



Forschungszentrum Karlsruhe
in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 7468

**Modellierung des
Strömungsverhaltens in einem
HPLWR-Brennelement mit
Drahtwendelabstandshaltern**

S. R. Himmel
Institut für Kern- und Energietechnik

März 2009

Forschungszentrum Karlsruhe

in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 7468

**Modellierung des Strömungsverhaltens
in einem HPLWR-Brennelement
mit Drahtwendelabstandshaltern**

Steffen Roman Himmel

Institut für Kern- und Energietechnik

Von der Fakultät für Energie-, Verfahrens- und Biotechnik
der Universität Stuttgart genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

2009

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)

ISSN 0947-8620

urn:nbn:de:0005-074686

Modellierung des Strömungsverhaltens in einem HPLWR-Brennelement mit Drahtwendelabstandshaltern

Von der Fakultät für Energie-, Verfahrens- und Biotechnik
der Universität Stuttgart zur Erlangung des akademischen Grades
eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Steffen Roman Himmel
aus Ludwigshafen am Rhein

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. E. Laurien
Universität Stuttgart

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. T. Schulenberg
Universität Karlsruhe (TH)

Datum der mündlichen Prüfung: 05.12.2008

Universität Stuttgart
Institut für Kernenergetik und Energiesysteme (IKE)
Abteilung Thermofluidynamik (TFD)

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Institut für Kern- und Energietechnik (IKET)

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit hat die numerische **Modellierung des Strömungsverhaltens in einem HPLWR-Brennelement mit Drahtwendelabstandshaltern** zum Gegenstand. Bei dem HPLWR handelt es sich um eine thermische Variante eines Kernreaktors, wobei überkritisches, leichtes Wasser sowohl als Kühlmedium als auch zur Moderation der Neutronen verwendet wird. Aufgrund der geometrischen und thermohydraulischen Anforderungen werden Drahtwendeln als Abstandshalterkonzept eingesetzt, welche helixförmig um die Brennstäbe gewickelt sind. Somit unterscheiden sich die Brennelemente in ihren Eigenschaften erheblich von denen bestehender Druck- und Siedewasserreaktoren. Die Anwendung von etablierten Unterkanalprogrammen ist nicht vorbehaltlos möglich, da die zur Schließung der vereinfachten, eindimensionalen Erhaltungsgleichungen verwendeten Modelle nicht auf die vorliegende spezielle Brennelementgeometrie kalibriert sind. Dafür wären aufwändige und teure Experimente notwendig. Ferner sind diese Programme mit ihren sogenannten Schließungsgleichungen zum Teil nicht in der Lage, die komplexen Strömungsverhältnisse vollständig zu bestimmen.

Als Alternative zum Stand der Technik wird im Rahmen dieser Arbeit eine innovative Methode zur numerischen Berechnung von Strömungen auf groben Rechengittern konsistent erarbeitet. Sie basiert auf den in kommerziellen Rechenprogrammen (hier: STAR-CD 3.26) gelösten, dreidimensionalen Erhaltungsgleichungen. Da ein räumlich ähnlich grober Diskretisierungsgrad wie bei Unterkanalprogrammen zur Verkürzung der Rechenzeiten Verwendung findet, müssen auch hier integrale, nicht aufgelöste Effekte innerhalb einer Rechengitterzelle in geeigneter Weise über zusätzlich eingeprägte Volumenkräfte berücksichtigt werden. Durch die Anwendung von detaillierten RANS-Simulationen zur Bestimmung der lokalen Strömungsverhältnisse im HPLWR-Brennelement ist die Auswertung der angesprochenen Kräfte numerisch exakt über die Evaluation der auf die Struktur wirkenden Oberflächenkräfte bzw. der Flusskräfte der Strömungsgrößen durch die Kontrollraumbegrenzungsflächen möglich. Die RANS-Methoden wurden mit einem Experiment für hexagonale Stabanordnungen validiert und mit einer LES für die gleiche Geometrie verifiziert. Um die Zusatzinformationen über einen weiten Anwendungsbereich und für beheizte Strömungen zur Verfügung zu stellen, wurden entsprechende Parameterstudien in den RANS-Simulationen vorgenommen und ausgewertet. Die Einsetzbarkeit der vorgestellten Methode wird anhand eines generischen Falles demonstriert.

Abstract

Modeling of the Flow Pattern in a HPLWR Fuel Assembly with Wire Wraps

The subject of the present work is the numerical **modeling of the fluid flow in a HPLWR fuel assembly with wire wraps**. The HPLWR is a thermal design concept where super-critical light water is used for both neutron moderation and cooling. Because of geometrical and thermal-hydraulic requirements, wires were chosen as grid spacers which are helically wrapped around each cladding. Due to this fact, the fuel assemblies differ significantly from typical PWR and BWR designs. The use of well established sub-channel codes is not implicitly possible because the additional empirical or semi-empirical terms acting as closure models for the simplified one-dimensional conservation equations are not calibrated on the present fuel assembly geometry. Due to the lack of existing data, complex and expensive experiments would be needed for this purpose. Furthermore, such codes with their inherent set of equations are to some extent not capable to accurately reproduce the complex flow regimes.

As an alternative approach to the state-of-the-art technology, an innovative and consistent method is developed to numerically determine the flow field on coarse grids. It is based on the three-dimensional conservation equations implemented in the commercial software package STAR-CD 3.26. Since the spatial resolution is similar to sub-channel codes in order to reduce computational costs, integral and not resolved sub-grid effects have to be accounted for in an appropriate way by the introduction of additional volume forces acting as closure terms. With the use of detailed RANS simulations to reproduce the local flow regime in the HPLWR fuel assembly, these forces can be determined in a numerically exact way. For this reason, the loads acting on the solid structure or the fluxes of flow quantities over the borders of the control volumes have to be evaluated. The RANS method is validated against an experiment with hexagonally arranged fuel rods and verified with a LES for the same geometry. In order to ensure a broad applicability of the volume forces also for heated cases, appropriate parametric studies have been performed and evaluated. The applicability of the new method is demonstrated on a generic case.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Einführung	1
1.1.1	HPLWR - ein innovatives Reaktorkonzept der IV. Generation	2
1.1.2	Das Brennelement des HPLWR	6
1.1.3	Das Brennelementbündel des HPLWR	7
1.2	Ziel der Arbeit	10
2	Abstandshalterkonzepte für den HPLWR	12
2.1	Anforderungen an Abstandshalter von Brennstäben	12
2.2	Evaluation von Konzepten zur Quervermischung	14
2.3	Mögliche Abstandshalter für das HPLWR-Brennelement	23
3	Validierung der RANS-Simulationen anhand eines Experiments	27
3.1	Brennelementströmungen mit Drahtwendelabstandshaltern	27
3.1.1	Berechnung der Strömungsverhältnisse mit CFD	28
3.1.2	Experimentelle Untersuchungen zum Einfluss der Drahtwendeln	37
3.2	Aufbau des CFD-Modells	44
3.3	Datenextraktion durch Volumenmittelung	47
3.4	Validierung und Sensitivität der Ergebnisse	49
3.4.1	Studie der Netzabhängigkeit	49
3.4.2	Variation der Turbulenzmodelle	52
3.4.3	Vergleich der Strömungsverhältnisse	56
3.4.4	Einfluss der Turbulenzmodellierung	60
3.5	Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Validierung	62

4	Bestimmung der detaillierten Strömungsverhältnisse in repräsentativen Unterkanälen	65
4.1	Simulation der Strömung in Brennelementen	65
4.1.1	Erhaltungsgleichungen in COBRA IIIC	65
4.1.2	Quantifizierung der drahtwendelinduzierten Quervermischung	68
4.2	Modellierung des Fluidraums	78
4.3	Aufbau des CFD-Modells	80
4.4	Fluidaustausch zwischen benachbarten Unterkanaltypen	83
4.4.1	Mathematische Beschreibung der Quervermischung	83
4.4.2	Visualisierung der Strömungsverhältnisse	86
4.4.3	Variation der Ganghöhe	90
4.4.4	Unterschiedliche Stoffwerte	93
4.4.5	Laterale Druckgradienten über Unterkanalquerschnitte	96
4.4.6	Evaluation von Pécletzahlen	98
4.5	Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Fluidvermischung	101
5	Unterkanalanalysen für das HPLWR-Brennelement	102
5.1	Berücksichtigung der Drahtwendeeffekte durch Volumenkräfte	102
5.1.1	Berechnung der induzierten Kräfte über Korrelationen	103
5.1.2	Berücksichtigung der Drahtwendeln über Belastungen der Struktur	107
5.1.3	Bestimmung der Flüsse über die Kontrollraumgrenzen	107
5.1.4	Vergleichende Gegenüberstellung der induzierten Kräfte	109
5.2	Berechnung der Strömung in Unterkanälen des HPLWR-Brennelements	114
5.2.1	Approximation der Geometrie	114
5.2.2	Modellierung der Drahtwendeln als Impulsquelle	117
5.2.3	Aufbau des numerischen Modells	119
5.2.4	Vergleich der Methode mit den RANS-Simulationen	121
5.3	Untersuchung eines Brennelements aus der zweiten Überhitzerstufe	129
5.3.1	Aufbau des numerischen Modells	129
5.3.2	Vergleich ausgewählter Unterkanaltemperaturen	134
5.3.3	Auswertung der allgemeinen Strömungsstruktur	138
5.4	Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Unterkanalberechnungen	142

6 Zusammenfassung und Ausblick	144
Literaturverzeichnis	149
Nomenklaturverzeichnis	163
Abkürzungsverzeichnis	170
Anhang	172
A Evaluation von Turbulenzmodellen für Stabbündelströmungen	172
B Unterkanalanalysen	183
C Modellierung der Stoffeigenschaften von überkritischem Wasser	185
D Dimensionslose Kennzahlen	190

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Einführung

Im Jahre 2002 wurden von dem US-amerikanischen **D**epartment of **E**nergy (DOE) und dem **G**eneration IV **I**nternational **F**orum (GIF) die Zielsetzungen für die Forschungs- und Entwicklungstätigkeiten zukünftiger Reaktorsysteme der sogenannten IV. Generation definiert [145]. Diese lassen sich unter den Schlagworten Nachhaltigkeit, Wirtschaftlichkeit, Sicherheit und Zuverlässigkeit sowie Proliferationsschutz zusammenfassen. So sollten diese Kernreaktoren durch eine optimierte Ausnutzung des Brennstoffs Urandioxid ($^{235}\text{UO}_2$) verantwortbar mit kostbaren Ressourcen umgehen und dabei den entstehenden Abfall, im Besonderen die langlebigen Aktinide, minimieren. Ferner müssen solche Systeme im immer härter umkämpften Energiemarkt gegenüber fossilen bzw. erneuerbaren Technologien ihre Rentabilität weiterhin unter Beweis stellen. Durch die Verwendung der neuesten aktiven und passiven Sicherheitseinrichtungen werden bei einer weiteren Verringerung der Ausfallwahrscheinlichkeit ein Maximum an Sicherheit und hohe Standzeiten erreicht. Nicht minder wichtig bei der derzeitigen, weltweiten politischen Lage ist die Gewährleistung der Sicherheit vor terroristischen Attacken sowie der physikalischen Vermeidung der Produktion von waffenfähigem Spaltmaterial.

Im Zuge des 6. Rahmenprogramms der Europäischen Union [140] als Mitglied des GIF wird am Institut für Kern- und Energietechnik des Forschungszentrums Karlsruhe GmbH neben anderen in Europa gelegenen Forschungseinrichtungen eine europäische, thermische Variante eines mit überkritischem Wasser gekühlten Leistungsreaktors konzipiert - der **HPLWR**.

1.1.1 HPLWR - ein innovatives Reaktorkonzept der IV. Generation

Der **H**igh **P**erformance **L**ight **W**ater **R**eactor (HPLWR) stellt unter den sechs innovativen Reaktortypen der IV. Generation ein vielversprechendes Konzept im Hinblick auf eine zukünftige technische Realisierung dar. Dabei handelt es sich um eine konsequente Weiterentwicklung der erfolgreich betriebenen II. Generation von Leichtwasserreaktoren der mittleren Leistungsklasse hin zu höheren Systemdrücken von 25MPa und Frischdampftemperaturen um die 500°C . Wie schon seit geraumer Zeit bei Kohlekraftwerken Stand der Technik, soll zur Verwirklichung dieser herausfordernden Systemparameter überkritisches Wasser als Kühl- und Moderatormedium eingesetzt werden. Auf Basis dieser in der konventionellen Stromerzeugung etablierten Technik kann auf langjährige Betriebserfahrung im Umgang mit dem eingesetzten Fluid zurückgegriffen werden. Da das überkritische Wasser als Arbeitsmedium im gesamten Kreislauf einphasig bleibt, kann im Vergleich zu Siedewasserreaktoren (SWR) auf Dampftrocknung und im Vergleich zu Druckwasserreaktoren (DWR) auf teure Dampferzeuger verzichtet werden. Zusammen mit der im aktiven Kern vorliegenden hohen Energiedichte führt die Einsparung dieser Komponenten zu einer deutlich verringerten Anlagengröße. Weiterhin können bei dem von Schulenberg et al. [132] konzipierten Direktkreislauf mit dreistufiger Aufheizung des Kühlwassers im aktiven Kern Umwälzpumpen eingespart und die Leistung neben den Steuerstäben durch die Hauptkühlmittelpumpen geregelt werden. Diese Faktoren und die durch Bittermann et al. [24] vorgeschlagene Verwendung von bestehender Turbinentechnologie für den HPLWR helfen, die Investitionskosten zu senken. Desweiteren profitiert der hier vorgestellte Reaktortyp von den erweiterten aktiven und passiven Sicherheitskonzepten der zurzeit in Bau befindlichen und als Generation III bezeichneten Reaktoren wie z.B. dem **E**uropean **P**ressurized-**W**ater **R**eactor (EPR). Die nukleare Wärmeerzeugung wird beim derzeitigen HPLWR-Konzept durch thermische oder auch langsam genannte Neutronenspaltung bewerkstelligt. Varianten eines mit überkritischem Wasser gekühlten Reaktors, welche ein schnelles Neutronenspektrum für die Kernspaltungsprozesse favorisieren, wurden z.B. durch Oka et al. [109] untersucht.

$p_{\text{System}} [\text{MPa}]$	$\eta [\%]$	$P_{\text{el}} [\text{MW}_e]$	$M_{\text{ges}} [\text{kg/s}]$	$\Delta h_{\text{ges}} [\text{kJ/kg}]$
25	≈ 44	1.000	1.160	≈ 1.940

Tabelle 1.1: Thermodynamische Daten des HPLWR.

In Tabelle 1.1 sind die wichtigsten thermodynamischen Eckdaten zusammengefasst.

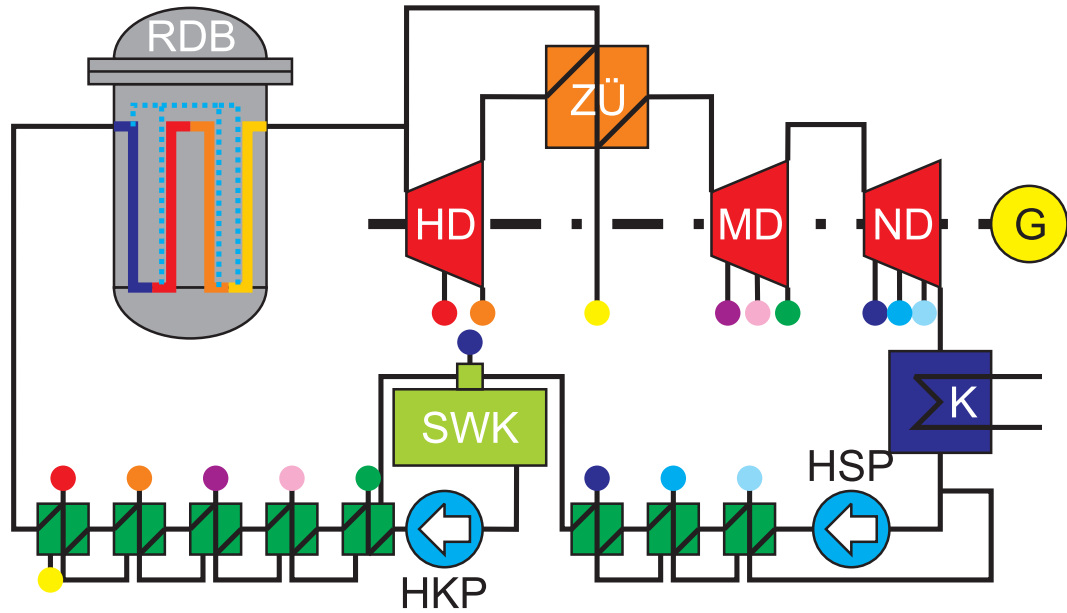


Abbildung 1.1: Anlagenschema des HPLWR.

In Abb. 1.1 ist das allgemeine Anlagenschema des HPLWR dargestellt. Nach dem Austritt aus dem Reaktordruckbehälter (RDB) wird der Frischdampfstrom von $M_{ges} = 1.160\text{kg/s}$ geteilt. Ein Teil wird direkt in der Hochdruckturbinen (HD) entspannt, wohingegen der andere Teil durch einen Zwischenüberhitzer (ZÜ) geleitet wird. Dieser dient dazu, den aus der Hochdruckturbinen kommenden Dampf zu überhitzen und den Feuchtegrad des Dampfes vor der weiteren Entspannung in der Mitteldruckturbinen (MD) bzw. der finalen Entspannung in der Niederdruckturbinen (ND) zu verringern. Von dort wird der Dampf im Kondensator (K) kondensiert, um dann von der Hauptspeisewasserpumpe (HSP) über mehrere, durch Anzapfdampf der Niederdruckturbinen gespeiste Vorwärmstufen in den Speisewasserkessel (SWK) gefördert zu werden. Die Hauptkühlmittelpumpe (HKP) erhöht den Systemdruck wieder auf $p_{System} = 25\text{MPa}$ und führt schließlich das über Anzapfdampf der Hochdruck- bzw. Mitteldruckturbinen und des Zwischenüberhitzers weiter vorgewärmte Wasser zurück in den Reaktordruckbehälter. Die von den Turbinen im Generator (G) erzeugte elektrische Leistung beträgt nominell $P_{el} = 1.000\text{MW}_e$ bei einem Anlagenwirkungsgrad von ungefähr 44%.

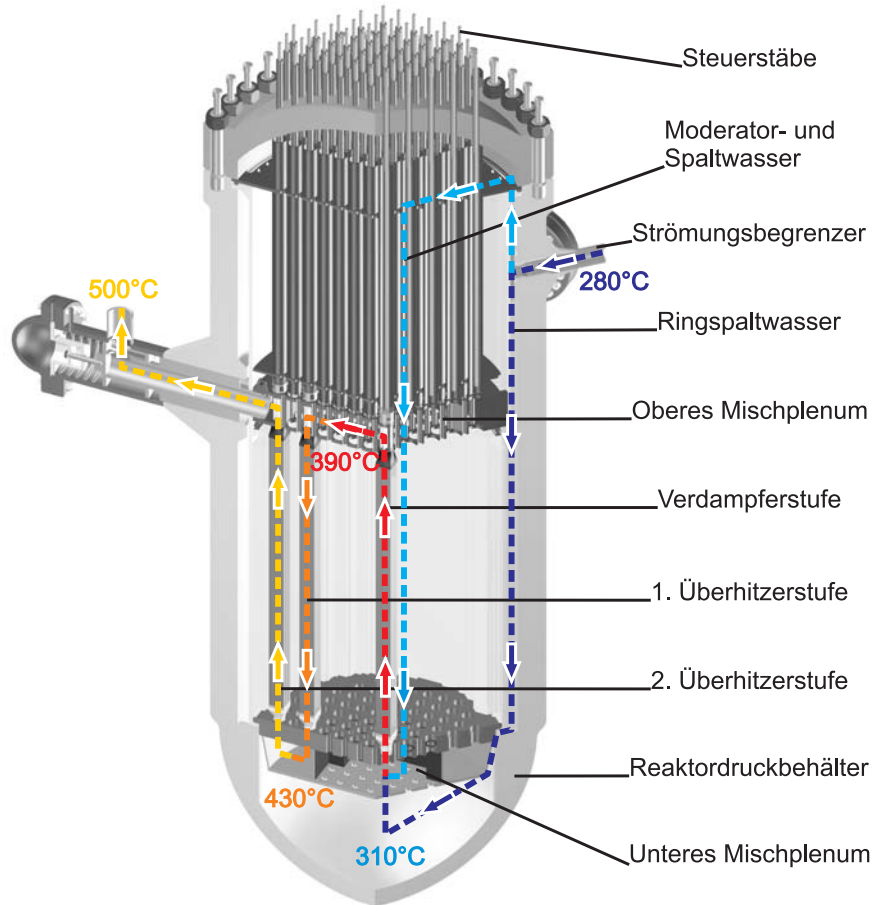


Abbildung 1.2: Strömungsführung nach Schulenberg et al. [132] im Reaktordruckbehälter des HPLWR nach Fischer et al. [51].

Die bereits angesprochene dreistufige Aufheizung des Kühlmittels im Kern des HPLWR ist in Abb. 1.2 in dem Schnitt durch den Reaktordruckbehälter inklusive Kerneinbauten nach Fischer et al. [51] wiedergegeben. Die Grundidee hinter diesem Konzept der Strömungsführung ist, durch den verlängerten Strömungsweg die Aufheizspanne pro Brennelement zu verringern und auftretende, heiße Temperaturstrahlen durch regelmäßiges Vermischen in den beiden Plena zu eliminieren. Das auf 280°C vorgewärmte Wasser wird durch vier um jeweils 90° über dem Umfang versetzt angeordnete Strömungsbegrenzer in den Reaktordruckbehälter eingeleitet. Diese Armaturen beschränken den im postulierten Bruch des kalten Stranges ausströmenden Leckagemassenstrom. Im Reaktordruckbehälter werden dann 75% des Massenstroms als sogenanntes Ringspaltwasser durch den Stahlreflektor geleitet, so dass durch Kühlung die Wandtemperaturen des Reaktordruckbehälters beschränkt werden. Von dort aus strömt es in den Sumpf und danach direkt ins untere Mischplenum. Die übrigen 25% werden oberhalb des oberen Mischplenums in das sogenannte Moderator- und Spaltwasser im Verhältnis 1:3 aufgeteilt. Dabei fließt das Modera-

torwasser in den dafür vorgesehenen Moderatorkästen in den Brennelementen und das Spaltwasser zwischen den einzelnen Brennelementen außerhalb der Brennelementkästen in das untere Mischplenum. Der zur Verdampferstufe gehörende Anteil aus Spalt- und Moderatorwasser wird mit dem aus dem Sumpf einströmenden Wasser vermischt. Diese Ströme haben sich hier bereits auf ca. 310°C erwärmt. Anschließend werden sie zur Kühlung der Brennstäbe durch die Brennelemente der Verdampferstufe aufwärts geleitet, an deren Austritt sie eine Temperatur von ungefähr 390°C erreichen. Nach einer Durchmischung im oberen Plenum strömt das Fluid abwärts durch die Brennelementbündel der ersten Überhitzerstufe und erwärmt sich dabei auf etwa 430°C . Auf die erneute Vermischung im unteren Plenum folgt die Aufwärtsströmung in der zweiten Überhitzerstufe. Danach wird der Kernmassenstrom mit Frischdampftemperaturen von ca. 500°C durch den Auslass zu den Turbinen geleitet.

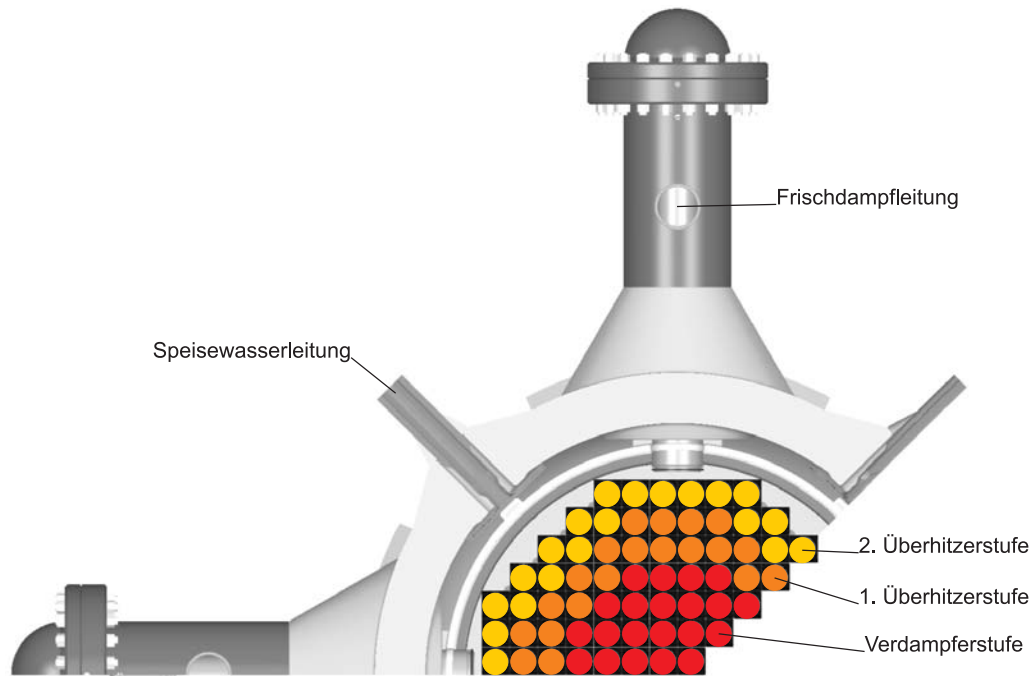


Abbildung 1.3: Draufsicht auf den offenen Reaktordruckbehälter des HPLWR.

In der Draufsicht auf ein Drittel des offenen Reaktordruckbehälters des HPLWR aus Abb. 1.3 lässt sich die gleichmäßige Verteilung der insgesamt 156 Brennelementbündel, hier durch farbige Kreise dargestellt, auf die drei ringförmig angeordneten Zonen zu je 52 Einheiten pro Stufe erkennen. Der gesamte Kern umfasst somit 1.404 einzelne Brennelemente, da jedes Bündel neun Brennelemente umfasst.

1.1.2 Das Brennelement des HPLWR

Grundsätzlich findet die nukleare Energieerzeugung durch Spaltung des Brennstoffs in den sogenannten Brennstäben statt. Diese bestehen aus dünnen Hüllrohren, welche den tablettenförmigen Brennstoff umgeben und als erste Sicherheitsbarriere die radioaktiven Spaltstoffe einschließen. Üblicherweise werden solche Brennstäbe zu Brennelementen zusammengefasst.

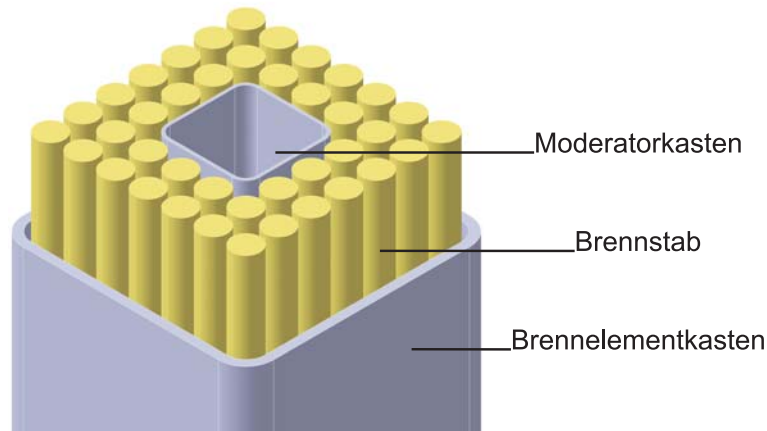


Abbildung 1.4: HPLWR-Brennelement nach Hofmeister et al. [67].

In Abb. 1.4 ist das Konzept des HPLWR-Brennelements nach Hofmeister et al. [67] dargestellt. Hierbei werden die insgesamt 40 Brennstäbe mit einem Außendurchmesser von $D = 8\text{mm}$ in quadratischer 7×7 -Anordnung mit einer Stabteilung von $P = 9,44\text{mm}$ außen durch den Brennelementkasten eingeschlossen. Der zentrale Moderatorkasten ersetzt dabei die innersten neun Brennstäbe. Die Brennstäbe besitzen eine aktiv beheizte Länge von $L_{beh.} = 4.200\text{mm}$. Der nominelle Kühlmittelmassenstrom durch ein solches Brennelement beträgt $M_{BE} = 2,479\text{kg/s}$, welcher durch Verwendung von Blenden noch individuell angepasst werden kann.

1.1.3 Das Brennelementbündel des HPLWR

Abb. 1.5 zeigt das Brennelementbündel des HPLWR nach Fischer [50], welches aus neun Brennelementen aus Abb. 1.4 zusammengesetzt ist. In solch einem Brennelementbündel sind neun Brennelemente durch ein gemeinsames Fuß- sowie Kopfstück zusammengefasst. Dabei werden durch die Fußstücke die abwärts fließenden Moderatorwasserströme aus den Moderatorkästen nach außen zu den ebenfalls abwärts fließenden Strömen aus den Spaltregionen zwischen den äußeren Kästen der einzelnen Brennelemente geleitet. Im unteren Mischplenum vor dem Eintritt in die Verdampferstufe vereinigen sich diese beiden Ströme dann mit dem Kühlmittelstrom, um dann von dort aus in den Fußstücken der Verdampferstufe aus Abb. 1.2 auf die zu einem Brennelementbündel gehörenden Brennelemente verteilt zu werden. Das Kopfstück sammelt dann diese aufgespaltenen Ströme wieder und entlässt sie in das sogenannte obere Mischplenum. In der ersten Überhitzerstufe übernimmt das Kopfstück die Aufteilung des Kühlmittelstroms auf die neun Brennelemente und das Fußstück führt diese wieder zusammen, um sie dann in das untere Mischplenum einzuleiten. Die Güte der Vermischung in den beiden Plena wurde von Wank et al. [151] berechnet. Zur Leistungsregelung des Reaktorkerns sowie zur **Reaktorschnellabschaltung** (Resa) können nach Abb. 1.5 in jeweils fünf kreuzförmig angeordnete Brennelemente Steuerstäbe eingelassen werden, welche Schlagenhauer et al. [128] dimensionierten. Die als Brennelement- und Moderatorkästen bezeichneten Wände trennen das aufzuheizende Kühlwasser innerhalb der Brennelemente von dem möglichst kalt zu haltenden Spalt- und Moderatorwasser. Dies ist notwendig, da ansonsten aufgrund der starken Abnahme der Fluidichte infolge der Aufheizung des Fluids die Moderation von Neutronen im oberen Teil der Brennelemente zu gering wäre. Himmel et al. [64] haben für den Entwurf des Brennelementaußenkastens nach Hofmeister et al. [67] unter Verwendung der durch Waata et al. [149] ermittelten Temperaturverteilung den Festigkeitsnachweis erbracht. Herbell und Himmel [60] haben für das gleiche Bauteil Festigkeitsanalysen für eine Ausführung in Leichtbauweise durchgeführt. Um eine bessere thermische Isolation des Kühlwassers gegenüber dem Spalt- und Moderatorwasser zu erreichen, wurden die massiven Kastenwände durch eine zwischen zwei Deckblechen eingebettete Honigwabenstruktur ausgetauscht, welche mit isolierendem Aluminiumoxid (Al_2O_3) gefüllt ist. Diese Ausführung des Brennelements liegt den mit der Neutronik gekoppelten Thermohydraulik-Rechnungen zur Analyse des gesamten HPLWR-Kerns von Monti et al. [102] bereits zugrunde.

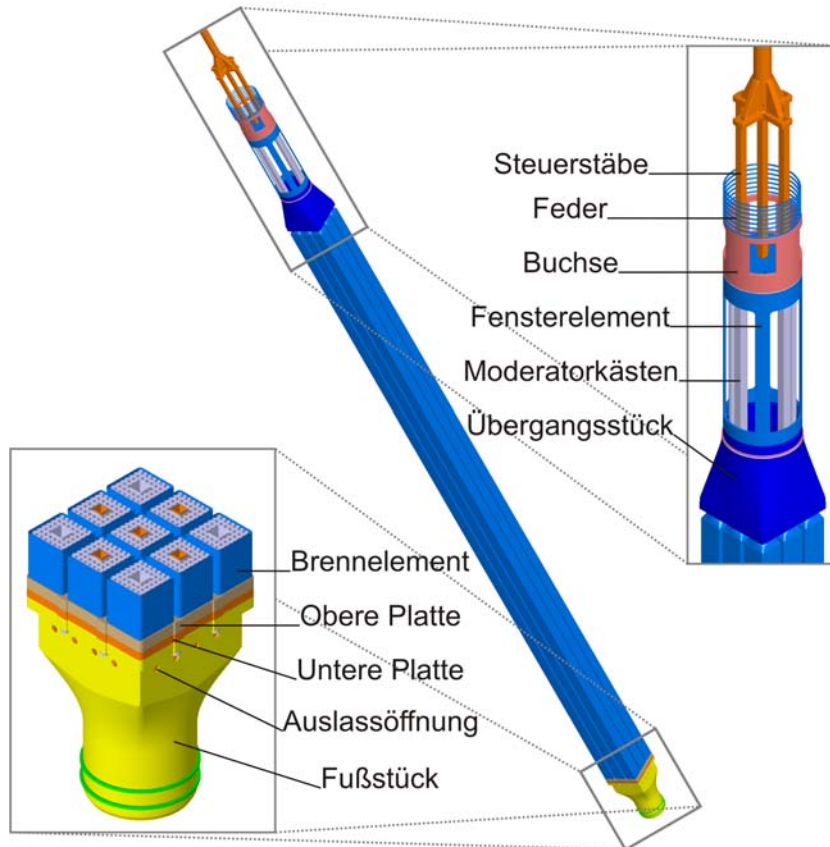


Abbildung 1.5: HPLWR-Brennelementbündel nach Fischer [50].

Aufgrund der thermodynamischen Bedingungen im Kern des HPLWR nach Abb. 1.2 ist bei dem Auslegungsmassenstrom mit sehr hohen Strömungsgeschwindigkeiten des Kühlmittels im Inneren der Brennelemente zu rechnen. Dies ruft resultierende Kräfte auf die Brennstäbe hervor, was zu einem Verbiegen der Stäbe führen kann. Die hohe Energiedichte im Kern des HPLWR und der Neutronenfluss begünstigen ebenfalls solche unzulässigen Deformationen, welche zu lokalem Versagen durch Überhitzung führen könnten. Um dies zu vermeiden, muss stets eine Kühlung der Hüllrohre gewährleistet werden, indem direkter Kontakt und somit die Ausbildung von Stellen mit schlechter Wärmeabfuhr vermieden wird. In der Regel wird dies durch geeignete Abstandhalter realisiert.

Schon in der frühen Phase der Konstruktion des HPLWR-Reaktorkerns ist eine thermohydraulische Auslegung der Brennelemente essentielle Voraussetzung. Als ersten Schritt gilt es, eine geeignete Abstandhalterkonstruktion für das HPLWR-Brennelement zu erarbeiten. Die im Vergleich zu Siede- bzw. Druckwasserreaktoren relativ kleinen Abmessungen des Bauteils in lateraler Richtung, insbesondere in Bezug auf das Stabteilungs-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis P/D ,

stellen Herausforderungen bei dessen Auslegung dar. Nach der Konzeption des Abstandshalters ist es erforderlich, seinen Einfluss auf das thermohydraulische Verhalten des als Kühlmedium verwendeten, überkritischen Wassers zu bestimmen. Eine experimentelle Analyse der Strömungsverhältnisse in einer Brennelementgeometrie ist bei den hier vorliegenden Systemparametern mit sehr großem Aufwand und damit einhergehenden, hohen Kosten verbunden. Darüberhinaus ist die Auslegung eines kompletten Brennelements mit **Computational Fluid Dynamics** (CFD) auch unter der Verwendung von Hochleistungsrechnern immer noch nicht hinreichend praktikabel. Eine ökonomische Berechnung der Kühlmittelströmung in gesamten Brennelementen mit der RANS-Modellierung (**R**eynolds-**A**veraged **N**avier **S**tokes) turbulenter Strömungen oder gar **L**arge **E**ddy **S**imulation (LES) ist derzeit nicht möglich. Deshalb werden weiterhin etablierte, sogenannte Unterkanalprogramme wie zum Beispiel COBRA-IV-I [153] zur numerischen Strömungssimulation angewendet. Diese Klasse von Strömungssoftware basiert auf vereinfachten, eindimensionalen Erhaltungsgleichungen, welche über semi-empirische Korrelationen geschlossen werden müssen. Die Modellkonstanten in diesen Korrelationen werden zumeist auf bestimmte Geometrien geeicht, was die Übertragbarkeit auf abweichende Anordnungen nicht ohne ergänzende Untersuchungen erlaubt. Einen solchen Sonderfall stellt das HPLWR-Brennelement mit seinem zentralen Moderatorkasten und seiner engen, quadratischen Stabanordnung mit Drahtwendeln als Abstandshalter dar. Da diese Konstellation bisher noch nie untersucht wurde, wären teure Experimente notwendig, um die Modelle der etablierten Unterkanalprogramme entsprechend anzupassen.

1.2 Ziel der Arbeit

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine innovative Methode zur Auslegung von Brennelementen erarbeitet, welche den bisher erforderlichen, experimentellen Aufwand durch detaillierte CFD-Simulationen von repräsentativen Ausschnitten der Geometrie reduziert. Eine anschließende Berechnung der Strömungsverhältnisse im gesamten Brennelement durch CFD-Rechnungen auf Basis eines groben Gitternetzes mit dem gleichen Softwarepaket wird dadurch ermöglicht.

Solch ein effizientes Auslegungswerkzeug wird besonders in der frühen Designphase benötigt, um schnell und kostengünstig eine Vielfalt technisch möglicher Varianten auf ihre Tauglichkeit hin zu überprüfen. Der Vorteil der hier neu eingeführten Vorgehensweise besteht darin, dass mit der gleichen Software die für anschließende Rechnungen mit grober Diskretisierung notwendigen Detailinformationen bestimmt werden können. Der Anwender kann dadurch mit dem ihm zur Verfügung gestellten Werkzeug zu jedem Stadium des Designprozesses die jeweils erforderlichen Analysen durchführen.

Ferner ist bei Realisierung der Zielsetzung eine Vereinfachung der Berücksichtigung der Strömungs-Struktur-Kopplung z.B. bei der Analyse von Brennstab-schwingungen zu erwarten, da solche Rechnungen entweder direkt durch ein kommerzielles Programm ermöglicht werden oder die auf die Struktur wirkenden, resultierenden Kräfte an entsprechende Software übergeben werden können. Darüber hinaus ist bei den weitverbreiteten, kommerziellen CFD-Programmen die Verwendung neuer, vom Anwender ausgewählter Modelle zur Simulation der Turbulenz oder des Wärmeübergangs bzw. der Wärmezufuhr durch die Einbindung von selbst programmierbaren Unterprogrammen deutlich einfacher als bei Unterkanalprogrammen. Somit wird eine Weiterentwicklung bzw. Optimierung der eingesetzten Programmsysteme erheblich erleichtert. Gerade dann kann man von der optimierten Numerik und dem guten Konvergenzverhalten profitieren, da diese Programme darauf ausgelegt sind, einen Großteil der in der Strömungsmechanik vorkommenden Phänomene erfassen zu können. Die universellen Programme zur Strömungsberechnung werden sowohl in Industrie als auch in der Forschung für die unterschiedlichsten Anwendungen benutzt. Dadurch ist der Umgang mit einem solchen Programm aufgrund breiterer Erfahrungen benutzerfreundlicher und ökonomischer als bei den hoch spezialisierten Unterkanalprogrammen. Durch die dreidimensionale Modellierung der Geometrie ist es möglich, ohne großen Aufwand die Auswirkungen von lokalen Blockaden und Naturkonvektion sowie bei genügend feiner Diskretisierung Sekundärströmungen zu untersuchen. Eine beliebige Erweiterung des bestehenden Modells durch z.B. die Kopplung mehrerer Brennelemente über ein gemeinsames Plenum macht dann erst die Untersuchung eines ganzen HPLWR-Brennelementbündels möglich. Für die Simulation der z.T.

richtungsabhängigen Strömungsverhältnisse in einem Brennelement mit Drahtwendelabstandshaltern sind lediglich Grundkenntnisse des Anwenders über die speziellen Strömungsverhältnisse notwendig, da sich die für die grobe CFD benötigten Informationen direkt aus der Geometrie der vorangegangenen, detaillierten Rechnungen extrahieren lassen. Die Visualisierung der Ergebnisse wird durch das Softwarepaket in der Regel schon bereitgestellt und dadurch die Auswertung erheblich erleichtert und beschleunigt. Diese aufgeführten Beispiele gilt es in weiteren Untersuchungen zu bestätigen.

Das in dieser Arbeit entwickelte, in sich geschlossene Verfahren zur effizienten, thermohydraulischen Auslegung eines in diesem Falle HPLWR-Brennelements unter Verwendung von kommerziellen CFD-Programmen wird im Nachfolgenden zusammenfassend vorgestellt:

1. Das numerische Verfahren zur Ermittlung der benötigten Detailinformationen wird für die individuellen Strömungsverhältnisse mit ausgewählten experimentellen Daten validiert und mit den Ergebnissen einer Grobstruktursimulation verifiziert. (Kapitel 3)
2. Die für das spezielle Design des HPLWR-Brennelements mit seiner quadratischen Stabanordnung und Drahtwendelabstandshaltern benötigten Daten werden mittels detaillierter RANS-Simulationen bestimmt. (Kapitel 4)
3. Ausgehend von den allgemeinen, strömungsmechanischen Erhaltungsgleichungen werden die in den Analysen zu berücksichtigenden Terme evaluiert und diskutiert, wie die durch die Drahtwendeln induzierten Effekte berücksichtigt werden können. (Kapitel 3 bzw. 5.1)
4. Die grobe Diskretisierung der Geometrie des Fluidraums und der numerische Aufbau des Modells werden erarbeitet. (Kapitel 5.2)
5. Schließlich wird die Funktionalität der vorgestellten Methode durch die Berechnung eines generischen Brennelements aus der zweiten Überhitzerstufe demonstriert. (Kapitel 5.3)

Kapitel 2

Abstandshalterkonzepte für den HPLWR

2.1 Anforderungen an Abstandshalter von Brennstäben

Durch geeignete Konstruktionen von Abstandshaltern wird die Einhaltung der gegenseitigen geometrischen Lage in lateraler Richtung dieser mehrere Meter langen Brennstäbe relativ zueinander bzw. zu eventuell umschließenden Kastenwänden gewährleistet. Dies ist zu jedem Zeitpunkt während des Einsatzes im Reaktorkern als auch beim Transport bzw. der Lagerung notwendig, um die Kühlbarkeit der Hüllrohre zu erhalten und ein Versagen durch lokales Überhitzen zu vermeiden. Während des Transports und der Lagerung in horizontaler Lage müssen die Abstandshalterkonstruktionen dem hohen Eigengewicht der mit dem Schwermetalloxid UO_2 gefüllten Brennstäbe standhalten. Weitere laterale Belastungen entstehen durch eventuelle seismische Beschleunigungen als Folge von Erdbeben und, im Falle eines Kühlmittelverluststörfalls oder **Loss Of Coolant Accident (LOCA)**, durch induzierte Querkräfte beim Abblasen des entstehenden Dampfes. Dabei darf sich die Gesamtstruktur nur minimal verformen, damit sich die Steuerstäbe noch einfahren lassen. Ferner müssen strömungsinduzierte Schwingungen der Brennstäbe ausreichend gedämpft werden. Diese Anforderungen werden durch eine Vielzahl von möglichen Feder-Dämpfer-Konzepten umgesetzt. Eine zum Versagen führende Beschädigung des Hüllrohres als zweite Sicherheitsbarriere durch sogenanntes "Fretting" (Reibrost) oder durch scharfe Kanten ist dabei auszuschließen, um eine Kontamination des Kühlmediums zu unterbinden. Zusätzlich zu den strukturmechanischen Anforderungen erfüllt der Abstandshalter auch strömungsmechanische Aufgaben. Durch eine geeignete Modifikation der Geometrie wird eine gute Vermischung des als Kühlmittel verwendeten Fluids realisiert. Hierzu notwendige Deflektoren sind in der Regel stromabwärts des Bereiches, der strukturmecha-

nische Anforderungen erfüllt, zu finden. Da in Realität jeder Brennstab eine unterschiedliche Wärmeentwicklung erfährt, heizt sich das Kühlmedium in den Unterkanälen ungleichmäßig auf. Der Abstandshalter trägt durch entsprechende Strömungsumlenkungen und der damit einhergehenden Quervermischung dazu bei, die Temperaturverteilung im Kühlmittel zu homogenisieren.

Im Falle von Siedewasserreaktoren durchläuft das Kühlmedium Wasser während der Aufheizung in einem Brennelement einen Phasenwechsel von flüssig zu dampfförmig. Drallfähnchen als Bestandteil der Abstandshalter zentrifugieren kälteres, dichteres Fluid auf die Hüllrohroberfläche, um den Wärmeübergang zu verbessern und lokales Versagen durch Überhitzung zu verhindern. Die Beschleunigung der Strömung durch Querschnittsverengung sowie die Erhöhung des Turbulenzgrades durch zusätzliche Verwirbelungen verbessern den Wärmetransport an das Fluid. In jedem Falle ist der resultierende Druckverlust so gering wie möglich zu halten, da dieser direkten Einfluss auf die erforderliche Pumpleistung und somit auf den Gesamtwirkungsgrad des Kraftwerks hat. Weiterhin muss das Strukturmaterial eines Abstandshalters auf ein Minimum reduziert werden, um parasitären Neutronenverlust aufgrund der Absorption durch relativ große Wirkungsquerschnitte der Struktur zu vermindern und somit mit einer niedrigeren Anreicherung des Brennstoffs $^{235}\text{UO}_2$ Betriebskosten einzusparen.

Um konstruktiv verschiedene Ausführungen von Brennelementen zu vermeiden und um eine Neupositionierung im Kernkonzept nach Schulenberg et al. [132] nach einer Revision zu ermöglichen, sollen alle Brennelemente Abstandshalter derselben Bauweise besitzen. Aufgrund der dreimaligen Durchleitung des Kühlmediums durch den aktiven Kern des HPLWR wird dieser Typ Brennelement in Abhängigkeit seiner Positionierung in der Verdampfer-, 1. Überhitzer- bzw. 2. Überhitzerstufe in beiden axialen Richtungen durchströmt. Dies bedingt einen Typ Abstandshalter, welcher in beiden Strömungsrichtungen identische Eigenschaften aufweist. Desweiteren können bei dem überkritischen Kühlwasser schon kleine Temperaturänderungen einen drastischen Einfluss auf die Fluideigenschaften wie Dichte, Viskosität, Wärmekapazität sowie Wärmeleitfähigkeit haben. Eine gute Quervermischung ist deshalb für einen konstanten Betriebszustand zwingend erforderlich.

2.2 Evaluation von Konzepten zur Quervermischung

Abstandshalter für das HPLWR-Brennelement nach Hofmeister et al. [67] müssen für eine ausreichend gute Quervermischung zwischen den unterschiedlichen Unterkanälen innerhalb des Brennelements sorgen, um Heißkanalfaktoren niedriger ansetzen zu dürfen. Solche Sicherheitsfaktoren wurden von Vogt [146] für ein anderes, aber ebenfalls mit überkritischem Wasser gekühltes Kernkonzept angegeben. Aus diesem Grund werden verschiedene Mischungskonzepte zum Queraustausch qualitativ untersucht, indem vereinfachte Wärmebilanzierungen durch Tabellenkalkulation für einen Viertelausschnitt des Brennelements durchgeführt werden.

Die Geometrie eines Viertel-Brennelements mit seinen Unterkanälen, Stäben und Kastenwänden, wie es den Wärmebilanzrechnungen zugrunde gelegt wurde, ist in Abb. 2.1 dargestellt. Die entsprechenden geometrischen Maße sind Abb. 4.2 zu entnehmen. Gemäß der Verteilung der jeweiligen Massenströme aus Schneider [130] wird ein Axialmassenstrom von $M_{\frac{1}{4}BE} = 0,62kg/s$ in den Unterkanälen des Viertelausschnittes des HPLWR-Brennelements, von $M_{\frac{1}{4}Mod} = 0,052kg/s$ in dem für das Moderatorwasser zur Verfügung stehenden Querschnitt und $M_{\frac{1}{4}Spalt} = 0,103kg/s$ in dem Anteil des Spaltquerschnitts den Rechnungen zugrunde gelegt. Die individuelle Massenstromverteilung unter den verschiedenen Unterkanaltypen wird unter der Annahme bestimmt, dass in jeder axialen Ebene der gleiche Druck vorliegt und somit der Druckverlust in allen Unterkanaltypen identisch ist. Die Höhe der Kontrollvolumen des untersuchten Brennelementausschnitts beträgt $l = 200mm$, da dies aus festigkeitsmechanischen Gründen dem zu erwartenden Abstand zwischen zwei Abstandshaltern entspricht. Die über die Hüllrohrmantelflächen an das Kühlmedium abgegebene Wärme wird als eine mittlere, lineare Stabileistung von $Q_{Stab} = 14,39W/mm$ nach Schulenberg et al. [132] angenommen. Die Stoffwerte von überkritischem Wasser nach Wagner und Kruse [150] werden für die betrachteten Temperaturen des Kühlmediums zu Beginn der Rechnung von $T_{i,Start} = 465^{\circ}C$ und des Moderator- bzw. Spaltwassers von $T_{\infty} = 300^{\circ}C$ als konstant angenommen. Für die zu treffenden, qualitativen Aussagen genügen diese grob gewählten Parameter.

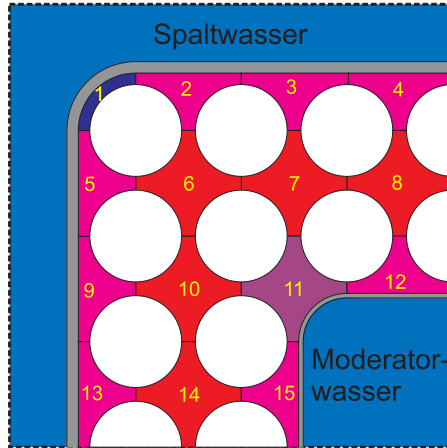


Abbildung 2.1: Unterkanäle im Viertel-Brennelement.

Das Flussdiagramm der zur Bestimmung der stationären Unterkanalendtemperaturen durchzuführenden Berechnungsabfolge ist in Abb. 2.2 wiedergegeben und wird im Nachfolgenden näher erläutert.

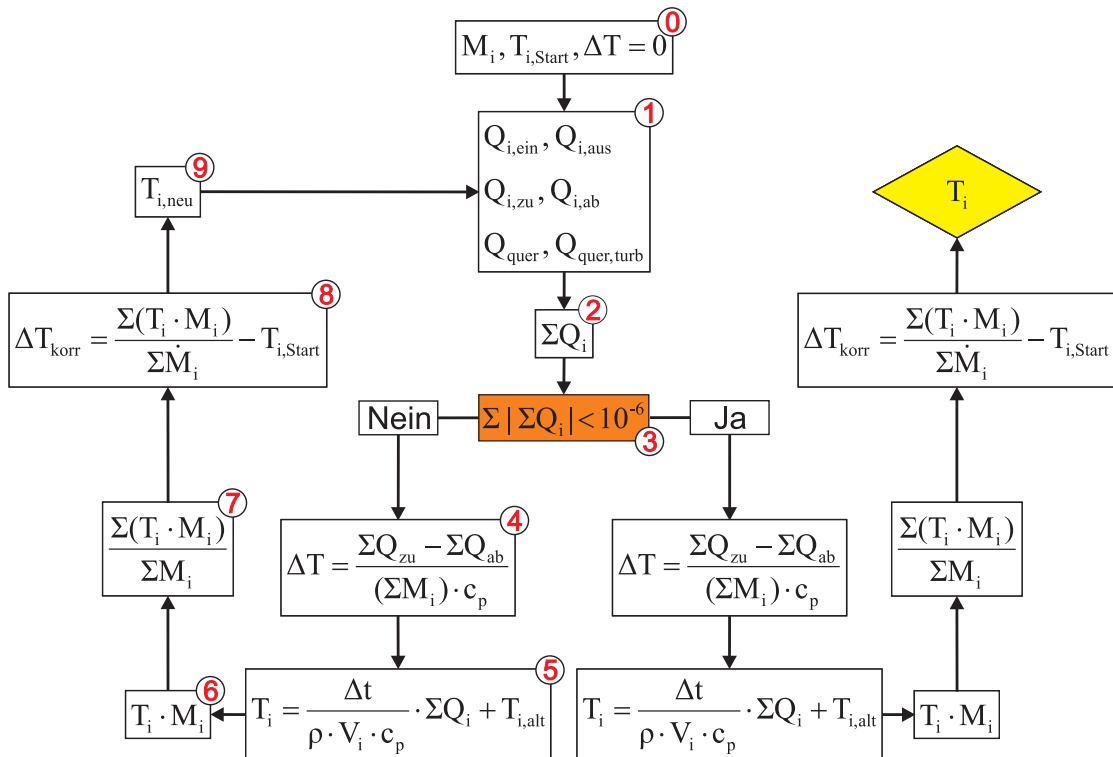


Abbildung 2.2: Flussdiagramm der Wärmebilanzierung im Viertel-Brennelement.

Da der Druck in horizontaler Richtung als konstant angenommen wird, erfährt somit jeder Unterkanal denselben Axialdruckverlust Δp_i , welcher über die nachfolgende Beziehung ermittelt wird:

$$\Delta p_i = f_{Blasius} \cdot \frac{M_i^2}{2 \cdot \rho \cdot A_{ax,i}^2} \cdot \frac{l}{d_{h,i}}, \quad (2.1)$$

mit der Blasius-Formel für den axialen Druckverlustkoeffizienten $f_{Blasius}$:

$$f_{Blasius} = \frac{0,3164}{Re_i^{0,25}}, \quad (2.2)$$

und dem hydraulischen Durchmesser $d_{h,i}$ gemäß:

$$d_{h,i} = 4 \cdot \frac{A_{ax,i}}{U_{be,i}}, \quad (2.3)$$

Darin sind ρ die Fluidichte, $A_{ax,i}$ die axiale Querschnittsfläche des Unterkanals i und $U_{be,i}$ der benetzte Umfang. Daraus lassen sich individuelle, axiale Massenströme M_i bestimmen. Aus oben genanntem Grund werden Druckausgleichsströmungen in lateraler Richtung vernachlässigt.

Die als symmetrisch um die mittlere Unterkanaltemperatur T_i gewählte Temperaturdifferenz ΔT zwischen Eintrittstemperatur $T_{i,ein}$ stromaufwärts und Austrittstemperatur $T_{i,aus}$ stromabwärts der Unterkanalkontrollvolumen ist in Schritt 0 zu Null gesetzt, wird aber im Weiteren dynamisch berechnet. Da von einer Aufheizung um die gleiche Temperaturspanne ausgegangen wird, besitzt sie für alle Unterkanäle den gleichen Wert, obwohl sich die mittlere Unterkanaltemperatur individuell verschieden einstellt. Ausgehend von einer anfänglich einheitlichen Temperaturverteilung $T_{i,Start}$ werden in Schritt 1 die berücksichtigten Wärmeströme $Q_{i,ein}$, $Q_{i,aus}$, $Q_{i,zu}$, $Q_{i,quer,turb}$ und evtl. $Q_{i,ab}$ je nach Unterkanaltyp bzw. $Q_{i,quer}$ entsprechend verschiedenen, unten diskutierten Zirkulationskonzepten für jeden Unterkanal berechnet. Dabei berechnet sich der in den Unterkanal axial einströmende Wärmestrom zu:

$$Q_{i,ein} = M_i \cdot c_p \cdot T_{i,ein} = M_i \cdot c_p \cdot \left(T_i - \frac{\Delta T}{2} \right) \quad (2.4)$$

mit der spezifischen Wärmekapazität c_p und der denselben Unterkanal in axialer Richtung verlassende Wärmestrom gemäß:

$$Q_{i,aus} = M_i \cdot c_p \cdot T_{i,aus} = M_i \cdot c_p \cdot \left(T_i + \frac{\Delta T}{2} \right). \quad (2.5)$$

Der einem Unterkanal anteilig seiner zugehörigen Viertel-Brennstabmantelfläche zugeführte Wärmestrom $Q_{i,\frac{1}{4}Stab}$ ist definiert als:

$$Q_{i,zu} = \sum \left(Q_{i,\frac{1}{4}Stab} \cdot l \right). \quad (2.6)$$

Falls ein Unterkanal an den Moderator- oder Brennelementkasten angrenzt, kann er nach folgender Gleichung über seinen Anteil an der Wandoberfläche $O_{i,ab}$ Wärme an das kältere Moderator- bzw. Spaltwasser abführen:

$$Q_{i,ab} = k_i \cdot O_{i,ab} \cdot (T_i - T_\infty). \quad (2.7)$$

Für die Bestimmung der Wärmedurchgangskoeffizienten k_i sind zunächst die Wärmeübergangskoeffizienten von Kühlmedium an die Wände α_i und von Moderator- bzw. Spaltwasser an die Kästen α_{Mod} und α_{Spalt} zu ermitteln:

$$\alpha_{i/Mod/Spalt} = \frac{Nu \cdot \lambda}{d_{h,i}}, \quad (2.8)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit des jeweiligen Fluids λ und den entsprechenden, hydraulischen Durchmessern $d_{h,i}$. Zur Berechnung der Nusseltzahlen wird die Korrelation nach Bishop et al. [23] eingesetzt:

$$Nu = 0,0069 \cdot Re^{0,9} \cdot Pr^{0,66} \cdot \left(\frac{\rho_{Struktur}}{\rho} \right)^{0,43} \cdot \left(1 + 2,4 \cdot \frac{d_h}{l} \right). \quad (2.9)$$

Die Dichte des Strukturmaterials wird zu $\rho_{Struktur} = 8.031 \text{ kg/m}^3$ angenommen. Die Wärmedurchgangskoeffizienten k_i durch die Kastenwände ergeben sich somit zu:

$$\frac{1}{k_i} = \frac{1}{\alpha_i} + \frac{b}{\lambda_{Struktur}} + \frac{1}{\alpha_{Mod/Spalt}}, \quad (2.10)$$

mit der Wandstärke der Struktur b und einer angenommenen Wärmeleitfähigkeit des Strukturmaterials von ca. $\lambda_{Struktur} = 20 \text{ W/mK}$ bei den vorherrschenden Temperaturen.

Der durch Turbulenz und großskalige Wirbel zwischen benachbarten Unterkanälen induzierte, ungerichtete Wärmestrom wird nach Wheeler et al. [153] modelliert als:

$$Q_{ij,quer,turb} = M_{ij,quer,turb} \cdot c_p \cdot \Delta T_{ij} = \beta_{turb} \cdot \frac{(m_i + m_j)}{2} \cdot A_{Spalt} \cdot c_p \cdot \Delta T_{ij}. \quad (2.11)$$

Darin sind $\beta_{turb} = 0,08$ ein turbulenter Austauschkoefizient nach Cheng et al. [38] und m_i bzw. m_j die Massenstromdichten zweier benachbarter Unterkanäle und der Spaltquerschnittsfläche A_{Spalt} .

In den später gezeigten Zirkulationskonzepten spielt der gerichtete Wärmestrom in lateraler Richtung eine zentrale Rolle. Der zur Berechnung dieses Wärmetransfers benötigte, gerichtete Quermassenstrom $M_{i,quer}^*$ von einem mit dem Index * gekennzeichneten Donorkanal zu einem entsprechend angrenzenden Akzeptorkanal wird folgendermaßen repräsentiert:

$$Q_{i,quer} = M_{i,quer}^* \cdot c_p \cdot \Delta T_{ij}, \quad (2.12)$$

mit:

$$M_{i,quer}^* = \xi_{\uparrow/\uparrow/\uparrow/\uparrow} \cdot M_{i,quer,ref}^* \quad (2.13)$$

Die Faktoren $\xi_{\uparrow} = 1$, $\xi_{\uparrow} = 0,75$, $\xi_{\uparrow} = 0,5$ und $\xi_{\uparrow} = 0,25$ sorgen dafür, dass der mit Hilfe von Gl. (2.1) für jedes Kontrollvolumen bestimmte, axiale Massenstrom unverändert bleibt. Dies wird dadurch gewährleistet, dass sich für jeden Unterkanal die Summe der aus dem gerichteten Queraustausch hervorgerufenen ein- und ausfließenden Massenströme aufheben muss. Die Pfeile in den Konzepten aus Abb. 2.3 - 2.9 geben die entsprechenden Richtungen für die Quermassenströme an, um geschlossene Strömungspfade zu realisieren. $M_{i,quer,ref}^*$ stellt einen Referenzwert für die je nach Unterkanalpaarung individuell bestimmten, lateralen Massenströme dar, welcher wie folgt als der kleinste Wert der maximal realisierbaren Quermassenströme pro Unterkanal $M_{i,quer,max}^*$ definiert ist:

$$M_{i,quer,ref}^* = \min(M_{i,quer,max}^*) \quad (2.14)$$

Letztgenannter Wert lässt sich ausdrücken zu:

$$M_{i,quer,max}^* = \rho \cdot s \cdot \overline{v_{quer}^*}, \quad (2.15)$$

wobei bzgl. des axialen Verlaufs der vom Abstandshalter induzierten Quergeschwindigkeit, ausgehend von einem Maximalwert direkt hinter dem Abstandshalter $v_{quer,max}$, ein exponentieller Abfall angenommen wird:

$$v_{quer}^*(z) = \int_0^l (v_{quer,max}^* \cdot e^{-\frac{2}{l} \cdot z}) \cdot dz \Rightarrow \overline{v_{quer}^*} = v_{quer,max}^* \cdot (1 - e^{-2}) \cdot \frac{l}{2}, \quad (2.16)$$

mit:

$$v_{quer,max}^* = 0,2 \cdot v_{i,AH}^* = 0,2 \cdot \frac{M_i^*}{\rho \cdot A_{ax,i}^* \cdot (1 - \Xi_{AH})} \quad (2.17)$$

Dabei ist das Verhältnis der von der Struktur des Abstandshalters versperrten Querschnittsfläche zur jeweiligen Unterkanalquerschnittsfläche ohne Abstandshalter zu $\Xi_{AH} = 0,4$ gewählt. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass ein Abstandshalter eine maximale Quergeschwindigkeit von höchstens 20% der Axialgeschwindigkeit im Abstandshalter $v_{i,AH}$ erzeugen kann.

Sind die Wärmeströme für die einzelnen Kontrollvolumen berechnet, werden diese in Schritt 2 für die Unterkanäle aufsummiert. Im stationären Zustand muss diese Summe für jeden Unterkanal Null ergeben.

Nach jeder Iteration wird somit in Schritt 3 entschieden, ob das festgelegte Abbruchkriterium von 10^{-6} erreicht ist oder nicht. Dazu werden die Beträge der einzelnen, unterkanalspezifischen Wärmebilanzen aufsummiert und mit einem

festgelegten Wert verglichen. Ist die Summe größer als das Kriterium, wird die im Weiteren beschriebene Abfolge von Rechenschritten solange wiederholt, bis die Grenze unterschritten wird und Konvergenz erreicht ist. Danach wird erneut die Prozedur durchlaufen und die dann errechneten Temperaturen werden als die sich unter diesen Bedingungen einstellenden, stationären Endtemperaturen aufgefasst.

Die für alle Unterkanäle einheitlich gesetzte Temperaturdifferenz zwischen Ein- und Austrittstemperatur berechnet sich in Schritt 4 aus der Differenz der über alle Brennstäbe konstant zugeführten Wärme und der von der mittleren Unterkanaltemperatur abhängenden, über die Kastenwände abgeführten Wärme, da diese Wärmedifferenz der effektiven Enthalpiezufuhr des Viertel-Brennelements entspricht.

In Schritt 5 wird eine vorläufige Unterkanaltemperatur aus den in Schritt 2 bilanzierten Wärmeströmen ermittelt. Die konstanten Gleichungen werden über einen Zeitschritt von $\Delta t = 0,005s$ integriert.

Diese Temperaturen der einzelnen Unterkanäle werden in Schritt 6 mit den dazugehörigen, axialen Massenströmen multipliziert, um anschließend in Schritt 7 mit den axialen Massenströmen gewichtet zu werden. Dies ist notwendig, da die mittlere Temperatur aller Unterkanäle dem gesetzten Referenzwert entsprechen muss.

Im noch nicht auskonvergierten Zustand ist dieser Quotient ungleich Null. Deshalb wird in Schritt 8 für die Unterkanalkontrollvolumen eine korrigierende Temperaturdifferenz ermittelt.

Schließlich wird in Schritt 9 die in Schritt 8 errechnete Temperaturabweichung von der in Schritt 5 berechneten, vorläufigen Unterkanaltemperatur abgezogen. Die nach dieser Iteration bestimmte Temperaturverteilung wird dann wiederum in Schritt 1 verwendet, um die individuellen Wärmeströme zu ermitteln.

Durch gezielte Strömungsführung soll der Queraustausch zwischen bestimmten benachbarten Unterkanälen entweder begünstigt oder unterbunden werden. Um den sich aufgrund der stoffwertbedingten, stark ändernden Strömungsverhältnissen Rechnung zu tragen, ist es denkbar, für jede axiale Zone ein entsprechendes Konzept zu wählen und somit die Form der Abstandshalter in einem Brennelement zu variieren.

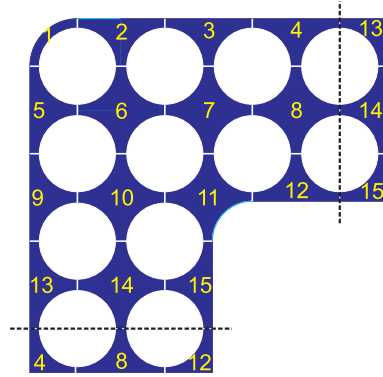


Abbildung 2.3: Kein gerichteter Queraustausch.

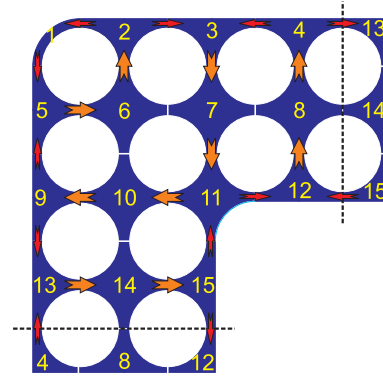


Abbildung 2.6: Umströmung von Zweierpärchen.

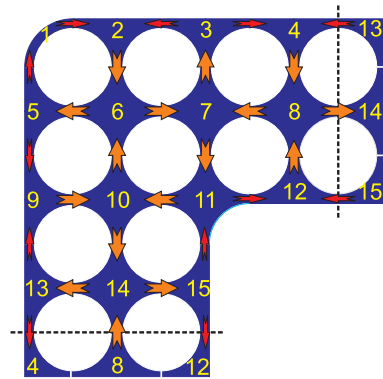


Abbildung 2.4: Gegensinnige Umströmung einzelner Stäbe.

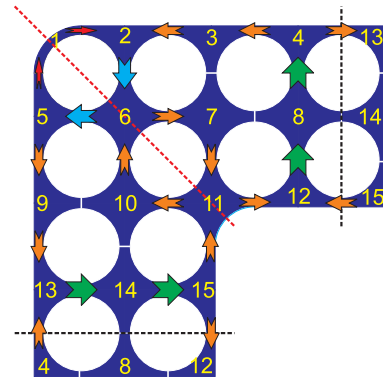


Abbildung 2.7: Zirkulation im Achtel-Brennelement.

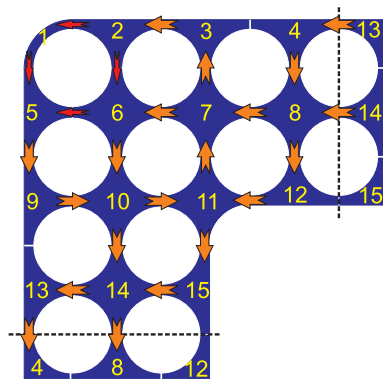


Abbildung 2.5: Gleichsinnige Umströmung einzelner Stäbe.

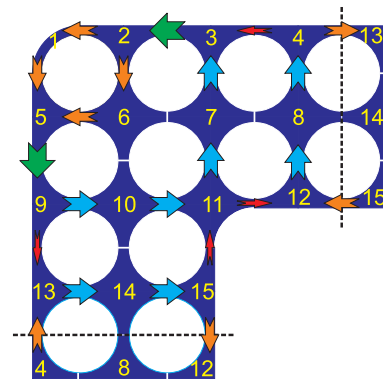


Abbildung 2.8: Zirkulation im Viertel-Brennelement.

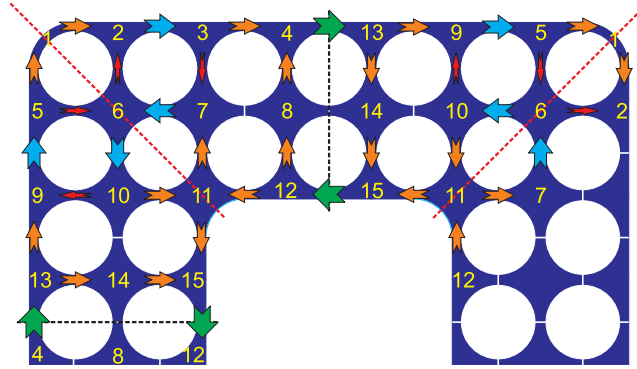


Abbildung 2.9: Zirkulation im längsgeschnittenen Viertel-Brennelement.

Bei den vorgestellten Varianten der lateralen Fluidvermischung dient das in Abb. 2.3 gezeigte Stabbündel ohne jeglichen Abstandhalter als Referenz, da dort lediglich ungerichteter Queraustausch wirksam ist. In Abb. 2.4 ist die gegensinnige Umströmung einzelner Brennstäbe dargestellt und in Abb. 2.5 eine mögliche, gleichsinnige Zirkulation um die Brennstäbe. Durch die Zusammenfassung von Stäben zu Zweierpärchen lässt sich die Strömungsform in Abb. 2.6 erzeugen. Die nächstkleinere Unterteilung ist die Achtersymmetrie aus Abb. 2.7. Die rote Linie dient dabei zur besseren Orientierung. Abb. 2.8 visualisiert die Zirkulation im Viertel-Brennelement und Abb. 2.9 eine ähnliche Variante, bei der das HPLWR-Brennelement der Länge nach in Viertel eingeteilt ist.

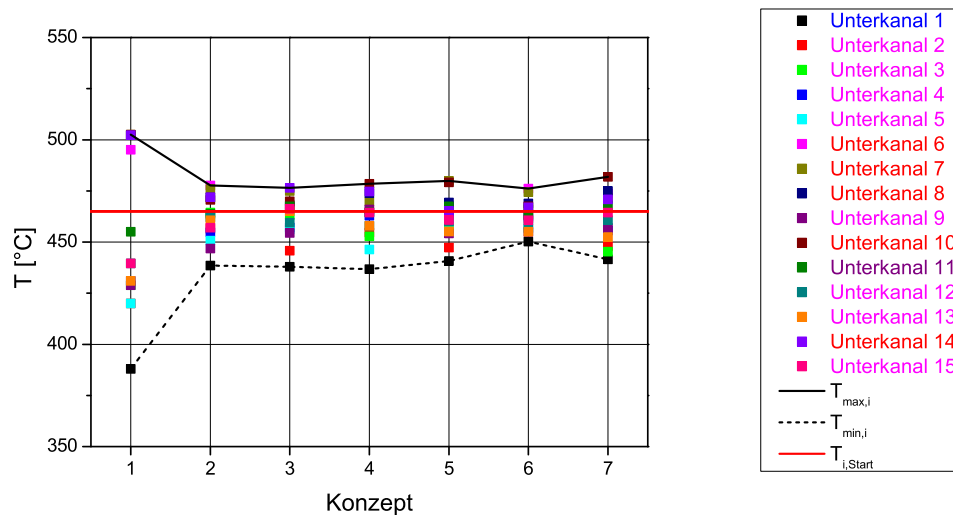


Abbildung 2.10: Stationäre Endtemperaturen der Konzepte aus Abb. 2.3 - 2.9.

In Abb. 2.10 werden die nach dem vorgestellten Berechnungsverfahren ermittelten, stationären Endtemperaturen für die einzelnen Unterkanäle dargestellt. Zu erkennen ist, dass bei den verschiedenen Konzepten die jeweiligen Maximaltemperaturen in unterschiedlichen Unterkanälen auftreten.

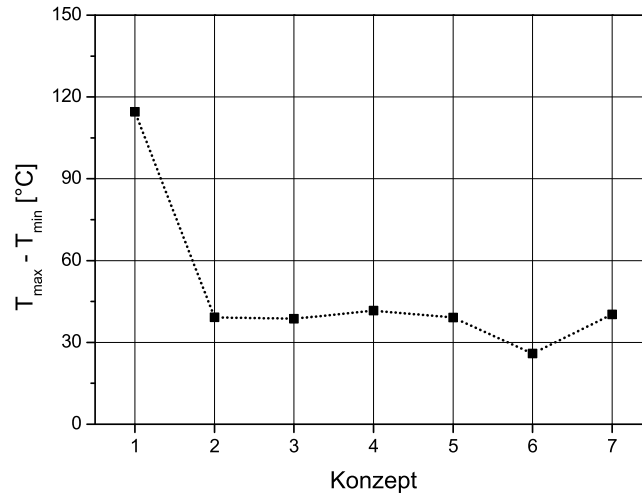


Abbildung 2.11: Maximale Temperaturdifferenzen der Konzepte aus Abb. 2.3 - 2.9.

Um die quantitative Auswertung zu erleichtern, sind in Abb. 2.11 die zu Abb. 2.10 gehörenden Temperaturdifferenzen zwischen den maximalen und den minimalen Werten wiedergegeben. Es ist zu erkennen, dass die untersuchten Konzepte aus Abb. 2.4-2.9 eine erhebliche Verringerung der Temperaturdifferenz im Vergleich zum Fall ohne gerichteten Queraustausch aus Abb. 2.3 bewirken. Als am vielversprechendsten hat sich die Zirkulation im Viertel-Brennelement aus Abb. 2.8 herausgestellt. Man kann daraus schließen, dass ein guter Queraustausch zwischen den Rand- und Zentralkanälen ebenso wichtig für eine Homogenisierung der Unterkanaltemperaturen ist wie eine überlagerte, unilaterale Strömungsführung in den Randkanälen. Dies führt zu deutlich flacheren Temperaturprofilen des Kühlmediums über den Brennelementquerschnitt. Nachfolgend werden einige Beispiele vorgestellt, wie eine derart ideale Vermischung konstruktiv erreicht werden kann.

2.3 Mögliche Abstandshalter für das HPLWR-Brennelement

Das in Abb. 2.12 dargestellte Konzept kombiniert in einer Blechkonstruktion Feder- bzw. Dämpferelemente mit die Strömung umlenkenden Deflektoren. Aufgrund der zur Horizontalen symmetrischen Konstruktionsweise ist der Einfluss auf die Strömung in beiden Durchströmungsrichtungen gleich. Hierbei wird die Strömung in der Spaltregion zwischen zwei Brennstäben durch keilförmige Auswölbungen des Blechs aufgespalten und zu gleichen Teilen den benachbarten Unterkanälen zugeführt. Werden diese Elemente nun abwechselnd 180° um die Längsachse gedreht angeordnet, so induzieren die exzentrisch eingeleiteten Strömungen in den angrenzenden Unterkanälen Drall. Dieser führt zu einer Erhöhung der Turbulenz und einer Auszentrifugation von dichterem Medium an die Hüllrohrmantelflächen.

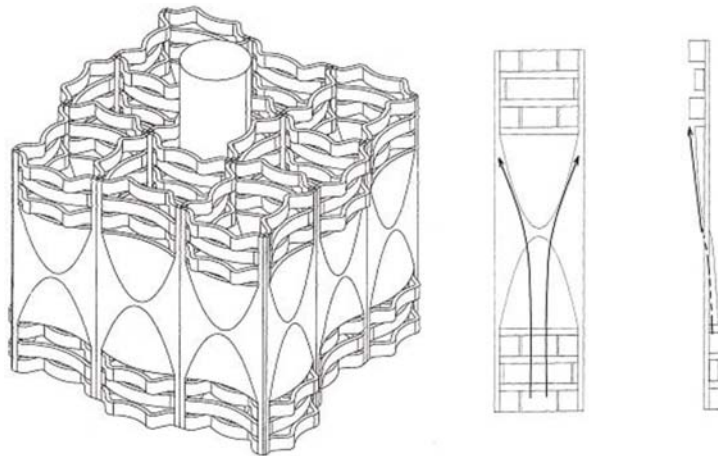


Abbildung 2.12: Abstandshalter mit keilförmigen Deflektoren nach KAERI [82].

Ein weiteres Beispiel für ein in beiden Richtungen durchströmbares Abstandshalterkonzept ist in Abb. 2.13 dargestellt. Die muschelförmigen Deflektoren erfüllen hier sowohl strukturmechanische als auch strömungsmechanische Aufgaben. Sie wirken zum einen in Kombination mit dem mittleren Teil des Abstandshalters als Feder, indem sie mit den Hüllrohren direkt in Kontakt stehen. Zum anderen wird der vorherrschenden, axialen Strömung eine zusätzliche Umfangskomponente überlagert. Dies bewirkt ein Auszentrifugieren von kälterem und somit dichterem Fluid auf die Brennstabmantelflächen. Weiterhin begünstigt die Erhöhung des Turbulenzgrades der Strömung den Wärmeübergang von Hüllrohr an das Kühlmittel.

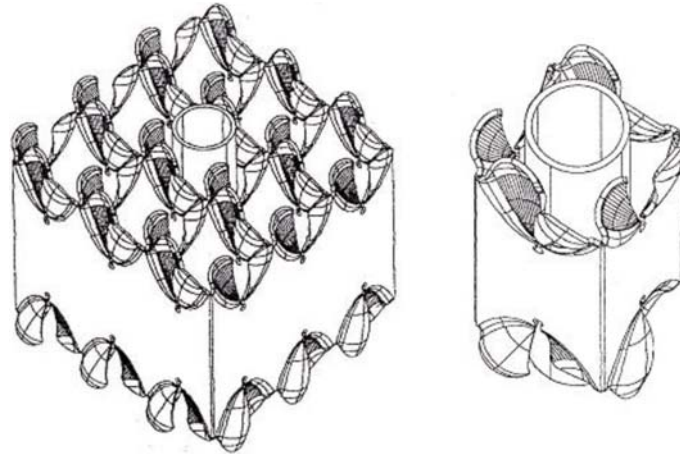


Abbildung 2.13: Abstandshalter mit muschelförmigen Deflektoren nach KAERI [82].

Abb. 2.14 zeigt eine in Form einer Wendeltreppe gestaltete Ausführung eines Abstandshalters. Dieses innovative Design, welches speziell für die quadratische Stab-anordnung mit zentralem Moderatorwasserkasten des HPLWR-Brennelements geeignet ist, wurde von Bastron et al. [19] vorgestellt.

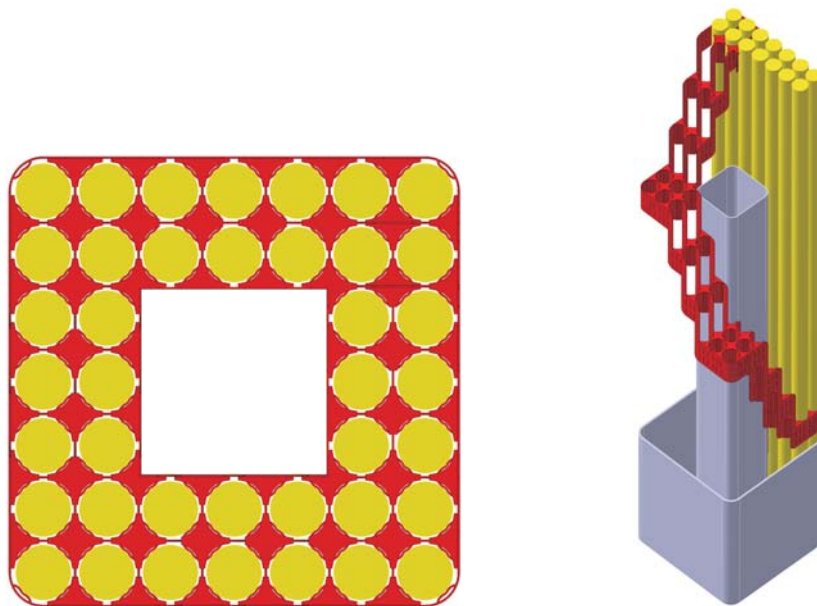


Abbildung 2.14: Wendeltreppenförmiger Abstandshalter nach Bastron [19].

Durch eine geringe Modifikation ist diese Variante auch zur beidseitigen Durchströmung geeignet. Eine gute Fluidvermischung wird hier dadurch erreicht, dass das

Fluid einen möglichst langen Strömungsweg durch das Brennelement zurücklegen muss, indem es helixförmig um den zentralen Wasserkasten geleitet wird. Ein zusätzlicher Vorteil dieser Strömungsführung ist der sehr gute Wärmeübergang an das Fluid durch die Queranströmung der Stabreihen. Sowohl das Aufprallen der Strömung auf die Hüllrohre als auch die sich einstellenden Nachlaufschleppen erhöhen die Turbulenz. Es ist zu beachten, dass die übergeordnete Strömungsführung eine resultierende Kraft auf die Kästen ausübt. Der lange Strömungsweg und die Queranströmung bedingen jedoch einen sehr hohen Druckverlust, weshalb diese Ausführung nicht weiter ausgearbeitet wurde.

Eine weitere Variante sind geeignet deformierte Zylinder aus Abb. 2.15 für den Fluidqueraustausch, wie von Karoutas et al. [80] untersucht wurde, in Kombination mit einem Feder-Dämpfer-System aus Abb. 2.16, welches im Rahmen dieser Arbeit entwickelt wurde. Es ist bezüglich der zu erwartenden Hertz'schen Flächenpressung und den erforderlichen Federsteifigkeiten für Feder- und Dämpferelemente dimensioniert [55]. Die für das HPLWR-Brennelement vorgeschlagenen Feder- und Dämpferelemente entsprechen den für Gitterabstandshalter typischen Werten, welche aus Choi et al. [42] zu entnehmen sind. Ferner ist bei der Dimensionierung die Annahme zugrundegelegt, dass die Feder- bzw. Dämpferelemente nach Song et al. [138] aufgrund von strahlungsinduziertem Spannungsabbau während ihres Einsatzes bis zu 92% ihrer Federkraft verlieren. Eine solche Feder muss dann immer noch eine Kraft von $F_{Feder} = 2N$ auf die Hüllrohre ausüben, um Brennstabschwingungen zu unterbinden.

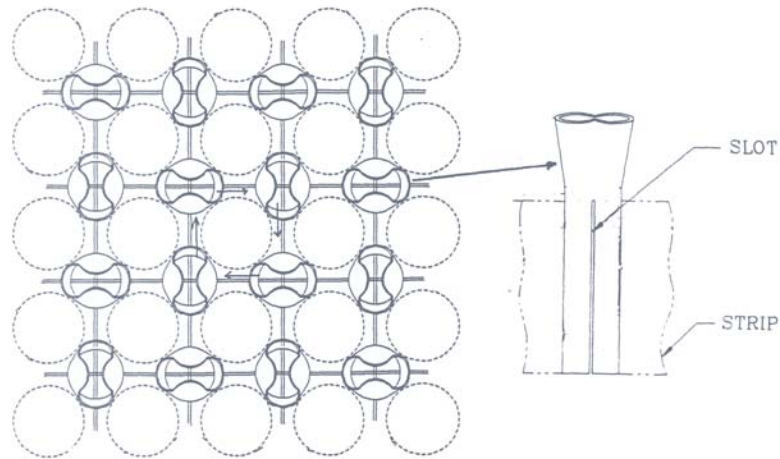


Abbildung 2.15: Gequetschte Röhren nach Karoutas et al. [80].

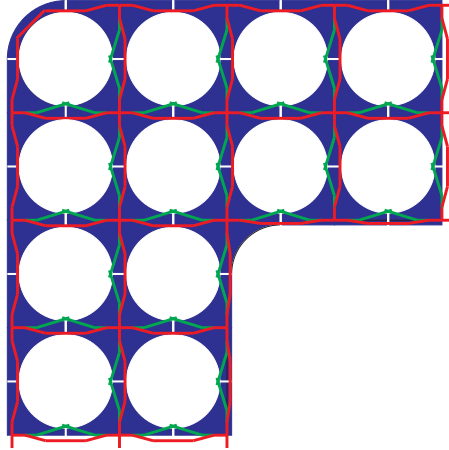


Abbildung 2.16: Konzept eines Feder-Dämpfer-Systems für das HPLWR-Brennelement.

Aufgrund des durch das kleine Stabteilung-zu-Drahtdurchmesser-Verhältnis von $P/D = 1,18$ sehr geringen Bauraumes in den Unterkanälen bzw. zwischen den Brennstäben sind die bisher vorgestellten Abstandshalterkonzepte in der Geometrie der HPLWR-Brennelemente fertigungstechnisch derzeit nicht realisierbar.

Als einfaches, robustes und kompaktes Abstandshaltersystem, mit welchem bereits Betriebserfahrungen in hexagonaler Stabanordnung durch Cushman [45] gesammelt wurden, haben sich Drahtwendelabstandshalter erwiesen. Dieser Typ zeichnet sich zudem besonders durch seine einfache Bauweise und Wartungsfreiheit aus. Besonders durch seinen geringen, benötigten Bauraum ist diese Art Abstandshalter für das HPLWR-Brennelement mit seinem im Vergleich zu Siede- und Druckwasserreaktoren geringeren P/D -Verhältnis ideal. Drahtwendeln erfüllen auch die in Kapitel 2.2 ermittelten Anforderungen bzgl. des Fluidaustausch zur Homogenisierung der Kühlmitteltemperaturen. Die Auswirkungen dieser Variante in quadratischer Stabanordnung ist bisher noch wenig erforscht und wird daher im Folgenden näher untersucht.

Kapitel 3

Validierung der RANS-Simulationen anhand eines Experiments

3.1 Brennelementströmungen mit Drahtwendelabstandshaltern

Auf der Suche nach bisherigen Anwendungsgebieten von Drahtwendelabstandshaltern wurden überwiegend Brutelemente von schnellen Brutreaktoren identifiziert. In Brennelementen ohne gezielte Plutoniumerbrütung ist eine relativ große Stabteilung notwendig, um ausreichend Moderator in der Nähe der Stäbe zu gewährleisten. Hierfür sind neben Drahtwendeln auch andere Abstandshalterkonzepte möglich. In dieser Geometrie werden die bei der Kernspaltung entstehenden Neutronen zu langsamen, thermischen Neutronen abgebremst, welche in den Brennstäben den Brennstoff $^{235}\text{UO}_2$ spalten.

In den Brutelementen dagegen sind die Brennstäbe mit einer kleinen Stabteilung zumeist hexagonal zueinander angeordnet, um eine hohe Leistungsdichte realisieren zu können und nicht zu viele Neutronen durch Moderation im Kühlmedium zu langsamen, thermischen Neutronen abzubremesen. Durch dieses gezielt härtere, schnelle Neutronenspektrum wird zusätzlich Plutonium erbrütet. Die veröffentlichte Literatur zu mit Drahtwendelabstandshaltern versehenen Brennelementen beschränkt sich mit wenigen Ausnahmen auf die hexagonale Ausrichtung der Brennstäbe.

3.1.1 Berechnung der Strömungsverhältnisse mit CFD

Ein typisches Anwendungsgebiet für Drahtwendelabstandshalter waren die mit flüssigem Natrium gekühlten Brennelemente eines schnellen Brutreaktors. Hisida et al. [65] benutzten bereits 1981 die **F**inite **D**ifferenzen **M**ethode (FDM) zur numerischen Berechnung der Strömungsverhältnisse in Zentral- und Randkanälen eines hexagonalen Stabbündels mit Drahtwendelabstandshaltern mit einem Ganghöhe-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis von $H/D = 23,08$ und einem Stabteilung-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis von $P/D = 1,22$. Aufgrund der zur damaligen Zeit sehr begrenzten Computerressourcen wurden die Fluidräume der Modelle, welche eine Ganghöhe umfassten, lediglich mit rund 10.000 Hexaedern abgedeutet. Als Randbedingungen wurden neben der Haftbedingung eine über den Querschnitt konstante Einlassgeschwindigkeit sowie eine Neumann-Bedingung am Auslass implementiert. Natrium bei 500°C diente dabei als Strömungsmedium. Es wurde mit dieser Auflösung gezeigt, dass sich zwischen Zentralkanälen eine sich in der Höhe wiederholende, alternierende Querströmung ausbildet. Ferner wurde eine für Randkanäle typische, unidirektionale Strömung nachgewiesen.

1990 hatten Shimizu et al. [133] im Zuge der Entwicklung des japanischen Schnellen Brutreaktors "Monju" numerische Untersuchungen für ein 7-Stabbündel durchgeführt. Für die Simulation der Strömungsverhältnisse in dieser komplexen Geometrie benutzten sie die **F**inite **E**lemente **M**ethode (FEM). Die charakteristischen Abmaße waren $H/D = 45,7$ und $P/D = 1,215$. Ein Drahtdurchmesser-zu-Spaltweite-Verhältnis von $d/s = 0,93$ vermeidet einen Kontaktpunkt zwischen Draht und benachbarten Stab, was die Vernetzung der sich über eine Ganghöhe erstreckenden Fluidräume erheblich erleichterte. Auf den Ein- und Auslassquerschnitten wurden jeweils konstante Drücke als Randbedingungen aufgeprägt und auf den Stab- und Drahtoberflächen sowie auf den Kastenwandflächen die Haftbedingung. Als Turbulenzmodell fand ein Mischungswegmodell Anwendung. Die Autoren ermittelten die höchsten Quergeschwindigkeiten in den Randkanälen, welche zur korrespondierenden Drahtquerschnittsposition um 180° phasenverschoben waren. Außerdem wiesen Shimizu et al. [133] für Zentralkanäle nach, dass ein sich auf der stromabwärts der Drahtwendel einstellendes Unterdruckgebiet Fluid aus zwei Spalten saugt, während die Druckseite der Drahtwendel eine Querströmung durch den dritten Spalt induziert.

Ahmad und Kim [3] verwendeten CFD zur Berechnung des Wärmeübergangs in einem mit Flüssigmetall durchströmten 7-Stabbündel. Sie variierten das zur Charakterisierung der geometrischen Verhältnisse in Brennelementen mit Drahtwendelabstandshaltern verwendete Stabteilung-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis mit $P/D = 1,178$ und $P/D = 1,256$ bei konstantem Ganghöhe-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis von $H/D = 25$. Das Drahtdurchmesser-zu-Spaltweite-Verhältnis wurde mit $d/s = 0,98$ in beiden Geometrien konstant gehalten. Die Linienkontakte

zwischen Hüllrohren und Drahtwendeln wurden durch Ausrundungen modelliert, um zu kleine Winkel bei den Volumenzellen zu vermeiden. Das numerische Modell umfasste eine axiale Ganghöhe, nach Durchführung einer Netzabhängigkeitsstudie durch rund 880.000 Tetraederzellen wiedergegeben, und wurde in axialer Richtung mit zyklischen Randbedingungen beaufschlagt. Auf den Stab- und Drahtoberflächen wurden ein konstanter Wandwärmestrom und auf den Kastenwänden adiabate Bedingungen implementiert. Das in dieser Studie gewählte Turbulenzmodell war das k - ω -SST-Modell nach Menter [98] in Kombination mit dem Standard-Wandgesetz. Der "SIMPLE"-Algorithmus [110] diente zur Entkopplung von Druck und Geschwindigkeit und räumlich wurde zweite Ordnung genau gerechnet. Zum direkten Vergleich simulierten die Autoren auch ein 7-Stabbündel ohne Abstandshalter. Es wurde festgestellt, dass die Geschwindigkeitsverteilungen in den Unterkanälen des Modells ohne Drahtwendeln den Profilen entsprechen, bei denen die Drähte in dem anderen Modell die jeweiligen Unterkanäle gerade wieder verlassen. In den Zentralkanälen hatten sich Wirbel nach den Drähten ausgebildet und in den Randkanälen, in denen die Axialgeschwindigkeit immer größer als die mittlere Axialgeschwindigkeit im Bündel ist, bildete sich lokal eine Rückströmung entgegen der Wicklungsrichtung der Drähte aus. Im Falle des reinen Stabbündels stellten sich die gleichen, mittleren Temperaturen in den Unterkanälen um den Zentralstab ein, wohingegen die Drahtwendeln einen starken Temperaturgradienten zwischen benachbarten Unterkanälen hervorgerufen haben. Dieser verhielt sich periodisch und war von der lokalen Drahtposition abhängig. Es wurden mehrere, sogenannte "hot spots", also Stellen lokal verschlechterten Wärmeübergangs und somit hoher Hüllrohrtemperaturen, ausfindig gemacht, welche wahrscheinlich Artefakte der Bündelgeometrie waren. Schlussendlich kamen die Autoren zum Ergebnis, dass Drahtwendeln zu einem umso flacheren Temperaturprofil beitragen, je größer die teilweise Versperrung des axialen Strömungsquerschnitts ausfällt.

Im Zuge der Entwicklung eines indischen **Prototype Fast Breeder Reactor** (PFBR) in Kalpakkam hatten Gajapathy et al. [53] numerische Untersuchungen ebenfalls in einem 7-Stabbündel durchgeführt. Die charakteristischen Kenngrößen in der sich über eine axiale Ganghöhe erstreckenden, modellierten Geometrie von $P/D = 1,26$, $H/D = 22,73$ und $d/s = 0,98$ wurden dem des realen 217-Stabbündels angeglichen. Wiederum wurden Ausrundungen zwischen Draht und dazugehörigem Hüllrohr verwendet. Der Fluidraum wurde mit 444.200 Tetraederzellen vernetzt. Als thermische Randbedingungen wurde ein konstanter Wandwärmestrom auf die Stab- und Drahtoberflächen aufgeprägt und die Kastenwände als adiabat angenommen. Im Gegensatz zu Ahmad und Kim [3] verwendeten die Autoren hier als Einlassrandbedingung eine konstante Axialgeschwindigkeit über den Querschnitt und als Auslassrandbedingung erzwangen sie das Verschwinden von Gradienten der Strömung in lateraler Richtung. Als Turbulenzmodell fand das high-Reynolds Standard- k - ϵ -Modell nach Launder und Spalding [88] Anwendung. Der starke Einfluss der gewählten Randbedingungen bewirkte, dass bis zu etwa einem Viertel

der Ganghöhe die Strömung von der Axialgeschwindigkeitskomponente dominiert wurde. Danach erst entwickelten sich die zu erwartenden, typischen Sekundär- und Queraustauschströmungen zwischen den Unterkanälen. Die Autoren schlossen auch im Hinblick auf die Entwicklung der Axialgeschwindigkeiten, dass spätestens nach einem Viertel der Lauflänge von voll ausgebildeten Strömungsbedingungen auszugehen ist. Als Referenzmodell diente bei der thermischen Analyse wiederum die Bündelgeometrie ohne Drahtwendelabstandshalter. Es wurde gezeigt, dass die durch die Verwendung von Drahtwendeln induzierten Querströmungen die sich zwischen Zentral- und Randkanälen einstellenden Temperaturdifferenzen auf ein Viertel derjenigen ohne Drähte reduzieren konnten. Ein deutlicher Temperaturunterschied über den Drahtquerschnitt war ebenfalls festgestellt worden.

Um beim Design von Brennelementen mit Drahtwendelabstandshaltern die Wahl einer optimalen Kombination aus Drahtdurchmesser und Ganghöhe zu erleichtern, hatten Raza und Kim [115] verschiedene, numerische Optimierungsverfahren untersucht. Sie variierten dabei das Drahtdurchmesser-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis im Bereich $d/D = 0,16 - 0,31$ und das Ganghöhe-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis in den Grenzen $H/D = 8 - 24$. Die gewählten Kriterien waren Axialdruckverlust und Wärmeübergang. Zum Vergleich der mit diesen Methoden berechneten Ergebnisse dienten die CFD-Simulationen von Ahmad und Kim [3] in geometrischem sowie numerischem Aufbau. In Raza und Kim [114] wurden mit dem sich in [115] als am geeignetsten herausgestellten Verfahren die optimalen Verhältnisse zu $d/D_{opt} = 0,246$ und $H/D_{opt} = 13,55$ bestimmt. Es stellte sich der Trend heraus, dass der Axialdruckverlust mit zunehmendem H/D und sinkendem d/D fällt. Im Vergleich zu einem Referenzmodell mit $H/D = 16$ und $d/D = 0,16$ wurde mit Hilfe von CFD gezeigt, dass die größere Versperrung des Strömungsquerschnitts in Verbindung mit einer größeren Anstellung der Drahtwendel relativ zur Stablängsachse zu besserem Wärmeübergang führt.

Sowohl Ahmad und Kim [3] als auch Gajapathy et al. [53] verifizierten ihre jeweilige, numerische Methode über den Vergleich des numerisch ermittelten Druckverlusts mit experimentell bestimmten bzw. durch Korrelationen errechneten Werten.

Fischer et al. [52] hatten als bisher Einzige die Methode der LES auf Stabbündelströmungen mit Drahtwendelabstandshaltern angewendet. Die modellierte Geometrie entsprach einem Brennstab mit Drahtwendel und den dazugehörigen Anteilen von umgebenden Unterkanälen über eine axiale Ganghöhe. In dieser Konfiguration waren die Brennstäbe mit einem Verhältnis von $P/D = 1,154$ angeordnet und die Drähte entsprachen einem Verhältnis von $d/s = 0,91$. Der dabei entstehende Linienkontakt wurde auch in dieser Studie mit Ausrundungen versehen. Der Einfluss des Anstellwinkels Θ von Drahtwendel zur Stablängsachse wurde evaluiert, indem die Autoren das Ganghöhen-zu-Stabdurchmesser-Verhältnis

mit den Werten $H/D = 13,4$ und $H/D = 20,1$ variierten. Auf den Schnittflächen der Fluiddomäne wurden zyklische Randbedingungen sowohl in lateraler als auch in axialer Richtung verwendet. Somit wurden in diesem Fall voll eingelaufene, isotherme Strömungsbedingungen simuliert. Auf die erzielten Ergebnisse dieser Studie soll jedoch erst in Kapitel 3.4.4 näher eingegangen werden.

Im Rahmen der Auslegung eines Experiments zur Durchströmung eines 7-Strabbündels mit Mineralöl hatten McCreery et al. [97] zum besseren Verständnis der globalen Strömungsstruktur CFD-Methoden verwendet. Als Ergebnis erhielten sie dabei Hinweise für die spätere Instrumentierung, um die zu erwartenden, relevanten Strömungsphänomene mit optischen Messmethoden zu erfassen. Der zwei Drahtwendelganghöhen umfassende Fluidraum wurde mit ca. 55.700.000 Polyeder- und Hexaederzellen vernetzt, wobei die Wandgrenzschicht aufgelöst wurde, um die Genauigkeit durch eine Vermeidung von logarithmischen Wandgesetzen zu erzielen. Als Turbulenzmodell wurde eine Variante des $k-\omega$ -SST-Modells [98] verwendet, welches den kompletten y^+ -Bereich abdeckt. Als Randbedingungen wurden in axialer Richtung eine über den Querschnitt konstante Geschwindigkeit aufgeprägt und am Auslass das Verschwinden von Gradienten der Strömung gefordert. Es wurde ersichtlich, dass sich die Strömungsstruktur nach der ersten Ganghöhe von der in der Auslassebene unterscheidet, was auf Einlaufeffekte zurückzuführen ist. Nicht nachgewiesen war, dass eine hinreichend eingelaufene Strömung vorgelegen hatte. Die hier berechnete, horizontale Verteilung des statischen Drucks in den Randkanälen ist mit den durch Fernandez und Carajilescov [49] experimentell ermittelten Werten konsistent.

3.1.1.1 Erhaltungsgleichungen für Finite Volumen Methode

Im Nachfolgenden werden die dreidimensionalen Bilanzgleichungen für instationäre, turbulente Strömungen, wie sie bei der **Finite Volumen Methode** (FVM) im Programmpaket verwendet werden, vorgestellt. Die für jede Volumenzelle zu erfüllenden Gleichungen sind für inkompressible Fluide formuliert.

Nach dem Reynoldsansatz setzt sich eine Strömungsgröße Ψ aus einem zeitlichen Mittelwert $\overline{\Psi}$ und einem turbulenten Schwankungswert Ψ' zusammen gemäß:

$$\Psi = \overline{\Psi} + \Psi'. \quad (3.1)$$

Der zeitliche Mittelwert wird durch Überstreichen gekennzeichnet und ist folgendermaßen definiert:

$$\overline{\Psi} = \lim_{t \rightarrow \infty} \left(\frac{1}{t} \cdot \int_0^t \Psi \cdot dt \right). \quad (3.2)$$

Auf die Modellierung der Turbulenz über die turbulenten Schwankungsgrößen wird in Kapitel 3.1.1.2 näher eingegangen.

Zuerst sei die zur Erhaltung der Masse notwendige Kontinuitätsgleichung aufgeführt:

$$\underbrace{\nabla \cdot (\rho \bar{v})}_{\langle I-I \rangle} = 0. \quad (3.3)$$

Diese bilanziert die ein- und austretendem Massenströme in einem Volumenelement.

Die Gleichungen für die Erhaltung des Impulses in die verschiedenen Raumrichtungen sind folgendermaßen formuliert:

$$\underbrace{\frac{\partial (\rho \bar{v})}{\partial t}}_{\langle II-I \rangle} + \underbrace{\vec{\nabla} \cdot (\rho \bar{v} \otimes \bar{v})}_{\langle II-II \rangle} = \underbrace{-\nabla \bar{p}}_{\langle II-III \rangle} + \underbrace{\vec{\nabla} \cdot \bar{\sigma}}_{\langle II-IV \rangle} + \underbrace{\vec{\nabla} \cdot \sigma_t}_{\langle II-V \rangle} + \underbrace{\vec{F}}_{\langle VI \rangle}, \quad (3.4)$$

mit dem Nabla-Operator ∇ :

$$\nabla = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right) \quad (3.5)$$

und dem auf die mittleren Geschwindigkeiten \bar{v} zurückgeführten Spannungstensor $\bar{\sigma}$:

$$\bar{\sigma} = \mu \cdot \left(\nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T - \frac{2}{3} \cdot (\nabla \cdot \bar{v}) \cdot \delta_{ij} \right), \quad (3.6)$$

mit dem Kronecker-Delta δ_{ij} . Bei diesen aus insgesamt drei Gleichungen bestehenden Bilanzen spiegelt der erste Term $\langle II-I \rangle$ auf der linken Seite die zeitliche Änderung des Impulses wieder und der zweite Term $\langle II-II \rangle$ die konvektiven Flüsse. Der erste Term auf der rechten Seite $\langle II-III \rangle$ repräsentiert die Divergenz des Druckes. Die Divergenz des Spannungstensors aus Gl. (3.6) im zweiten Term $\langle II-IV \rangle$ beschreibt die diffusiven Flüsse. Er ist verantwortlich für die Fluidvermischung durch Diffusion auf molekularer Ebene und die Reibung im Fluid. Er wird durch den Stokes'schen Reibungsansatz modelliert, nach welchem die Normal- und Schubspannungen als zu den Geschwindigkeitsgradienten proportional aufgefasst werden [107]. Als Proportionalitätskonstante wird die molekulare Viskosität μ als Stoffwert verwendet. Da sich im Falle turbulenter Strömungsverhältnisse sowohl die Fluidvermischung als auch die Fluidreibung erhöhen, kommt bei der RANS-Modellierung ein zusätzlicher, diffusiver Term $\langle II-V \rangle$ hinzu. Nach der Boussinesq-Annahme lässt sich der zusätzliche, auf den aus dem Reynoldsansatz stammenden turbulenten Schwankungsgrößen basierende Spannungstensor σ_t analog zum Stokes'schen Reibungsansatz als proportional zu den Gradienten der mittleren Geschwindigkeiten ausdrücken:

$$\sigma_t = \rho \cdot \overline{v' \otimes v'} = \mu_t \cdot \left(\nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T \right) - \frac{2}{3} \cdot \rho \cdot k \cdot \delta_{ij}, \quad (3.7)$$

mit der turbulenten kinetischen Energie k aus Gl. (3.12). Viele Turbulenzmodelle basieren auf der Modellierung der als Wirbelviskosität bezeichneten Austauschvariablen μ_t . Der letzte Term auf der rechten Seite $\langle II - VI \rangle$ umfasst die auf ein Volumen wirkenden Kräfte, wie z.B. die Schwerkraft. Ihm wird bei der Durchführung von Unterkanalanalysen mit dem CFD-Programm STAR-CD[©] besondere Bedeutung beigemessen, weshalb dieser Vektor der Volumenkräfte in Kapitel 5.1 näher untersucht wird.

Schließlich wird ein Ausdruck für die Erhaltung der Energie im Volumen benötigt, wobei nachfolgende Gleichung wie auch in COBRA IIIC [124] und in STAR-CD[©] [29] über die Enthalpie h formuliert ist:

$$\begin{aligned} & \underbrace{\frac{\partial (\rho \bar{h})}{\partial t}}_{\langle III-I \rangle} + \underbrace{\nabla \cdot (\rho \bar{h} \bar{v})}_{\langle III-II \rangle} \\ = & \underbrace{\frac{\partial \bar{p}}{\partial t}}_{\langle III-III \rangle} + \underbrace{\bar{v} \cdot \nabla \bar{p}}_{\langle III-IV \rangle} + \underbrace{\nabla \cdot \bar{\sigma} \bar{v}}_{\langle III-V \rangle} + \underbrace{Q}_{\langle III-VI \rangle} + \underbrace{\nabla \cdot (\lambda + \lambda_t) \nabla \bar{T}}_{\langle III-VII \rangle}. \end{aligned} \quad (3.8)$$

Erneut stehen auf der linken Seite obiger Gleichung ein Ausdruck für die zeitliche Änderung des Energieinhalts in einem Volumen $\langle III - I \rangle$ und ein Term $\langle III - II \rangle$ zur Beschreibung der konvektiv transportierten Energie in Form von Enthalpie aus dem Volumen hinaus bzw. hinein. Auf der rechten Seite steht an erster Stelle die zeitliche Änderung des Druckes $\langle III - III \rangle$ und an zweiter Stelle die mit dem Geschwindigkeitsvektor multiplizierte Divergenz des Druckes $\langle III - IV \rangle$. Der dritte Term $\langle III - V \rangle$ wird als Dissipation bezeichnet und beschreibt die irreversible Umwandlung von kinetischer Energie in Wärmeenergie infolge von Reibung. Q stellt ganz allgemein einen Quell- oder Senkenterm dar. Bei Strömungsberechnungen von Brennelementen wird über diesen Term $\langle III - VI \rangle$ die Wärmezufuhr an das Kühlmedium durch die in den Brennstäben stattfindenden, nuklearen Spaltungsprozesse realisiert. Der letzte Ausdruck $\langle III - VII \rangle$ trägt den Wärmeleitungsvorgängen im Fluid Rechnung. Die Wärmeleitfähigkeit λ als Stoffwert beschreibt dabei die laminaren Vorgänge. In Analogie zur Boussinesq-Annahme werden die sich bei turbulenten Strömungsverhältnissen ergebenden Beziehungen für die Schwankungsterme proportional zu den Gradienten der mittleren Temperatur angenommen. Die dabei eingeführte und als turbulente Wärmeleitfähigkeit bezeichnete Variable λ_t wird in der Regel über Gl. (4.66) durch die turbulente Viskosität μ_t definiert, in der bei auf der Boussinesq-Annahme basierenden Modellen die gesamte Information über die Turbulenz eingearbeitet ist.

Der in diesem Kapitel diskutierte Satz von Erhaltungsgleichungen muss nun noch unter Anwendung des Gauß'schen Integralsatzes aus Gl. (5.33) auf die spezielle Form der verwendeten Volumenzellen, wie z.B. Hexaeder- oder Tetraederelemente, diskre-

tisiert werden. Durch die Universalität der bei der CFD verwendeten Gleichungen bzgl. der Strömungsrichtung lassen sich nahezu beliebig komplexe Geometrien berechnen, solange sie diskretisierbar sind.

3.1.1.2 Modellierung der Turbulenz durch einen Wirbelviskositätsansatz

Wie bereits in Kapitel 3.1.1.1 diskutiert, stellt die Modellierung der Proportionalitätsvariablen μ_t in Gl. (3.6) durch einen sogenannten Wirbelviskositätsansatz eine etablierte Methode der Turbulenzmodellierung dar. Eine ausführliche Evaluation der am weitesten verbreiteten Turbulenzmodelle bzgl. ihrer Anwendbarkeit auf Stabbündelströmungen durch eine in Anhang A aufgeführte Studie ergibt, dass das anisotrope Strömungsverhalten entweder durch nichtlineare Wirbelviskositätsmodelle oder durch sogenannte Reynolds-Spannungsmodelle wiedergegeben werden kann. In Bezug auf Wirtschaftlichkeit, welche sich durch vergleichsweise geringen numerischen Aufwand und gutes Konvergenzverhalten äußert, ist der algebraische Ansatz der anisotropen Formulierung der "scheinbaren Spannungen" dem der direkten, individuellen Modellierung der einzelnen Terme des Reynolds'schen Schubspannungstensors durch eigene Transportgleichungen bei den entsprechenden Reynolds-Spannungsmodellen deutlich überlegen. Für die hexagonale Stabanordnung mit Drahtwendelabstandshaltern hat sich nach der in Kapitel 3.4.2 durchgeführten Turbulenzmodellvariation das kubisch-nichtlineare nach Baglietto und Ninokata [10] in der High-Reynolds Formulierung als am vielversprechendsten erwiesen. Für die hier zu erwartenden, ähnlichen Strömungsverhältnisse wird davon ausgegangen, dass das Modell in der Lage ist, die auftretenden Phänomene ebenfalls gut zu bestimmen. Das angesprochene Turbulenzmodell wird nachfolgend vorgestellt.

Eine Möglichkeit der Modellierung von Turbulenz ist die Verwendung des sogenannten Prandtl'schen Mischungswegs L_{Pr} als charakteristische Länge. Dieser stellt den zurückgelegten Weg eines Turbulenzballens bis zu seiner vollständigen Vermischung mit seiner Umgebung dar. Diese Strecke kann geschrieben werden als:

$$L_{Pr} = \frac{k^{\frac{3}{2}}}{\epsilon}. \quad (3.9)$$

Darin steht k für die aus den Schwankungsgeschwindigkeiten \vec{v}' gebildete, turbulente kinetische Energie:

$$k = \frac{1}{2} \cdot \overline{\vec{v}' \otimes \vec{v}'}, \quad (3.10)$$

welche als ein Maß für die Produktion von Turbulenz aufgefasst werden kann.

ϵ stellt die irreversible Dissipation der Turbulenz in Wärmeenergie dar, was durch den Zerfallsprozess der kleinsten Wirbel aufgrund von viskoser Reibung bedingt wird:

$$\epsilon = \frac{\mu}{\rho} \cdot \overline{\nabla v^j \cdot \nabla v^j}. \quad (3.11)$$

Bei den sogenannten Zwei-Gleichungsmodellen werden für die beiden Größen k und ϵ jeweils eine zu der Formulierung der Reynoldsgleichungen analoge Transportgleichung gelöst, welche üblicherweise als k -Gleichung:

$$\begin{aligned} & \rho \cdot \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \cdot \bar{v} \cdot \nabla k \\ &= \mu_t \cdot \nabla \bar{v} \cdot \left(\nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T \right) + \nabla \cdot \left(\mu \cdot \nabla k + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \cdot \nabla k \right) - \rho \cdot \epsilon, \end{aligned} \quad (3.12)$$

wobei das zur turbulenten Prandtl-Zahl analoge Verhältnis zwischen der Wirbelviskosität und dem turbulenten Diffusionskoeffizienten in der Regel zu $\sigma_k \approx 1$ gesetzt wird, und als ϵ -Gleichung:

$$\begin{aligned} & \rho \cdot \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho \cdot \bar{v} \cdot \nabla \epsilon \\ &= C_{\epsilon 1} \cdot \frac{\epsilon}{k} \cdot \mu_t \cdot \nabla \bar{v} \cdot \left(\nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T \right) + \nabla \cdot \left(\mu \cdot \nabla \epsilon - \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \cdot \nabla \epsilon \right) - C_{\epsilon 2} \rho \cdot \frac{\epsilon^2}{k}, \end{aligned} \quad (3.13)$$

mit den Modellkonstanten der ϵ -Gleichung $C_{\epsilon 1} = 1,44$, $C_{\epsilon 2} = 1,92$ und $\sigma_\epsilon = 1,3$, bezeichnet werden. Sie besitzen ebenfalls Terme für instationäres Verhalten, Konvektion und Diffusion sowie einen Quell- und Senkenterm.

Bei dem linearen Ansatz nach Launder und Spalding [88] werden die Reynoldsspannungen folgendermaßen auf die mittleren Strömungsgrößen \bar{v} zurückgeführt:

$$-\bar{\rho} \cdot \overline{v^j \cdot v^j} = 2 \cdot \mu_t S_{ij} - \frac{2}{3} (\mu_t \nabla \bar{v} + \rho k) \delta_{ij}, \quad (3.14)$$

wobei S_{ij} den Tensor der mittleren Scherung repräsentiert:

$$S_{ij} = \nabla \bar{v} + (\nabla \bar{v})^T. \quad (3.15)$$

Die Wirbelviskosität μ_t wird aus k und ϵ bestimmt:

$$\mu_t = \rho \cdot C_\mu \cdot \frac{k^2}{\epsilon}, \quad (3.16)$$

mit der in diesem Fall konstanten Variablen $C_\mu = 0,09$. Dieses Turbulenzmodell ist für die Simulation der komplexen Strömungen in engen Stabbündeln nicht geeignet, da es lediglich in der Lage ist, isotropes Verhalten der Turbulenz zu berechnen.

Baglietto und Ninokata [10] drücken hingegen die Reynoldsspannungen in kubisch-nichtlinearer Weise als Funktion der mittleren Scherung und der mittleren Wirbelstärke Ω_{ij} :

$$\Omega_{ij} = \nabla \bar{v} - (\nabla \bar{v})^T, \quad (3.17)$$

aus zu:

$$\begin{aligned} & -\bar{\rho} \cdot \overline{v' \cdot v'} \\ & = k \frac{2}{3} \left(\frac{\mu_t}{k} \nabla \bar{v} + \rho \right) \delta_{ij} - \frac{\mu_t}{k} S_{ij} + C_1 \frac{\mu_t}{\epsilon} \left(S_{ik} S_{kj} - \frac{1}{3} \delta_{ij} S_{kl} S_{kl} \right) \\ & + C_2 \frac{\mu_t}{\epsilon} (\Omega_{ik} S_{kj} + \Omega_{jk} S_{ki}) + C_3 \frac{\mu_t}{\epsilon} \left(\Omega_{ik} \Omega_{jk} - \frac{1}{3} \delta_{ij} + \Omega_{kl} \Omega_{kl} \right) \\ & + C_4 \mu_t \frac{k}{\epsilon^2} (S_{ki} \Omega_{lj} + S_{kj} \Omega_{li}) S_{kl} + C_5 \mu_t \frac{k}{\epsilon^2} (S_{kl} S_{kl} - \Omega_{kl} \Omega_{kl}) S_{ij}. \end{aligned} \quad (3.18)$$

mit den Funktionen C_1 - C_5 gemäß:

$$C_1 = \frac{C_{NL1}}{(C_{NL6} + C_{NL7} \cdot S^3) C_\mu}, \quad (3.19)$$

$$C_2 = \frac{C_{NL2}}{(C_{NL6} + C_{NL7} \cdot S^3) C_\mu}, \quad (3.20)$$

$$C_3 = \frac{C_{NL3}}{(C_{NL6} + C_{NL7} \cdot S^3) C_\mu}, \quad (3.21)$$

$$C_4 = C_{NL4} \cdot C_\mu^2, \quad (3.22)$$

$$C_5 = C_{NL5} \cdot C_\mu^2. \quad (3.23)$$

Im Gegensatz zur durch Launder und Spalding [88] entwickelten und als Standard- k - ϵ -Modell bezeichneten Variante besitzt die Variable C_μ beim kubisch-nichtlinearen Modell nach Baglietto und Ninokata [10] keinen konstanten Wert:

$$C_\mu = \frac{A_0}{A_1 + A_2 \cdot S + A_3 \cdot \Omega}. \quad (3.24)$$

Vielmehr wird sie selbst als Funktion der mittleren Strömungsgrößen über:

$$S = \frac{k}{\epsilon} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot S_{ij} \cdot S_{ij}}, \quad (3.25)$$

und:

$$\Omega = \frac{k}{\epsilon} \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \Omega_{ij} \cdot \Omega_{ij}}, \quad (3.26)$$

modelliert.