

# Schriftenreihe aus dem Institut für Strömungsmechanik

Herausgeber

J. Fröhlich, R. Mailach

Institut für Strömungsmechanik

Technische Universität Dresden

D-01062 Dresden

Band 35



Tobias Hanisch

Simulation des Wärme- und  
Stofftransports in Brennelementen  
unter den Bedingungen eines  
ausdampfenden Lagerbeckens

**TUD***press*

2023

Die vorliegende Arbeit wurde am 15. Dezember 2021 an der Fakultät Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden als Dissertation eingereicht und am 17. Oktober 2022 erfolgreich verteidigt.

This work was submitted as a PhD thesis to the Faculty of Mechanical Science and Engineering of TU Dresden on 15 December 2021 and successfully defended on 17 October 2022.

Gutachter | Reviewers

1. Prof. Dr.-Ing. habil. Jochen Fröhlich, TU Dresden
2. Prof. Dr.-Ing. habil. Antonio Hurtado, TU Dresden
3. Prof. Dr. Robert Stieglitz, Karlsruher Institut für Technologie

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek  
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bibliographic information published by the Deutsche Nationalbibliothek  
The Deutsche Nationalbibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data are available in the Internet at <http://dnb.d-nb.de>.

ISBN 978-3-95908-302-7

© 2023 TUDpress  
bei Thelem Universitätsverlag  
und Buchhandlung GmbH & Co. KG  
Dresden und München  
[www.tudpress.de](http://www.tudpress.de)

Alle Rechte vorbehalten. | All rights reserved.  
Gesetzt vom Autor. | Typeset by the author.  
Printed in Germany.

# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Professur für Strömungsmechanik der Technischen Universität Dresden. Finanziert wurde meine Forschung durch das vom Bundesministerium für Bildung und Forschung geförderte Verbundprojekt SINABEL: „Sicherheit der Nasslager für abgebrannte Brennelemente“.

Ein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater und Erstgutachter Herrn Prof. Jochen Fröhlich, der mir die Chance gegeben hat, diese Dissertation an seinem Lehrstuhl in einem interdisziplinären Projekt anzufertigen und mit vielen fachlichen Diskussionen zum Gelingen der Arbeit beigetragen hat.

Ebenso großer Dank gebührt Herrn Dr. Frank Rüdiger, der die wesentliche Betreuung meiner Arbeit übernommen hat. Dank seiner langjährigen Erfahrung und Kompetenz war er mir sowohl bei Problemen in der Strömungsmechanik als auch bei der Wärmeübertragung eine wichtige Stütze auf dem Weg zur Promotion.

Bei Herrn Prof. Antonio Hurtado und Herrn Prof. Robert Stieglitz, bedanke ich mich für die Begutachtung meiner Arbeit. Darüber hinaus danke ich Professor Hurtado als Verbundkoordinator und allen Mitgliedern des SINABEL-Konsortiums für die vertrauensvolle und stets konstruktive Zusammenarbeit, die diese Dissertation erst ermöglicht haben.

Für die jederzeit freundliche und inspirierende Arbeitsatmosphäre am Lehrstuhl für Strömungsmechanik möchte ich mich bei all meinen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen bedanken. Eine entscheidende Unterstützung auf dem Weg vom Erstentwurf bis zur endgültigen Version meiner Dissertation war Herr Dr. Ronald Lehnigk, der sehr viel Zeit und Mühe in die Veredelung meiner Arbeit investiert hat.

Mein größter Dank gilt meiner Familie. Meine Eltern und Schwiegereltern haben mich stets unterstützt und mir den Rücken freigehalten, wann immer es nötig war. Für die Ermutigung, den immerwährenden Rückhalt und das grenzenlose Verständnis kann ich meiner Frau Maja nicht genug danken. Zuletzt danke ich meinen Kindern Wiebke und Anton dafür, dass sie mir jeden Tag vor Augen führen, was das Leben bedeutsam macht.



# Kurzfassung

Nukleare Brennelemente werden nach ihrem Betrieb mehrere Jahre in Nasslagerbecken gelagert, wo ihre Nachzerfallswärme durch elektrisch betriebene Kühlsysteme abgeführt wird. Bei Ausfall der Stromversorgung droht eine Überhitzung der Brennelemente und im schlimmsten Fall die Schädigung der Brennstabhüllen und der Austritt von radioaktivem Material in die Umwelt. Im Mittelpunkt der vorliegenden Dissertation steht die Untersuchung des komplexen Zusammenspiels von Strömung und Wärmetransport bei solch einem angenommenen Unfall, der zu teilweise freigelegten Brennelementen führt.

Eine Auswertung des aktuellen Forschungsstandes verdeutlicht, dass die zugrundeliegenden physikalischen Prozesse zwar theoretisch verstanden sind, aber bisher keine speziellen Simulationsprogramme zur präzisen Vorhersage der Temperaturverteilung für mögliche Unfallszenarien existieren. Für die detaillierte Analyse der Vorgänge werden deshalb erstmals numerische Strömungssimulationen unter Berücksichtigung der exakten Geometrie und aller relevanten Wärmetransportmechanismen für ein teilweise freigelegtes Brennelement durchgeführt. Zur Gewährleistung eines praktikablen Rechenaufwands wird der instationäre Verdampfungsvorgang in mehrere, eigenständige Simulationen mit stationären Randbedingungen und jeweils konstantem Füllstand unterteilt. Die Validierung mit experimentellen Daten zeigt, dass dieser Ansatz bei niedriger Nachzerfallsleistung geeignet ist, um die Stabtemperaturen mit ausreichender Genauigkeit vorherzusagen. Durch eine umfassende Sensitivitätsanalyse wird darüber hinaus der Einfluss zahlreicher unsicherer Faktoren auf die Temperaturverteilung und Zusammensetzung im Brennelement untersucht, der sich rein auf Grundlage des Experiments nicht beurteilen lässt.

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass die maximale Stabtemperatur hauptsächlich vom Füllstand und der Leistung der Brennstäbe abhängt. Eine horizontal gerichtete Luftströmung oberhalb des Brennelements führt insgesamt zu einem Temperaturgefälle in Strömungsrichtung innerhalb des Brennelements. Die Ursache dafür ist ein charakteristisches Strömungsfeld, bei dem kaltes Gas an der stromabwärts gelegenen Wand des Brennelements nach unten und heißes Gas an der stromaufwärts gelegenen Wand nach oben befördert wird. Die alleinige Variation der Geschwindigkeit der Luftströmung bewirkt jedoch keine nennenswerte Änderung der maximalen Stabtemperatur. Erst durch die Verwendung realitätsnaher Randbedingungen für Geschwindigkeit, Temperatur und Zusammensetzung, die aus groß-

skaligen Simulationen des gesamten Lagerbeckens gewonnen wurden, wird der Einfluss der Querströmung auf die Temperaturverteilung im Brennelement deutlich. Bedingt durch das Verhältnis aus Auftriebs- zu Trägheitskräften, steigt die Temperatur im Brennelement bei einer Kombination aus geringer Temperatur, geringem Dampfmassenanteil und hoher Geschwindigkeit der Querströmung signifikant an. Diese Ergebnisse ermöglichen die Ableitung gezielter Beladungsstrategien von Lagerbecken, sofern die Randbedingungen oberhalb der Brennelemente hinreichend genau bekannt sind bzw. vorhergesagt werden können.

Im letzten Schritt wird eine Methode zur skalenübergreifenden Modellierung eines Lagerbeckensbereichs vorgestellt. Durch die Kopplung zweier Modellierungsansätze wird eine teilweise geometrieauflösende Simulation ermöglicht, bei der das zentrale Brennelement geometrisch aufgelöst und die benachbarten Brennelemente als poröse Körper modelliert werden. Diese Vorgehensweise verbessert die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf ein ganzes Lagerbecken, weil die Auswertung im geometrisch aufgelösten Brennelement unabhängiger von den mit Unsicherheit behafteten Randbedingungen wird.

# Abstract

After their operation, spent nuclear fuel assemblies are stored for several years in wet storage pools, where their decay heat is removed by electrically operated cooling systems. If the power supply fails, this poses the risk of overheating of the fuel assemblies and, in the worst case, damage to the fuel rod cladding and the release of radioactive material into the environment. This dissertation focuses on the investigation of the complex interaction of flow and heat transport in such an assumed accident, which leads to partially uncovered fuel assemblies.

A review of the current state of research illustrates that although the underlying physical processes are theoretically understood, no specific simulation programmes exist to date to accurately predict the temperature distribution for possible accident scenarios. For the detailed analysis of the processes, numerical flow simulations taking into account the exact geometry and all relevant heat transport mechanisms are therefore carried out for a partially uncovered fuel assembly for the first time. To ensure a manageable computational effort, the transient evaporation process is subdivided into several, independent simulations with steady boundary conditions and a constant water level in each case. The validation with experimental data shows that this approach is suitable for predicting the rod temperatures with sufficient accuracy for low decay heat. A comprehensive sensitivity analysis also identifies the influence of numerous uncertain factors on the temperature distribution and composition in the fuel assembly, which cannot be assessed purely on the basis of the experiment.

The simulation results show that the maximum rod temperature depends mainly on the water level and the power of the fuel rods. A horizontally directed air flow above the fuel assembly leads to an overall temperature gradient in the flow direction within the fuel assembly. This is caused by a characteristic flow field in which cold gas is transported down the downstream wall of the fuel assembly and hot gas is transported up the upstream wall. However, varying the velocity of the airflow alone does not cause a significant change in the maximum rod temperature. The influence of the crossflow on the temperature distribution in the fuel assembly only becomes clear by using realistic boundary conditions for velocity, temperature and composition, obtained from large-scale simulations of the entire storage pool. Determined by the ratio of buoyant to inertial forces, the temperature in the fuel assembly increases significantly with a combination of low temperature, low steam mass fraction and high velocity of the crossflow. These results provide information on how to best

arrange fuel assemblies in spent fuel pools, provided that the boundary conditions above the fuel assemblies are known or can be predicted with sufficient accuracy.

Finally, a method for modelling a larger part of the spent fuel pool is presented. The combination of two modelling approaches enables a partially geometry-resolving simulation in which the central fuel assembly is geometrically resolved and the neighbouring fuel assemblies are modelled as porous bodies. This approach improves the transferability of the results to an entire spent fuel pool, because the evaluation in the geometrically resolved fuel assembly becomes more independent from the uncertain boundary conditions.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Chancen und Risiken der Kernenergienutzung . . . . .	1
1.2	Randbedingungen für den Wärme- und Stofftransport im Lagerbecken . . . . .	3
1.2.1	Zerfallsleistung . . . . .	3
1.2.2	Brennelement-Typ und Aufbau . . . . .	4
1.2.3	Wärmetransportmechanismen . . . . .	6
1.2.4	Verdampfungsrate . . . . .	8
1.2.5	Grenztemperaturen . . . . .	9
1.3	Simulation des Wärme- und Stofftransports im Lagerbecken . . . . .	10
1.3.1	Das Lagerbecken als Multiskalenproblem . . . . .	10
1.3.2	Systemcodes und Codes für schwere Störfälle . . . . .	12
1.3.3	CFD-Simulation mit Brennelementen als poröse Körper . . . . .	13
1.3.4	Geometrieauflösende CFD-Simulation . . . . .	15
1.4	Zielstellung und Aufbau der Arbeit . . . . .	16
<b>2</b>	<b>Modell für ein ausdampfendes Brennelement</b>	<b>19</b>
2.1	Vorbetrachtungen . . . . .	19
2.1.1	Strömungsform . . . . .	19
2.1.2	Form des Wärmeübergangs . . . . .	22
2.2	Physikalische Modellierung . . . . .	23
2.2.1	Simulationsstrategie . . . . .	23
2.2.2	Physikalische Modellgleichungen . . . . .	24
2.2.3	Rechengebiet und Randbedingungen . . . . .	27
2.3	Numerische Modellierung . . . . .	32
2.3.1	Örtliche Diskretisierung . . . . .	32
2.3.2	Zeitliche Diskretisierung . . . . .	34
<b>3</b>	<b>Sensitivitätsanalyse für ein ausdampfendes Brennelement</b>	<b>37</b>
3.1	Vorgehensweise . . . . .	37
3.2	Einfluss der Strahlungsmodellierung . . . . .	39
3.2.1	Motivation . . . . .	39
3.2.2	Bestimmung des Absorptionskoeffizienten . . . . .	40
3.2.3	Einfluss der Gasstrahlung . . . . .	41
3.2.4	Einfluss der numerischen Parameter . . . . .	44
3.3	Einfluss unsicherer Randbedingungen . . . . .	46
3.3.1	Wärmeverlust über die Isolierschicht . . . . .	46
3.3.2	Verteilung des Dampfmassenstroms an der Wasseroberfläche . . . . .	51

3.4	Einfluss der effektiv freigelegten Länge der Heizstäbe . . . . .	56
3.5	Einfluss der Stableistung . . . . .	58
<b>4</b>	<b>Wechselwirkung zwischen Querüberströmung und Wärmetransport im Brennelement</b>	<b>63</b>
4.1	Rechengebiet und Randbedingungen . . . . .	63
4.2	Physikalische und numerische Modellierung . . . . .	65
4.2.1	Physikalische Modellierung . . . . .	65
4.2.2	Numerische Einstellungen . . . . .	67
4.3	Ergebnisse und Diskussion . . . . .	67
4.3.1	Generelles Vorgehen . . . . .	67
4.3.2	Temperaturentwicklung und Strömung im Stabbereich . . . . .	69
4.3.3	Temperatur und Strömung im Überströmkanal . . . . .	75
<b>5</b>	<b>Ansätze zur skalenübergreifenden Modellierung eines Lagerbeckens</b>	<b>81</b>
5.1	Einordnung . . . . .	81
5.2	Co-Simulation des Wärme- und Stoffaustauschs zwischen Einzelbrennelement und Lagerbeckenatmosphäre . . . . .	81
5.2.1	Konfiguration . . . . .	81
5.2.2	Einfluss der Konvektionsströmung oberhalb der Brennelemente . . . . .	86
5.3	Gekoppelte Simulation eines Lagerbeckenbereichs . . . . .	92
5.3.1	Motivation . . . . .	92
5.3.2	Parametrierung des porösen Körpers . . . . .	92
5.3.3	Vergleich der Simulationsansätze . . . . .	94
5.3.4	Simulation der Brennelement-Gruppe . . . . .	96
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>101</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>115</b>
	<b>Symbol- und Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>119</b>

# 1 Einleitung

## 1.1 Chancen und Risiken der Kernenergienutzung

Die globale Erderwärmung ist eines der größten globalen Probleme des 21. Jahrhunderts. Gemäß einem Bericht des Weltklimarates sind menschliche Aktivitäten für einen Anstieg der mittleren Temperatur von etwa  $1,0^{\circ}\text{C}$  gegenüber dem vorindustriellen Niveau verantwortlich [62]. Bei der derzeitigen Geschwindigkeit wird die globale Erwärmung wahrscheinlich zwischen 2030 und 2052 die kritische Marke von  $1,5^{\circ}\text{C}$  erreichen [62]. Hauptursache für die Zunahme der Temperatur ist die gestiegene Konzentration an Treibhausgasen, vor allem Kohlendioxid, in der Atmosphäre. Nur durch eine radikale Reduktion der Treibhausgasemissionen weltweit können die negativen Auswirkungen der Erderwärmung wirksam begrenzt werden.

Laut Analysen der Wirtschaftskommission für Europa der Vereinten Nationen UNECE können die international vereinbarten Klimaziele ohne Kernenergie jedoch nicht erreicht werden [104]. Sie stellt damit eine Schlüsseltechnologie zur kohlendioxidarmen Stromerzeugung dar. Zusammen mit regenerativen Energiequellen wie Wind- und Solarenergie, könnte Kernenergie zukünftig verstärkt in einem kohlenstofffreien Energiemix eingesetzt werden [62]. Darüber hinaus haben Kernkraftwerke den Vorteil, dass sie inhärent grundlastfähig sind, d. h. dauerhaft und ohne längere Unterbrechungen elektrische Energie liefern können. Vor diesem Hintergrund sind derzeit weltweit mehr als 50 neue Kernreaktoren im Bau [112].

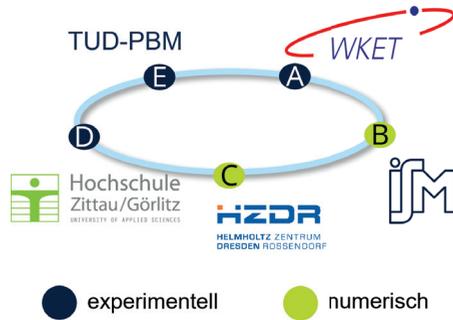
Der Brennstoff Uran stellt gleichzeitig eine große Stärke, aber auch ein großes Risiko der Kernenergie dar: Seine hohe Energiedichte ermöglicht die Erzeugung einer großen Menge an elektrischer Energie bei geringem Rohstoffeinsatz. Allerdings entstehen bei der Kernspaltung radioaktive Spaltprodukte, die erhebliche Umweltschäden verursachen können. Deshalb ergeben sich spezielle Sicherheitsanforderungen an kerntechnische Anlagen, um eine Freisetzung des radioaktiven Materials in die Umwelt zu verhindern. Obwohl ein Unfall in einem Kernkraftwerk extrem unwahrscheinlich ist, hat ein einzelnes Ereignis ein potenziell sehr hohes Schadensausmaß [80], wie die Nuklearkatastrophen von Tschernobyl (1986) und Fukushima Daiichi (2011) gezeigt haben.

Die Sicherheit kerntechnischer Anlagen ist daher weiterhin Gegenstand der Forschung. Ein Teilaspekt der Sicherheitsbewertung ist die Gewährleistung der Nachwärmeabfuhr von aus dem Kern entladene Brennelementen. Diese lässt sich zuverlässig durch Nasslagerung in einem Lagerbecken bewerkstelligen [81]. Aufgrund der geringeren Wärmefreisetzung von ausgelagerten Brennelementen bleibt bei einem potenziellen Störfall vergleichsweise viel Zeit zum Reagieren [55]. Aus diesem Grund standen Untersuchungen zur Sicherheit des Brennelementlagerbeckens gegenüber Störfallanalysen für den Reaktorkern eher im Hintergrund. Mit dem Unfall im Kernkraftwerk Fukushima Daiichi im März 2011 ist dieses Thema wieder in den Fokus der Forschung gerückt. Ein Erdbeben und daraus folgender Tsunami beschädigten große Teile des Kernkraftwerks. Daraufhin fiel die gesamte Stromversorgung aus und die Kühlung der Reaktoren und Lagerbecken konnte nicht mehr sichergestellt werden.

Ein lang anhaltender Ausfall der Beckenkühlung führt zu einem kontinuierlichen Anstieg der Temperatur des Beckenwassers. Abhängig von der Leistung der gelagerten Brennelemente kommt es zur sukzessiven Verdampfung des Kühlmittels, wenn keine Gegenmaßnahmen getroffen werden. Der Verlust des Beckenwassers infolge eines Lecks unterscheidet sich vom Ausdampfungszenario nur durch andere Zeitabläufe. Während Lecks im Becken durch das konsequente Verschließen bzw. Vermeiden aller Durchführungen unterhalb des Wasserspiegels und in Anbetracht der extrem dicken Betonstrukturen in diesem Bereich sehr unwahrscheinlich sind, kann man das Ausdampfen des Beckens unter bestimmten Randbedingungen nicht ausschließen. Werden die Brennelemente freigelegt, dann reicht die Wärmeabfuhr nicht aus, um eine Aufheizung der Brennstäbe zu verhindern, da der Wärmeübergang von den Stäben an Luft um ein Vielfaches geringer ist als an Wasser. Ab einer kritischen Temperatur setzt eine Versprödung des Hüllrohrmaterials mit Aufblähen und Aufreißen der Hülle und daraus resultierender Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte ein [95].

Die Vorhersage der Temperaturentwicklung der Brennstäbe unter diesen Bedingungen erfordert die Kenntnis über die Strömung sowie den Wärme- und Stofftransport innerhalb der Brennelemente sowie im Lagerbecken. Im vom Bundesministerium für Bildung und Forschung geförderten Verbundprojekt „Sicherheit der Nasslager für abgebrannte Brennelemente“ (SINABEL) beschäftigten sich insgesamt fünf Projektpartner mit dieser Fragestellung, siehe Abbildung 1.1. Das Hauptziel des Projektes war die Prognose der Entwicklung des axialen und radialen Temperaturprofils der Brennstäbe bei unterschiedlichen Störfallszenarien. Durch eine Kombination aus Experimenten und Simulationen sollten Kenntnisse über die ablaufenden Wärmetransportprozesse gewonnen werden. Von den Experimenten ausgehend wurden vorhandene Simulationsprogramme bezüglich ihrer Anwendbarkeit untersucht und Modelle zur Lösung dieses speziellen Problems entwickelt.

Die Arbeiten am Institut für Strömungsmechanik an der TU Dresden bildeten die Grundlage für die vorliegende Dissertation. Mit Methoden der numerischen Strömungsmechanik (englisch *Computational Fluid Dynamics*, kurz: CFD) können verschiedene Szenarien im Voraus



**Abbildung 1.1:** Überblick über die Projektpartner im Verbundvorhaben SINABEL. Von A bis E: Technische Universität Dresden – Professur für Wasserstoff- und Kernenergietechnik, Technische Universität Dresden – Institut für Strömungsmechanik, Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf – Institut für Fluidodynamik, Hochschule Zittau-Görlitz – Institut für Prozesstechnik, Prozessautomatisierung und Messtechnik sowie Technische Universität Dresden – Professur für bildgebende Messverfahren.

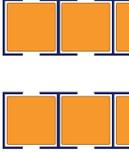
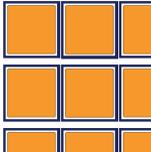
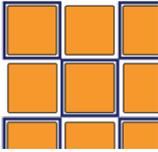
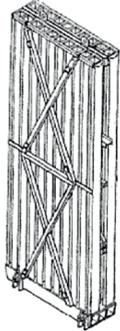
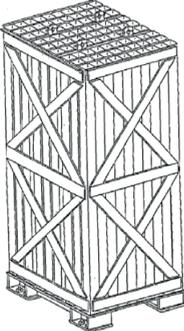
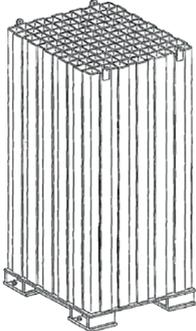
berechnet werden, um bei einem Störfall die bestmöglichen Handlungsoptionen zu identifizieren. Dazu ist eine umfassende Analyse der zugrundeliegenden physikalischen Prozesse und eine eingehende Validierung vorhandener Simulationscodes nötig. Eine Übersicht über die vorherrschenden Bedingungen in einem ausdampfenden Brennelementlagerbecken sowie gängige Simulationenmethoden geben die folgenden Abschnitte.

## 1.2 Randbedingungen für den Wärme- und Stofftransport im Lagerbecken

### 1.2.1 Zerfallsleistung

Nach ihrem Betrieb im Reaktor setzen nukleare Brennelemente immer noch eine erhebliche Wärmemenge durch den radioaktiven Zerfall der Spaltprodukte in den Brennstäben frei. Die tatsächliche Höhe dieser sogenannten Nachzerfallsleistung hängt u. a. von der Zusammensetzung des Brennstoffs und den Betriebsparametern ab [110] und kann gemäß DIN-25463-1 unter Verwendung empirischer Näherungsformeln berechnet werden [24]. Die Zerfallsleistung nimmt exponentiell mit der Zeit ab und ist daher für ausgelagerte Brennelemente deutlich kleiner als im Leistungsbetrieb [55]. Während ein Brennelement im Reaktor eine Leistung von mehreren Megawatt erzeugt, ist die Nachzerfallsleistung eines ausgelagerten Brennelements mit einigen Kilowatt vergleichsweise niedrig [98]. Zur Sicherung der Wärmeabfuhr und zur Verminderung der restlichen Strahlungsaktivität werden die Brennelemente für mehrere Jahre in ein Nasslagerbecken ausgelagert [46]. Das Brennelementlagerbecken befindet sich in

**Tabelle 1.1:** Eigenschaften der Lagergestelle in SWR-Anlagen nach [75, 103]

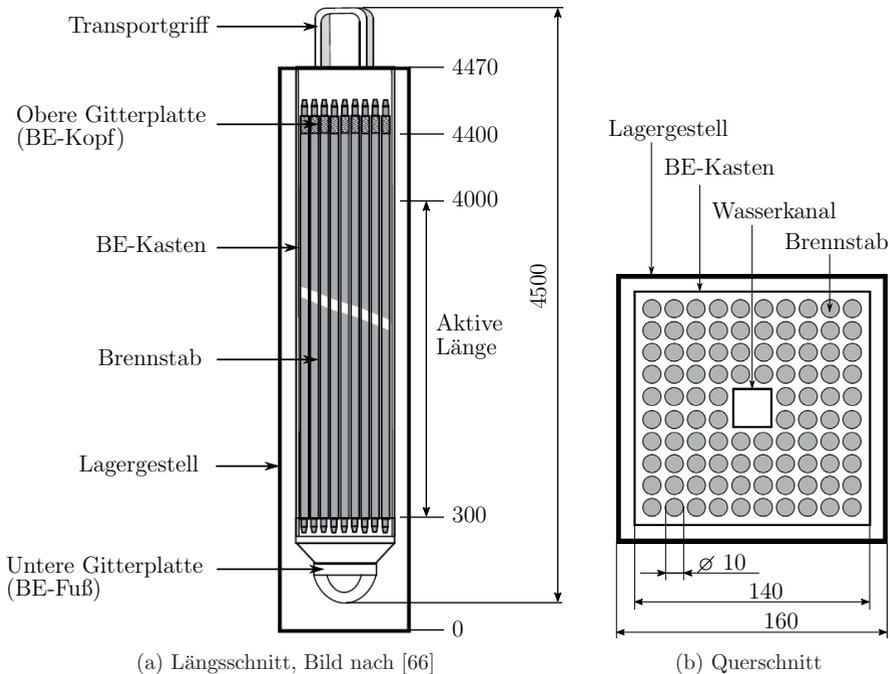
Lagerdichte	Geringe Lagerdichte	Hohe Lagerdichte	Höchste Lagerdichte (Kompaktlagergestell)
Draufsicht			
Schrägsicht			
Material	Aluminium	Edelstahl	Borierter Edelstahl
Querströmung möglich?	Ja	Ja	Nein

der Regel in der Nähe des Reaktorkerns, manchmal auch innerhalb des Sicherheitsbehälters oder eines separaten Gebäudes [69]. In Deutschland dient demineralisiertes Wasser (Deionat) als Kühlmedium, dessen Temperatur im Normalbetrieb über aktive Kühlsysteme unter  $45\text{ °C}$  gehalten wird [56].

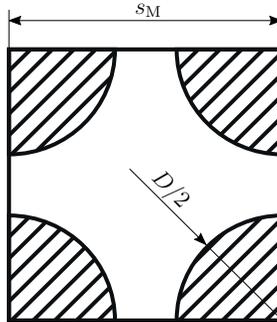
### 1.2.2 Brennelement-Typ und Aufbau

In der vorliegenden Arbeit wird als Referenzfall ein Siedewasserreaktor (SWR)-Brennelement betrachtet. Die Randbedingungen für ein einzelnes SWR-Brennelement werden maßgeblich von den eingesetzten Lagergestellen beeinflusst, siehe Tabelle 1.1. In modernen Anlagen werden die Brennelemente aus Platz- und Kostengründen typischerweise in Kompaktlagergestellen angeordnet [5]. Die Konstruktion lässt keine Strömung des Kühlmediums in seitlicher Richtung zwischen den Lagerschichten zu. Die Lagerschächte sind oben und unten offen, um eine Durchströmung in axialer Richtung zu ermöglichen. Die konstruktive Ausführung der Lagergestelle erlaubt eine konvektive Wärmeabfuhr lediglich in axialer Richtung.

Abbildung 1.2 zeigt den generellen Aufbau eines SWR-Brennelements. Die Brennelemente haben typischerweise eine Gesamtlänge von 4,4–4,5 m mit einer aktiven Länge von ca. 3,7–3,8 m. Die aktive Länge ist der Bereich, der mit Brennstoff gefüllt ist und in dem die Wärmefreisetzung erfolgt, sowohl im Leistungsbetrieb als auch während der Abklingzeit. Die Brennstäbe sind am unteren und oberen Ende in einer Gitterplatte befestigt. Über die gesamte Länge verteilt werden die Brennstäbe durch Abstandhalter (AH) in ihrer radialen Position gehalten. Im Leistungsbetrieb dienen die Abstandhalter zudem der Verbesserung der Vermischung und des Wärmeübergangs [58]. Neben den Brennstäben gibt es im Brennelement außerdem hohle Wasserstäbe bzw. einen Wasserkanal zur Verbesserung der Neutronenmoderation und Brennstoffausnutzung, siehe Abbildung 1.2b. SWR-Brennelemente besitzen einen Brennelementkasten als äußere Umrandung. Dadurch kann das Kühlmedium nur am Brennelementfuß und -kopf zu- bzw. abströmen. Eine Strömung in seitlicher Richtung wird durch den Brennelementkasten unterbunden. Charakteristisch für SWR-Brennelemente ist außerdem der Transportgriff, der diagonal über dem Brennelement angebracht ist und aus dem Lagergestell herausragt [1, 99].



**Abbildung 1.2:** Schematische Darstellung eines SWR-Brennelements. Alle Maße sind lediglich Anhaltswerte und angegeben in Millimetern.



**Abbildung 1.3:** Schematische Darstellung eines Unterkanals mit Brennstäben des Durchmessers  $D$  und einem Mittenabstand  $s_M$ .

Die kleinste geometrische Einheit im Brennelement bildet ein Unterkanal, dargestellt in Abbildung 1.3. Die bestimmenden geometrischen Größen sind der Durchmesser  $D$  sowie der Mittenabstand bzw. die Teilung  $s_M$  der Brennstäbe. Typische Werte liegen im Bereich  $9,6 \text{ mm} < D < 11,2 \text{ mm}$  sowie  $13 \text{ mm} < s_M < 14,4 \text{ mm}$  [1]. Die einzelnen Komponenten eines SWR-Brennelements werden aus verschiedenen Materialien hergestellt [51]. Die Lagergestelle, der Brennelementkasten, der Transportgriff sowie Fuß- und Kopfstück werden aus Edelstahl, typischerweise X5CrNi18-10 (Typ 1.4301), gefertigt. Die Hüllrohre der Brennstäbe werden aus Zircaloy hergestellt. Diese auf Zirconium basierende Metalllegierung wird aufgrund ihrer hohen Korrosionsbeständigkeit und Neutronen-Durchlässigkeit für alle wassergekühlten Reaktoren verwendet [116]. Den Brennstoff bilden gepresste Uranoxid-Pellets. Für die vorliegende Arbeit sind vor allem die thermophysikalischen Eigenschaften von Bedeutung, für die die International Atomic Energy Agency [47] umfangreiche Daten bereithält.

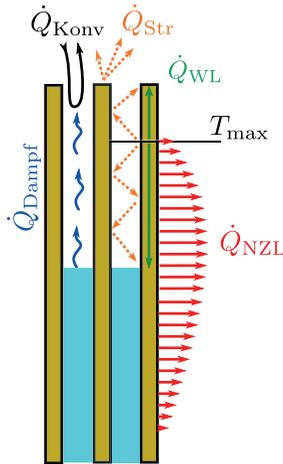
### 1.2.3 Wärmetransportmechanismen

Eine ausreichende Kühlung der eingelagerten Brennelemente im Lagerbecken wird durch die folgenden Ereignisse gefährdet:

- Verlust des Lagerbecken-Kühlmittelinventars (*Loss of coolant*) sowie
- (Teil-)Ausfall der aktiven Wärmeabfuhrsysteme (*Loss of cooling*) [44].

Mögliche Auslöser für das erstgenannte Szenario sind: (1) Verlust durch angeschlossene Systeme, (2) Leckage durch bewegliche Schieber oder Dichtungen und (3) Leckage oder Versagen des Brennelementlagerbeckens oder der Lagerbeckenauskleidung. Das zweite Szenario kann durch den Ausfall der Stromversorgung der Kühlpumpen oder des Kühlsystems auftreten. Eine Übersicht über vergangene Vorfälle für beide Szenarien ist in Ibarra u. a. [44] sowie Trégourès u. a. [103] zu finden.

Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt auf dem zweiten Szenario (Verlust der Kühlung) in einem Lagerbecken für SWR-Brennelemente, das mit Kompaktlagergestellen ausgestattet ist. Ein lang anhaltender Ausfall der Wärmeabfuhrsysteme führt zur kontinuierlichen Erwärmung des Beckenwassers. Abhängig von der Nachzerfallsleistung wird das Kühlmedium zunächst verdunsten und letztendlich verdampfen [108]. Ohne Gegenmaßnahmen sinkt der Wasserspiegel unter die Oberkante der Lagergestelle und die Brennelemente werden teilweise freigelegt. Dadurch wird die natürliche Konvektion im Wasser, die eine zuverlässige Wärmeabfuhr im Normalbetrieb ermöglicht [111], unterbunden. Die übrigen Wärmetransportmechanismen oberhalb des Wasserspiegels sind in Abbildung 1.4 dargestellt.



**Abbildung 1.4:** Schematische Darstellung der Wärmetransportmechanismen an einem teilweise freigelegten Brennelement; Bild aus [73].

Innerhalb der Brennelemente wird die Nachzerfallsleistung,  $\dot{Q}_{NZL}$ , freigesetzt. Sie stellt eine Wärmequelle dar. Ist ein Brennelement von anderen mit ähnlicher Nachzerfallsleistung umgeben, ist dessen thermische Randbedingung in horizontaler Richtung näherungsweise adiabat. Der Wärmetransport verläuft dementsprechend hauptsächlich in axialer Richtung. Solange ein Teil der Brennstäbe mit Wasser bedeckt ist, führt die dort freigesetzte Nachzerfallsleistung zur Dampferzeugung. Ein wichtiger Kühlmechanismus bei einem teilweise freigelegten Brennelement ist die konvektive Wärmeübertragung an den aufsteigenden Dampf,  $\dot{Q}_{Dampf}$ , welcher infolgedessen überhitzt. Vernachlässigt man die anderen Wärmetransportmechanismen, hängt das axiale Temperaturprofil im Gleichgewichtszustand nur vom Verhältnis der über und unter Wasser freigesetzten Wärme ab. Die absolute Wärmeleistung ist hierbei nicht von Bedeutung. Eine höhere Zerfallswärmeleistung unterhalb des Wasserspiegels führt zu einem höheren Dampfmassenstrom, der eine erhöhte Wärmeabgabe oberhalb der Wasseroberfläche kompensiert. Die maximalen Temperaturen ergeben sich am Ende der aktiven Länge und sind im adiabaten Fall eine Funktion des Füllstandes. Abhängig von der Nachzerfallsleistung

tung kommt es zum intermittierenden Sieden [76], was eine instationäre Dampfproduktion bewirkt. Dies ist eine Folge des großen Verhältnisses zwischen Länge und Durchmesser der Brennelement-Unterkanäle in der Größenordnung von etwa 300. Aufgrund der fehlenden radialen Temperaturgradienten verhindert dies eine ausreichende natürliche Konvektion im Restwasser [101]. Die Wärmeleitung in den Festkörpern,  $\dot{Q}_{\text{WL}}$ , erfolgt in axialer Richtung von der Stelle des Temperaturmaximums aus. Aufgrund ihres diffusen Charakters wirkt die Wärmestrahlung,  $\dot{Q}_{\text{Str}}$ , in ähnlicher Weise. Durch Wärmeleitung und Wärmestrahlung zur Wasseroberfläche kann die Dampfproduktion zusätzlich erhöht werden. Beide Transportmechanismen skalieren mit dem Temperaturgradienten in axialer Richtung. Am Brennelementkopf wird dieser durch die Konvektion in der Lagerbecken-Atmosphäre,  $\dot{Q}_{\text{Konv}}$ , sowie den Wärmetransport über Strahlung,  $\dot{Q}_{\text{Str}}$ , beeinflusst [73].

### 1.2.4 Verdampfungsrates

Aufgrund der im Vergleich zum Leistungsbetrieb geringen Nachzerfallsleistung erfolgt die Verdampfung des Wassers relativ langsam. Brewster [11] hat ein Modell zur Berechnung der Verdampfungsrates von Wasser zur Anwendung bei Brennelementlagerbecken vorgeschlagen. Das Modell ist für einen großen Bereich von kleinen Stoffübergangsrates (bei Raumtemperatur) bis zu hohen Stoffübergangsrates (bis zum Einsetzen des Siedens oberhalb von 99 °C) einsetzbar und unterscheidet sich dadurch von anderen für diesen Zweck verwendeten Modellen [30, 89, 108].

Bei einem Ausfall der Kühlung kommt es zunächst zur Verdunstung des Beckenwassers. Die Verdampfungsrates steigt mit zunehmender Wassertemperatur und macht bei Temperaturen oberhalb von 70 °C einen signifikanten Anteil am gesamten Wärme- und Stofftransport aus. Ist die Nachzerfallsleistung gering, kann sich unterhalb der Siedetemperatur bereits ein Gleichgewichtszustand einstellen, bei dem die gesamte eingebrachte Nachzerfallsleistung durch Verdunstung abgeführt wird [108]. Bei höherer Nachzerfallsleistung erreicht die Wassertemperatur letztendlich die Siedetemperatur. Die Verdampfungsrates kann dann einfach aus dem Verhältnis zwischen der unter Wasser freigesetzten Zerfallswärme und der spezifischen Verdampfungsenthalpie berechnet werden, d. h. die gesamte Zerfallswärme wird zur Verdampfung von Wasser genutzt:

$$\dot{m} = \frac{\dot{Q}_{\text{NZL,uw}}}{\Delta h_v} . \quad (1.1)$$

Die Verdampfungsrates bei Standarddruck ( $p = 1,01325$  bar) soll im Folgenden am Beispiel des Lagerbeckens im Reaktorblock 4 des Kernkraftwerks Fukushima Daiichi ermittelt werden. Unter diesen Bedingungen betragen die Verdampfungsenthalpie  $\Delta h_v = 2257$  kJ/kg und die Dichte des flüssigen Wassers  $\rho = 958,4$  kg/m<sup>3</sup> [106]. Das Lagerbecken hat eine Wasseroberfläche von 121 m<sup>2</sup> und, zum Unfallzeitpunkt im März 2011, eine Nachzerfallsleistung von

**Tabelle 1.2:** Grenztemperaturen für Hüllrohre nach [75, 87]

Hüllrohr- temperatur	Atmosphäre	Versagensmechanismus	Quellen
1100 °C	Wasser- dampf	Exotherme Reaktion von Zirconium und Dampf → hohe Wärmefreisetzung → Produktion von Wasserstoff (Explosionsgefahr)	Petti u. a. [78], Hofmann u. a. [41], Clément u. a. [18], Steinbrück u. a. [97]
800–900 °C	Luft	Exotherme Reaktion von Zirconium und Sauerstoff → hohe Wärmefreisetzung bis hin zum Brand	Evans u. a. [27], Sailor u. a. [85], Powers u. a. [79], Collins und Hubbard [19]
655–880 °C	Luft	Ballooning (Aufblähen und Aufreißen der Hüllrohre)	Chung und Basu [17], Nagase und Fuketa [68]
565 °C	Luft	Kriechen → nach 10 Stunden Versagen	Smith [95], Nourbakhsh u. a. [70]

insgesamt 2,26 MW [71]. Daraus ergibt sich eine Verdampfungsrate von ca. 1 kg/s. Geteilt durch die Dichte sowie die Oberfläche des Wassers ergibt sich daraus eine Abnahme des Füllstands von ca. 31 Millimetern pro Stunde. Da die Lagergestelle von mehr als 7 Metern Wasser überdeckt sind, dauert es unter diesen Annahmen etwa 9,5 Tage, bis die Brennelemente freigelegt werden. Für ein einzelnes Brennelement beträgt die Nachzerfallsleistung nach einer Auslagerungsdauer von 100 Tagen ca. 3,4 kW [30]. Daher beträgt die Verdampfungsrate hier lediglich  $1,5 \times 10^{-3}$  kg/s.

### 1.2.5 Grenztemperaturen

Solange ein ausgelagertes Brennelement vollständig mit Wasser bedeckt ist, ermöglicht die natürliche Konvektion eine gesicherte und effektive Wärmeabfuhr [111]. Die Oberflächentemperatur der Brennstäbe liegt nur geringfügig oberhalb der Wassertemperatur [87]. Dies liegt an den geringen anliegenden Wärmestromdichten. Werden die Brennstäbe freigelegt, heizen sie sich jedoch kontinuierlich auf. Die Grenztemperatur, bis zu der die Integrität der Hüllrohre gewährleistet ist, hängt vom Material und individuellen Eigenschaften der Hüllrohre, der Atmosphäre (Wasserdampf, Luft) und dem tatsächlichen Störfallablauf ab [75, 87]. In Tabelle 1.2 sind Richtwerte für die Grenztemperatur aus der Literatur zusammengefasst.

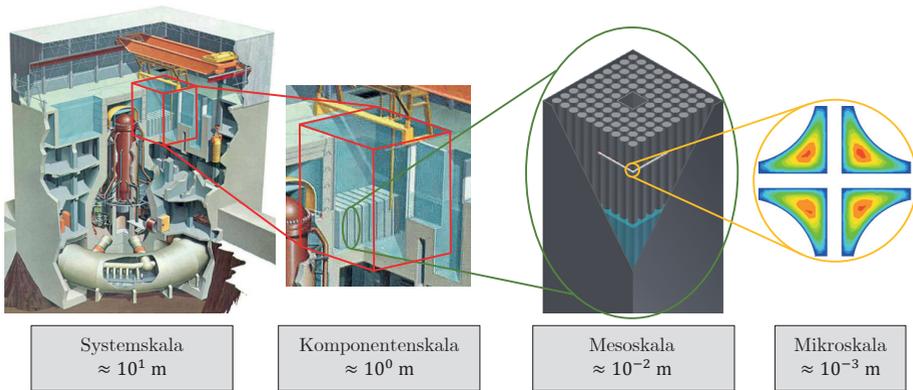
In der vorliegenden Arbeit werden nur unbeschädigte Brennelemente untersucht; die Auswirkungen chemischer Reaktionen oder ionisierender Strahlung werden dagegen nicht betrachtet. Die darauf zutreffenden Versagensmechanismen sind das Kriechen des Hüllrohrmaterials sowie das Ballooning (Aufblähen und Aufreißen) der Hüllrohre. Daher sollte die maximale

Oberflächentemperatur der Brennstäbe einen Wert von  $T = 565 \text{ °C}$  nicht überschreiten, da darüber hinaus von einer irreversiblen Schädigung der Hüllrohre auszugehen ist.

## 1.3 Simulation des Wärme- und Stofftransports im Lagerbecken

### 1.3.1 Das Lagerbecken als Multiskalenproblem

Die thermohydraulischen Prozesse in einem ausdampfenden Lagerbecken lassen sich der Längenskala nach ordnen und klassifizieren. Sie werden typischerweise vier Hauptskalen zugeordnet [22, 33, 115], die in Abbildung 1.5 dargestellt sind. Die Vorgänge reichen von der Verdampfung an der Wasseroberfläche (**Mikroskala**) über das Aufsteigen des Dampfes in den wenige Millimeter breiten Unterkanälen (**Mesoskala**) bis hin zur Ausbildung großskaliger Konvektionsströmungen oberhalb der Brennelemente (**Komponentenskala**) und deren Vermischung mit der Luft im Reaktorgebäude (**Systemskala**).

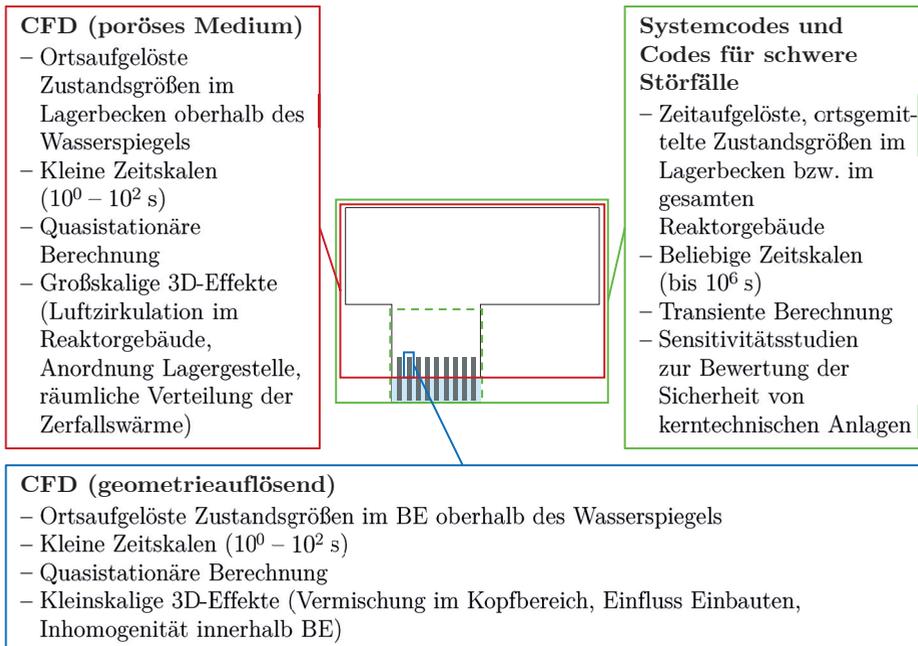


**Abbildung 1.5:** Veranschaulichung des Multiskalencharakters der Prozesse im Lagerbecken. Die Darstellung des Reaktorgebäudes ist aus Gauntt u. a. [30] entnommen.

Die Systemskala dient der Gesamtbeschreibung der Reaktorkreisläufe und berücksichtigt Längenskalen mit einer Größenordnung von mehreren Metern. Phänomene, die eng mit der Dynamik des gesamten Kernkraftwerks und Nebenanlagen zusammenhängen, werden ganzheitlich abgebildet. Die Hauptanwendungen sind Sicherheitsanalysen, Simulationen von Unfallszenarien und Betriebsstudien [77]. Untersuchungen auf der Komponentenskala widmen sich Auslegungs-, Sicherheits- und Betriebsstudien für isolierte Reaktorcomponenten, wie dem Reaktorkern, Wärmeübertragern oder dem Lagerbecken. Die minimale räumliche Auflösung wird durch die Abmessung der Unterkanäle in der Größenordnung von Zentimetern

festgelegt. Analysen auf der Mesoskala befassen sich mit der detaillierten Beschreibung der Thermohydraulik innerhalb der Komponenten. Die durchschnittliche Längenskala in der Größenordnung von Millimetern erlaubt geometriauflösende Analysen in kritischen Bauteilen mit komplexer Physik und Geometrie. Auf der Mikroskala werden grundlegende Phänomene der Strömung und des Wärmeübergangs auf sehr kleinen Längenskalen bis hin zu Mikrometern untersucht [7].

Der Multiskalencharakter macht es notwendig, geeignete Simulationsansätze für die jeweiligen Längenskalen zu verwenden, wie in He und Tao [40] beschrieben. Derzeit gibt es keine speziell entwickelten Programme für die geometriauflösende Simulation der Prozesse im Lagerbecken, die mit einem Ausfall der Kühlung oder Verlust des Kühlmittels einhergehen [103]. Die Sicherheitsanalysen stützen sich auf Simulationswerkzeuge, die hauptsächlich für die Untersuchung von Störfällen im Bereich des Reaktorkerns entwickelt wurden. Tréguères u. a. [103] geben einen Überblick über die bei einem Störfall auftretenden Phänomene und die verschiedenen Computercodes zu deren Bewertung. Im Folgenden werden etablierte Simulationsmethoden zur Berechnung des Wärme- und Stofftransports im ausdampfenden Lagerbecken vorgestellt und den zuvor beschriebenen Längenskalen zugeordnet. Abbildung 1.6 veranschaulicht die Merkmale und Einsatzgebiete der Simulationsansätze im Lagerbecken.



**Abbildung 1.6:** Merkmale der Simulationsansätze zur Berechnung des Wärme- und Stofftransports in einem Brennelementlagerbecken.

### 1.3.2 Systemcodes und Codes für schwere Störfälle

Diese Klasse von Codes dient der Beschreibung der Thermohydraulik im gesamten Lagerbecken und ihrer Wechselwirkung mit den Prozessen im Sicherheitsbehälter. Spezifische Details der Lagergestelle werden vernachlässigt und es werden 0D- oder 1D-Näherungen verwendet. Für diese Codes mangelt es an Validierung für die Betriebsbedingungen von Lagerbecken (nahezu atmosphärischer Druck, natürliche oder gemischte Konvektion), da die meisten Testfälle für Situationen mit höherem Druck und erzwungener Konvektion geschaffen wurden [77]. Andererseits eignen sie sich hervorragend dafür, die großen räumlichen und zeitlichen Skalen zur Bewertung der Lagerbecken-Thermohydraulik unter Unfallbedingungen abzubilden.

Beginnend in den 1980er Jahren wurden zahlreiche Studien zum vollständigen Verlust des Lagerbecken-Kühlmittelinventars sowie zu Vorfällen mit Ausfall des Kühlsystems, wie in Fukushima, durchgeführt. Benjamin u. a. [5, 6] entwickelten den Computercode SFUEL zur Untersuchung des thermohydraulischen Verhaltens eines plötzlich leer gelaufenen Lagerbeckens. Neben anderen Vereinfachungen nahmen sie eine zweidimensionale Darstellung des Pools mit lokal eindimensionalen Strömungspfaden sowie eine perfekt durchmischte Atmosphäre über den Lagergestellen an. Mit ihrem Code untersuchten die Autoren die Temperaturentwicklung im Becken für eine Reihe verschiedener Parameter wie die Nachzerfallsleistung, die Gebäudebelüftung und die Lagerdichte der Lagergestelle. Zusammenfassend geben sie minimale Abklingzeiten für verschiedene Lagergestell-Ausführungen an. Nourbakhsh u. a. [70] verwendeten den weiterentwickelten Code SHARP für ähnliche Sensitivitätsstudien. Vor der Modellbeschreibung lieferten sie eine Rangfolge der zu erwartenden Kühlmechanismen auf der Grundlage von Studien mit SFUEL. Die konvektive Wärmeübertragung vom Brennelementkopf zur Gebäudeatmosphäre, die einen Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit bildet, habe demnach einen messbaren Einfluss auf die Spitzentemperaturen. Die Autoren betonen den starken Einfluss der Nachzerfallsleistung, der Belüftung und der Verfügbarkeit von Freiflächen für Luftströmungen auf die Erwärmung der Brennelemente.

Während Benjamin u. a. [6] und Nourbakhsh u. a. [70] Codes beschreiben, die auf die Modellierung von Lagerbecken spezialisiert sind, wird die Sicherheit von kerntechnischen Anlagen üblicherweise mit thermohydraulischen Systemcodes oder Codes für schwere Störfälle bewertet. Diese erlauben die Untersuchung einer Vielzahl von hypothetischen Unfallszenarien und sind in der Lage, einen vollständigen Unfallverlauf zu simulieren. Kaliatka u. a. [53, 54] untersuchten die Sicherheit der Lagerbecken im Kernkraftwerk Ignalina in Litauen, das 2009 für die Stilllegung abgeschaltet wurde. Sie betrachteten ein Versagen der Kühlsysteme [53] sowie den Verlust von Kühlmittel durch Leckage [54] unter Verwendung verschiedener Systemcodes, um die Wasserverdampfung und Freilegung der Brennelemente zu analysieren. Steinrötter u. a. [98] entwickelten erste Ansätze zur Berücksichtigung von Unfallabläufen innerhalb von Brennelement-Lagerbecken für probabilistische Sicherheitsanalysen. Mithilfe des integralen Simulationsprogramms MELCOR führten sie deterministische Unfallanalysen

für Lagerbecken einer Druckwasserreaktor- und Siedewasserreaktor-Referenzanlage unter besonderer Berücksichtigung der Thermohydraulik im Becken, dem Verhalten der eingelagerten Strukturen sowie der Auswirkung auf die Gesamtanlage durch. Dabei ermittelten sie Zeitabläufe für das Ausdampfen sowie das Aufheizen der Strukturen bis hin zur Freisetzung von Radionukliden. Ognernubov u. a. [74] wiesen auf die Unsicherheiten bei der Berechnung der Prozesse im Brennelementlagerbecken mit verschiedenen Systemcodes aufgrund der verwendeten Näherungen, Anfangsbedingungen und benutzerdefinierten Annahmen hin.

Fleurot u. a. [28] systematisierten verschiedene Untersuchungen von Lagerbecken-Störfällen, die mit unterschiedlichen Codes für schwere Störfälle und für verschiedene Lagerbecken-Geometrien durchgeführt wurden. Dabei ging es um deren Fähigkeit zur Bewertung der Auswirkung von Luftströmungen auf die Kühlbarkeit der Brennelemente sowie der Vorhersage der Strömungspfade und -geschwindigkeit der Luft-/Dampfströmung in diesen Brennelementen. Laut Fleurot u. a. [28] können die für Reaktoranwendungen entwickelten Codes für schwere Störfälle die natürliche Konvektionsströmung im Reaktorgebäude sowie den Lufteintritt in die Brennelemente nicht verlässlich vorhersagen.

Nach dem Unfall von Fukushima veröffentlichten die Sandia National Laboratories eine Studie zu Simulationen mit einem Thermohydraulik-Code und einem Code für schwere Störfälle, um das Verhalten des Brennelementlagerbeckens in Reaktorblock 4 während des Unfalls zu reproduzieren [30]. Mochizuki [66] berechnete ebenfalls das Ausdampfen des Lagerbeckens in Block 4 mit einem Thermohydraulik-Code und konnte zeigen, dass die Verdampfung des Wassers und Abnahme des Füllstandes sehr gut vorhergesagt werden. Obwohl diese Codes schnell sind und geeignet, um lange transiente Phänomene in großen Systemen zu erfassen, sind sie dadurch begrenzt, dass die Geometrie des Lagerbeckens nur unzureichend dargestellt wird. Für die Strömungspfade über und um die Lagergestelle müssen vereinfachende Annahmen getroffen werden, während die Strömung im Becken dreidimensional ist und hauptsächlich durch natürliche Konvektion angetrieben wird. Ähnlich wie in Nourbakhsh u. a. [70] wird in Gauntt u. a. [30] davon ausgegangen, dass Luft im Brennelementkopfbereich zirkulieren kann, was die Aufheizung der Brennelemente verzögern kann. Die Autoren legten nahe, dass dies weitere Untersuchungen durch Experimente oder die Anwendung von CFD-Codes erfordert.

### 1.3.3 CFD-Simulation mit Brennelementen als poröse Körper

Immer häufiger werden Strömung und Wärmetransport im Lagerbecken mit CFD-Simulationen, bei denen die Brennelemente als poröse Körper (PK) abgebildet werden, berechnet. Der Einsatz von CFD-Codes erlaubt die Analyse von Problemen, bei denen dreidimensionale Phänomene von großer Bedeutung sind. Die Untersuchung von Unfallszenarien verlangt jedoch in der Regel die Darstellung des gesamten Lagerbeckens. Daher erfordert dieser Simulationsansatz den Einsatz vereinfachter Modellierungsansätze für die Lagergestelle und

Brennelemente sowie relativ grobe Rechengitter. Simulationen mit dieser Art von Codes werden daher oft zur Unterstützung von Sicherheitsanalysen und zum besseren Verständnis der zugrunde liegenden thermohydraulischen Phänomene durchgeführt [60].

Die früheste Veröffentlichung dazu stammt von Boyd [9]. Er verwendete einen CFD-Code zur Untersuchung eines generischen SWR-Lagerbeckens, bei dem die Lagergestelle als kontinuierliches poröses Medium modelliert wurden. Auch hier war die Grundannahme, dass das Lagerbecken sofort entleert wird, wobei davon ausgegangen wurde, dass die Belüftung des Reaktorgebäudes intakt bleibt. Boyd [9] kam zu dem Schluss, dass die Maximaltemperatur durch die Lage der heißesten Brennelemente weitgehend festgelegt wird, da sie die verfügbaren Strömungspfade im Lagerbecken direkt beeinflusst.

Im Nachgang des Unfalls von Fukushima entwickelten Hung u. a. [43] ein Modell zur Bewertung der Kühlbarkeit von Brennelementelagerbecken unter Normal- und Störfallbedingungen bei verschiedenen Brennelementanordnungen. Sie nutzten empirische Korrelationen sowohl für den Druckverlust bei der Durchströmung der Brennelemente als auch für den effektiven Wärme- und Stoffübergang an der Wasseroberfläche. Dabei stellten sie fest, dass die Anordnung der Brennelemente die Wärmeabfuhr aus dem Lagerbecken verbessern kann. Dennoch sei ein externes Kühlsystem erforderlich, um das Sieden des Beckenwassers zu verhindern.

Grazevicius und Kaliatka [31] untersuchten den Unfall mit Ausfall der Kühlung im Lagerbecken des Reaktorblocks 4 in Fukushima. Sie verglichen Ergebnisse eines eindimensionalen Systemcodes und eines dreidimensionalen CFD-Codes, bei dem die Brennelemente als poröse Körper abgebildet sind. Die Autoren konnten zeigen, dass allgemeine Ergebnisse vergleichbar sind, während lokale Effekte nur mit Hilfe einer 3D-CFD-Simulation erfasst werden können. Die dreidimensionale Behandlung ermöglicht es, viele Modellannahmen bei der Lagerbecken-Modellierung zu vermeiden und die mit der Berechnung der natürlichen Konvektionsströmung verbundenen Unsicherheiten zu reduzieren [31].

Brewster u. a. [12] berechneten die Strömung und Temperaturverteilung in einem Trockenlagerbehälter. In einer ersten Rechnung nutzten sie den üblichen Modellierungsansatz und behandelten die Brennelemente als poröse Körper mit kalibrierten, volumengemittelten Eigenschaften. In einer zweiten Rechnung wurde ein hybrider Ansatz gewählt, bei dem in einem zentral gelagerten Brennelement alle geometrischen Details berücksichtigt wurden. Der Vergleich mit gemessenen Temperaturdaten zeigte eine gute Übereinstimmung für beide Modellierungsansätze, jedoch mussten bei der zweiten Rechnung keine zusätzlichen Annahmen getroffen werden, die beim PK-Ansatz nötig sind. Dieser hybride Modellierungsansatz erlaubt die direkte Bestimmung wichtiger Auslegungskriterien, wie z. B. die genaue Lage der maximalen Hüllrohrtemperatur, was mit dem traditionelleren PK-Ansatz nicht möglich ist.

### 1.3.4 Geometrieauflösende CFD-Simulation

Geometrieauflösende CFD-Simulationen sind mittlerweile Standard für die Auslegung von Reaktorkomponenten bei normalen Betriebsbedingungen. Abhängig vom konkreten Anwendungsfall stehen drei etablierte Ansätze zur Lösung der Erhaltungsgleichungen in der Strömungssimulation zur Verfügung, die zum Beispiel in [29] erläutert werden. Dabei handelt es sich um die direkte numerische Simulation (DNS), die sogenannte Large-Eddy-Simulation (LES), sowie die Lösung der Reynolds-gemittelten Navier-Stokes-Gleichungen (RANS). Während die ersten beiden Ansätze aufgrund des Rechenaufwandes bisher vor allem in der Grundlagenforschung nutzbar sind, kommen für kerntechnische Anwendungen überwiegend RANS-Modelle zum Einsatz, um nur die Mittelwerte der Strömungsgrößen zu berechnen. Zu den untersuchten Aspekten gehören die Bewertung des Einflusses von Abstandhaltern mit Mischvorrichtungen auf die Strömung und den Wärmetransport im Unterkanal [20, 58], die Vermischung des Kühlmittels im Brennelement-Kopfbereich [102], die Auswirkung von Sekundärströmungen [13, 88] sowie die Vermischung des Kühlmittels innerhalb und zwischen Brennelementen [8]. Für einige Probleme existieren Benchmarks, deren Ergebnisse zur Validierung dienen können [93, 94].

Geometrieauflösende CFD-Simulationen von Lagerbecken-Unfallszenarien mit freigelegten Brennelementen sind jedoch vergleichsweise selten. Detaillierte CFD-Untersuchungen der Strömung und Wärmeübertragung in einem einzelnen Brennelement im Lagerbecken unter normalen Betriebsbedingungen wurden von Chen u. a. [16] durchgeführt. Eine weiterführende Untersuchung beschäftigte sich auch mit dem Ausfall der Kühlsysteme [15], aber nicht für ein teilweise freigelegtes Brennelement. Die Autoren simulierten stattdessen die natürliche Konvektionsströmung von Wasser im Brennelement bei Temperaturen unterhalb des Siedepunktes. Die Brennstäbe wurden nicht mit aufgelöst, stattdessen wurde eine konstante Wärmestromdichte auf deren Oberfläche vorgegeben. Chen u. a. beobachteten, dass die Strömung im Stabbündel erheblich durch die Abstandhalter beeinflusst wird, sodass sich die Geschwindigkeits- und Temperaturverläufe in diesem Bereich deutlich vom Rest des Bündels unterscheiden. Diese Phänomene konnten von den bisherigen Arbeiten mit dem vereinfachten PK-Modell nicht vorhergesagt werden.

Yu [113] simulierte die Luftströmung in einem Brennelement unter der Annahme eines Störfalles mit Verlust des gesamten Kühlmittels. Das Rechengebiet umfasst ein Achtel eines Brennelements ohne Abstandhalter und andere Einbauten, was eine erhebliche Vereinfachung darstellt, wenn man die Schlussfolgerungen von Chen u. a. [15] berücksichtigt. Im Gegensatz zu den vorherigen Studien berücksichtigten sie den gekoppelten Wärmetransport in Fluid und Feststoff und modellierten die Wärmestrahlung mit dem einfachen P1-Modell [90]. Yu [113] zeigte, dass aufgrund des großen Strömungswiderstandes der Brennstäbe der Hauptteil der Strömung nach außen in den Zwischenraum zwischen den Brennstäben und dem Brennelementkasten verdrängt wird. Der Wärmetransport durch Strahlung nahm mit steigender

Stabtemperatur zu und stellte sich bei großen Stabtemperaturen als dominant heraus. Dagegen blieb der konvektive Wärmetransport nahezu konstant auf kleinem Niveau, unabhängig von der Temperatur.

## 1.4 Zielstellung und Aufbau der Arbeit

Ein postulierter Störfall im Lagerbecken mit partieller Freilegung der Brennelemente erfordert die Beschreibung komplexer, gekoppelter Phänomene. Die oben dargestellte Literaturübersicht zeigt jedoch, dass es derzeit keine speziell entwickelten Programme gibt, die die sich entwickelnden Strömungspfade und Wärmetransportprozesse im Brennelement bei einem Ausfall der Beckenkühlung sicher vorhersagen können [103]. Die eingesetzten Simulationswerkzeuge wurden hauptsächlich für die Untersuchung von Reaktorkernunfällen entwickelt, wo völlig andere Randbedingungen herrschen. Daher ist eine umfangreiche Analyse von Einflussfaktoren auf die Entwicklung der Stabtemperaturen nötig, um eine Grundlage für die Modellbildung durch die standardmäßig eingesetzten Systemcodes zu schaffen.

Die vorliegende Arbeit soll durch Methoden der numerischen Strömungsmechanik einen Beitrag zum Verständnis der Strömung sowie des Wärme- und Stofftransports in partiell freigelegten Brennelementen liefern. Ziel ist die gesicherte Prognose der axialen und radialen Temperaturprofile der Brennstäbe. Darüber hinaus soll der Einfluss lokaler Strömungsphänomene auf die Temperaturverteilung und Zusammensetzung im Brennelement untersucht werden. Dabei gilt ein besonderes Augenmerk der Frage, ob und unter welchen Umständen Luft in das Brennelement eindringen kann. Die Simulationsergebnisse sollen als Referenzdaten zur Ertüchtigung von Systemcodes zur Lagerbecken-Auslegung dienen. Im Zusammenspiel mit großskaligen Simulationsansätzen, z. B. CFD-Simulationen, bei denen die Brennelemente als poröse Körper modelliert werden, sollen zudem geeignete Beladungsstrategien für Lagerbecken abgeleitet werden, die das Potenzial haben, die Karenzzeiten bei einem Störfall mit Ausfall der Beckenkühlung zu verlängern.

Aufgrund der oben gezeigten Komplexität der Vorgänge sowie der enormen Spannweite der räumlichen und zeitlichen Skalen im Lagerbecken kann die Simulation dabei keinesfalls sämtliche Szenarien abdecken. Auf der Grundlage der für das Problem relevanten Ähnlichkeitskennzahlen werden daher in Kapitel 2 zunächst geeignete physikalische Modelle für die Simulation eines ausdampfenden Brennelements ausgewählt. Die verwendeten Modellgleichungen mit Randbedingungen sowie getroffene Annahmen und Vereinfachungen werden ausführlich erläutert. Anschließend wird das numerische Modell beschrieben und seine generelle Eignung für diesen Fall überprüft.

In Kapitel 3 werden verschiedene Einflussfaktoren auf die Temperaturentwicklung eines ausdampfenden Brennelements in ruhender Umgebung systematisch untersucht. Soweit ver-

füßbar, werden die Simulationsergebnisse mit experimentellen Daten verglichen. Zusätzlich werden wesentliche physikalische Informationen gewonnen, die im Experiment nicht messbar sind. Darüber hinaus werden weitere Szenarien simuliert, um detaillierte Aussagen über die Strömung und das Temperaturfeld innerhalb des Brennelements zu treffen.

Kapitel 4 behandelt die Wirkung einer horizontalen Luftströmung über den Brennelementen auf die Temperaturentwicklung in deren Inneren. Der Bedarf für die Untersuchung dieser Konfiguration wurde erstmals von Nourbakhsh u. a. [70] formuliert und von Oertel u. a. [73] bestätigt. Nach der Validierung des Simulationsmodells anhand experimenteller Daten wird die Bedeutung der Querströmung für die Entwicklung der Stabtemperaturen untersucht. Zusätzlich werden Erkenntnisse zur Vermischung von Luft- und Dampfströmung im Kopfbereich der Brennelemente gewonnen.

Schließlich zeigt Kapitel 5 erstmalig Ansätze zur skalenübergreifenden Modellierung eines Lagerbeckens. Darin wird die erfolgreiche Verknüpfung der Ergebnisse von grob aufgelösten CFD-Simulationen eines gesamten Lagerbeckens mit detaillierten CFD-Simulationen eines einzelnen Brennelements vorgestellt. Die Untersuchung liefert wichtige Informationen darüber, wie die Brennelemente in einem Lagerbecken angeordnet werden sollten, um einen optimalen Wärmeaustausch im Falle eines postulierten Störfalls im Lagerbecken zu gewährleisten. Darüber hinaus werden die beiden Modellierungsansätze in einem Modell kombiniert, um Simulationen eines größeren Teilbereichs des Lagerbeckens durchzuführen.



## 2 Modell für ein ausdampfendes Brennelement

### 2.1 Vorbetrachtungen

#### 2.1.1 Strömungsform

Gemäß den Untersuchungen von Steinrötter u. a. [98] ist der Druckaufbau im Reaktorgebäude durch die Verdampfung des Beckenwassers sehr gering, sodass von einem konstanten Druck von  $p \approx 1$  bar oberhalb der Wasseroberfläche ausgegangen werden kann. Im hier untersuchten Temperaturbereich zwischen 100 und 565 °C liegen Wasser und Luft gasförmig vor. Die Stoffwerte der Gase können einschlägigen Tabellenwerken entnommen werden [106]. Die Strömung wird angetrieben durch die kontinuierliche Verdampfung des Wassers im Brennelement. Damit kann sie als eine von außen erzwungene Konvektionsströmung angesehen werden. Gleichzeitig wird der aufsteigende Dampf an den Brennstäben weiter erhitzt, wodurch sich nennenswerte Dichteunterschiede innerhalb des Brennelements ergeben, die wiederum zum Antrieb der Strömung beitragen. Dieser Vorgang ist als freie Konvektionsströmung einzuordnen. Je nach Intensität der Strömung und Höhe des Dichteunterschiedes ist die erzwungene Konvektion durch die freie Konvektion überlagert. Die vorliegende Strömungsform soll im Folgenden anhand von Ähnlichkeitskennzahlen abgeschätzt werden.

#### Abschätzung für erzwungene Konvektion

Zur Charakterisierung der erzwungenen Strömung in einem Unterkanal dient die Reynoldszahl

$$Re = \frac{\bar{u}D_h}{\nu}, \quad (2.1)$$

welche das Verhältnis von Trägheits- zu Reibungskräften angibt. Darin sind  $\bar{u}$  die mittlere Geschwindigkeit,  $D_h$  der hydraulische Durchmesser des Unterkanals (Abbildung 1.3) und  $\nu$  die kinematische Viskosität des Fluides. Der hydraulische Durchmesser berechnet sich aus der durchströmten Querschnittsfläche des Fluides  $A$  und dem benetzten Umfang  $U$  gemäß:

$$D_h = \frac{4A}{U}. \quad (2.2)$$

Die mittlere Geschwindigkeit  $\bar{u}$  ergibt sich aus der Verdampfungsrate  $\dot{m}$  sowie der Dichte  $\rho$  und der freien Oberfläche  $A_o$  des Wassers innerhalb des Brennelements:

$$\bar{u} = \frac{\dot{m}}{\rho A_o} . \quad (2.3)$$

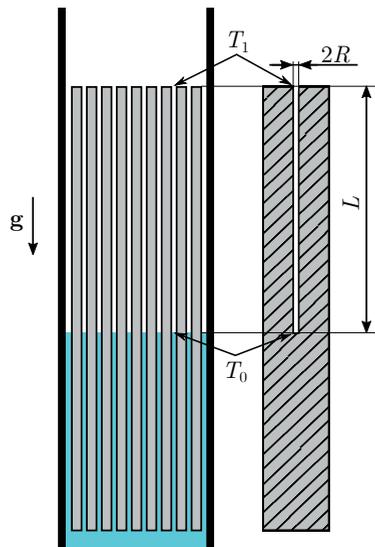
Damit ergibt sich für die Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{\dot{m} D_h}{\rho \nu A_o} . \quad (2.4)$$

Basierend auf den in Abschnitt 1.2 ermittelten Randbedingungen ergibt sich eine Reynolds-Zahl von  $Re < 200$ . Gemäß Kakaç u. a. [52] kann bei diesen Verhältnissen von einer laminaren Strömung innerhalb des Brennelements ausgegangen werden.

### Abschätzung für freie Konvektion

Ein teilweise freigelegtes Brennelement kann im weitesten Sinne mit einem offenem Thermosiphon verglichen werden, siehe Abbildung 2.1 [86]. Im zylindrischen Thermosiphon sind die bestimmenden geometrischen Größen der Radius  $R$  sowie die Länge des Hohlraumes  $L$ . Bei Stabbündeln wird anstelle des Radius die Hälfte des hydraulischen Durchmessers  $D_h$  verwendet. Lighthill [57] leitete eine analytische Lösung für die Nusselt-Zahl bei laminarer



**Abbildung 2.1:** Analogie zwischen einem teilweise freigelegten Brennelement (links) und einem offenen Thermosiphon (rechts).

Strömung her, die im Anschluss durch verschiedene experimentelle Studien bestätigt wurde [39, 49, 61]. Die experimentellen Untersuchungen liefern Ergebnisse im Bereich  $L/R < 100$ , beim freigelegten Brennelement ergeben sich jedoch Werte von  $L/R > 100$ . Nichtsdestotrotz können daraus Rückschlüsse auf die zu erwartende Strömungsform gezogen werden. Die Strömung hängt ab vom Verhältnis zwischen Länge und Radius  $L/R$  und von der mit dem Radius gebildeten Rayleigh-Zahl

$$Ra = \frac{\beta |T_0 - T_1| g R^3}{\nu a}, \quad (2.5)$$

welche die relative Bedeutung von Konvektion gegenüber Diffusion in auftriebsinduzierter Strömung ausdrückt [96]. Darin sind  $\beta$  der Volumenausdehnungskoeffizient,  $T_0$  die Temperatur am Boden und  $T_1$  die Temperatur am Austritt des Hohlraums,  $g$  die Fallbeschleunigung und  $a$  die Temperaturleitfähigkeit des Fluids. Anhand einer modifizierten Rayleigh-Zahl

$$Ra^* = Ra \frac{R}{L} \quad (2.6)$$

können verschiedene Strömungsregime identifiziert werden. Die Regime entsprechen den verschiedenen Phasen der Grenzschichtwechselwirkung der beheizten Oberflächen. Wenn  $L/R$  genügend klein ist, dann kann die Strömung an den Seitenwänden des Hohlraums als freie Konvektionsströmung entlang einer vertikalen Wand angenähert werden. Dies gilt jedoch nur, wenn die Querschnittsfläche der Grenzschicht klein ist im Vergleich zu der des gesamten Hohlraums. In schmalen Kanälen mit hohem  $L/R$ -Verhältnis verschmelzen die Grenzschichten mit zunehmender Höhe und füllen den gesamten Querschnitt des Hohlraums aus. Dann sind die Verteilungen von Geschwindigkeit und Temperatur in jedem Abschnitt des Rohres ähnlich, nur ihre Größenordnung nimmt mit Annäherung an den Austritt zu. Bei noch niedrigeren modifizierten Rayleigh-Zahlen (sehr hohes  $L/R$ -Verhältnis) entsteht am Boden des Hohlraums ein Bereich, in dem die Strömung stagniert und in dem die Wärmeübertragung eher durch Leitung als durch Konvektion erfolgt. Der kritische Wert von  $Ra^*$  zur Vermeidung dieser Stagnationszone hängt von der Prandtl-Zahl ab und liegt für Luft bei  $Ra^* = 227$  [57]. Ausgehend von einer Dampfströmung mit einer Eintrittstemperatur von  $T_0 = 100^\circ\text{C}$  und einer maximal zulässigen Austrittstemperatur von  $T_1 = 565^\circ\text{C}$  ergibt sich mit Gleichung (2.5) eine Rayleigh-Zahl von  $Ra \approx 220$ . Bereits bei einer freigelegten Länge von einem halben Meter stellt sich ein Längen-Radius-Verhältnis von  $L/R > 100$  ein. Dies entspricht einer modifizierten Rayleigh-Zahl von  $Ra^* \approx 2$ , die um Größenordnungen kleiner als die kritische Rayleigh-Zahl nach Lighthill [57] ist. Bei ausschließlich freier Konvektion ist demnach von einer laminaren Strömung mit Stagnationszone innerhalb des Brennelements auszugehen.

## Überlagerung von freier und erzwungener Konvektion

Die isolierte Betrachtung als freie bzw. als erzwungene Konvektionsströmung hat in beiden Fällen ergeben, dass eine laminare Strömung innerhalb des Brennelements zu erwarten ist. Diese beiden Regime sind im Fall eines ausdampfenden Brennelements allerdings überlagert; dieser Zustand wird als Mischkonvektion bezeichnet. Laut Jackson u. a. [48] wird der Wärmeübergang bei laminarer Mischkonvektion bei einer erwärmten Aufwärtsströmung verstärkt. Die Geschwindigkeit nimmt in Wandnähe mit der Temperaturdifferenz von Wand zu Fluid (bei konstanter Strömungsgeschwindigkeit) zu und im Kern ab. Dadurch kommt es zu einer Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zur rein erzwungenen Konvektion. Da Auftriebskraft und Zwangsströmung in gleicher Richtung wirken, bleibt die Strömung auch bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten laminar [106]. Die Ausbildung eines stagnierenden Bereichs an der Wasseroberfläche, wie bei ausschließlich freier Konvektion, ist nicht zu erwarten, da eine kontinuierliche Verdampfung stattfindet, welche die Strömung antreibt.

### 2.1.2 Form des Wärmeübergangs

Korrelationen zum einphasigen konvektiven Wärmeübergang in längs durchströmten Rohrbündeln wurden von Kakaç u. a. [52] zusammengetragen. Zunächst ist die Art der thermischen Randbedingung zu klären. In nuklear oder elektrisch beheizten Stäben liegt eine Randbedingung mit axial veränderlicher Wärmestromdichte bei nahezu konstanter Temperatur in Umfangsrichtung, vor [52]. Für eine laminare, voll ausgebildete Strömung liefern Sahoo und Mohanty [84] Nusselt-Zahlen  $Nu$  in Abhängigkeit des Verhältnisses aus Teilung und Durchmesser der Brennstäbe  $s_M/D$ . Bei den in SWR-Brennelementen typischerweise vorliegenden geometrischen Verhältnissen ergibt sich eine Nusselt-Zahl im Bereich von  $3 < Nu < 8$ , das heißt der konvektive Wärmeübergang dominiert die Wärmeleitung im Fluid. Über die Definition der Nusselt-Zahl

$$Nu = \frac{\alpha D_h}{\lambda_f} \quad (2.7)$$

kann der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  für die erzwungene Strömung ermittelt werden. Abhängig von der Zusammensetzung und Temperatur des Fluids ergibt sich somit ein Wärmeübergangskoeffizient von  $13 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K}) < \alpha < 61 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Wie im vorherigen Abschnitt erläutert, wird der Wärmeübergang durch die gleichgerichtete Auftriebskraft noch etwas verstärkt.

Der konvektiv an das Fluid übertragene Wärmestrom muss durch Wärmeleitung innerhalb der Brennstäbe an die Oberfläche transportiert werden. Der Temperaturverlauf im Brennstab wird bestimmt durch die Biot-Zahl

$$Bi = \frac{\alpha L}{\lambda_s}, \quad (2.8)$$

welche das Verhältnis des Wärmeübergangs im Fluid zur Wärmeleitung im Festkörper angibt. Die charakteristische Abmessung ist gemäß Baehr und Stephan [4] der Zylinderradius, sodass  $L = D/2$ . Es ist zu beachten, dass in der Gleichung für die Biot-Zahl die Wärmeleitfähigkeit des Festkörpers eingesetzt wird (im Gegensatz zur Nusselt-Zahl). Die Wärmeleitfähigkeit der in realen Brennelementen verwendeten Materialien im relevanten Temperaturbereich beträgt mindestens  $\lambda_s = 4 \text{ W}/(\text{m K})$  für den Brennstoff und bis zu  $\lambda_s = 19 \text{ W}/(\text{m K})$  für das Hüllrohrmaterial [51]. Aufgrund des relativ kleinen Wärmeübergangskoeffizienten ergibt sich damit stets eine Biot-Zahl  $Bi < 0,1$ . Für solch kleine Biot-Zahlen ist der Widerstand durch Wärmeleitung im Inneren des Stabes wesentlich geringer als der äußere Wärmeübergangswiderstand [45]. Die Temperaturunterschiede in radialer Richtung innerhalb des Brennstabes sind entsprechend klein gegenüber der Differenz zwischen Wand- und Fluidtemperatur [4].

## 2.2 Physikalische Modellierung

### 2.2.1 Simulationsstrategie

Das vorgestellte Simulationsmodell basiert auf einem Satz von Annahmen und Vereinfachungen, die im Folgenden erläutert werden. Es ist vor allem nicht dafür gedacht, die langfristige, zeitliche Entwicklung der Temperaturverteilung während des Verdampfungsvorgangs zu simulieren. Stattdessen ermöglicht die langsame Absenkung des Wasserspiegels im Lagerbecken einen pseudo-instationären Ansatz. Dabei wird für diskrete Zeitpunkte während des Ausdampfens jeweils eine Simulation mit stationären Randbedingungen durchgeführt. In jeder von ihnen wird die Wasseroberfläche als feste untere Grenze des Rechengebiets behandelt, das nur die freigelegten Bereiche des Lagerbeckens umfasst. Rechengebiet und -gitter werden für jeden Füllstand neu definiert und die simulierte physikalische Zeit wird lang genug gewählt, um ein thermisches Gleichgewicht aus dem Wärmeeintrag der elektrisch beheizten Stäbe und der Wärmeabfuhr durch Konvektion, Wärmeleitung und Wärmestrahlung zu erreichen. Aufgrund der höheren Wärmekapazität unterliegt das Temperaturfeld in den Festkörpern einer wesentlich größeren Zeitskala als im Fluid. Dennoch muss jeweils eine transiente Simulation durchgeführt werden, da durch die Auftriebsströmung verursachte Instabilitäten zu starken zeitlichen Schwankungen der Lösung führen. Das Fluid wird als einphasige Mischung aus Luft und Wasserdampf behandelt. Jegliche Mehrphasen-Phänomene, wie z. B. Kondensation, Nebelbildung oder Sieden, werden nicht modelliert.

### 2.2.2 Physikalische Modellgleichungen

#### Erhaltungsgleichungen für das Fluid

Der Transport von Masse, Impuls und Energie wird durch den Satz an Erhaltungsgleichungen (2.9) – (2.11) beschrieben. Die Gleichungen für eine laminare Strömung eines Newtonschen Fluids mit veränderlicher Dichte lauten:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{u}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \times \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} + S_M \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} h) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + S_E . \quad (2.11)$$

Die Nomenklatur ist wie üblich, mit dem Geschwindigkeitsvektor  $\mathbf{u} = \{u, v, w\}$  mit den Geschwindigkeitskomponenten entlang der kartesischen Koordinaten  $x, y, z$ , der Zeit  $t$ , dem Druck  $p$ , der spezifischen Enthalpie  $h$ , und der Temperatur  $T$ . Darüber hinaus steht  $\boldsymbol{\tau}$  für den molekularen Spannungstensor. In den Gleichungen für die Impuls- und Energieerhaltung sind zudem noch die Quellterme  $S_M$  und  $S_E$  vorhanden.

#### Materialzusammensetzung und Stoffwerte

Das Fluid wird als ideales Gemisch aus Luft und Wasserdampf mit variabler Zusammensetzung behandelt, um dessen Stoffwerte zu berechnen. Für den Massenanteil des Dampfes  $\xi_D$  wird eine zusätzliche Transportgleichung unter Verwendung des Geschwindigkeitsfeldes des Gemischs gelöst:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \xi_D) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \xi_D) = \nabla \cdot (\rho D \nabla \xi_D) . \quad (2.12)$$

Die Stoffeigenschaften der Gemisch-Komponenten werden temperatur- und druckabhängig definiert. Luft wurde auf der Grundlage tabellierter Daten [106] als ideales Gas mit temperaturabhängiger Viskosität, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit modelliert. Die Dampfeigenschaften wurden aus der IAPWS-IF97-Datenbank von Wagner und Kruse gewonnen [107]. Die thermophysikalischen Eigenschaften der Stäbe wurden durch volumen- bzw. massegewichtete Mittelwertbildung der einzelnen Beiträge von Füllung und Hüllrohren bestimmt. Für die Heizstäbe ergibt sich damit eine Dichte von  $\rho = 4255 \text{ kg/m}^3$ , eine spezifische Wärmekapazität von  $c_p = 791,15 \text{ J/(kg K)}$  und eine Wärmeleitfähigkeit von  $\lambda = 11,12 \text{ W/(m K)}$ .

## Auftrieb

Die Auswirkungen des Auftriebs werden durch Hinzufügen des Quellterms

$$S_{M,Gr} = \rho \mathbf{g} \quad (2.13)$$

zur Impulsgleichung (2.10) berücksichtigt. Darin ist  $\mathbf{g} = (0,0,-9,81 \text{ m/s}^2)^T$  der Vektor der Fallbeschleunigung. Die Berechnung des Drucks bei Mehrkomponentengemischen mit Schwerkrafteinfluss erfolgt mit einer gewissen Besonderheit. In diesen Systemen herrscht selbst bei ruhenden Fluiden ein veränderlicher Druckgradient entlang nichtsenkrechter Wände oder Grenzen des Berechnungsgebietes, wenn entlang des betrachteten Randes unterschiedliche Fluide auftreten. Deshalb enthält der berechnete Druck nicht den hydrostatischen Druckgradienten. Zur Vereinfachung von Randbedingungen wird stattdessen mit dem modifizierten Druck

$$p_{\text{mod}} = p - \rho_{\text{ref}} \mathbf{g} \cdot (\mathbf{x} - \mathbf{x}_{\text{ref}}) \quad (2.14)$$

gerechnet [2]. Darin sind  $\rho_{\text{ref}}$  eine Referenzdichte und  $\mathbf{x}_{\text{ref}}$  ein Referenzort für die Auswertung der Gleichung. Setzt man Gleichungen (2.13) und (2.14) in Gleichung (2.10) ein, dann ergibt sich

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \mathbf{u}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \times \mathbf{u}) = -\nabla p_{\text{mod}} + (\rho - \rho_{\text{ref}}) \mathbf{g} + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (2.15)$$

für die Impulsgleichung. Aufgrund der variablen Dichte des Fluids wird die Dichtedifferenz  $(\rho - \rho_{\text{ref}})$  direkt und nicht unter Verwendung der Boussinesq-Approximation ausgewertet.

## Wärmetransport im Festkörper

Die gekoppelte Wärmeübertragung zwischen Festkörpern und dem Fluid wird durch Lösung der Energiegleichung

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_s h_s) = \nabla \cdot (\lambda_s \nabla T_s) + S_{E,s} \quad (2.16)$$

in den Festkörper-Gebieten ermöglicht, wobei  $\rho_s$ ,  $h_s$  und  $\lambda_s$  die Dichte, spezifische Enthalpie bzw. Wärmeleitfähigkeit des Festkörpers sind. Die Wärmeabgabe der elektrisch beheizten Stäbe wird entsprechend der in Abbildung 3.2 dargestellten axialen Leistungsverteilung als volumetrische Wärmequelle  $S_{E,s}$  modelliert.

## Wärmestrahlung

Die Wärmeübertragung im Fluid setzt sich zusammen aus Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung. Die ersten beiden Wärmeübertragungsmechanismen werden inhärent durch Gleichung (2.11) berücksichtigt. Um die Wärmeübertragung durch Wärmestrahlung einzubeziehen, wird die Strahlungstransportgleichung gelöst und der Energiegleichung des Fluids ein entsprechender Quellterm hinzugefügt. Die Streuung der Strahlung kann vernachlässigt werden, weil die Rayleigh-Streuung an den Molekülen nur bei sehr kleinen Wellenlängen stattfindet und für Wellenlängen größer als 1 Mikrometer praktisch bedeutungslos ist [4, 50]. Somit kann die spektrale Strahlungstransportgleichung ohne Streuung sowie ohne Quellen und Senken wie folgt geschrieben werden:

$$\frac{dI_\nu(\mathbf{r}, \mathbf{s})}{ds} = -K_a I_\nu(\mathbf{r}, \mathbf{s}) + K_a I_b(\nu, T) + S_I . \quad (2.17)$$

Darin sind  $\nu$  die Frequenz,  $\mathbf{r}$  der Ortsvektor,  $\mathbf{s}$  der Richtungsvektor,  $s$  die Pfadvariable,  $K_a$  der spektrale Absorptionskoeffizient,  $I_\nu$  die spektrale Strahlungsintensität und  $I_b$  die Strahlungsintensität des schwarzen Körpers. Aufgrund der Abhängigkeit von drei räumlichen Koordinaten, zwei lokalen Richtungskoordinaten und der Frequenz ist die formale Lösung der Strahlungstransportgleichung sehr zeitaufwendig. In der Regel werden daher Vereinfachungen für die Richtungs- und Frequenzabhängigkeit der vorkommenden Variablen verwendet. Die Wahl des Strahlungsmodells hängt vor allem von der optischen Dicke des Mediums ab. Die optische Dicke  $\tau$  ist eine dimensionslose Größe, die die Stärke der Absorption einer Gasschicht einer bestimmten Dicke  $s$  bezeichnet. Sie ergibt sich aus der Integration des Absorptionskoeffizienten  $K_a$  über den Weg, den die Strahlung zurücklegen muss:

$$\tau = \int_0^s K_a(\nu, T, p_{\text{ges}}, p_i) ds^* . \quad (2.18)$$

Der Absorptionskoeffizient  $K_a$  ist neben der Frequenz  $\nu$  auch von der Temperatur  $T$ , dem Gesamtdruck  $p_{\text{ges}}$  sowie dem Partialdruck der strahlenden Komponente  $p_i$  abhängig.

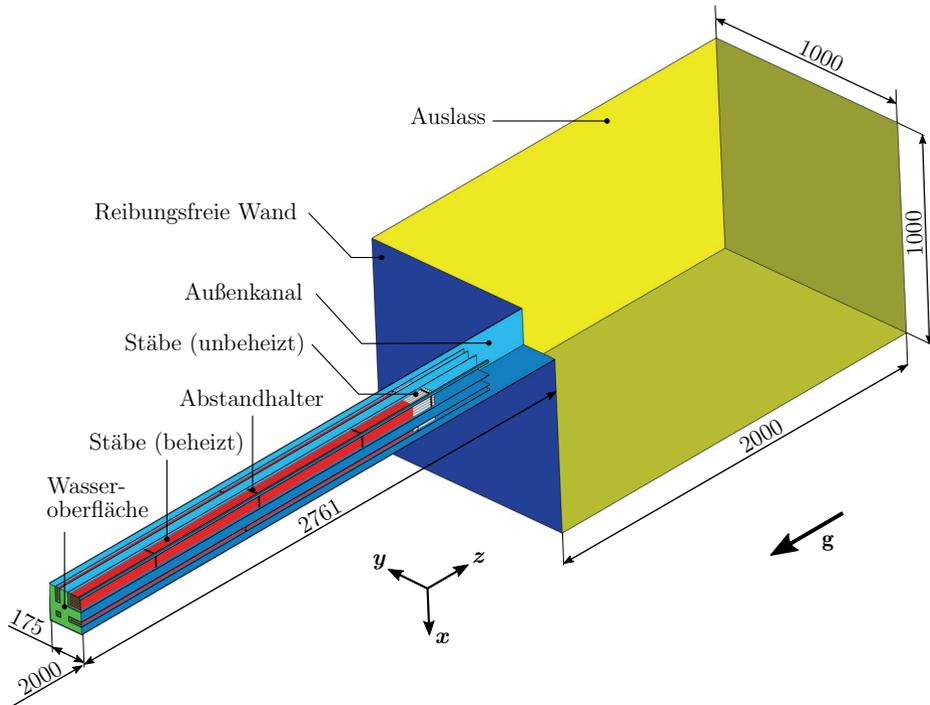
Für optisch dichte Medien ( $\tau > 1$ ) sind alle Strahlungsmodelle gleichermaßen geeignet. In den Anwendungsfällen dieser Arbeit ist die optische Dicke jedoch viel kleiner als 1 [50]. Daher wird in dieser Arbeit das Strahlungsmodell *Discrete Transfer* (DT) von Lockwood und Shah [59] verwendet. Es basiert auf der Verfolgung mehrerer von den strahlenden Oberflächen ausgehenden Strahlen durch das Rechengebiet. Die Strahlen beginnen an den strahlenden Oberflächen, werden entlang von festgelegten Wegen zwischen zwei Oberflächen diskretisiert und nicht einzeln an Wänden reflektiert.

Innerhalb des Modells sind weitere Modellvereinfachungen bezüglich des Übertragungsverhaltens und der spektralen Abhängigkeit der Strahlungsgrößen möglich. Das Medium zwischen

den strahlenden Oberflächen kann als strahlungstransparentes Medium modelliert werden, sodass Strahlung weder absorbiert, emittiert noch gestreut wird, was z. B. für Luft eine gute Näherung darstellt. Der Strahlungsaustausch findet dann nur zwischen den Oberflächen statt, sodass dieses Übertragungsverhalten als *Surface to Surface* (S2S) bezeichnet wird. Im allgemeinen Fall nimmt das Gas zwischen den Oberflächen am Strahlungsaustausch teil, bezeichnet als *Participating Media* (PM). Dann ist die korrekte Beschreibung des Absorptionskoeffizienten der beteiligten Gase entscheidend. Darauf wird in Kapitel 3 näher eingegangen. Alle Wände werden als graue und opake Oberflächen mit diffuser Reflexion und ohne Streuung behandelt, so dass der Strahlungsaustausch an den Wänden nur durch den Gesamtemissionsgrad  $\varepsilon$  gekennzeichnet ist.

### 2.2.3 Rechengebiet und Randbedingungen

Das verwendete Rechengebiet bildet einen Quadranten der Versuchsanlage ALADIN ab, wie in Abbildung 2.2 dargestellt. Hierbei wird der rotationssymmetrische Aufbau der Anlage



**Abbildung 2.2:** Isometrische Darstellung des Rechengebietes, welches einen Quadranten der Versuchsanlage ALADIN umfasst, bei einem Füllstand von  $z_F = 2$  m.

**Tabelle 2.1:** Abmessungen der Versuchsanlage ALADIN mit Relevanz für die Simulation

Querschnitt des Brennelementmodells ( $l_x \times l_y$ )	0,35 m $\times$ 0,35 m
Gesamthöhe des Brennelementmodells	4,461 m
Länge der Stäbe	4 m
Oberes Ende der beheizten Länge	3,9 m
Unteres Ende der beheizten Länge	0,3 m
Gesamtzahl elektrisch beheizter Stäbe	140
Stabdurchmesser	10 mm
Mittenabstand der Stäbe	12,4 mm
Abstand zwischen Zentral- und Nachbarelementen	50 mm

ausgenutzt. Oberhalb des modellierten Quadranten schließt sich ein großes Ausgleichsvolumen an, dessen Ränder weit vom Austritt der Versuchsanlage entfernt sind. Dies dient der Sicherstellung von realistischen Randbedingungen am Austritt der Versuchsanlage, da dort keine sichere Aussage über den vorherrschenden Strömungszustand getroffen werden kann. Das Rechengebiet umfasst den gesamten Querschnitt der Versuchsanlage bis hin zur Isolierung, die den Außenkanal umschließt. Alle Festkörper werden mit modelliert und die geometrischen Details des Stabbündels, der Abstandhalter und anderer Komponenten werden vollständig aufgelöst. Die Wasseroberfläche markiert die untere Grenze des Rechengebiets, so dass nur die Prozesse in den darüber liegenden, freigelegten Bereichen simuliert werden. Die Abmessungen des Rechengebietes entsprechen den Originalmaßen der Versuchsanlage ALADIN [75], die in Tabelle 2.1 zusammengefasst werden.

Die Randbedingungen für das in Abbildung 2.2 dargestellte Rechengebiet sind in Tabelle 2.2 erfasst, zusammen mit den Übergangsbedingungen, die zur Modellierung der Wärmeübertragung zwischen Fluid und Festkörper angewendet wurden. Unter Annahme einer rotationssymmetrischen Lösung werden auf den beiden Symmetrieebenen periodische Randbedingungen aufgeprägt. An der Wasseroberfläche wurde ein definierter Dampfmassenstrom vorgegeben. Die Dampfproduktion hängt von der freigesetzten Wärme unterhalb der Wasseroberfläche ab und wird durch Wärmeleitung von den Festkörpern in den freigelegten Bereichen in die Wasserphase weiter erhöht. Unter Berücksichtigung beider Beiträge wurde der Massenstrom wie folgt berechnet:

$$\dot{m}_D = \frac{N_S \frac{\pi}{4} D^2 \int_{z_u}^{z_F} \dot{q}_{V,H}(z) dz + \int A_{WL} \dot{q}_{WL} dA}{\Delta h_v} . \quad (2.19)$$

Darin bezeichnen  $N_S$  die Anzahl der beheizten Stäbe,  $\dot{q}_{V,H}$  die volumetrische Heizleistungsdichte der Stäbe,  $z_u$  das untere Ende der Stäbe,  $z_F$  den Füllstand,  $\dot{q}_{WL}$  die Wärmestromdichte in die Wasserphase aufgrund von Wärmeleitung in den Festkörpern und  $A_{WL}$  die kombinierte