Weiterentwicklung und Validierung von OpenFOAM-Solvern und Kopplungsmethoden für die Thermohydraulik im Kühlkreislauf (WEVAFOAM)

GRS - 688

Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) gGmbH

Weiterentwicklung und Validierung von OpenFOAM-Solvern und Kopplungsmethoden für die Thermohydraulik im Kühlkreislauf (WEVAFOAM)

Abschlussbericht

Hemish Mistry
Zhi Yang
Joachim Herb
Angel Papukchiev

August 2022

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) unter dem Förderkennzeichen RS1591 durchgeführt.

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

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

GRS - 688
ISBN 978-3-949088-79-7

Deskriptoren

ATHLET, CFD, Kopplung, OpenFOAM, Reaktorkern, Validierung, Zweiphasenströmung

Kurzfassung

Im Rahmen des von BMUV und vormals BMWK geförderten Projekts RS1591 „Weiterentwicklung und Validierung von OpenFOAM-Solvern und Kopplungsmethoden für die Thermohydraulik im Kühlkreislauf“ (WEVAFOAM) wurde der Open-Source Code OpenFOAM für die Analyse von komplexen einphasigen Strömungen im Kernbereich eines DWRs validiert, die bestehende ATHLET-OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle für ein ausgewähltes zweiphasiges Strömungsbild weiterentwickelt und anhand des zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 Versuchs validiert.

Um die Wärmeübertragung in den Brennelementen durch eine Strömungsverwirbelung zu verbessern, werden Brennelement-Abstandshalter mit komplexen Geometrien eingesetzt. OpenFOAM muss für die zuverlässige Vorhersage der lokal auftretenden Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene in den Brennelementen validiert werden. Dazu wurden Analysen zu dem koreanischen MATiS-H Benchmark für Brennelement-Konfigurationen mit zwei unterschiedlichen Abstandshaltertypen durchgeführt. Die Reynolds Averaged Navier Stokes (RANS)-, Unsteady Reynolds Averaged Navier Stokes (URANS)- und die skalenauflösenden Analysen mit OpenFOAM und ANSYS CFX zeigten, dass mit den beiden Programmen ähnliche Ergebnisse erzielt werden können. Die berechneten Geschwindigkeitsprofile stimmen gut mit den gemessenen überein.

Die Strömungsuntersuchungen im Kernbereich eines DWRs wurden im Rahmen der GRS-Beteiligung am AER VVER-440 Benchmark fortgesetzt. Der Benchmark befasst sich mit der Kühlmittelvermischung und der Temperaturverteilung in zwei VVER-440 Brennelementtypen. Diese haben 11 Abstandshalter und unterschiedliche Beheizung. Die CFD-Ergebnisse, erzielt mit OpenFOAM und ANSYS CFX, stimmen sehr gut überein. Der Benchmark ist noch nicht abgeschlossen, die GRS hat dem Koordinator ihre Simulationsergebnisse bereits zur Verfügung gestellt.

Vor dem Hintergrund der wachsenden Bedeutung der gekoppelten ATHLET-CFD-Analysen wurde ATHLET-OpenFOAM anhand des zweiphasigen Versuchs ROSA V Test 1.1 an der Large Scale Test Facility (LSTF)-Anlage validiert. Dazu musste zuerst die bestehende Kopplung weiterentwickelt werden. Neue Randbedingungen, die die Berechnung von Zweiphasenströmung mit freier Oberfläche ermöglichen, wurden programmiert. In den zweiphasigen gekoppelten Analysen wurde der kalte Strang A und die Hälfte vom LSTF-Ringraum mit OpenFOAM dargestellt, während der Rest der japanischen Anlage mit ATHLET simuliert wurde. Die aufwendigen Analysen wurden mit sehr

kleinem Zeitschritt durchgeführt, wobei aufgetretene numerische Instabilitäten Schnittstellenanpassungen notwendig machten. Die mit ATHLET-OpenFOAM erzielten Ergebnisse stimmen für die meisten Messstellen gut mit Versuchsdaten überein. Es gibt jedoch solche, für die die Fluidtemperatur vom Rechenprogramm über- bzw. unterschätzt wird. Dies ist auf die CFD-Rechnung und nicht auf die Schnittstelle zurückzuführen, da die eigenständigen OpenFOAM-Ergebnisse und die gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Ergebnisse sehr gut miteinander übereinstimmen.

Abstract

Within the BMUV- and previously BMWK-funded project RS1591 "Further development and validation of OpenFOAM solvers and coupling methods for thermal hydraulics in the cooling circuit" (WEVAFOAM), the open-source code OpenFOAM was validated for the analysis of complex single-phase flows in PWR cores and the existing ATHLET-OpenFOAM coupling interface for a selected two-phase flow pattern was further developed and validated on the two-phase LSTF ROSA V Test 1.1 experiment.

Today, fuel assembly spacer grids with complex geometries are used to improve the heat transfer in fuel assemblies through increased flow turbulence. The CFD program OpenFOAM has to be validated to reliably predict the locally occurring flow and heat transfer phenomena in the fuel assemblies. For this purpose, analyses were carried out of the Korean MATiS-H Benchmark for fuel assembly configurations with two different types of spacer grids. RANS, URANS and the scale-resolving simulations with OpenFOAM and ANSYS CFX showed that similar results could be achieved with both programs, whereas the calculated velocity profiles agree well with the measured data.

The flow investigations in the PWR cores were continued within the GRS participation in the AER VVER-440 benchmark. The benchmark deals with coolant mixing and temperature distribution in two VVER-440 fuel assembly types. These have 11 spacers and different heating. The CFD results achieved with OpenFOAM and ANSYS CFX agree very well. Although the benchmark is not yet complete, GRS has already sent the generated numerical data to the coordinator.

Due to the growing importance of the coupled ATHLET-CFD analyses, ATHLET OpenFOAM was validated against the two-phase ROSA V Test 1.1 experiment in the LSTF facility. First, though, the existing coupling had to be further improved. New boundary conditions that allow the calculation of two-phase, free-surface flow have been programmed. In the two-phase coupled analyses, the LSTF cold leg A and half of the downcomer were represented with OpenFOAM, while the rest of the Japanese facility was modelled with ATHLET. The complex analyses were carried out with a very small-time step, so that numerical instabilities could be mitigated with interface adjustments. The results achieved with ATHLET-OpenFOAM agree well with experimental data for most measurement locations. However, there are positions for which the fluid temperature is overestimated or underestimated by the computer program. This is because of

deficiencies in the CFD calculation and not the interface, since the stand-alone OpenFOAM and the ATHLET-OpenFOAM results agree very well.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung ..... **I**

Abstract ..... **III**

1 Einleitung **1**

2 Zielsetzung and Arbeitsprogramm **5**

3 Validierung von OpenFOAM für komplexe einphasige Strömungen im Kernbereich eines DWR **7**

3.1 Validierung von OpenFOAM anhand des MATiS-H Benchmarks 7

3.1.1 MATiS-H Versuchsanlage 7

3.1.2 Bestimmung des Einlassprofils für die MATiS-H Teststrecke 11

3.1.3 Entwicklung des 3D-CAD Modells für die MATiS-H Simulationen 23

3.1.4 Erzeugung von automatisch erstellten Tetra-Gittern und Gitterstudien 25

3.1.5 Erstellung von Multigrids und Gitterstudien 29

3.1.6 Physikalische Modellierung und URANS-Simulationen mit OpenFOAM 34

3.1.7 Simulationen mit dem LRR Reynoldsspannungs-Turbulenzmodell 42

3.1.8 Skalenauflösende Simulationen zum MATiS-H Experiment 43

3.1.9 Analyse und Vergleich der skalenauflösenden Ergebnisse mit URANS-Ergebnissen und Versuchsdaten 51

3.2 Simulation des AER VVER-440/213 Benchmarks mit OpenFOAM und ANSYS CFX 57

3.2.1 Beschreibung des AER VVER 440/320 Benchmarks 57

3.2.2 Entwicklung des CAD-Modells von VVER-440-Brennelement 62

3.2.3 Vernetzung des CAD-Modells der VVER-440 Benchmark 64

3.2.4 Physikalische Modellierung in ANSYS CFX 66

3.2.5 Physikalische Modellierung in OpenFOAM 68

3.2.6 Analyse und Vergleich der mit OpenFOAM und ANSYS CFX erzielten RANS-Ergebnisse 69

3.3 Fazit 79

4 Weiterentwicklung und Validierung der zweiphasigen Kopplung ATHLET-OpenFOAM 81

4.1 Stand der zweiphasigen Kopplung ATHLET-OpenFOAM 82

4.2 Entwicklung gekoppelter ATHLET- OpenFOAM Löser und Randbedingungen 86

4.2.1 Gekoppelter VOF-Solver 86

4.2.2 VOF spezifische Kopplungsrandbedingungen 87

4.3 Simulation des Auffüllvorgangs in einem 3D-Mischer mit OpenFOAM 89

4.4 Validierung der zweiphasigen Kopplungsschnittstelle ATHLET-OpenFOAM anhand des zweiphasigen OECD LSTF ROSA V Test 1.1 Versuchs 103

4.4.1 Anlagenbeschreibung 104

4.4.2 Anlageninstrumentierung 105

4.4.3 Der OECD ROSA V Test 1.1 Versuch 106

4.4.4 Zweiphasige Simulationen mit ATHLET zu LSTF ROSA V Test 1.1 108

4.4.5 Eigenständige zweiphasige Simulationen mit ATHLET zu LSTF ROSA V Test 1.1 111

4.4.6 Geometrie und Rechengitter für die LSTF-Anlage 111

4.4.7 Randbedingungen für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 113

4.4.8 Einphasige LSTF ROSA V Test 1.1 Simulationen mit OpenFOAM 115

4.4.9 Analyse der erzielten Ergebnisse mit OpenFOAM 115

4.4.10 Eigenständige zweiphasige Simulationen mit OpenFOAM zu LSTF ROSA V Test 1.1 118

4.5 Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-OpenFOAM für Zweiphasenströmungen anhand von LSTF ROSA V Test 1.1 127

4.6 Fazit 135

5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen 137

Literaturverzeichnis 139

Abbildungsverzeichnis 143

Tabellenverzeichnis 151

A Anhang 153

A.1 Nummerierung der Brennstäbe im Brennelement 153

Abkürzungsverzeichnis 155

1 Einleitung

Zur Simulation von Transienten- und Störfallabläufen im Rahmen von Sicherheitsanalysen werden deterministische Rechenprogramme eingesetzt. Diese müssen für den Einsatzzweck validiert sein. Häufig können die Szenarien mit sogenannten Systemcodes mit ausreichender Genauigkeit nachgerechnet werden. In manchen Fällen erlauben die Beschränkungen von Systemcodes jedoch keine Simulation der Phänomene mit der erforderlichen räumlichen Auflösung. Dies ist der Fall, wenn komplexe Strömungsbilder z. B. in einem Brennelement, im Detail abgebildet werden müssen. Ein anderes Beispiel sind große Wasserpools mit genauer Auflösung von thermischer Schichtung und freien Konvektionsströmungen. Für diese Fälle werden geeignete Computational Fluid Dynamics (CFD)-Codes eingesetzt und weiterentwickelt.

Die GRS beteiligt sich seit Jahren an der Validierung und auch Weiterentwicklung der CFD-Programme ANSYS CFX /ANS 21/ und OpenFOAM /OPE 18a/. Der fortschreitende Entwicklungsstand von CFD-Software, verbunden mit leistungsfähigerer Computerhardware, erlaubt es CFD-Programme zunehmend für ausgewählte Szenarien mit ausgeprägten 3D Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen (Deborierung, Frischdampfleitungsbruch, Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe, Pressurized Thermal Shock, usw.) einzusetzen. Die detaillierte, lokale dreidimensionale Simulation von Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen in komplexen Geometrien ermöglicht sowohl qualitative als auch quantitative Aussagen über die zeitabhängige Verteilung von Druck, Temperatur und Geschwindigkeit von Wasser und Wasser/Dampfströmungen und über die Konzentration weiterer Spezies wie z. B. Borsäure im gesamten Strömungsgebiet. Eine dynamische Darstellung der Strömung ermöglicht dann einen tiefen Einblick und ein verbessertes physikalisches Verständnis der Strömungs- und Transportvorgänge.

Es besteht Konsens in der Reaktorsicherheitsforschung vorrangig die Validierung und Weiterentwicklung des CFD-Codes OpenFOAM zu fördern. Daher hat sich dieses Projekt schwerpunktmäßig OpenFOAM gewidmet.

Die Energieerzeugung im Kernkraftwerk findet im Reaktorkern statt. In den Sicherheitsanforderungen an Kernkraftwerke (SiAnF) /SIA 15/ sind in Kapitel 3.3 *Anforderungen an die Einrichtungen zur Kühlung der Brennelemente im Reaktorkern* zusammengestellt. Für die Reaktorsicherheit ist die Gewährleistung einer zuverlässigen Wärmeabfuhr von den Brennelementen von übergeordneter Bedeutung. Sicherheitsrelevante Parameter,

wie z.B. die maximale Hüllrohrtemperatur, hängen stark von den lokal herrschenden Strömungs- und Wärmeübergangszuständen ab.

Für eine detaillierte Analyse der Strömung im Kernbereich eines Leichtwasserreaktors (LWR) sind CFD-Programme notwendig, die in der Lage sind, die lokalen Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene im Brennelement dreidimensional aufzulösen. Um die Strömung im Brennelement zu verwirbeln und dadurch die Wärmeübertragung zu verbessern, werden heutzutage Brennelement-Abstandshalter mit einer sehr komplexen Geometrie eingesetzt. Mit Hilfe dieser Abstandshalter kann aufgrund der verbesserten Wärmeabfuhr die Performance der Brennelemente erhöht werden. Deshalb ist ihre genaue Geometrie Betriebsgeheimnis des Herstellers. Die Abstandshalter können meistens nur mit Hilfe von automatisch erzeugten Gittern modelliert werden. Solche Gitter stellen oft für die Konvergenz von OpenFOAM-Rechnungen eine zusätzliche Herausforderung dar. Daher besteht hier Bedarf für eine Validierung von OpenFOAM an geeigneten Experimenten für Strömungen in Brennelementen.

Die Kopplung von System- und CFD-Codes ermöglicht es Vorteile beider Ansätze zu kombinieren /PAP 10/. Mit Hilfe von gekoppelten thermohydraulischen Rechenprogrammen können Transienten und Störfälle mit lokal auftretenden mehrdimensionalen Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen simuliert werden. Die GRS setzt hierfür u.a. die Rechenprogramme ATHLET und OpenFOAM gekoppelt zur detaillierten Simulation von Transienten und Störfällen unter Berücksichtigung lokaler, 3D Strömungsphänomene (z. B. Borsäurevermischung, thermische Schichtungen) ein und entwickelt sie weiter. Die Kopplung wurde bereits anhand von zwei einphasigen ROCOM-Versuchen /HRI 19a/, /HRI 19b/ sowie für verschiedene flüssigmetallgekühlte Reaktoren /PAP 21/ bzw. Reaktorkonzepte /HER 21/ erfolgreich validiert. Da aber bei manchen Transienten und Störfällen die Strömung zweiphasig wird, ist die Erweiterung der ATHLET-OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle für Zweiphasenströmungen notwendig. Im Rahmen von RS1540 /PAP 19/ wurde der Austausch der zweiphasigen thermohydraulischen Größen (Dampfgehalt, Phasengeschwindigkeiten, usw.) programmtechnisch realisiert. Es wurden jedoch signifikante numerische Instabilitäten sowie Diskrepanzen bei der Berechnung bestimmter Größen an der 1D-3D Kopplungsschnittstelle beobachtet. Deshalb ist hier die Kopplung zwischen OpenFOAM und ATHLET für zweiphasige Strömungen weiterentwickelt und gegen einen zweiphasigen Versuch an der LSTF-Anlage validiert worden. Aufgrund der großen Herausforderungen bei der Kopplung zweiphasiger Strömungen war es sinnvoll, sich in einem ersten Schritt auf ein Strömungsbild mit einfach

vorhersehbarer und beschreibbarer Verteilung der beiden Phasen über den Strömungskanal zu beschränken.

Damit war das Gesamtziel der Forschungsarbeiten, den Open-Source Code OpenFOAM für die Analyse von komplexen einphasigen Strömungen im Kernbereich eines DWRs zu validieren und die bestehende ATHLET-OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle für ein ausgewähltes zweiphasiges Strömungsbild weiterzuentwickeln und anhand von Versuchen zu validieren.

2 Zielsetzung and Arbeitsprogramm

Das Gesamtziel der im Rahmen dieses Vorhabens vorgesehenen Forschungsarbeiten ist, den Open-Source Code OpenFOAM für die Analyse von komplexen einphasigen Strömungen im Kernbereich eines DWRs zu validieren und die bestehende ATHLET-OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle für ein ausgewähltes zweiphasiges Strömungsbild weiterzuentwickeln und anhand von Versuchen zu validieren. Dieses Ziel wird im Rahmen der folgenden Teilziele erreicht:

Validierung von OpenFOAM für komplexe Strömungen im Kernbereich eines DWR

Dazu wird im geometrisch komplexen Bereich des Reaktorkerns die Leistungsfähigkeit von OpenFOAM durch Berechnung einphasiger Strömungen in einer DWR-Brennelement-Geometrie mit Abstandshalter geprüft. Dafür wird der bei dem Korea Atomic Research Institute (KAERI) durchgeführte Versuch MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels – Horizontal) nachgerechnet.

Weiterentwicklung der Kopplung ATHLET-OpenFOAM für Zweiphasenströmungen und deren Validierung anhand von Versuchsdaten

Dazu wird die bestehende Kopplung zwischen dem Systemcode ATHLET und der CFD-Software OpenFOAM für zweiphasige Strömungszustände erweitert. Als erster Schritt wird dabei eine zweiphasige Schichtenströmung in einem horizontalen Strömungskanal betrachtet. Dabei werden die ggf. vorhandenen numerischen Instabilitäten im Detail untersucht und adressiert, wozu u. a. das für OpenFOAM bereits implementierte quasi-Newton-Verfahren eingesetzt wird. Eine geeignete Verarbeitung der Austauschgrößen für die Phasen in der Schnittstelle ist ein weiteres Thema. Es werden vereinfachte Testfälle simuliert und die verbesserte Kopplung anschließend an einem geeigneten zweiphasigen Versuch validiert.

3 Validierung von OpenFOAM für komplexe einphasige Strömungen im Kernbereich eines DWR

DWR-Kerne zeichnen sich durch eine komplexe Geometrie aus, in der mit Hilfe von nuklearem Brennstoff Wärme erzeugt wird. Eine genaue Vorhersage der Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene im Kernbereich eines Reaktors ist für die Reaktorsicherheit wichtig, denn die Kühlung der Brennelemente ein wesentliches Schutzziel ist /SIA 15/. Für die Analyse der Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene im Kernbereich sind daher hochauflösende, 3D Werkzeuge notwendig. Aus diesem Grund ist es wichtig OpenFOAM für ein- und mehrphasige Strömungen in komplexen Reaktorkern-Geometrien zu validieren. Hierzu wird mit OpenFOAM der KAERI MATiS-H Versuch nachgerechnet. Weiterhin wird das numerische Verhalten von OpenFOAM beim Einsatz von automatisch erstellten Tetra-Gittern und Multigrid-Ansätzen untersucht.

Im Jahr 2021 wurde die GRS zu Teilnahme am AER VVER-440 Benchmark eingeladen. Dieser befasst sich mit Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene in VVER Brennelementen. Im Gegensatz zu MATiS-H, beruht dieser Benchmark auf einem Code-zu-Code-Vergleich. Es ist wichtig zu erwähnen, dass die Brennstäbe in den untersuchten Brennelement-Konfigurationen beheizt sind. Verglichen werden sowohl Fluidgeschwindigkeiten und -temperaturen als auch bestimmte Turbulenzgrößen. Die GRS führte Simulationen sowohl mit ANSYSY CFX 19.2 als auch mit OpenFOAM v8 durch.

3.1 Validierung von OpenFOAM anhand des MATiS-H Benchmarks

3.1.1 MATiS-H Versuchsanlage

Die MATiS-H Versuchsanlage wurde bei KAERI in Daejeon, Korea errichtet /NEA 12/. Die Teststrecke besteht aus einem Kanal, in dem sich ein Brennelement mit Abstandshalter befindet. Diese Versuchsanlage dient zur Durchführung von hydraulischen Tests an einem horizontalen quadratischen Brennelement. Dieses wird mit Wasser angeströmt und es werden Geschwindigkeitsprofile an verschiedenen Stellen gemessen. Das Brennelement ist horizontal positioniert und besteht aus einer 5x5-Stabbündelanordnung mit einem Abstandshalter. Die Experimente wurden bei normalen Druck- und Temperaturbedingungen durchgeführt. Turbulente Strömungsstrukturen hinter typischen Mischeinrichtungen, wie sie üblicherweise in Brennelementen von den Kernreaktoren verwendet werden, können im Detail untersucht werden.

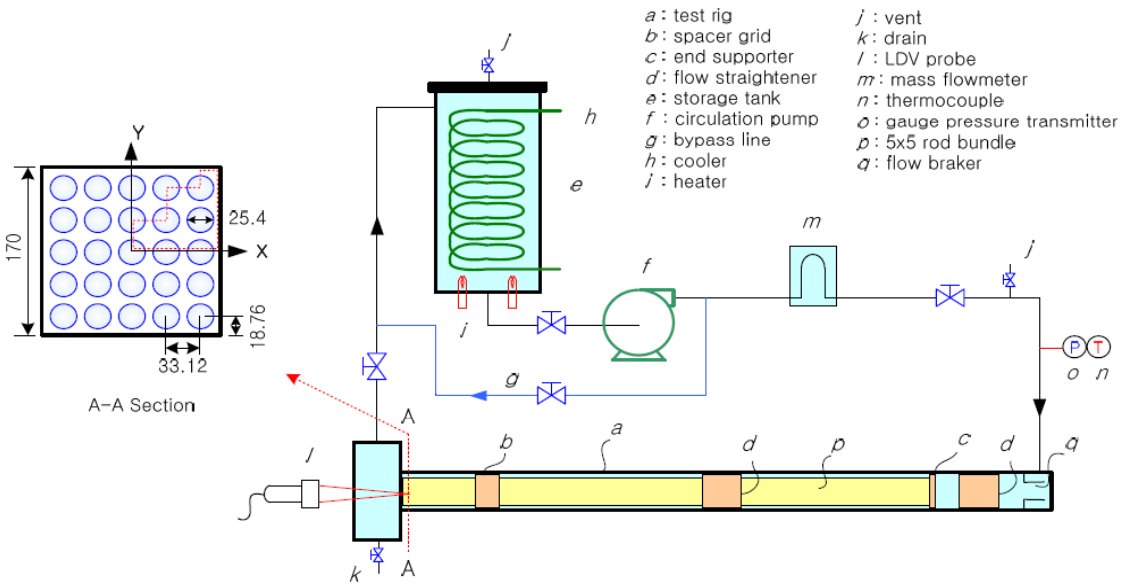


Abb. 3.1 Schema der MATiS-H Versuchsanlage /NEA 12/

Ein Schema der Versuchsanlage MATiS-H zeigt Abb. 3.1. Der quadratische Strömungskanal hat eine Abmessung von 170 x 170 mm^2, die Brennstäbe weisen einen Durchmesser von 25,4 mm auf. Der hydraulische Durchmesser D_H beträgt 24,27 mm und der Pitch (Abstand zwischen zwei Brennstab-Zentren) misst 33,12 mm. Wasser mit konstanter Temperatur von 35 °C und bei einem Druck von 156,9 kPa wurde in sämtlichen MATiS-H-Experimenten als Arbeitsmedium eingesetzt. Der Massendurchfluss in sämtlichen Experimenten beträgt 24,2 kg/s, wobei sich eine Bulk-Geschwindigkeit von 1,5 m/s ergibt. Die entsprechende Reynolds-Zahl liegt bei Re = 50250, bei ihrer Berechnung wurde der hydraulische Durchmesser berücksichtigt. Die Betriebsparameter fasst Tab. 3.1 zusammen.

Nachdem das Wasser den Eintritt der Teststrecke erreicht hat, gelangt es in den Strömungsgleichrichter (d). Dabei handelt es sich um einen quadratischen Block, der aus vielen kleinen quadratischen Strömungskanälen besteht. Dessen Ziel ist die Homogenisierung der Strömung, bevor diese das Stabbündel erreicht. Danach folgt ein weiterer Strömungsausrichter. Der Abstandshalter (b) befindet sich etwa 90D_H stromabwärts vom zweiten Strömungsausrichter. Die eingesetzten Abstandshalter sind in Abb. 3.2 abgebildet und die Orientierung des Versuchs ist in Abb. 3.3 dargestellt. Eine Länge von 90D_H ist ausreichend, um eine vollständig entwickelte Strömung zu ermöglichen. Die Position der LDA Probe ist in Abb. 3.4 dargestellt.

Wegen der Umleitbleche am Abstandshalter wird die Strömung stark turbulent. Gegen Ende des Teststrecke befindet sich eine Trommel mit drei Abflüssen, die symmetrisch im 120° Winkel angeordnet sind. Sie ist mit einem Fenster ausgestattet, um über eine weitere LDA die Geschwindigkeiten und Turbulenz zu messen, siehe Abb. 3.5.

Tab. 3.1 Betriebsparameter in der MATiS-H Teststrecke

Parameter	Wert	Messunsicherheit [%]	Messstelle
Massenstrom	24,2 kg/s	0,29	Pumpe
Temperatur	35 °C	2,90	Messstrecke
Druck	156,9 kPa	0,39	Messstrecke
Bulk-Geschwindigkeit, W_{Bulk}	1,5 m/s	0,37	Messstrecke
Reynoldszahl, *Re*	50250	2,01	Messstrecke

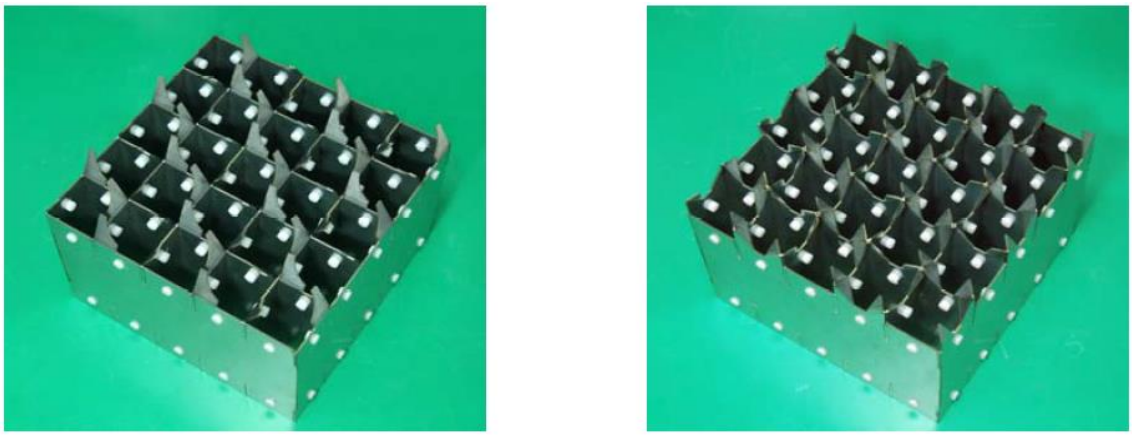


Abb. 3.2 Verwendete Abstandshalter beim MATiS-H Benchmark: Split-Typ (links) und Swirl-Typ (rechts) /NEA 12/

Zur detaillierten Untersuchung werden zwei Abstandshaltertypen in der Stabbündel-Anordnung installiert: Split- und Swirl-Type. Der jeweils eingesetzte Abstandshalter kann in axialer Richtung entlang der 5x5-Stabbündelanordnung bewegt werden, um die Fluidgeschwindigkeit an verschiedenen Stellen ($0.5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ bis $10D_H$) messen zu können. Eine detaillierte Beschreibung des MATiS-H Benchmarks befindet sich in /NEA 12/.

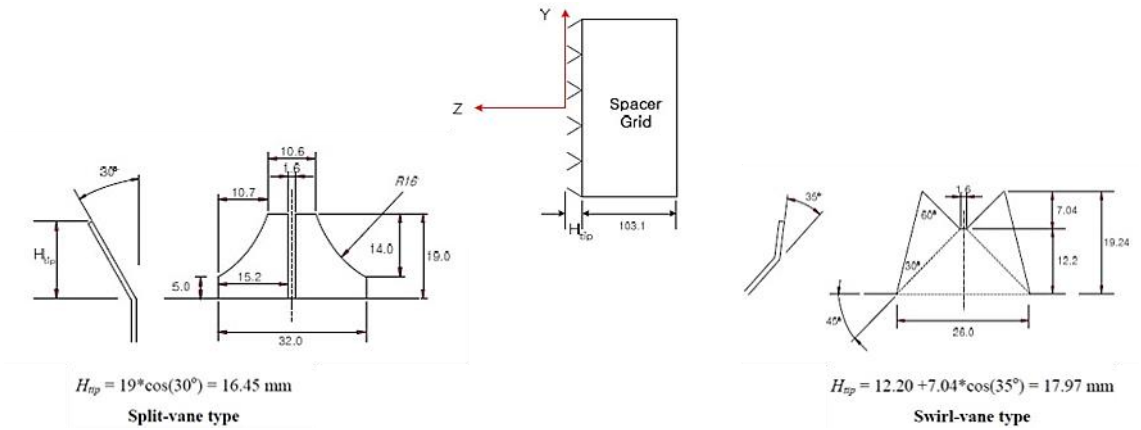


Abb. 3.3 Orientierung des in den Versuchen verwendenden Koordinatensystems /NEA 12/

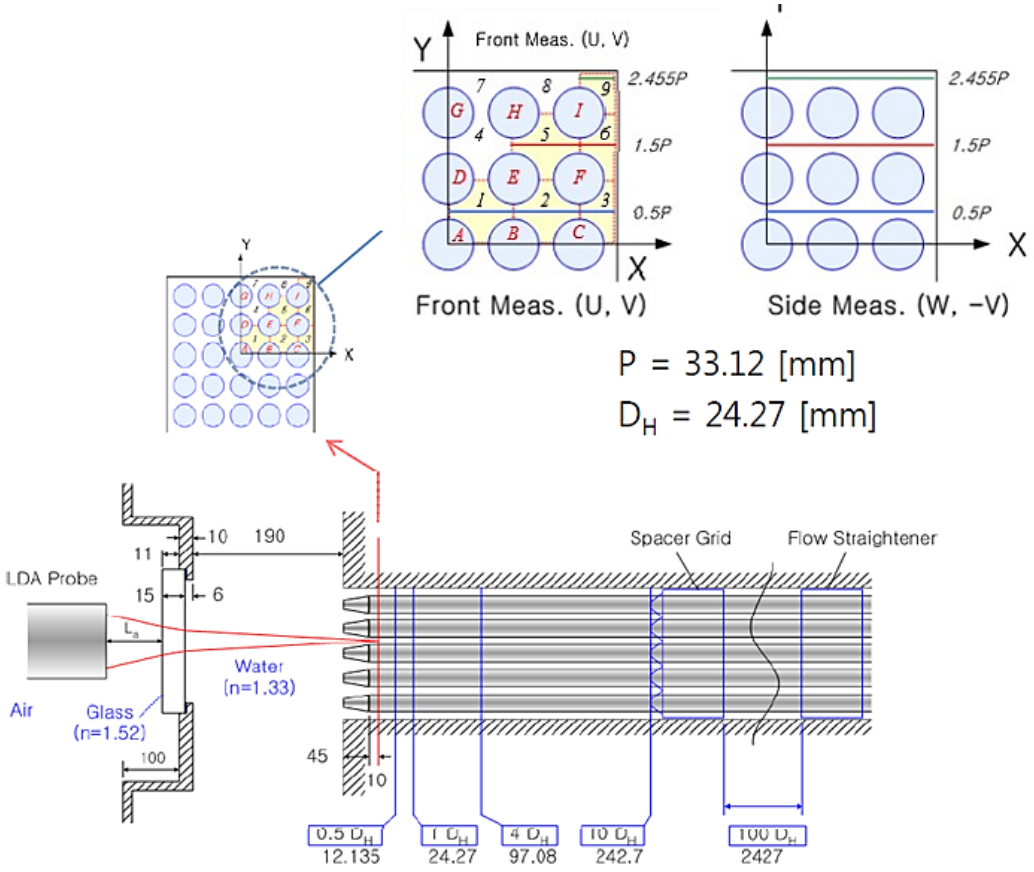


Abb. 3.4 LDA-Messpositionen in der Teststrecke

3.1.2 Bestimmung des Einlassprofils für die MATiS-H Teststrecke

In dem Versuch erfolgt die Messung $90D_H$ (2184 mm) stromabwärts des zweiten Strömungsrichters. In diesem Bereich ist die Strömung bereits voll entwickelt. Um die Größe der numerischen Domäne zu reduzieren, wird der vordere Teil der Teststrecke nicht modelliert. Somit beginnt die CFD-Domäne erst kurz vor dem Abstandshalter. Für eine realistische Simulation muss ein vollentwickeltes Geschwindigkeitsprofil am Einlass der CFD-Domäne generiert werden.

Im Projekt RS1506 wurde bereits mit Hilfe von ANSYS CFX eine Einlass-Randbedingung für die MATiS-H Teststrecke bestimmt. Dabei wurden Gitter-Unabhängigkeitsstudien durchgeführt und die erzielten Ergebnisse wurden mit dem Experiment für spezifische Messstellen (Y/P=0,5, Y/P=1,5 und Y/P=2,455, s. Abb. 3.5) verglichen und dargestellt. In dem folgenden Abschnitt wird die Eintritts-Randbedingung zuerst durch ANSYS CFX und anschließend mit OpenFOAM berechnet. Eine solche Einlass-Randbedingung muss auch für die nachstehenden Simulationen entwickelt werden.

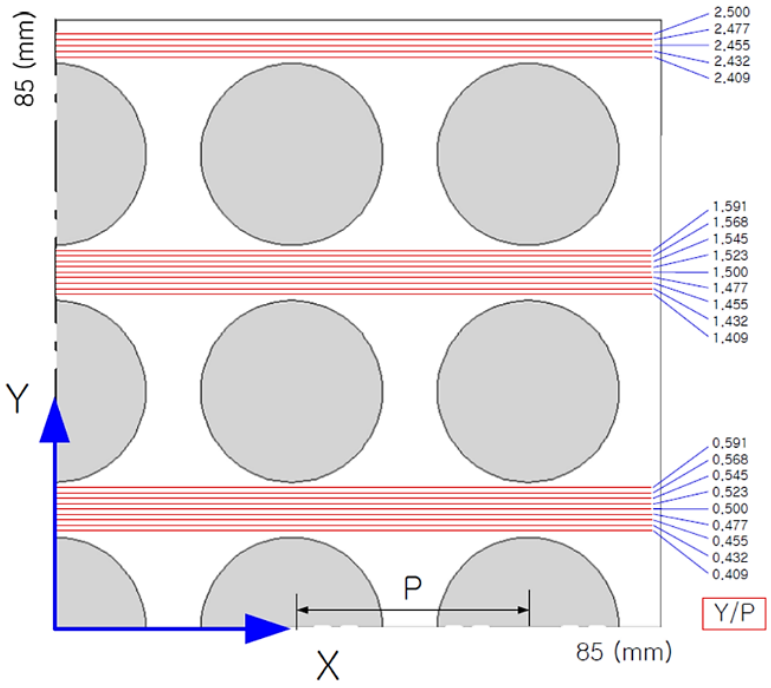


Abb. 3.5 LDA-Messkurven /NEA 12/

3.1.2.1 Entwicklung des Modells mit periodischen Randbedingungen

In Projekt RS1506 wurde eine kleine CFD-Domäne (9,7 mm x 170 mm x 170 mm) mit 5 x 5 Brennstäben entwickelt /BUC 16/. Das mit Hilfe von ICEM CFD erzeugte Blocking wurde übernommen und mit dessen Hilfe wurden drei Rechennetze erzeugt. Diese bestehen jeweils aus ca. 0,5, 1,5 und 5 Mio. Elementen. Die durchgeführte Netzstudie zeigte, dass die weiteren Untersuchungen mit dem Gitter mit 1,5 Mio. Elementen durchgeführt werden können, s. Abb. 3.6.

Danach wurde in ANSYS CFX-Pre ein translatorisch-periodisches Interface zwischen dem Einlass und dem Auslass des Segments spezifiziert (s. Abb. 3.7), um einen unendlich ausgedehnten Kanal mit einer vollentwickelten Strömung zu simulieren. Auf dieses Interface wurde ein Massenstrom von 24,2 kg/s aufgeprägt. Die Brennelement-Wände und die Flächen der Brennstäbe wurden als adiabatisch spezifiziert.

Die CFD-Simulationen sind isotherm und die Temperatur in der gesamten Domäne wurde konstant gehalten. Die Turbulenzintensität wurde auf 5 % gesetzt, die Stoffwerte wurden nach dem IAPWS-IF97 Standard bestimmt (s. Tab. 3.2). Weitere Einstellungen in ANSYS CFX-Pre für die stationären Simulationen sind in Tab. 3.3 zusammengefasst.

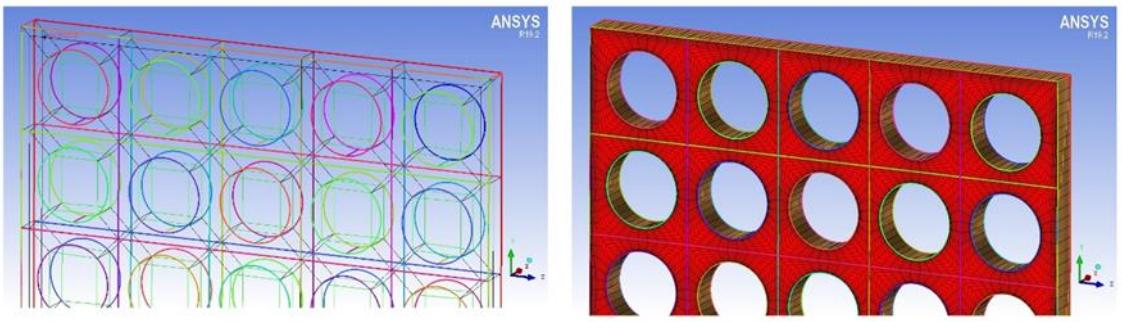


Abb. 3.6 Strukturiertes Gitter mit 1,5 Mio. Elementen

Tab. 3.2 Stoffwerte von IAPWS-IF97

Parameter	Wert
Absoluter Druck	1,569 bar
Dynamische Viskosität	7,193 x 10^{-4} kg/m.s
Kinematische Viskosität	0,723 x 10^{-6} m^2/s
Dichte	994,063 kg/m^3
Wärmekapazität	4178,80 J/kg.K

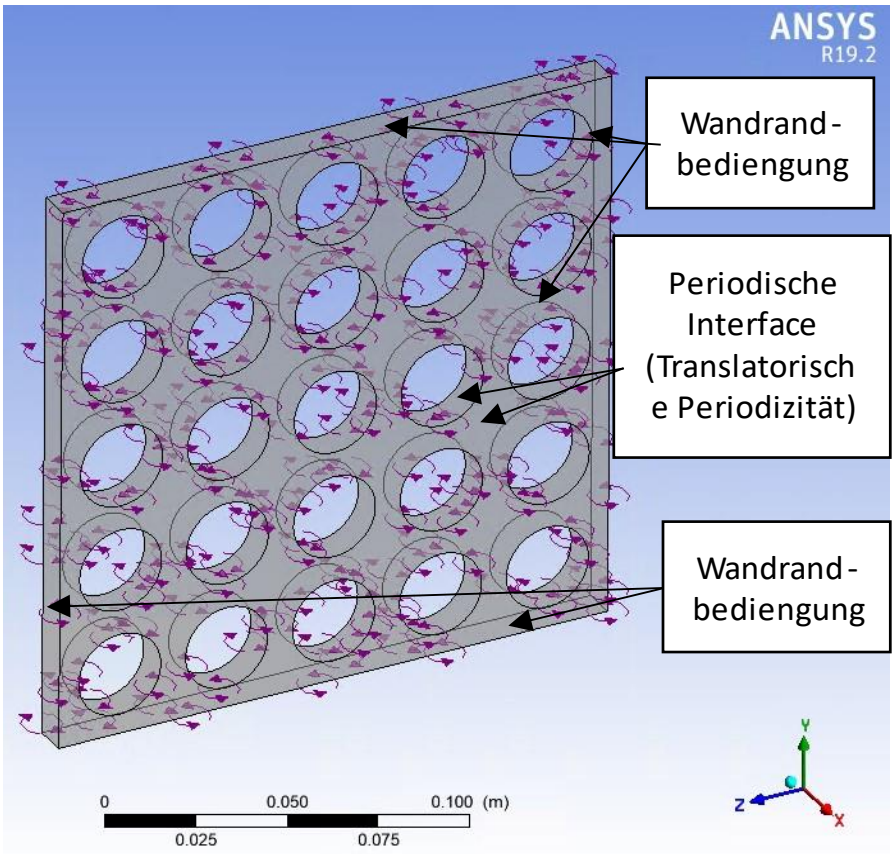


Abb. 3.7 Randbedienung der periodischen CFD-Domäne

Tab. 3.3 Einstellungen für die stationären Simulationen

Parameter/Einstellung	Wert/Option
Typ der Analyse	Stationäre Rechnung
Advektionsschema	High Resolution
Turbulenzschema	Upwind
Iterationsschritt	Auto (Faktor = 1)
Residuen-Kriterium	max < 10E-15
Schnittstelle-Toleranz	0,01

3.1.2.2 Einfluss verschiedener Turbulenzmodelle auf die ANSYS CFX-Ergebnisse

Es existieren verschiedene Klassen von Turbulenzmodellen. Diese unterscheiden sich bei dem Ansatz für die Turbulenzmodellierung sowie bei dem erforderlichen numerischen Aufwand. Weiterhin geben manche Modelle bestimmte Strömungen besser als andere wieder. Die Reynoldsspannungsmodelle eignen sich z.B. besser für die Simulation von Geometrien mit ausgeprägten Sekundärströmungen als die Zweigleichungsmodelle. Deswegen ist die Untersuchung zum Einfluss des Turbulenzmodells auf die Rechenergebnisse am Anfang jeder CFD-Analyse wichtig. Hier wurde der Einfluss der Turbulenzmodellierung auf die MATiS-H - Ergebnisse (Geschwindigkeitsprofil) untersucht. Für das Ziel wurden ein Zweigleichungsmodell und ein Reynoldsspannungsmodell (RSM) eingesetzt.

Zweigleichungsmodelle

Die Zweigleichungsturbulenzmodelle (k-ε, SST usw.) sind sehr weit verbreitet, da sie einen guten Kompromiss zwischen dem numerischen Aufwand und der Rechengenauigkeit bieten. Sowohl die Geschwindigkeits- als auch die Längenskala werden mit separaten Transportgleichungen gelöst (daher der Begriff "Zweigleichungsmodell"). Eine ausführliche Beschreibung dazu gibt es in /ANS 21/.

In einem ersten Schritt wurden zwei Rechnungen mit k-ε- und SST-Turbulenzmodell durchgeführt. Die Ergebnisse zeigt Abb. 3.8. In den Diagrammen ist die Grenze eingetragen, bis zu der das LDA System zuverlässige Daten erzeugen kann. Näher an der Wand (ab X/P = 2,3) kommt es zu Wechselwirkungen in der ellipsoiden Messregion der LDA-Messeinrichtung, sodass die dort erzeugten Daten ungenau sind. In Abb. 3.8 ist zu erkennen, dass die beiden Turbulenzmodelle (k-ε und SST) in den wandnahen Regionen (X/P = 2,3; 2,4 und 2,5) größere Geschwindigkeiten im Vergleich zum Experiment aufweisen. Die maximale Geschwindigkeit wird, wie erwartet, in der Mitte zwischen den Stäben erreicht. Die Kurven Y/P = 2,455 und 2,5 liegen nahe an der Wand, aufgrund der höheren Viskosität ist die Geschwindigkeit dort niedriger. Für die Messlinien Y/P = 0,5, Y/P = 1,5, Y/P = 2,455 unterscheiden sich die Ergebnisse, erzeugt mit den beiden Turbulenzmodellen, um weniger als 1,4 %.

Reynoldsspannungsmodelle

Das Reynoldsspannungsmodell basiert auf den Transportgleichungen für alle Komponenten des Reynolds-Spannungstensors und die Dissipationsrate. Diese Modelle verwenden nicht die Wirbelviskositätshypothese, sondern lösen eine Gleichung für den Transport von Reynoldsspannungen in der Flüssigkeit.

Eine Alternative zu den bisherigen Reynoldsspannungmodellen sind die Expliziten Algebraischen Reynoldsspannungsmodelle (EARSM). Bei ihnen werden die Reynoldsspannungen durch den Transport der turbulenten kinetischen Energie approximiert. Die Reynoldsspannungen selbst werden durch algebraische Gleichungen bestimmt /ANS 21/.

In Abb. 3.8 wurden einige Ergebnisse, erzielt mit dem RSM-Turbulenzmodellen, gezeigt. Generell sehen die berechneten Geschwindigkeitsprofile ähnlich aus. Die Spitzen der Geschwindigkeitsprofile sind in den Simulationen mit Zweigleichungsmodellen etwas stärker ausgeprägt als die Spitzen in den experimentellen Geschwindigkeitsprofilen. Die Geschwindigkeitsprofile, erzeugt mit Hilfe von RSM-Modellen, sind etwas abgeflacht und somit qualitativ und quantitativ etwas näher an den KAERI-Daten.

Zusätzlich wurden die Reynoldsspannungen ausgewertet und in Abb. 3.9 dargestellt. Entlang der Linien Y/P = 0,5 und Y/P = 1,5 unterschätzen die RSM-Modelle die Reynoldsspannungen. Es scheint, dass das SSG-Turbulenzmodell entlang der Linie 2,455 am besten mit dem Experiment übereinstimmt. Die maximale Abweichung des SSG-Geschwindigkeitsprofils von den anderen RSM-Geschwindigkeitsprofilen liegt im Bereich von 2 %. Die Wirbelstärke am Einlass, berechnet mit dem SSG-Turbulenzmodell ist in Abb. 3.10 dargestellt. Ähnliche Bilder können auch in /MIK 16/ oder /BIE 12/ gefunden werden.

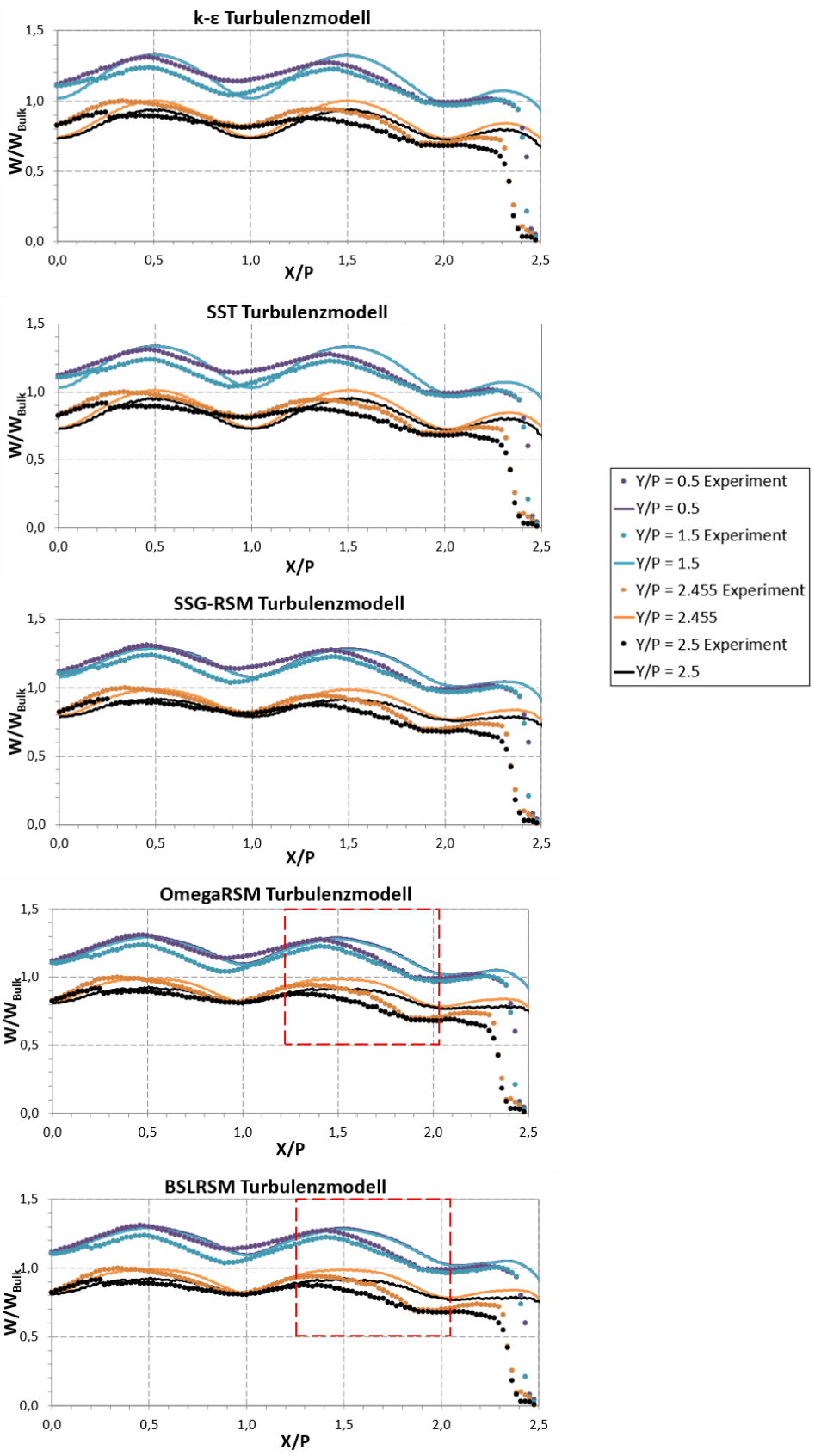


Abb. 3.8 Vergleich der Einlass-Profile, berechnet mit k-omega, k-epsilon, SSG-RSM, Omega-RSM und BSL-EARSM Turbulenzmodellen

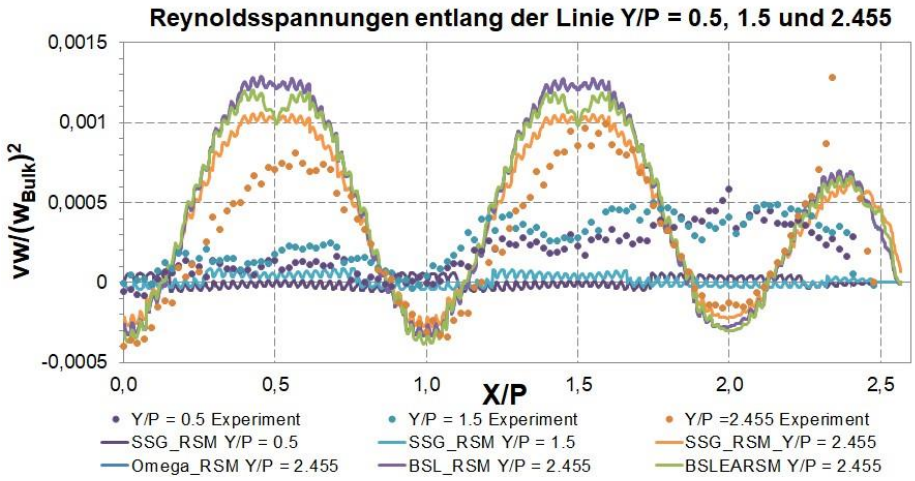


Abb. 3.9 Vergleich der Reynoldsspannungen, gerechnet mit den RSM-Turbulenzmodellen

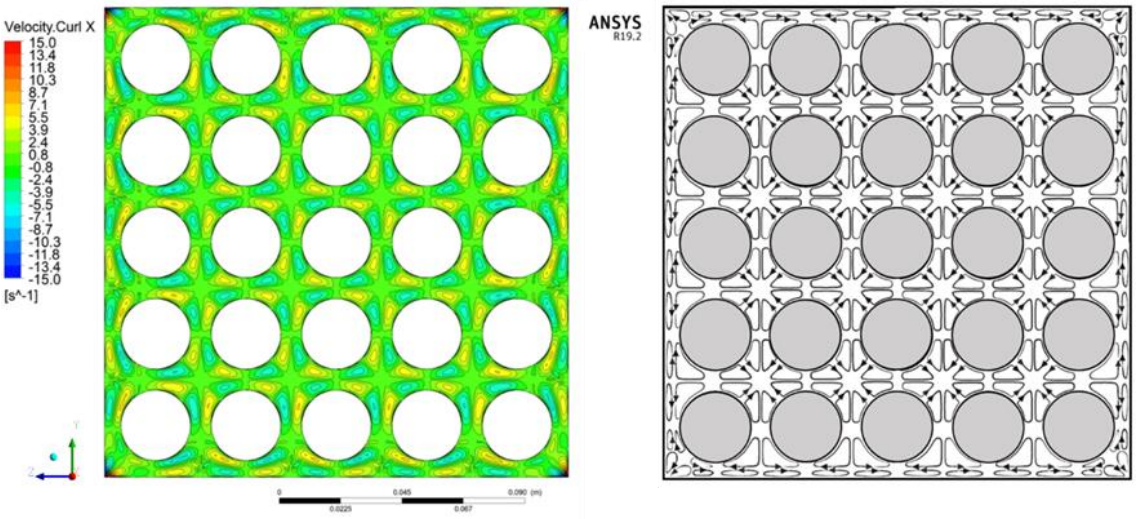


Abb. 3.10 Wirbelstärke in Strömungsrichtung (links) und vereinfachte Darstellung der Strömungsstruktur (rechts)

3.1.2.3 Entwicklung des Einlass-Profils in der CFD-Domäne mit OpenFOAM

Im Experiment wird eine vollentwickelte Strömung in Abstand von $90D_H$ (2184 mm) ab dem zweiten Strömungseinrichter gemessen. Ein realistisches Einlas-Profil soll auch mit OpenFOAM erzeugt werden. Grundsätzlich gibt es dafür zwei Möglichkeiten:

- Modellierung einer Teststreckenlänge von mindestens 1 m
- Modellierung einer kleinen CFD-Domäne unter Verwendung von translatorisch-periodischer Randbedingung

Modellierung von einer Teststreckenlänge von mindestens 1 m

Zuerst wurde ein CAD-Modell (1000 x 170 x 170 mm) aus der vorhandenen STL-Datei mittels SpaceClaim extrahiert. Dieses enthält für die MATiS-H-Analysen relevante Geometrie. Das Modell wurde in ICEM CFD geladen und dort wurde ein strukturiertes Hex-Gitter (36,8 Mio. Elemente) generiert. Ein weiteres Hex-Gitter wurde mit *snappyHexMesh* (36,2 Mio. Elemente) erzeugt. Die beiden Rechennetze zeigt Abb. 3.11. Die stationären Rechnungen wurden mit dem OpenFOAM-Löser *buoyantSimpleFoam* unter Verwendung konstanter Wasser-Stoffwerte (IAPWS-IF97) durchgeführt. Die wesentlichen Randbedingungen für die Simulation mit *kOmegaSST* -Turbulenmodell (die SST-Turbulenzmodell-Implementierung in OpenFOAM) sind in die Tab. 3.4 dargestellt. Dabei wurde die Schwerkraft nicht berücksichtigt, das Advektionsschema und die Turbulenz wurden auf erster Ordnung gesetzt.

Beide Simulationen zeigten nach 5000 - 7000 Iterationen keine großen Abweichungen und haben gut konvergiert (RMS-Residuen < 1×10^{-4}). Die Geschwindigkeitsprofile wurden mit Experiment und ANSYS CFX - Ergebnissen verglichen, siehe Abb. 3.12.

Es ist zu sehen, dass die OpenFOAM-Ergebnisse, erzeugt mit dem SHM (snappyHexMesh)-Gitter für die Linien Y/P = 0,5 und Y/P = 1,5, in einer guten Übereinstimmung mit den ANSYS CFX Ergebnissen und den experimentellen Daten sind. Das Geschwindigkeitsprofil, erzeugt mit OpenFOAM und dem ICEM CFD-Gitter (1 m Modell) für die Linien Y/P = 2,455 und Y/P = 2,5 liegt näher an den KAERI-Daten als die Rechnung mit dem SHM-Rechennetz. Der OpenFOAM-Löser berechnet höhere Geschwindigkeiten für einige Messlinien (X/P = 1,5; X/P = 2,3; Y/P = 2.455 und Y/P = 2.5).

Bei OpenFOAM v8 gibt es zwei Möglichkeiten, um periodische Randbedingungen einzusetzen: „Cyclic“ und „Mapped“. Die „Cyclic“-Randbedingung überträgt die am Auslass berechneten Strömungsparameter auf den Einlass. Damit kann eine unendlich ausgedehnte Geometrie und schließlich eine vollentwickelte Strömung simuliert werden.

Um dies zu erreichen, wurde das bestehende Hex-Gitter mit 1,5 Mio. Elementen ausgewählt und in das OpenFOAM-Format umgewandelt. Zusätzlich wurde die Cyclic-Randbedingung auf beiden Patches (Einlass und Auslass) eingestellt. In der fvOptions-Datei wurde die mittlere Fluidgeschwindigkeit auf 1,5 m/s gesetzt.

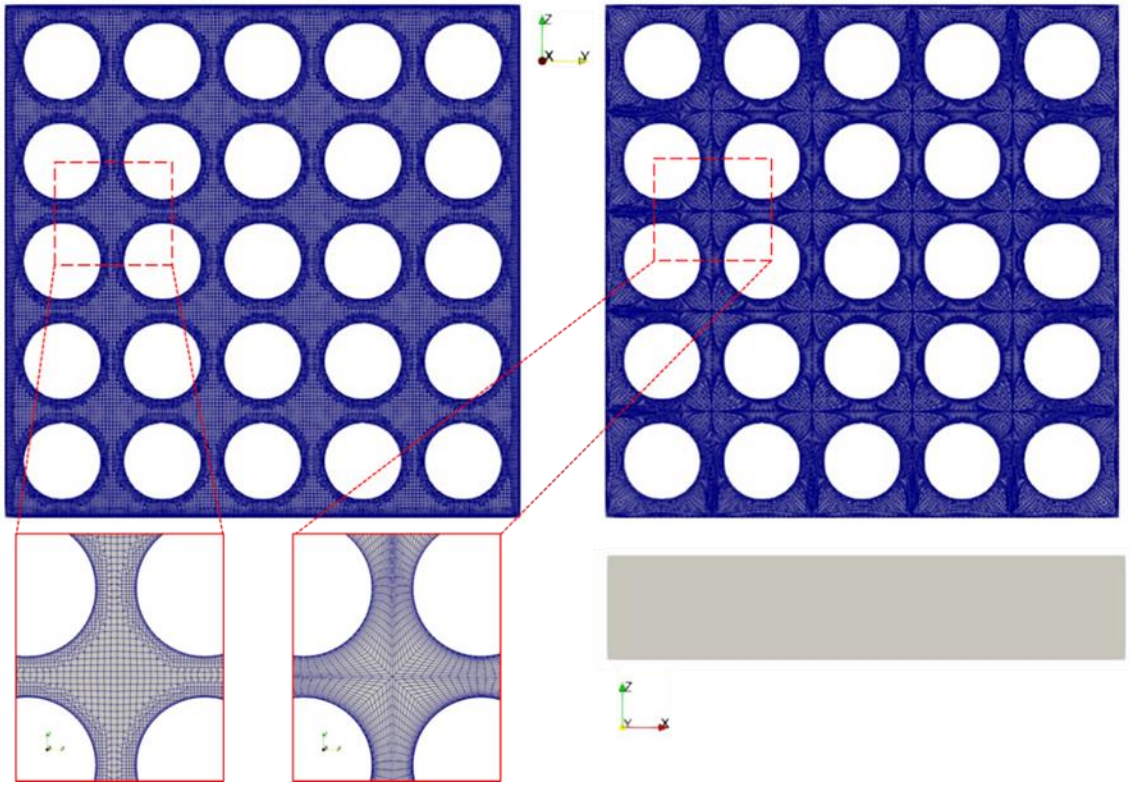


Abb. 3.11 Rechennetze, generiert mit Hilfe von snappyHexMesh (links) und ICEM CFD

Tab. 3.4 Randbedingungen der 1 m langen CFD-Domäne

Feld	Einlass	Auslass	Wand
U	massflowrate = 24.2 [kg/s]	inletOutlet	noSlip
K	turbulentIntensityKineticEnergyInlet [5%]	inletOutlet	kqRWallFunction
omega	inletOutlet	inletOutlet	omegaWallFunction
p_rgh	fixedFluxPressure	fixedValue	fixedFluxPressure
P	calculated	calculated	calculated
nut	calculated	calculated	nutkWallFunction
alphat	zeroGradient	zeroGradient	zeroGradient

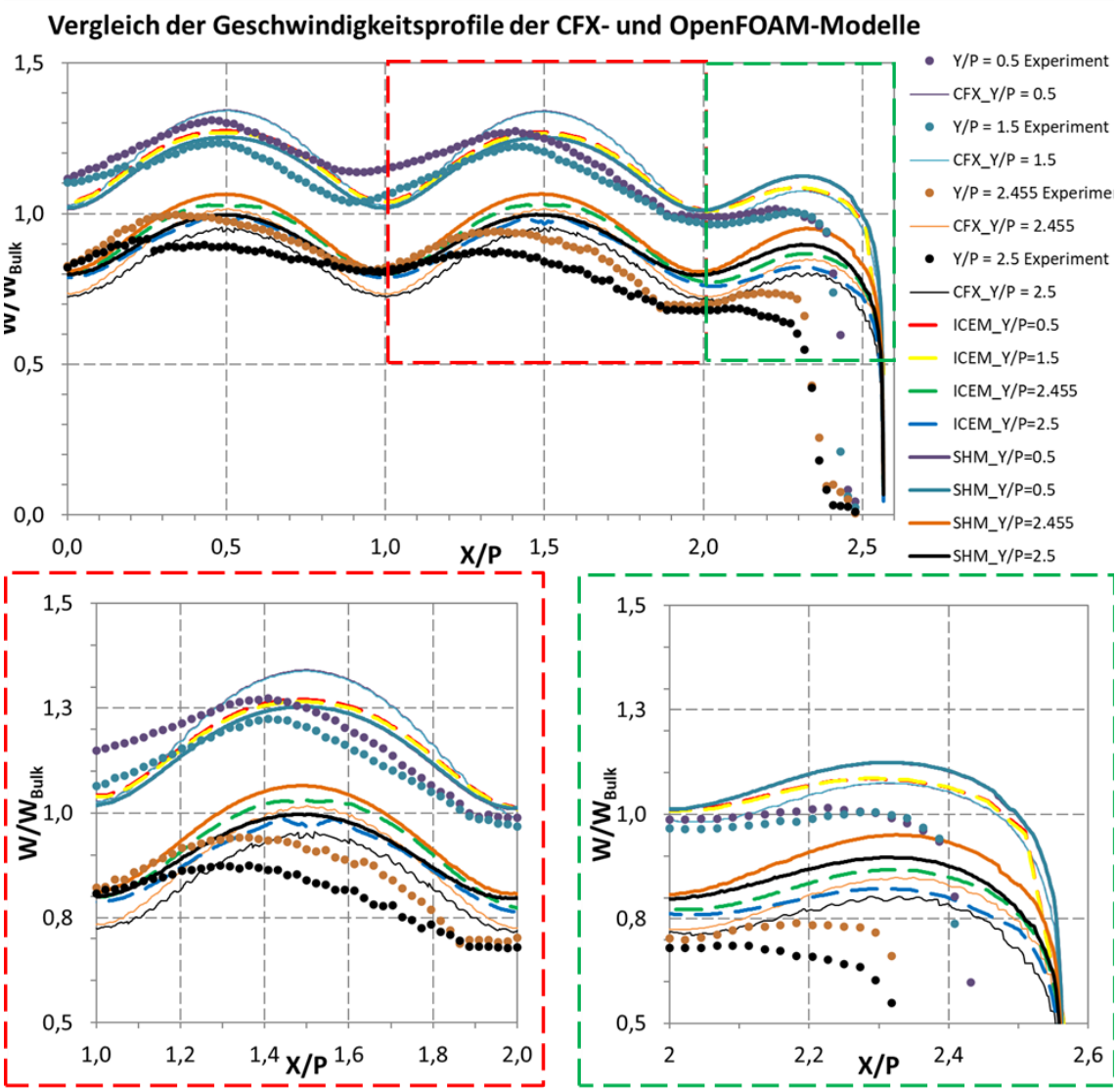


Abb. 3.12 Vergleich der Geschwindigkeitsprofile, erzeugt mit ANSYS CFX und OpenFOAM für verschiedene Messstellen

Modellierung einer kleinen CFD-Domäne unter Verwendung von translatorisch-periodischer Randbedingung

Die meanVelocityForce wendet eine Kraft an, um eine benutzerdefinierte und volumengemittelte Fluidgeschwindigkeit aufzuprägen. Diese Randbedingung funktioniert nur in Verbindung mit einem inkompressiblen Löser, daher wurde der simpleFoam Löser für die Simulationen ausgewählt. Dieser Solver braucht einen modifizierten Druck, der aus der Teilung des Fluiddrucks (156900 Pa) durch die Dichte (994 kg/m^3) des Fluids resultiert (157,8 m^2/s^2). Weitere Randbedingungen fasst Tab. 3.5 zusammen.

Die Lösung wurde in Paraview v5.9 zur Auswertung geladen. Die Verteilung der Geschwindigkeit in Strömungsrichtung sieht plausibel aus. Abb. 3.13 zeigt eine Linie, auf

der die Geschwindigkeit geplottet ist. Diese Linie befindet sich in einem Schnitt zwischen zwei Brennstäben in Ebene YZ, bei X = -0,03289.

In Abb. 3.13 ist zu sehen, dass die Geschwindigkeit in der wandnahen Region null ist, während die maximale Geschwindigkeit im Zentrum der vier Stäbe zu finden ist. Abb. 3.14 zeigt die Ergebnisse der beiden Codes unter Verwendung des SST-Turbulenzmodells. ANSYS CFX berechnet eine maximale Geschwindigkeit von 2,01 m/s, während OpenFOAM 1,94 m/s voraussagt. Der ANSYS CFX-Löser berechnet eine symmetrische Geschwindigkeitsverteilung von *v* und *w*, wie auch erwartet. Im Gegensatz dazu ist das Ergebnis von OpenFOAM nicht symmetrisch (s. Abb. 3.14). Derzeit gibt es keine Erklärung für die Asymmetrie in der Geschwindigkeitsverteilung, dazu sind weitere Untersuchungen notwendig. Die Geschwindigkeitsprofile werden für verschiedene Messlinien in Abb. 3.15 gezeigt.

Tab. 3.5 Periodische Randbedingungen in der CFD-Domäne

Feld	Einlass	Auslass	Wand und Stäbe
U	cyclic	inletOutlet	noSlip
k	cyclic	inletOutlet	kqRWallFunction
omega	cyclic	inletOutlet	omegaWallFunction
P	cyclic	calculated	zeroGradient
nut	cyclic	calculated	nutkWallFunction

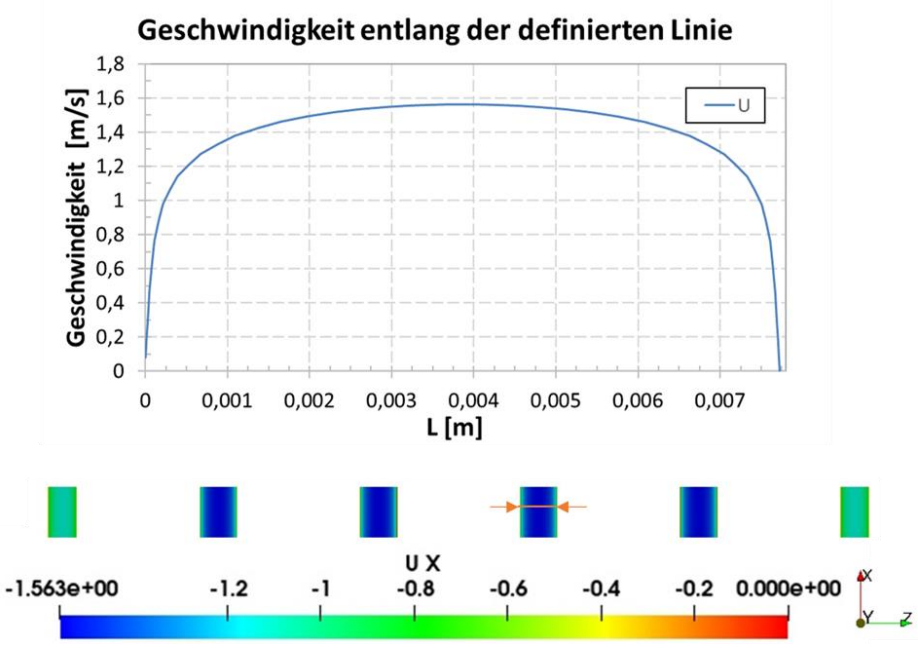


Abb. 3.13 Geschwindigkeitsprofil entlang der Linie zwischen den Stäben

Die Asymmetrie in den OpenFOAM-Ergebnissen ist unerwartet. Die OpenFOAM-Rechnung wurde mit noch strengeren Konvergenzkriterien wiederholt, was jedoch zu keinen nennenswerten Änderungen führte. Aus diesem Grund wurden die ANSYS CFX Ergebnisse weiterverwendet. Die kommerzielle CFD Software ANSYS CFX hat ein exakt symmetrisches Profil gerechnet, daher wurde entschieden das Geschwindigkeitsprofil von der ANSYS CFX-Rechnung (SSG-RSM Modell) zu exportieren und am OpenFOAM Einlass aufzuprägen. Es wurden die Daten für die turbulente kinetische Energie und die charakteristische Frequenz ω der der energiedissipierenden Wirbel, die drei Geschwindigkeitskomponenten, sowie die Reynoldsspannungen in eine Excel Datei exportiert und dort in ein von OpenFOAM lesbares Format umgewandelt.

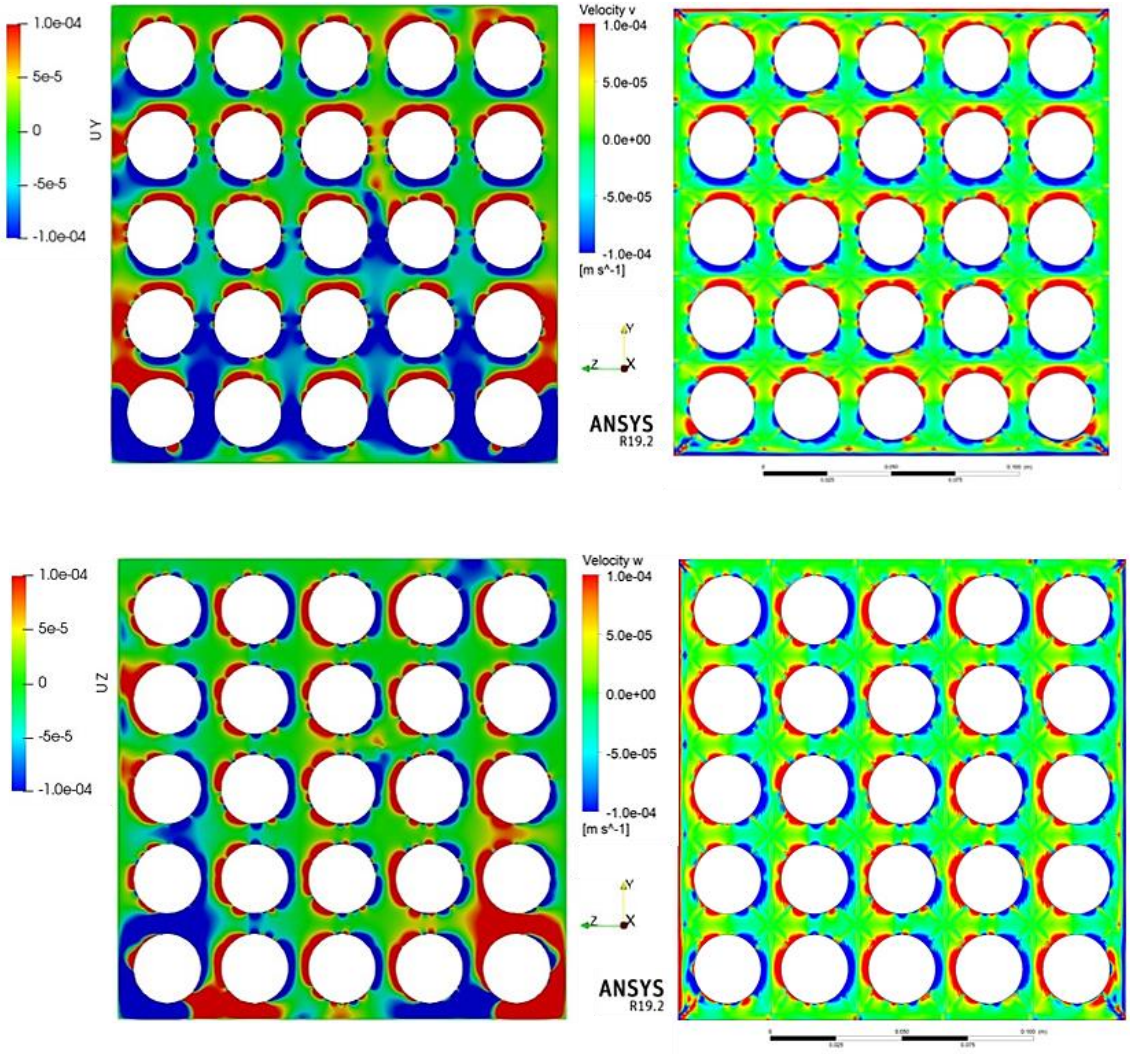


Abb. 3.14 Vergleich der Geschwindigkeitskomponenten v und w am Eintritt, berechnet mit OpenFOAM (links) und ANSYS CFX (rechts)

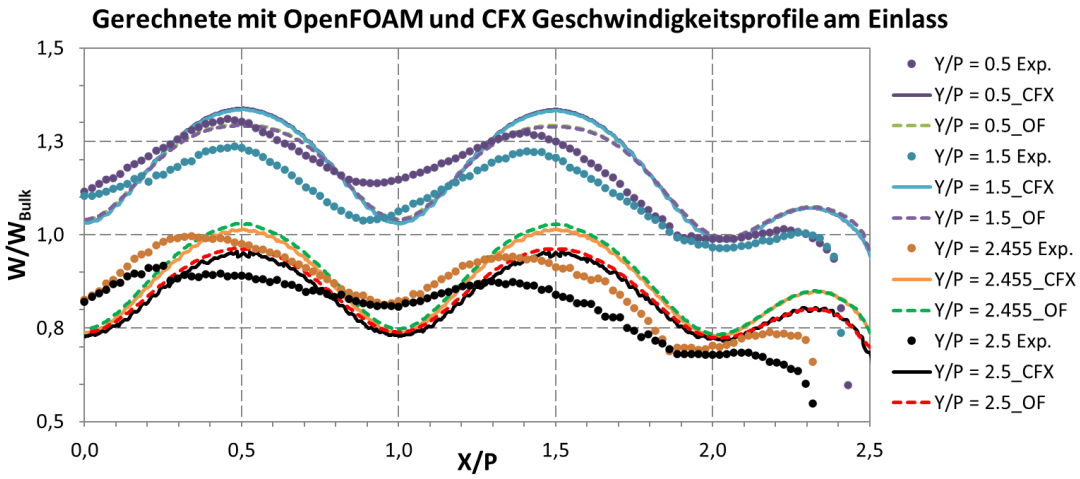


Abb. 3.15 Geschwindigkeitsprofile gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX unter Verwendung periodischer Randbedingungen

3.1.3 Entwicklung des 3D-CAD Modells für die MATiS-H Simulationen

Ein CAD-Modell der MATiS-H Teststrecke wurde bereits in der GRS entwickelt. Dieses vorentwickelte Modell wurde für diese Studie ausgewählt und einige Vorab-Simulationen durchgeführt. Bei der Auswertung der Ergebnisse wurde festgestellt, dass die Position vom Abstandshalter im ursprünglichen CFD-Modell falsch war. Aus diesem Grund wurden die Ergebnisse mit dem Experiment zunächst nicht verglichen. Die Geometrie wurde wieder in die DesignModeler CAD-Software importiert und überprüft. Dort wurde der Abstandshalter neu positioniert.

In Abb. 3.16 ist zu sehen, dass die 10DH-Messstelle im ursprünglichen CAD-Modell im Auslass-Bereich liegt. Aus diesem Grund wurde die Region nach dem Abstandshalter (grün) für die beiden Modelle (Split-Typ / Swirl-Typ) so verlängert, dass die Messtelle 10 mm vor den Brennstabspitzen liegt. Die Brennstabspitzen (rosa) wurden um 14 mm gekürzt, um die Vernetzung zu vereinfachen. Die gesamte Länge der Geometrie mit dem Swirl-Typ Abstandshalter beträgt 453,77 mm, während diese für den Split-Typ 452,25 mm misst. Darüber hinaus hat die GRS bereits in /BUC 16/ den Einfluss von vereinfachten Abstandshalter-Knöpfen untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass die ursprüngliche Lücke zwischen Knopf und Brennstab zu einem erheblichen Aufwand bei der Vernetzung und Netz-Auflösung führt. Die Unterschiede bei den Ergebnissen mit den originalen und den vereinfachten Knöpfen lagen bei weniger als 1 %. Aus diesem Grund werden die Knöpfe auch in den modifizierten CAD-Dateien vereinfacht, s. Abb. 3.17.

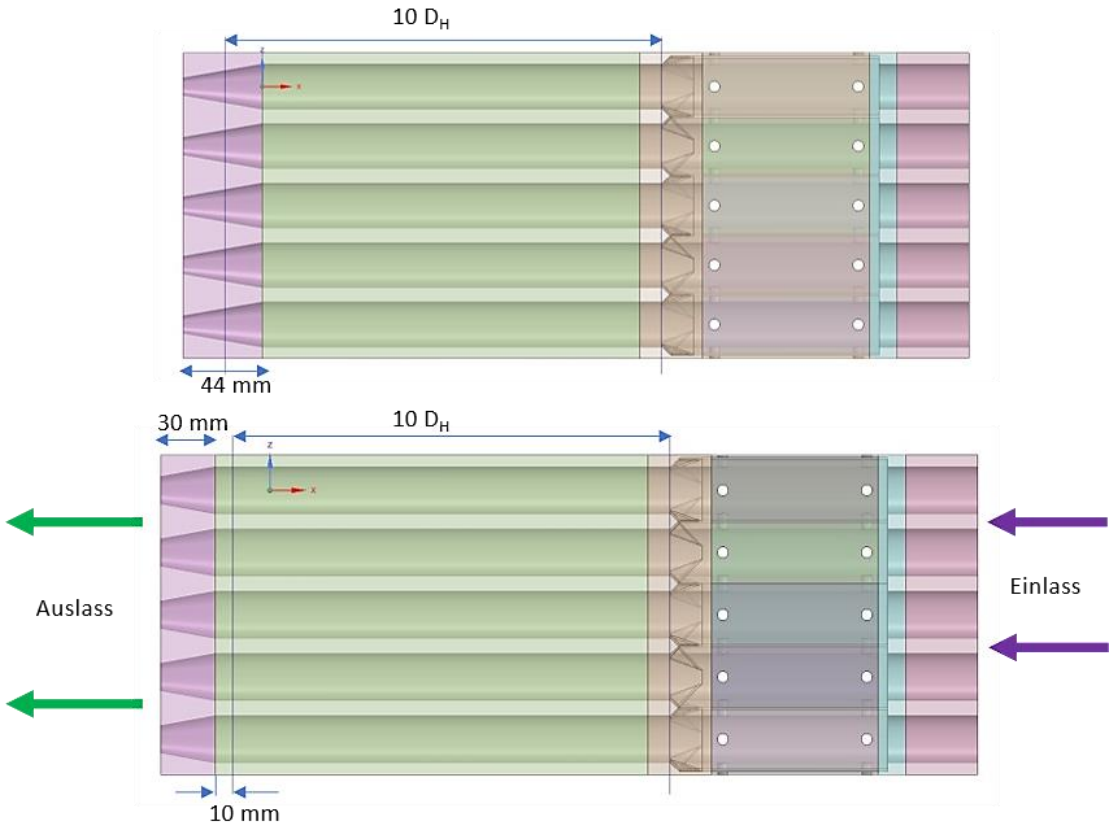


Abb. 3.16 Optimierung des MATiS-H CAD-Modells: altes (oben) und neues Modell (unten)

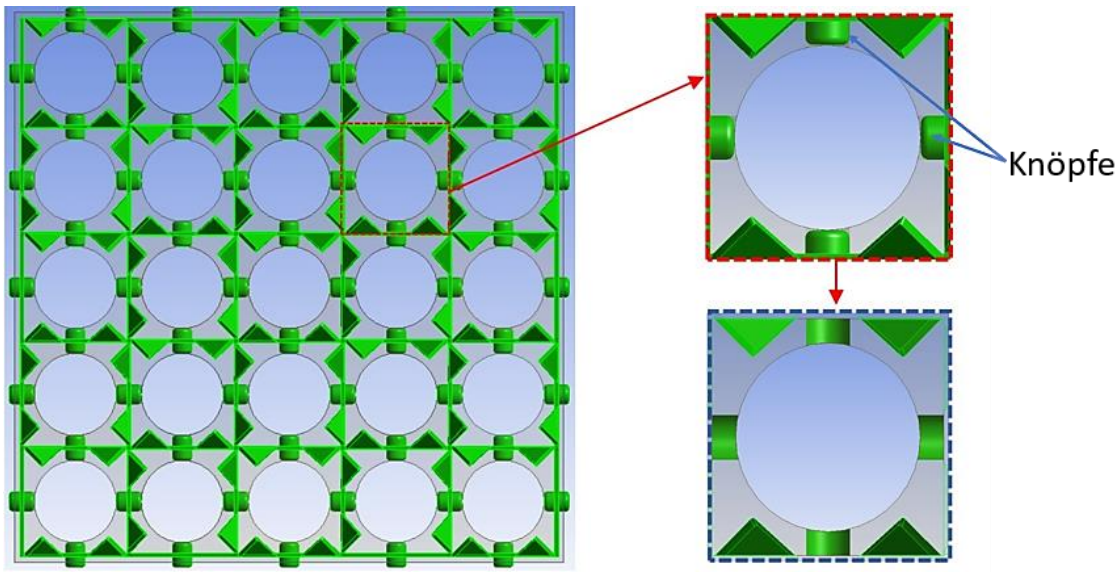


Abb. 3.17 Vereinfachung der Abstandshalter-Knöpfe

3.1.4 Erzeugung von automatisch erstellten Tetra-Gittern und Gitterstudien

Die Netzqualität ist ein wichtiger Faktor für die numerische Rechenstabilität der CFD-Rechenprogramme. Bei unzureichender Gitterqualität (Skewness, minimaler orthogonaler Winkel usw.) divergiert OpenFOAM oder liefert nicht-physikalische Lösungen. In der Regel weisen Tetra-Netze eine schlechtere Gitterqualität auf als Hexaeder-Netze. Als Folge treten beim Einsatz von Tetra-Netzen numerische Probleme vermehrt auf.

Um die gesamte Fluid-Domäne optimal vernetzen zu können, wurde diese in sechs Sektoren aufgeteilt (s. Abb. 3.18): Vorlauf (A), Vorderteil des Abstandshalters (B), Abstandshalter (C), Fähnchen (D), Nachlauf (E) und Ablauf (F).

Die Sektoren (A), (B), (C) und (F) sind in beiden Fällen jeweils 40 mm,15 mm, 93,1 mm und 30 mm lang. Zur effizienten Vernetzung wurden in dem ersten Schritt die Sektoren (A) und (E) mit einem Hex-Dominant-Netz vernetzt. Dabei wurden die Elemente in Strömungsrichtung (-x) extrudiert. Im zweiten Schritt wurde der komplexe Strömungsbereich mit den Fähnchen (D), dem Abstandsgitter (C), dem vorderen Abstandshalterteil (B) und der Abfluss (F) mit einem Tetra-Element mit Prism-Schichten (nach der Patch-Conforming-Methode) vernetzt.

Die Strömung ändert sich im Bereich des Abstandshalters drastisch, daher ist ein dichteres Netz mit Tetra-Elementen notwendig. Weiterhin wurden lokale Netz-Verfeinerungen im Bereich der Abstandshalter-Knöpfen der Fähnchen durchgeführt. Um eine korrekte Entwicklung des Geschwindigkeitsprofils im wandnahen Bereich zu ermöglichen, wurde die Prism-Schicht-Funktion mit geometrisch relativer Element-Größe definiert. Dadurch kann der gewünschte y+-Wert mit dynamischer Variation der Schicht-Dicke erreicht werden. Zusätzlich wurden einige Parameter-Studien zur Element-Qualität durchgeführt, um die Orthogonalität, die Skewness und das Expansionsfaktor zu verbessern. Mit dieser Studie wurde festgestellt, dass das Qualitätskriterium kleiner als 0,75 sein muss und das Smoothing auf Hoch (High) gesetzt werden soll, um eine Nicht-Orthogonalität der Elemente größer als 85 und eine Elementen-Skewness größer als 3 zu vermeiden.

Parallel dazu wurde das Post-Smoothing auf mindestens 10 Iterationen bei der Prism-Schicht-Entwicklung gesetzt, damit die Prism-Schicht einheitlich bleibt (s. Abb. 3.19). Mit diesem Parameter und der Vernetzungs-Reihenfolge (A, E, D, C, B und F) wird eine Schnittstelle zwischen einem Hex-Dominanten Sektor und einem Tetra-Sektor mit einem

gleichmäßigeren Elementen-Übergang erreicht. Die generierten Rechennetze wurden in OpenFOAM exportiert.

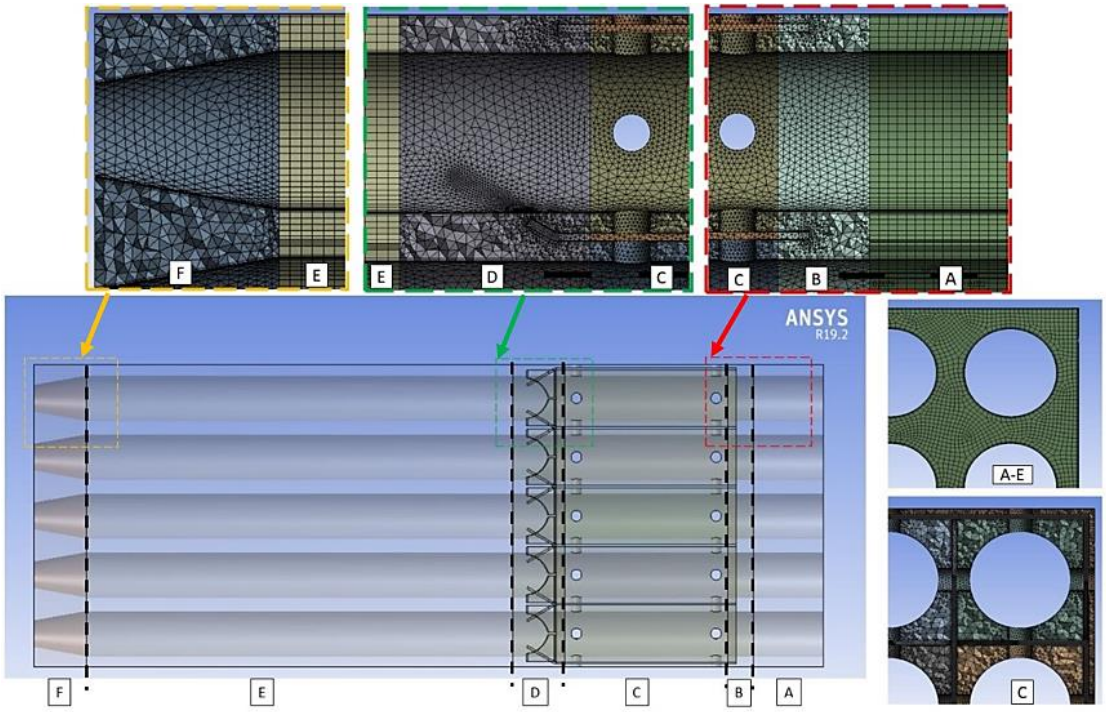


Abb. 3.18 Vernetzung nach Sektoren: Hex-Dominant Netz (A und E), Tetra-Netz (B, C, D und F)

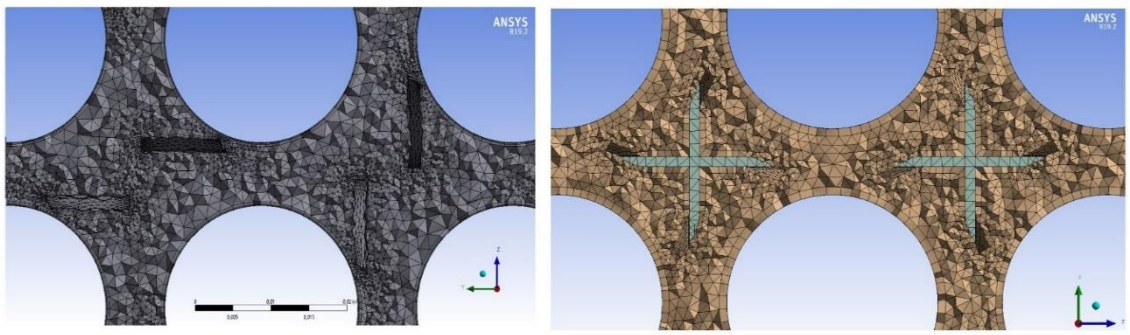


Abb. 3.19 Fähnchen-Sektor: Split-Typ (links) und Swirl-Typ (rechts)

3.1.4.1 Gitterstudien mit automatisch erstellen Gittern

Um ein geeignetes Rechennetz für die Analysen auswählen zu können, wurde eine Netzunabhängigkeitsstudie für beide Varianten (Swirl- und Split-Typ) mittels OpenFOAM durchgeführt. In diesen Studien wurden einige Netzparameter (Größe der Elemente, Zuwachsrate der Elemente, Prism-Schicht-Dicke) optimiert (siehe in Tab. 3.6). Weiterhin

wurde auch besonders auf die Kompatibilität der erstellten Netze mit OpenFOAM geachtet (checkMesh Funktion in OpenFOAM).

In einem weiteren Schritt wurde das MATiS-H-Modell mit dem Swirl-Typ-Abstandshalter untersucht. Gitter mit 11, 14, 20 und 38 Millionen Zellen wurden generiert. In den Simulationen wurde die Advektion der Terme mit erster Ordnung gerechnet, wobei die Konvergenzkriterien bei RMS = 1E-4 (RMS = 1E-3 für den Druck) lagen. In dieser ersten Untersuchung wurde eine stationäre Simulation mit dem k-ω-SST-Turbulenzmodell durchgeführt. Abb. 3.20 zeigt die Ergebnisse für die Linie Y/P=0,5 bei der 0,5DH-Messstelle.

Es ist zu sehen, dass sich die w/w_{Bulk} Profile, erzielt mit den 11 Mio. und 14 Mio. Rechennetzen, um mehr als 3 % unterscheiden. Außerdem unterscheiden sich die w/w_{Bulk} Profile, erzeugt mit den Rechennetzen mit 14, 20 und 38 Mio., um weniger als 1,2 %. Je größer die Anzahl der Elemente ist, desto besser stimmen die Ergebnisse mit dem Experiment überein. Es ist interessant zu sehen, dass das v/w_{Bulk}-Profil, erzeugt mit dem 14 Mio. Rechennetz, etwas näher an KAERI-Daten als das Profil, erzeugt mit dem 38 Mio. Rechennetz, liegt. Mit dem größeren Rechennetz verringert sich die numerische Diffusion und dies führt zu stärker ausgeprägten Spitzen. Für die weiteren Analysen wurde das Gitter mit 14 Mio. Elementen ausgewählt.

Das beschriebene Verfahren wurde auch für die Simulationen mit Split-Type-Abstandshalter wiederholt. Die erstellten Gitter hatten 10, 15, 18, 19 und 28 Mio. Elemente. Die Ergebnisse mit dem Rechennetz mit 10 Mio. Elementen unterschätzen die hohen und tiefen Geschwindigkeitsspitzen des w/w_{Bulk} Profils (s. Abb. 3.20). Mit zunehmender Elemente-Zahl verbessert sich die Übereinstimmung mit dem Experiment. Eine größere Abweichung ist bei X/P = 0,6 für v/w_{Bulk}, sowie bei X/P = 0,2 und X/P = 0,3 für u/w_{Bulk} festzustellen. Für die endgültigen Berechnungen wurde das Gitter mit 19 Mio. Elementen ausgewählt, da die Unterschiede zu den Ergebnissen, erzielt mit den 28 Mio. Zellen, zu vernachlässigen sind.

Tab. 3.6 Eigenschaften der automatisch erstellten Netze mit ANSYS Mesher

Split-Typ-Abstandshalter						
Anzahl der Elemente [10^6]	Max. Aspektverhältnis	Orthogonalität		Max. Skewness	y+	
		Max.	Mittlere		Max	Mean
10	20	77	15	2,66	34	10
15	23	75	17	2,63	100	45
19	32	75	16	2,78	17	2
28	48	76	15	2,8	16	1,5
Swirl-Typ-Abstandshalter						
11	26	71	15	3,3	74	36
14	25,8	65	14,8	2,4	91	43,5
20	36	65	12	2,4	91,2	42
38	41	66	12,9	2,2	73	37

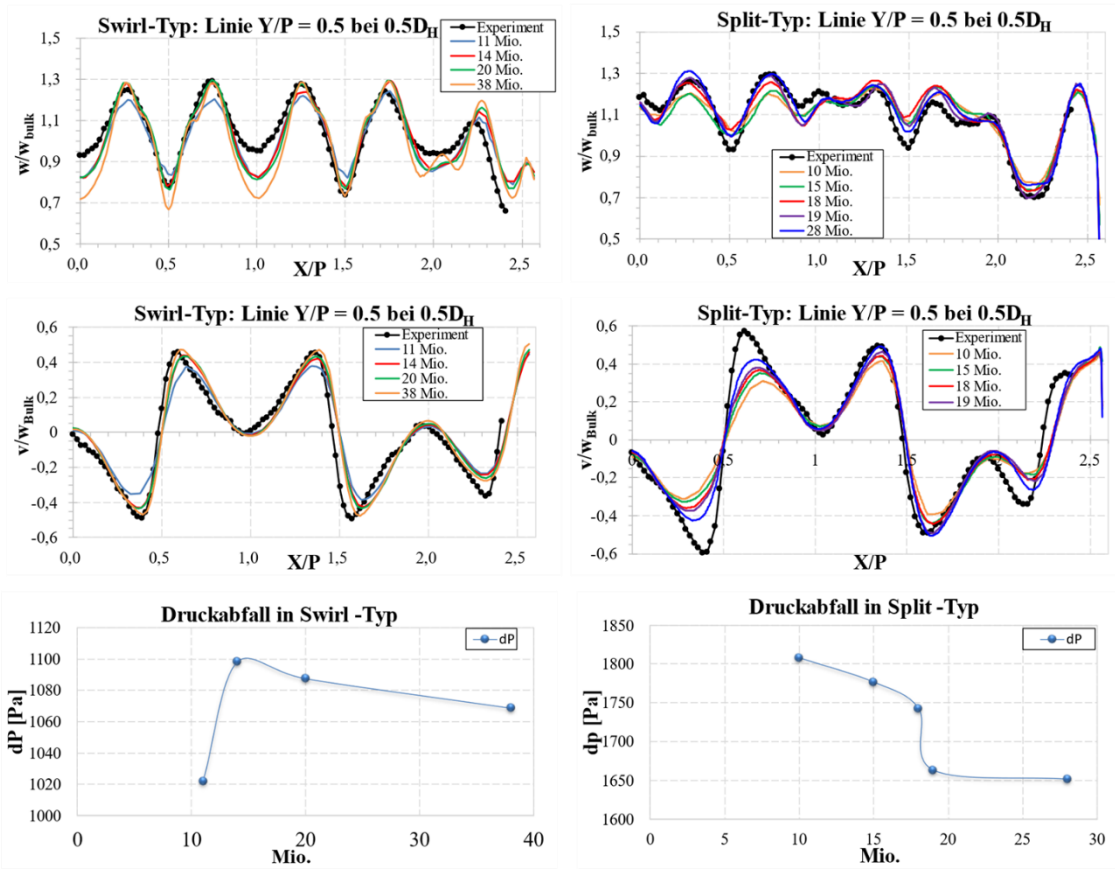


Abb. 3.20 Ergebnisse der Netzstudie mit Swirl- bzw. Split-Typ Abstandshaltern

3.1.5 Erstellung von Multigrids und Gitterstudien

Im Rahmen von AP1 soll das Konvergenzverhalten von OpenFOAM mit Multigrid-Netzen, die aus strukturierten und unstrukturierten Gittern bestehen, untersucht werden. Bei der GRS wurden bereits einige gekoppelte Simulation /PAP 19/ mit ATHLET-OpenFOAM durchgeführt /HRI 19b/. Der Einsatz von Multigrids in OpenFOAM erfordert eine zusätzliche Gitter-Schnittstelle, die eine zusätzliche Herausforderung an dem OpenFOAM-Löser darstellt. Im nachfolgenden Abschnitt wird ein gekoppeltes Multigrid-Netz entwickelt und dessen Einfluss auf die Ergebnisse untersucht.

3.1.5.1 Entwicklung und Kopplung der Multigrid-Netze in OpenFOAM

Für die Erstellung eines Multigrid-Netzes wurde mit ICEM CFD zuerst ein strukturiertes Hexaeder-Netz für die Brennstäbe erzeugt. Mit Hilfe von ANSYS Meshing und einem unstrukturierten Tetra-Netz wurde der Abstandshalter dargestellt. Als Grundlage für die Multigrid-Netze wurden die bereits vorgestellten Rechennetzen mit 14 Mio. (Swirl-Typ) und 19 Mio. Elementen (Split-Typ) ausgewählt. Die Tetra-Sektoren wurden als einzelne Regionen definiert. Als Ergebnis sind zwei Tetra-Regionen entstanden: Die erste Region fasst den Vorderteil des Abstandshalters (B), den Abstandshalter (C) und die Fähnchen (D) um. Die zweite Region besteht aus dem Abfluss (F), siehe Abb. 3.21. Tab. 3.7 zeigt die Patches in den beiden Regionen.

Um das gesamte Modell der MATiS-H Teststrecke zusammenzustellen, mussten auch die CAD-Modelle der Vorlauf- und Nachlauf-Sektoren (s. Abb. 3.22 und Abb. 3.18) in ICEM CFD exportiert werden. Das Blocking und die Hexa-Netze (Abb. 3.23) wurden dort erzeugt. Die Vorlauf- und Nachlauf-Domänen werden hier als 3. Region und 4. Region bezeichnet (s. Tab. 3.8).

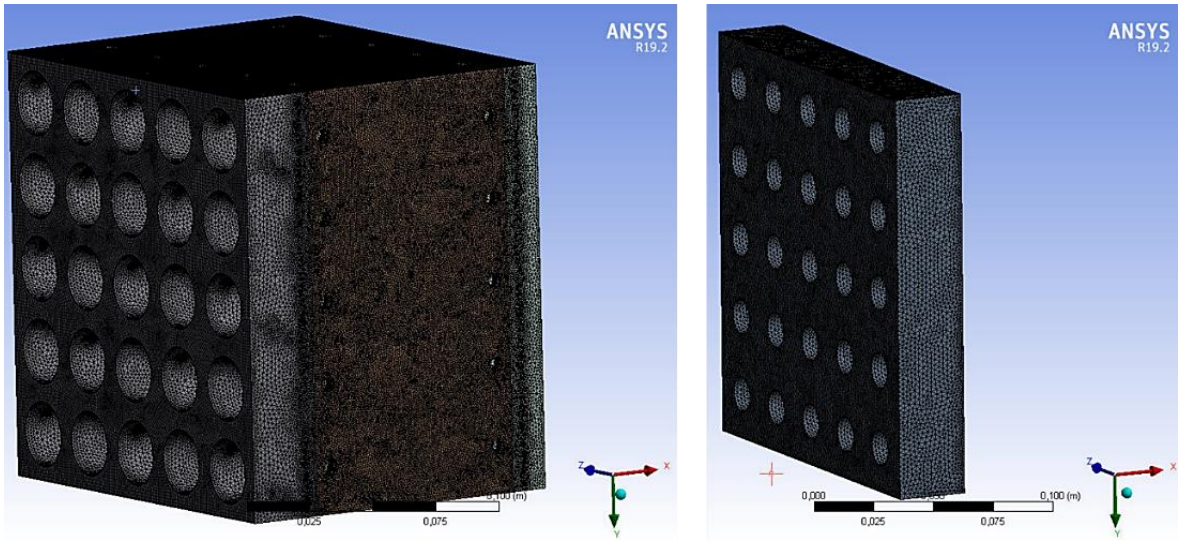


Abb. 3.21 Tetra-Regionen: 1. Region (links) und 2. Region (rechts)

Tab. 3.7 Definierung der Patches von Abstandshalter- und Abfluss-Region

Patch	**1. Region (Abstandhalter**	**2. Region (Abfluss)**
Inlet	Inlet_Abstandshalter	Inlet_Abfluss
Outlet	Outlet_Abstandshalter	Outlet
Wall	Wall_Abstandshalter[1]	Wall_Abfluss[2]

[1] Wall_Abstandshalter = Stäbe, äußere Wände und alle anderen Flächen des Abstandshalters
[2] Wall_Abfluss = Stäbe und äußere Wände

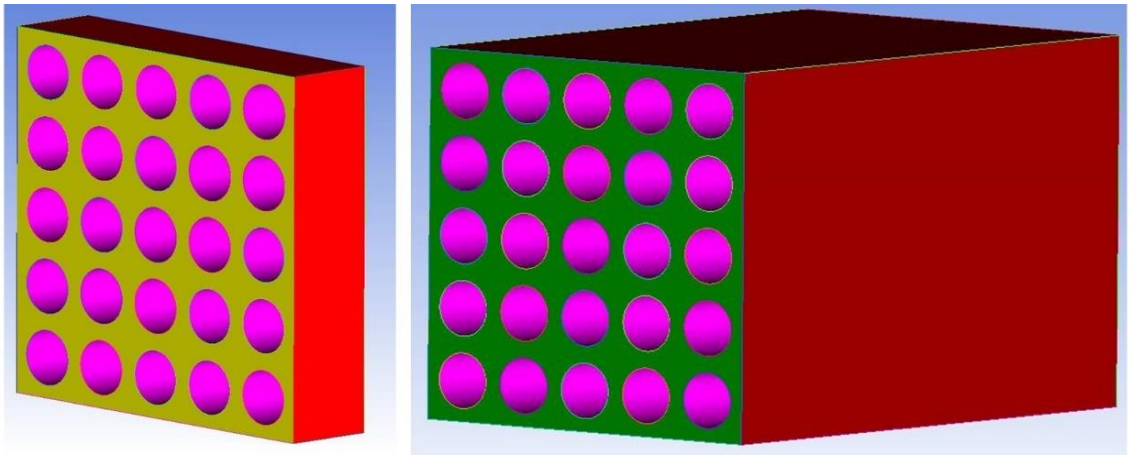


Abb. 3.22 CAD-Modelle: die Vorlauf- (links) und Nachlauf-Domäne (rechts)

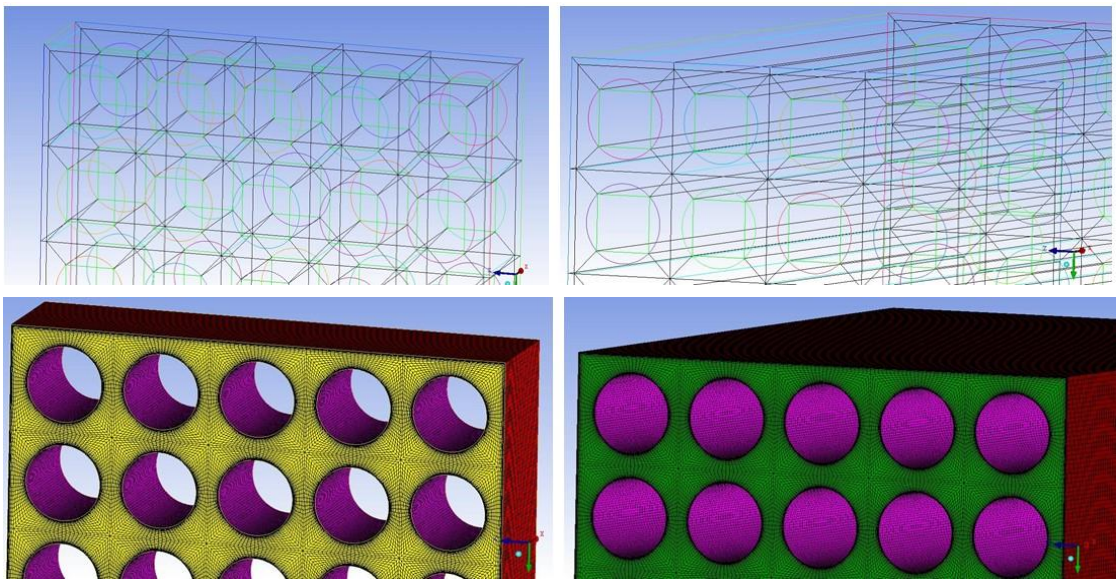


Abb. 3.23 Blocking und Hex-Netze für die 3. Region (Vorlauf) und 4. Region (Nachlauf)

Tab. 3.8 Definition der Patches von Vorlauf- und Nachlauf-Region

Patch	3. Region (Vorlauf)	4. Region (Nachlauf)
Inlet	Inlet	Inlet_Nachlauf
Outlet	Outlet_Vorlauf	Outlet_Nachlauf
Wall	Wall_Vorlauf[1]	Wall_Nachlauf[1]

[1] Wall_Vorlauf und Wall_Nachlauf = Stäben + Äußere Wände (Jeweils Modell)

Die Kopplung der entwickelten Netze wurde schrittweise durchgeführt. Im ersten Schritt wurden die .msh-Dateien der Regionen 1 (Vorlauf) und 3 (Abstandshalter) zusammengeführt. Danach wurde dazu auch die 4. Region gekoppelt. In einem letzten Schritt erfolgte auch die Kopplung der 2. Region (Abfluss) zu dem bereits erzeugten Netz.

Somit entstand ein Multigrid-Netz, das aus 4 verschiedenen (Hexa und Tetra) gekoppelten Rechennetzen bestand. Die Kopplung wurde mit Hilfe der so genannten „cyclicAMI"-Schnittstelle durchgeführt. Die Auslässe der einzelnen Regionen wurden mit den Einlässen der nachfolgenden Regionen verbunden. Auf diese Weise wurden insgesamt drei Schnittstellen mit jeweils zwei Patches erzeugt. Abb. 3.24 zeigt die Position der drei Schnittstellen, sowie einen Schnitt durch das Volumennetz im Bereich der Schnittstelle 1 (zwischen Vorlauf und Abstandshalter). Es ist zu sehen, dass die Knoten der Elemente auf beiden Seiten der Schnittstelle unterschiedliche Größen und Flächen haben, weil die beiden Netze nicht konform sind. In der Schnittstelle wurde eine Toleranz von 1×10^{-4} spezifiziert und die Option „transformType: none" ausgewählt.

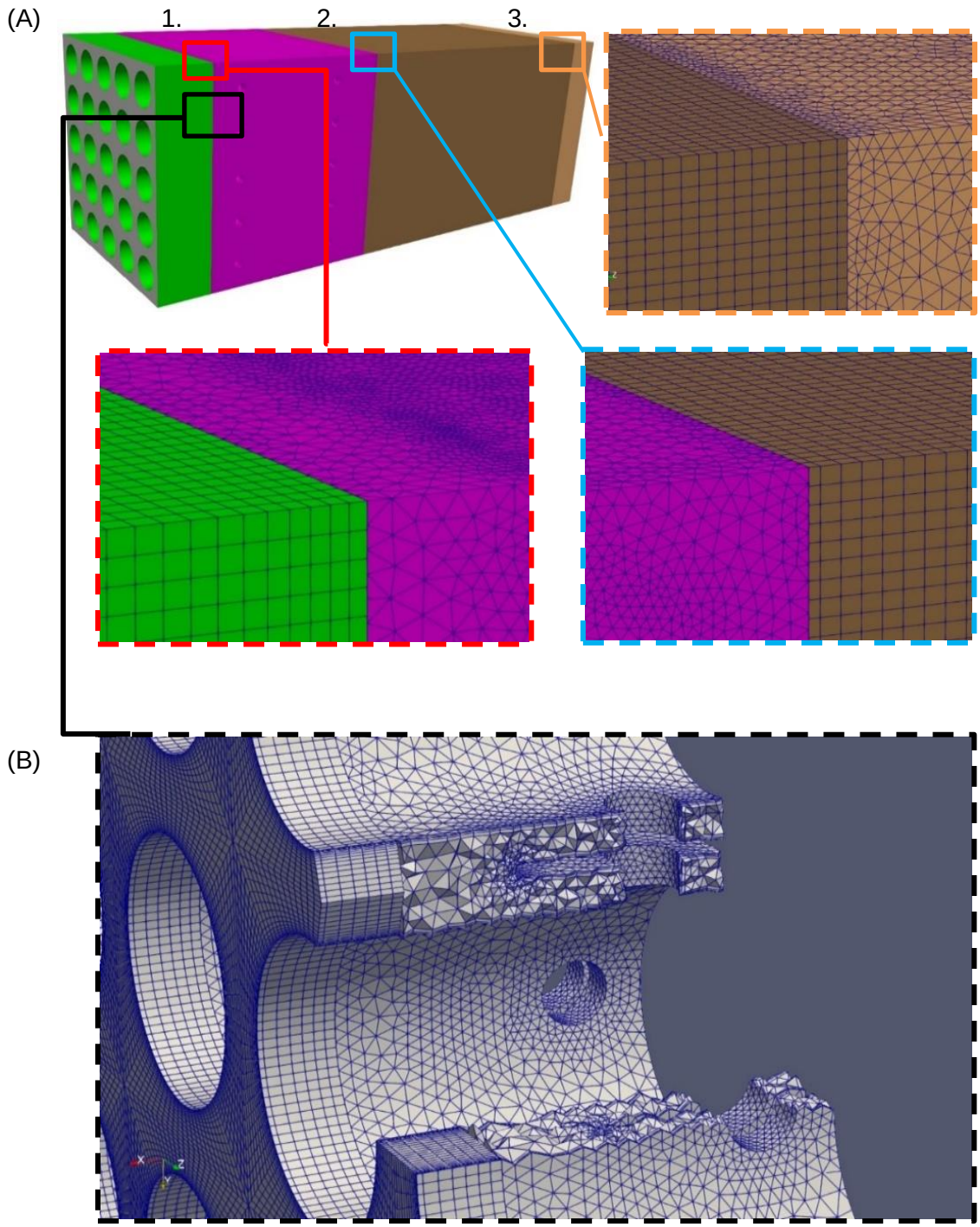


Abb. 3.24 Schnittstellen im Multigrid: Position der Schnittstellen in der CFD-Domäne (oben) und Schnitt durch Schnittstelle 1 (unten)

3.1.5.2 Gitterstudien mit den gekoppelten Multigrid-Netzen

In diesem Abschnitt wurden Netzstudien mit den Multigrid-Netzen durchgeführt. Dabei wurde die Netzdichte nur in den Regionen 3 und 4 verändert, weil für die anderen Regionen solche Studien bereits durchgeführt worden sind. Tab. 3.9 zeigt die Parameter der generierten Multigrid-Rechennetze.

Die Simulationen wurden mit stationären CFD-Ergebnissen initialisiert. Das Gradient-Schema „cellLimited Gauss linear 0.5“ wurde ausgewählt, während das Laplacian-Schema auf „limited 0.5“ eingestellt wurde. Um mögliche Fehler bei Berechnung der thermohydraulischen Parameter im wandnahen Bereich zu vermeiden, wurde die erste Wandschicht-Größe in den Regionen 3 und 4 so angepasst, dass diese mit der ersten Wandschicht-Größe der Tetra-Netze in den Regionen 1 und 2 übereinstimmt. In den ersten Simulation wurden die Stoffwerte auf Enthalpie-Basis modelliert. Danach wurde die Gleichung der inneren Energie verwendet, um die Robustheit des Rechenlaufs zu vergrößern /OPE 18b/.

Tab. 3.9 Eigenschaften der Multigrid-Netze

Split-Typ							
Netz	**Anzahl der Elemente [10^6]**	**Max. Aspekt-verhältnis**	**Orthogonalität**		**Max. Skewness**	**y+**	
			Max.	**Mittlere**		**Max**	**Mittlere**
Grob	19	104	72,5	17,6	2,78	13,3	1
Mittel	20,12	85	72,5	17,6	2,77	13,7	0,9
Fein	28	83	72,5	17,13	2,78	13	0,7
Mittel-Fein	23	82,3	72,54	17,33	2,787	13,17	0,9
Swirl-Typ							
Mittel	14	17	65,46	16,2	2,4	92	42,5
Fein	17	17,67	65,46	17,16	2,4	92	40

In Abb. 3.25 werden experimentelle Daten und numerische Ergebnisse für die normierte Fluidgeschwindigkeit in Strömungsrichtung w/w_{Bulk} für die Linie Y/P = 0.5 bei $0.5D_H$ und $10D_H$ gezeigt. Diese wurde mit Hilfe unterschiedlicher Rechennetze ermittelt. Es ist zu sehen, dass an manchen Stellen (s. X/P = 0,5 und X/P = 1,5 bei $0.5D_H$) die Fluidgeschwindigkeit zwischen Stäben um bis zu 30 % überschätzt wird. Außerdem zeigen die verfeinerten Multigrid-Netze in beiden Fällen (Swirl-Typ und Split-Typ) keine Verbesserung der erzielten Ergebnisse im Vergleich zu den Ergebnissen, erzeugt mit Hilfe der

automatisch erstellten Rechengitter. Die letzten zeigen die beste Übereinstimmung mit den KAERI-Daten und werden für die nachstehenden Simulation verwendet.

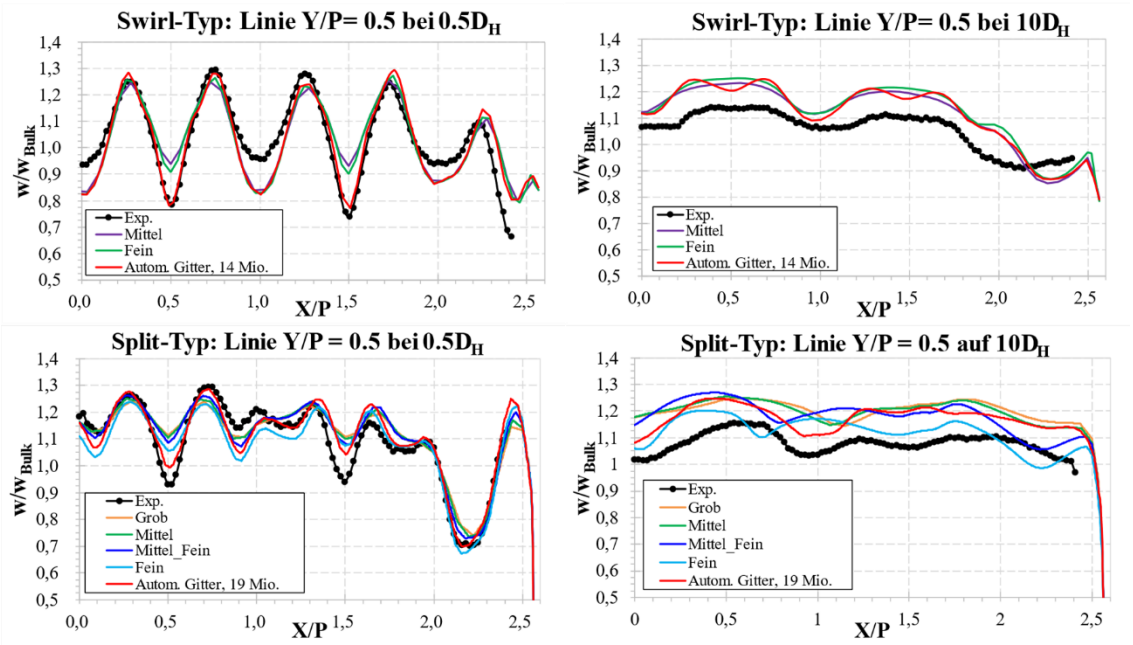


Abb. 3.25 Geschwindigkeitsprofil, berechnet mit Hilfe von unterschiedlichen Multigrid-Rechennetzen

3.1.6 Physikalische Modellierung und URANS-Simulationen mit OpenFOAM

3.1.6.1 OpenFOAM Setup

Die URANS-Simulationen wurden für inkompressible Strömung mit dem k-omega-SST-Turbulenzmodell durchgeführt. Die Randbedingungen für Druck (*p*), Geschwindigkeit (*U*), kinetische Turbulenzenergie (*k*), charakteristische Frequenz der der energiedissipierenden Wirbel (*ω*), Temperatur (*T*) und turbulente Viskosität (*μt* oder *nut*) sind in Tab. 3.10 angegeben. An dem Einlass wurden die Werte der voll entwickelten Strömung von *U*, *k* und *ω,* aus den Dateien mittels "timeVaryingMappedFixedValue" interpoliert. Der absolute Druck von 156900 Pa wurde am Auslass (Outlet) spezifiziert. Für den wandnahen Bereich wurden Standard-Wandfunktionen verwendet.

Die bisherigen Untersuchungen zeigten, dass in OpenFOAM-Analysen Tetra-Netze mit Sorgfalt eingesetzt werden sollten. Für die Zeitdiskretisierung wird das „Crank-Nicolson“-Verfahren mit einem Blending-Koeffizient von 0,5 eingesetzt. Dadurch entsteht eine Kombination aus implizitem „Crank-Nicolson“-Verfahren zweiter Ordnung und implizitem „Euler-Schema“. Weiterhin wurde das „cellLimited Gauss linear“ Gradient-Schema mit

einem Koeffizienten von 0,5 für die Skalare und die Vektoren verwendet. Dieses weist eine Genauigkeit zweiter Ordnung auf. Zur weiteren Stabilisierung der Rechenläufe wurden das Advektion-Schema und das numerische Schema der Turbulenz auf „Gauss linearUpwindV“ bzw. auf „Gauss upwind“ eingestellt. Der Laplacian-Term wurde auf „limited“ mit einem Koeffizienten von 0,5 eingestellt, damit auch die nicht-orthogonale Elemente in der Lösung berücksichtigt werden.

In dieser Untersuchung wurde ein druckbasierter „rhoPimpleFoam“ Löser verwendet. Die Konvergenzkriterien wurden für p, k und ω, auf 1E-4 (Ausnahme: U < 1E-5) gesetzt. Die adaptive Zeitschritt-Größe wurde mit dem Kriterium CFL-Zahl (Courant Friedrichs Lewy) = 1 bestimmt, dies resultierte in Zeitschrittgrößen im Bereich $0{,}009<\Delta t<0{,}01$ ms. Die URANS-Simulation konvergierte innerhalb von 9 äußeren Pimple-Loops.

Tab. 3.10 Randbedingungen für die URANS-Simulation

Feld	Einlass	Auslass	Wand und Stäbe
U	type: timeVaryingMappedFixedValue; offset: (0 0 0); mapMethod: nearest; setAverage: off;	inletOutlet	noSlip
k		inletOutlet	kqRWallFunction
ω		inletOutlet	omegaWallFunction
p	zeroGradient	fixedValue	zeroGradient
nut	Calculated	calculated	nutkWallFunction
T	fixedValue	fixedValue	zeroGradient

3.1.6.2 Analyse der Strömung in der CFD-Domäne stromabwärts des Abstandshalters

Abb. 3.26 zeigt Stromlinien, gefärbt mit der Wirbelstärke (Vortizität), in mehreren benachbarten Unterkanälen. Es ist zu erkennen, dass die beiden Abstandshalter-Typen unterschiedliche Verwirbelung der Strömung im Bereich stromabwärts des Abstandshalters verursachen. In der Rechnung mit dem Swirl-Abstandshalter (links) sind die Stromlinien verdreht, allerdings verbleiben diese größtenteils in den jeweiligen Unterkanälen. In der Simulation mit dem Split-Abstandshalter (rechts) werden die Stromlinien ebenfalls verdreht, allerdings verlassen sie den eigenen Unterkanal stromabwärts des Abstandshalters und interagieren teilweise mit den Stromlinien von den benachbarten Unterkanälen. Obwohl weitere Untersuchungen notwendig sind, kann dem Bild entnommen werden, dass das Split-Typ-Abstandshalter eine bessere Kühlmittelvermischung als das Swirl-Typ-Abstandshalter ermöglicht. Bei einem Einsatz der beiden Abstandshalter in

einer realen Anlage wird der Split-Typ-Abstandshalter zu einem verbesserten Wärmeübergang an den Brennstaboberflächen führen.

Abb. 3.27 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung stromabwärts der beiden Abstandshalter. Es ist zu sehen, dass sich in der Simulation mit dem Swirl-Typ-Abstandshalter Zonen mit hoher und niedriger Strömungsgeschwindigkeit bilden. Sie sind symmetrisch und ungestört. Dies ist nicht der Fall in der Simulation mit dem Split-Typ-Abstandshalter: Die Fähnchen dort verursachen deutlich höhere mittlere Geschwindigkeiten im Brennelement-Querschnitt. Darüber hinaus findet in diesem Brennelement eine bessere Vermischung statt: Bereits etwa 50 mm stromabwärts des Abstandshalters vermischen sich die Geschwindigkeitssträhne von den benachbarten Unterkanälen und führen somit zu einem verbesserten Massenaustausch.

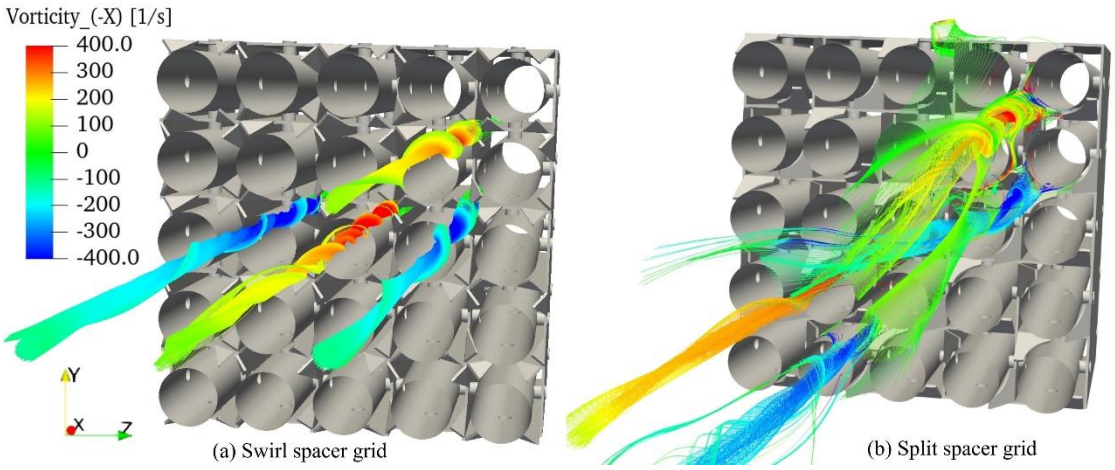


Abb. 3.26 Wirbelentwicklung stromabwärts der Abstandshalter: Swirl-Typ (links) und Split-Typ (rechts)

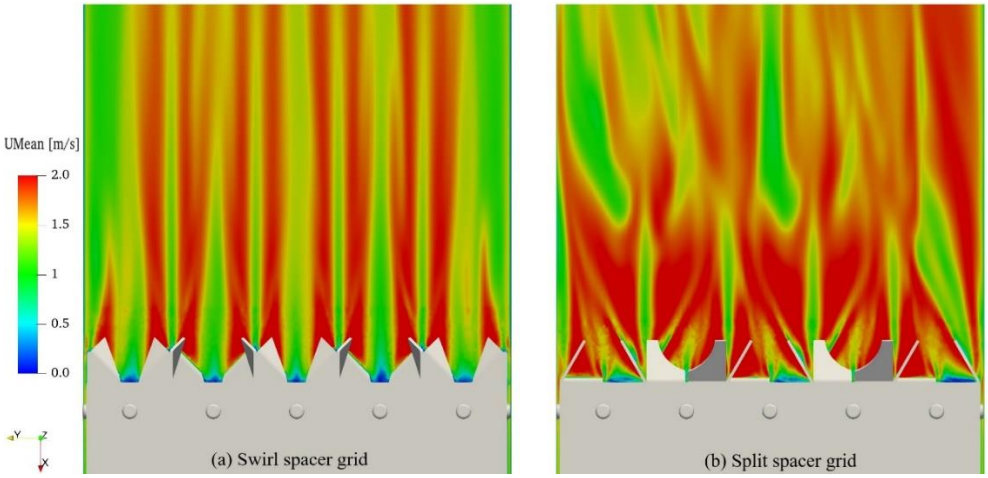


Abb. 3.27 Geschwindigkeitsverteilung stromabwärts der beiden Abstandshalter: Swirl-Typ (links) und Split-Typ (rechts)

3.1.6.3 Vergleich der berechneten Geschwindigkeitsprofile mit Versuchsdaten

In diesem Abschnitt werden die berechneten Geschwindigkeitsprofile für die beiden Abstandshalter mit Versuchsdaten verglichen. Abb. 3.28 und Abb. 3.29 stellen die Geschwindigkeitskomponenten (u, v, w) für die Linie Y/P = 0,5 und nur die Geschwindigkeitskomponente in Strömungsrichtung w für die Linie Y/P = 2,455 dar. Die Ergebnisse, erzielt mit den beiden Abstandshalter-Typen, werden direkt miteinander verglichen.

Die gemessenen w/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile in Abb. 3.28 weisen größere Schwankungen für die Messstellen bei $0{,}5D_H$ und $1D_H$ auf. Dies ist zu erwarten, weil diese Messstellen relativ nah am Abstandshalter liegen. Obwohl nicht jede Geschwindigkeitsspitze vom Code exakt wiedergegeben werden kann, ist zu sehen, dass es eine relativ gute qualitative Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung gibt. Weiter stromabwärts werden die Geschwindigkeitsspitzen immer schwächer ausgeprägt und die Profile immer flacher. Dies geben die Simulationen gut wieder. Die Abweichungen vom Experiment im wandnahen Bereich werden immer größer. Mögliche Gründe dafür sind ein unzureichend feines Rechennetz in der wandnahen Region sowie eine größere Messunsicherheit.

Abb. 3.29 zeigt die normierten Geschwindigkeitsprofile in u- und v-Richtung. Das u/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofil sieht für die beiden Abstandshalter-Typen unterschiedlich aus: In dem Swirl-Typ-Fall ist die Linie relativ flach, während in dem Split-Typ-Fall dieses eine wellige Form hat. Das u/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofil stromabwärts des Split-Typ-Abstandshalters ist nicht flach und weist positive und negative Werte auf. Der negative Wert deutet auf eine lokale Rückströmung hin. Weiterhin kann auch hier eine gute qualitative Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung festgestellt werden, wobei bei $4D_H$ größere Abweichungen für den Split-Typ-Abstandshalter festzustellen sind. In dem Fall mit dem Swirl-Typ-Abstandshalter wird die Querströmung beim Übergang vom Unterkanal zu den Fähnchen kaum beeinflusst. Der Swirl-Typ-Abstandshalter generiert deutlich weniger Sekundärströmungen im Strömungsbereich und weist deswegen ein flacheres u/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofil aus. Ähnlich weist das u/w_{Bulk} Profil in der CFD-Simulation eine flache Form auf und stimmt gut mit dem Experiment überein, was an allen Messpunkten der Linie Y/P = 0,5 zu erkennen ist. Eine gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment kann auch für das v/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofil festgestellt werden.

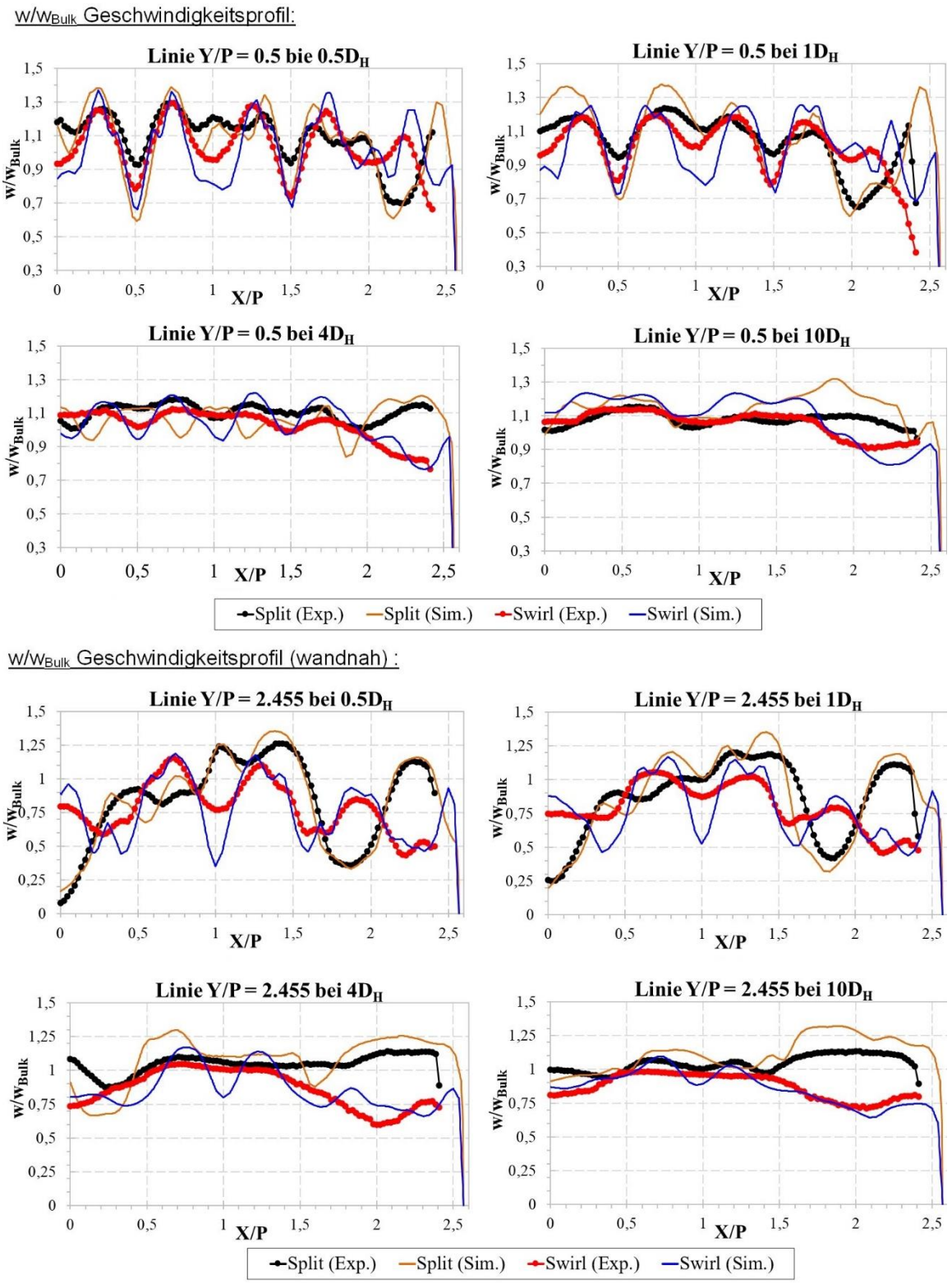


Abb. 3.28 Vergleich der w/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile für die Linien Y/P = 0,5 und Y/P= 2,455 mit Experiment für beide Abstandshalter-Typen

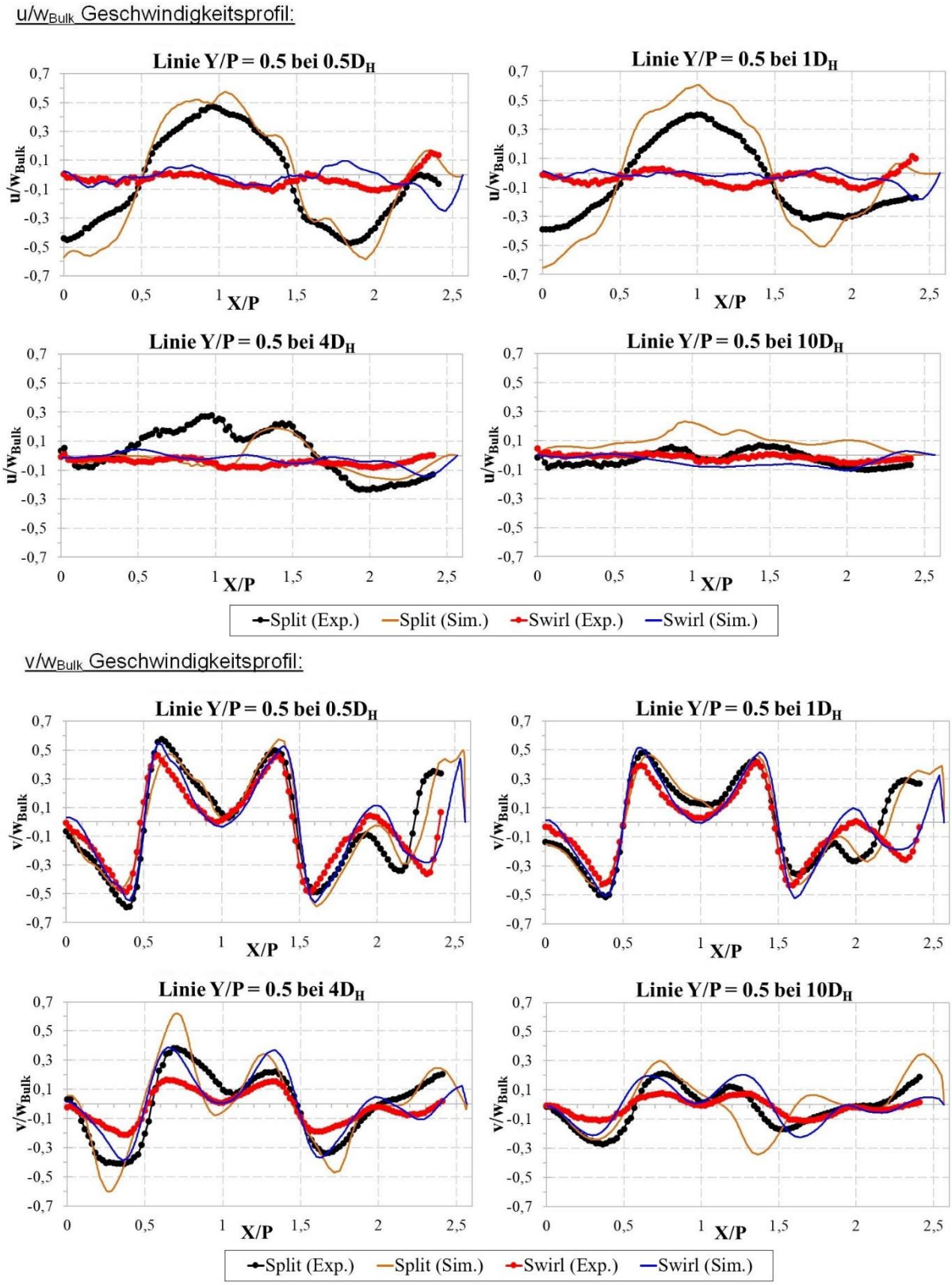


Abb. 3.29 Vergleich der u/w_{Bulk} und v/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile für die Linie Y/P = 0,5 mit Experiment für beide Abstandshalter-Typen

3.1.6.4 Analyse der Wirbelstärke

Die Wirbelstärke in Strömungsrichtung ω_x kann mit Hilfe der Geschwindigkeitskomponenten u in horizontaler (y) und v und vertikaler Richtung (z) wie folgt berechnet werden:

$$\omega_x = \left(\frac{\partial u}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}\right) \tag{3.1}$$

Die Wirbelstärke ω_x in dem Brennelement mit dem Swirl-Typ-Abstandshalter wird in Abb. 3.30 mit dem Experiment für die Messstellen bei $0{,}5D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ verglichen. Abb. 3.31 zeigt denselben Vergleich für das Brennelement mit dem Split-Typ-Abstandshalter. Die rote und blaue Farbe steht für die Rotation des Wirbels nach links bzw. rechts. Zum besseren Vergleich wurden die Unterkanalbereiche in Abb. 3.4 dargestellt.

Die maximalen und minimalen Spitzenwerte der Vortizität sind in Zentren der Unterkanäle, die sich von vier benachbarten Brennstäben bilden, zu finden. Dies gilt sowohl für das Experiment als auch für die Simulation. Die Drehrichtung wurde von OpenFOAM korrekt vorausgesagt. Ob ein Wirbel nach links oder rechts dreht, hängt von der räumlichen Anordnung der Fähnchen ab. OpenFOAM berechnet etwas größere Wirbel als in der koreanischen Anlage gemessen werden, es ist aber deutlich erkennbar, dass die maximalen und die minimalen Werte der Vortizität im Experiment und in der Simulation ähnlich sind. Weiterhin kann festgestellt werden, dass sich die Vortizität in den numerischen Ergebnissen stromabwärts etwas vergrößert, was im Experiment nicht so deutlich ausgeprägt ist.

Im Gegensatz zu dem Swirl-Abstandshalter, sind die Wirbel im Split-Abstandshalter eher elliptisch (Abb. 3.31). Die Vortizität-Werte stimmen bei $0{,}5D_H$ gut mit den experimentellen Ergebnissen überein. Bei $4D_H$ wird die Wirbelgröße vom Code etwas überschätzt, die Position und die Drehrichtung einzelner Wirbel ist jedoch immer richtig. Der Vergleich bei $10D_H$ ist etwas komplexer. Sowohl die Position als auch die Drehrichtung der Wirbel stimmen mit den Versuchsdaten nicht mehr überein. Die Drehrichtung der größten Wirbel hat sich im Strömungsbereich zwischen $4D_H$ und $10D_H$ umgekehrt, was im Experiment nicht der Fall ist.

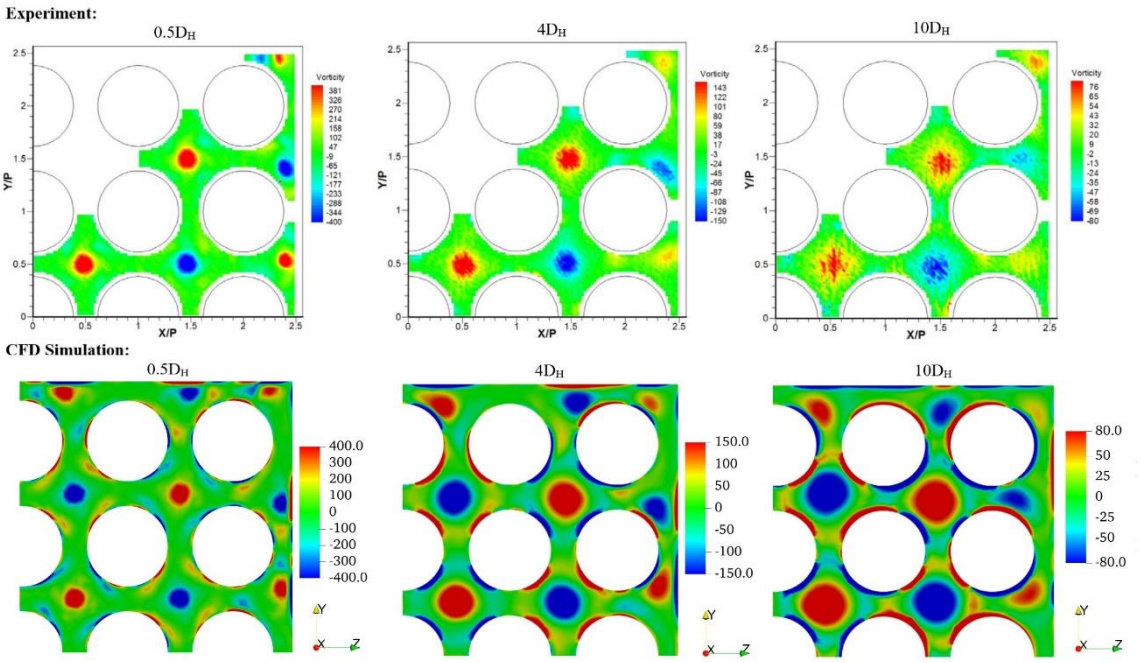


Abb. 3.30 Wirbelstärke in Hauptströmungsrichtung für den Swirl-Typ Abstandshalter bei $0.5D_H$, $4D_H$, $10D_H$

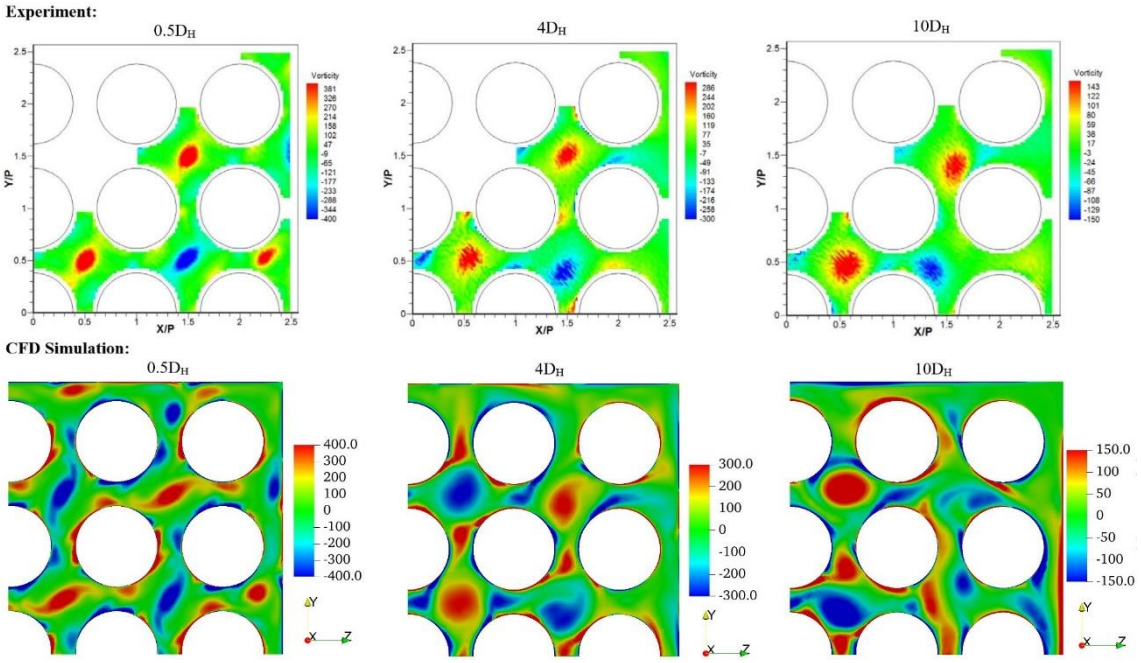


Abb. 3.31 Wirbelstärke in Hauptströmungsrichtung für den Split-Typ Abstandshalter bei $0.5D_H$, $4D_H$, $10D_H$

3.1.6.5 Vergleich der fluktuierenden Geschwindigkeitskomponenten

Die fluktuierenden Geschwindigkeitskomponenten wurden auch vergleichen. Da in den analysierten Simulationen ein Zweigeichungsturbulenzmodell verwendet wurde, kann aufgrund der Isotropie nur eine fluktuierende Geschwindigkeitskomponente w_{rms} von der turbulenten kinetischen Energie abgeleitet werden. Diese wurde dann mit der mittleren Geschwindigkeit w_{Bulk} normiert. Der Vergleich der fluktuierenden Geschwindigkeitskomponenten zeigt Abb. 3.32. Es ist zu sehen, dass die Simulation die Geschwindigkeitskomponente in der Nähe des Abstandshalters stark (ca. 70 %) unterschätzt. Die Übereinstimmung verbessert sich stromabwärts des Abstandshalters. Ein möglicher Grund für die großen Abweichungen in der Nähe des Abstandshalters kann in der Natur des verwendeten Turbulenzmodells liegen: In diesem wird eine isotrope Turbulenz angenommen.

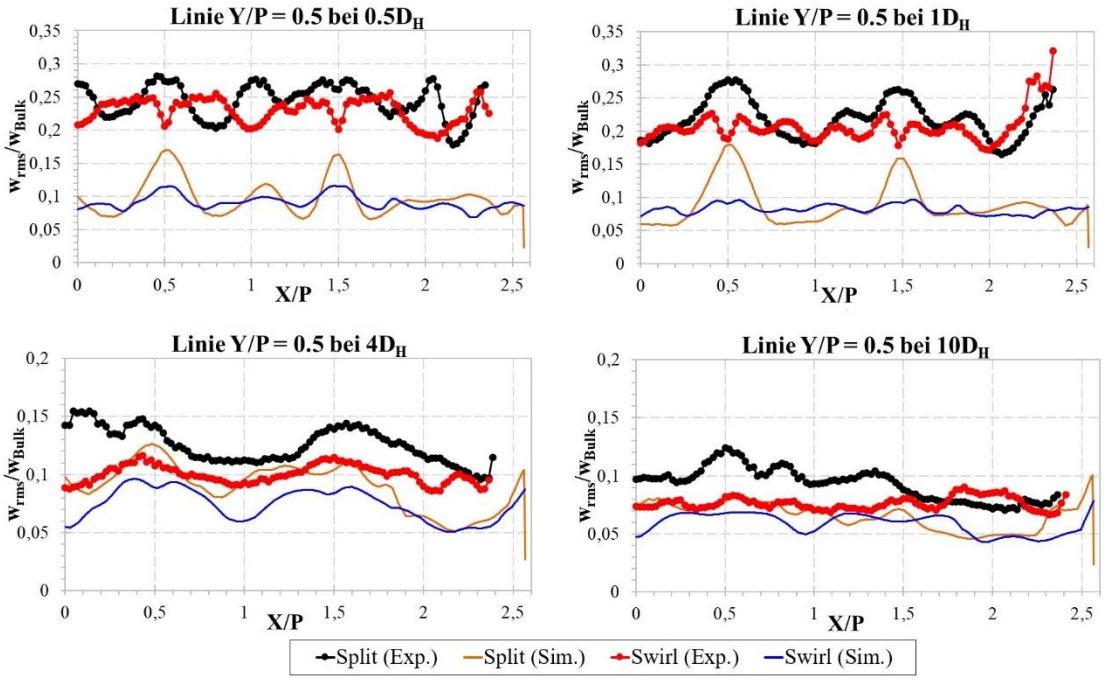


Abb. 3.32 W_{rms}/w_{Bulk} - Profil bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$

3.1.7 Simulationen mit dem LRR Reynoldsspannungs-Turbulenzmodell

OpenFOAM v8 bietet zur Auswahl zwei Reynolds-Spannungs-Turbulenzmodelle: das LRR (Launder, Reece and Rodi)- und das SSG (Speziale, Sarkar and Gatski)-Turbulenzmodell. In der Untersuchung wird das bestehende Netz von 14 Mio. Elementen des Swirl-Typs verwendet. Zunächst wurde eine k-ε - Simulation durchgeführt und im Post-Prozessing wurden Reynoldsspannungen abgeleitet. Die Epsilon-Daten zusammen mit den Reynoldsspannungen wurden für die Initialisierung der LRR-Simulation verwendet.

Weiterhin wurden Randbedingungen und numerische Schemata angepasst, damit die LRR-Simulation stabil laufen kann.

Der Vergleich der LRR-Ergebnisse mit den Versuchsdaten und den SST-Ergebnissen für Linie Y/P = 0,5 zeigt Abb. 3.33. Es ist zu sehen, dass das die w/w_{Bulk} – Profile bei $0{,}5D_H$, $4D_H$ und $1D_H$, berechnet mit den beiden Turbulenzmodellen, ganz ähnlich aussehen. Die Geschwindigkeitsspitzen bei $10D_H$ sind in der LRR-Simulation stärker ausgeprägt und kommen daher an Stellen wie z. B. X/P = 0,5 und Y/P = 1,5 etwas näher an den Versuchswerten. Andererseits ist das SST-Profil etwas flacher und somit ähnlicher dem experimentellen Profil als das mit dem LRR-Model gerechnete. Aus diesem Grund ist es schwierig zu entscheiden, welches Turbulenzmodell bessere Ergebnisse liefert.

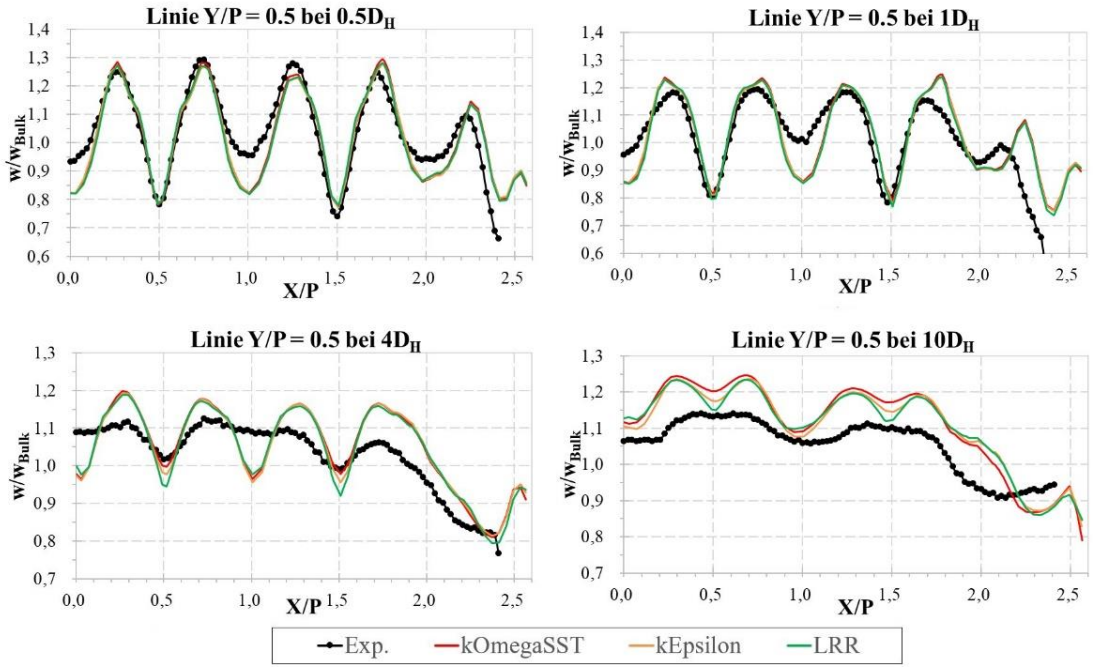


Abb. 3.33 Vergleich der Ergebnisse von k-omega-SST und LRR-RSM Turbulenzmodell mit Experiment

3.1.8 Skalenauflösende Simulationen zum MATiS-H Experiment

Die Scale Adaptive Simulation (SAS) - Modelle beruhen auf eine Kombination von URANS/LES (Unsteady-State Reynolds-Averaged Navier-Stokes/ Large Eddy Simulation) – Turbulenzmodellen. Mit solchen Modellen lassen sich sowohl wandnahe Grenzschichtströmungen mit Wärmeübergang als auch großskalige turbulente Wirbelbewegungen bzw. Ablösungen berechnen. Das SAS-Konzept beruht auf einer Einführung der von Karmanschen Längenskala $L_{\nu K}$ in die Turbulenzgleichungen. Die Information, die durch die von Karman-Länge eingebracht wird, ermöglicht dem SAS-Modell die

dynamische Anpassung der aufgelösten Wirbelstrukturen in einer Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes (URANS) Simulation. Daraus resultiert ein LES-ähnliches Verhalten in Bereichen des Rechengebiets mit abgelöster Strömung. Im stabilen Strömungsbereich werden die standard Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS)-Gleichungen gelöst. Dadurch wird der Rechenaufwand im Vergleich zu einer skalenauflösenden LES-Rechnung deutlich reduziert.

Das SAS-Modell wurde von Menter und Egorov entwickelt und ausführlich in /MEN 15/ beschrieben und verifiziert. Die Transportgleichungen im SST-SAS Modell unterscheiden sich vom SST-URANS Modell durch den zusätzlichen Quellterm QSAS in der Transportgleichung für die turbulente Wirbelstärke ω:

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial\left(\rho U_j k\right)}{\partial x_j} = \tilde{P}_k - \beta^* \rho \omega k + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}\right) \tag{3.2}$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \frac{\partial\left(\rho U_j \omega\right)}{\partial x_j} = \frac{\gamma}{\nu_t} P_k - \beta \rho \omega^2 + Q_{SAS} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right) \tag{3.3}$$

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k},\ \Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega}, P_k = \tau_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j},\ \tilde{P}_k = min(P_k; c_l \varepsilon) \tag{3.4}$$

Wobei die turbulente Viskosität μ_t wie folgt berechnet wird:

$$\mu_t = \rho \frac{k}{\omega} \tag{3.5}$$

Der zusätzliche Quellterm Q_{SAS} ist definiert als:

$$Q_{SAS} = max\left[\rho\zeta_2 S^2 \left(\frac{L}{L_{vK}}\right)^2 - C_{SAS}\frac{2\rho k}{\sigma_\Phi} max\left(\frac{1}{k^2}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial k}{\partial x_j}, \frac{1}{\omega^2}\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right), 0\right] \quad (3.6)$$

Die Modellkonstanten haben die folgenden Standardwerte:

$$\beta^* = 0.09,\ \alpha = 5/9,\ \beta = 3/40,\ \sigma_k = 2.0,\ \sigma_\omega = 2.0,\ c_l = 10$$

$$\zeta_2 = 3.51,\ \sigma_\Phi = 2.0,\ C_{SAS} = 2$$

Die max-Funktion und die Ableitungen der k- und ω-Terme wurden eingeführt, um die RANS Eigenschaften des SST-Modells in der Wandgrenzschicht sicherzustellen. Im instationären Bereich der Strömung dominiert der SAS-Term, der die von Karmanschen Längenskala L_{vK} enthält. Im resultierenden SST-SAS-Modell wird ein turbulentes Längenmaß berechnet, das proportional zur lokalen Strömungsstruktur ist, und nicht, wie im Standard URANS Modell proportional zur turbulenten Grenzschichtdicke. Im Bereich der angelegten Strömung wird automatisch eine RANS Lösung aktiviert, während im abgelösten Strömungsbereich die turbulenten Strukturen aufgelöst werden. Diese „LES-“ Eigenschaft des Modells wird ohne explizite Abhängigkeit vom Gitterabstand erreicht. In OpenFOAM Foundation v8 ist das SAS Modell unter dem Namen kOmegaSSTSAS zu finden.

3.1.8.1 Verkleinerung der CFD-Domäne

Obwohl die bisher generierten Rechennetze relativ fein sind, sind diese immer noch zu grob für eine skalenauflösende Simulation. Aus diesem Grund wurden noch feinere Netze mit 14, 22, 30, 48, 54 und 60 Mio. Elementen und 10 bis 15 Wand-Prismen-Schichten. Das Gitter mit 54 Mio. Elementen wurde ausgewählt für eine vorläufige skalenauflösende Simulation (Split-Type-Abstandshalter) mit dem hybriden kOmegaSST-SAS Turbulenzmodell. Ein sehr kleiner Zeitschritt war wegen der sehr feinen Prism-Schicht an der Wand notwendig. Dieser wurde auf 9E-6 s reduziert, um die Courant-Friedrich-Levy (CFL)-Zahl unter 1 zu halten. Die CFL-Zahl sollte bei den skalenauflösenden Simulationen generell unter 1 sein, um numerische Divergenz der Lösung zu vermeiden. Mit dem ausgewählten Zeitschritt konnten etwa 0,015 s pro Tag gerechnet

werden, was selbst bei der Verwendung von 192 parallelen Kernen nicht effizient genug war. Größere Zeitschritte führten zu inakzeptablen CFL-Zahlen.

Um die Ergebnisse der sehr aufwendigen skalenauflösenden Simulationen noch rechtzeitig während der Projektlaufzeit erzeugen und analysieren zu können, musste ein etwas gröberes Netz mit 22 Mio. Elementen generiert werden. Mit diesem Gitter lief die Simulation mit doppelter Zeitschrittgröße (2E-5 s), wobei diese von den kleinen Elementen in der Nähe der Split-Fähnchen und von der Schnittstelle zwischen Hex- und Tetra-Elementen begrenzt war. Mit Hilfe von 192 parallelen Kernen konnten an einem Tag 0,03 s Problem-Zeit berechnet werden. Nach etwa 0,3 s (10 Tage Rechenzeit) divergierte die aufwendige Simulation mit einem kontinuierlich steigenden Druck am Einlass der Teststrecke. Um dies zu vermeiden, wurden diverse Änderungen an dem fv-Scheme (Geschwindigkeit und Turbulenz) ausprobiert, allerdings ohne Erfolg. Weiterhin wurde am Auslass der Teststrecke eine Druck-Randbedingung spezifiziert. Dadurch konnte die Simulation bis t = 0.5 s erfolgreich weitergeführt werden, allerdings stürzte sie danach wieder ab.

Es wurde deutlich, dass noch feinere Rechennetze und kleinere Zeitschritte notwendig wären, um mit dem hybriden Turbulenzmodell kOmegaSSTSAS eine stabile Lösung erzielen zu können. Eine Literaturrecherche zu numerischen MATiS-H Studien mit Einsatz von skalenauflösenden Simulationen wurde durchgeführt. Die meisten untersuchten Geometrien waren wesentlich kleiner als die vollständige MATiS-H – Geometrie. Bei gleicher (feiner) Netzauflösung waren für diese CFD-Analysen deutlich weniger Elemente erforderlich, was sich bei der benötigten CPU-Zeit bemerkbar macht. Um den Rechenaufwand für die geplanten skalenauflösenden Simulationen mit kOmegaSSTSAS in Grenzen zu haten, wurde entschieden diese mit einer reduzierten CFD-Domäne durchzuführen.

Zunächst wurde ein Viertel des Brennelements modelliert und simuliert. Die Ergebnisse zeigten etwas größere Abweichungen vom Experiment als die bisherigen Simulationen mit dem vollständigen Brennelement-Modell. Ein möglicher Grund dafür sind die angewendeten Symmetrierandbedingungen. In einem nächsten Schritt wurde entschieden einen einzelnen Unterkanal zu modellieren. Im Gegensatz zum vorherigen Viertel-Modell mussten keine Brennelementwände berücksichtigt werden. Der Unterkanal bestand aus vier halben Brennstäben und dem umgebenden Fluidbereich, wobei die Unterkanal-Modell-Ränder mit Symmetrie-Randbedingungen versehen wurden. Sehr ähnliche Ergebnisse könnten auch mit einem CFD-Modell mit einzelnem Brennstab und dem

umgebenden Wasser erzielt werden, solange sich dieser nicht im wandnahen Bereich befindet. Die Auswahl der genauen Unterkanal-Geometrie (vier halbe Brennstäben) basiert auf der Position der Messlinien. Das Ziel war auch für die kleine CFD-Domäne Versuchsdaten zu haben. Die Untersuchungen wurden für den Split-Typ-Abstandshalter durchgeführt.

3.1.8.2 Erzeugung eines Unterkanals für das CFD-Modell mit dem Split-Typ-Abstandshalter und Vorbereitung der Eintrittsrandbedingungen

Um die Größe der CFD-Domäne und somit des Rechennetzes weiter zu reduzieren, wurde ein Unterkanal definiert und von der Split-Typ-CAD-Datei abgeschnitten (Abb. 3.34). Es ist klar, dass der Split-Typ die lineare Periodizität in vier Richtungen aufweist. Der Unterkanal besteht aus vier halbierten benachbarten Brennstäben und dem dazugehörigen Wasserbereich.

Die notwendigen Daten für den Unterkanal-Einlass (Geschwindigkeiten *u, v, w*, turbulente kinetische Energie *k*, charakteristische Frequenz ω der der energiedissipierenden Wirbel) wurden aus den Einlass-Profildaten des gesamten CFD-Modells extrahiert und für die OpenFOAM und ANSYS CFX Rechnungen entsprechend formatiert.

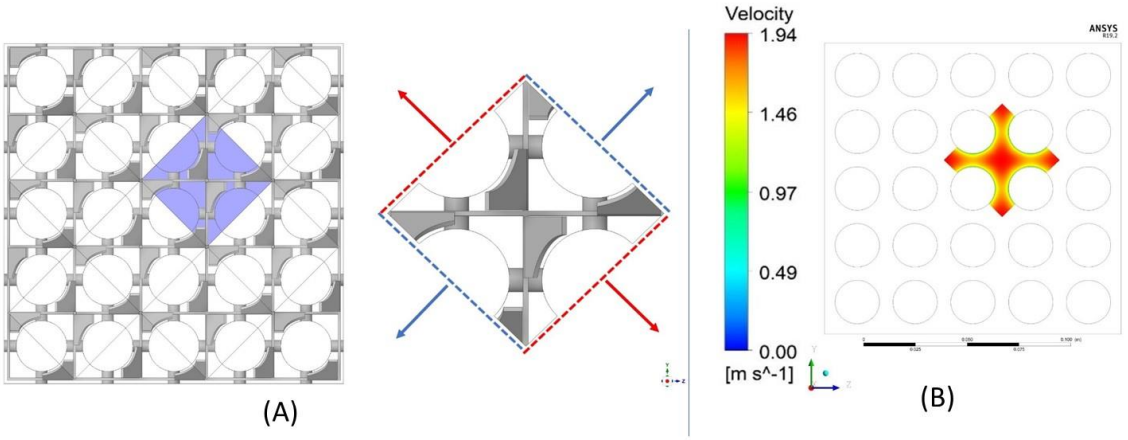


Abb. 3.34 Unterkanal mit vier halbierten Brennstäben und dem dazugehörigen Wasserbereich (A) und vollentwickeltes Geschwindigkeitsprofil für dessen Eintritt (B)

3.1.8.3 Vernetzung des Unterkanals

Hier wurde eine ähnliche Vernetzungsstrategie mit verschiedenen Regionen, wie in Kap. 3.1.4 bereits beschrieben, angewendet. Das CFD-Modell vom Unterkanal besteht

aus sechs Rechennetzen, die in einem Multigrid gekoppelt sind. Die Parameter der erzeugten Multigrid-Rechennetze sind in Tab. 3.11 zusammengestellt. Die durchgeführte Netzstudie führte zu der Schlussfolgerung, dass das Gitter mit 5,4 Mio. Elementen für die Analysen gitterunabhängige Ergebnisse liefert. Dieses ist in Abb. 3.35 dargestellt, der mittlere y+ Wert an der Wand liegt bei 1,8.

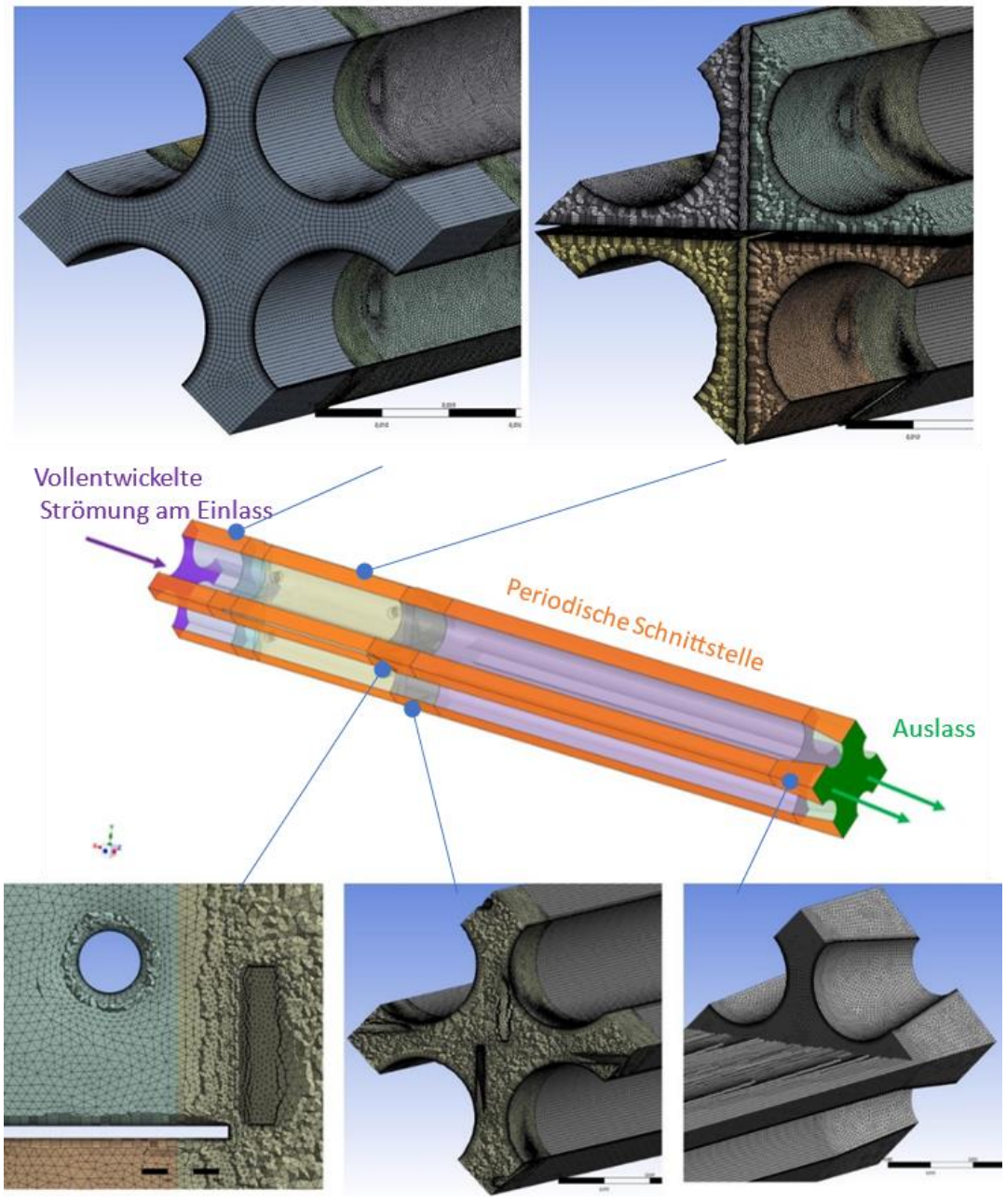


Abb. 3.35 Rechennetz mit 5,4 Mio. Elementen für das Unterkanal-Modell

Tab. 3.11 Eigenschaften der Rechennetze für das Unterkanal-Modell

Split-AbstandshalterAbstandshaltern						
Anzahl der Elemente [10^6]	**Max. Aspektver-hältnis**	**Non-Orthogonalität**		**Max. Skewness**	**y+**	
		Max.	**Mittlere**		**Max**	**Mittlere**
1,3	847	83	17	2,9	38	6,1
3,3	90	78	14	2,77	33	3,8
5,4	89	86	13	3,01	15	1,8
6	106	84	13	2,7	27	1,79

3.1.8.4 OpenFOAM Setup für die skalenauflösenden Simulationen

Die Simulationen wurden mit dem *kOmegaSSTSAS* Turbulenzmodell durchgeführt, wobei für die Skalenlänge der Turbulenz die *cubeRootVol* Methode ausgewählt wurde.

Die Einlass-Randbedingung ist schon in Kap. 3.1.6 beschrieben. Aufgrund einer lokalen Strömung-Rezirkulation am Auslass, ist die Randbedingung *Öffnung* erforderlich, die eine Strömung in beiden Richtungen erlaubt. Diese erhöht die Rechenstabilität und verbessert das Konvergenzverhalten (weniger Iterationen). Eine *Öffnung* wird in der Regel an einer *patch* basierten Fläche unter Berücksichtigung der Geschwindigkeit und des Druckes angesetzt. Aus diesem Grund ist am Auslass der absolute Druck von 156900 Pa und die Geschwindigkeit spezifiziert. Die Oberflächen des Abstandshalters und der Stäbe wurden als Wand (Wall) definiert. Die Randbedingungen für Druck (p), Geschwindigkeit (U), kinetische Turbulenzenergie (k), charakteristische Frequenz der der energiedissipierenden Wirbel (ω), Temperatur (T) und turbulente Viskosität (μt) sind in Tab. 3.12 gezeigt.

Es wurde eine Schnittstelle vom Typ *cyclicAMI* auf vier Flächen mit einer Toleranz von 0,005 definiert, die für eine lineare periodische Randbedingung sorgt. Die vier Seiten der Schnittstelle sind in Abb. 3.38 mit oranger Farbe markiert. Die Zeitdiskretisierung wurde mit einem *Backward*-Schema realisiert, das zweiter Ordnung ist. Außerdem wurde ein *cellLimited Gauss linear* Schema für die Skalare und die Vektoren verwendet, das ebenfalls eine Genauigkeit der zweiten Ordnung aufweist. Das Advektion-Schema ist das gleiche wir bei den URANS-Simulation (siehe Kap. 3.1.6), der *Laplacian*-Term wurde auf 0,333 bestimmt.

In dieser Simulation wurde ein druckbasierter *rhoPimpleFoam* Löser verwendet. Dabei wurden maximal 20 *nOuterCorrectors* (Outer-Corrector), ein *nCorrectors* (Number of inner correctors) und zwei *nNonOrthogonalCorrectors* spezifiziert. Die Konvergenzkriterien wurden für p, k und ω auf 1E-4 gesetzt, U auf 1E-5. Das Kriterium für die adaptive Zeitschritt-Größe war eine CFL-Zahl von 1,1.

Die Simulation wurde mit Hilfe des *kOmegaSSTSAS* Turbulenzmodells durchgeführt und der Löser konvergierte innerhalb von 10 äußeren Korrektur-Schleifen. Während der Berechnung bewegte sich die Zeitschrittgröße im Bereich $0{,}01 < \Delta t < 0{,}03$ ms. Mit diesen Einstellungen und 192 parallelen Kernen konnten 0,075 bis 0,089 s pro Tag simuliert werden. Die Gesamtdauer der Simulation betrug 3,2 Wochen.

Die Rechnung lief bis t = 3,5 s. Die erste Sekunde wurde absichtlich nicht ausgewertet. Die Durchströmungszeit (von Einlass bis zum Auslass) beträgt bei der Fluidgeschwindigkeit in diesem Versuch ca. 0,3 s. Für die Mittelung der Ergebnisse wurde der Bereich $1 \text{ s} < t < 3{,}5$ s ausgewählt.

Tab. 3.12 Randbedingungen in OpenFOAM für die skalenauflösenden Simulationen

Feld	Einlass	Auslass	Wand mit Stäbe
U	type timeVaryingMappedFixedValue; offset (0 0 0); mapMethod nearest; setAverage off;	pressureInletOutletVelocity	noSlip
k		inletOutlet	fixedValue
ω		inletOutlet	omegaWallFunction
p	zeroGradient	totalPressure	zeroGradient
nut	Calculated	calculated	nutUSpaldingWallFunction
T	fixedValue	fixedValue	zeroGradient

3.1.8.5 Numerische Einstellung der skalenauflösenden Simulationen in ANSYS CFX 2021R2

Am Einlass wurde eine vollentwickelte Strömung mit Hilfe der bereits erzeugten und beschriebenen Einlass-Dateien spezifiziert. Der Teststreckenauslass wurde mit *OPENING* und einem konstanten Druck dargestellt. Die Wände wurden als „no Slip Wall“ spezifiziert. Die Intensität der Turbulenz in der Domäne wurde auf 5 % definiert, wobei das SAS-SST Turbulenzmodell eingesetzt wurde. Zwei periodische Schnittstellen wurden ebenfalls in CFX-Pre vorbereitet, siehe Abb. 3.36.

Das verwendete Schema für die Advektion der Terme war „High Resolution“ (zweiter Ordnung), während die Turbulenz mit erster Ordnung gerechnet wurde. Für die Zeitdiskretisierung wurde auch ein Backward-Euler Schema zweiter Ordnung verwendet. Das RMS-Konvergenzkriterium wurde auf < 5E-5 definiert, wobei ANSYS CFX maximal 15 und minimal 2 Iterationen ausführen durfte. Für die Bestimmung der adaptiven Zeitschritt-Größe wurde CFL < 1,1 eingestellt. Dies resultierte in einer Zeitschrittgröße von Δt = 0,1 - 0,2 ms während der Berechnung. Die ersten 0,6 s wurden vernachlässigt, die Mittelung der Ergebnisse wurde über einen Zeitraum von 0,6 s bis 6,4 s durchgeführt. Mit Hilfe von 60 parallelen Kernen konnten etwa 0,16 s Problem-Zeit pro Tag gerechnet werden. Die gesamte Simulation (6,4 s) wurde auf dem GRS-Rechencluster erfolgreich in ca. 1,5 Wochen abgeschlossen.

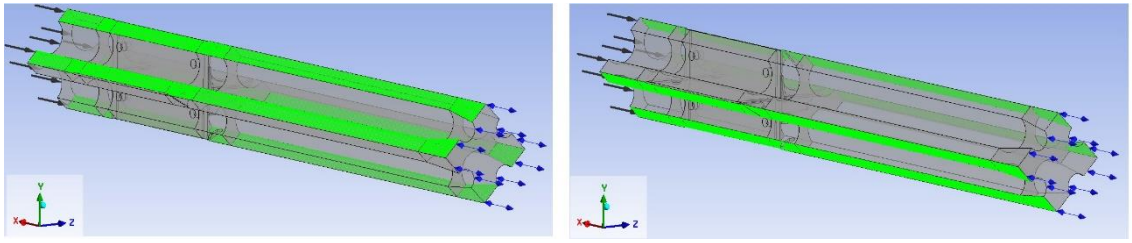


Abb. 3.36 Zwei periodische Schnittstellen in ANSYS CFX 2021R2 Pre (Split-Typ-Abstandshalter)

3.1.9 Analyse und Vergleich der skalenauflösenden Ergebnisse mit URANS-Ergebnissen und Versuchsdaten

Abb. 3.37 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung in der CFD-Domäne mit dem Split-Typ-Abstandshalter in der Schnittebene Z = 0,047 m (s. Abb. 3.38), berechnet mit den unterschiedlichen Turbulenzmodellen. Es ist zu sehen, dass die beiden skalenauflösenden Simulationen relativ ähnliche Ergebnisse aufweisen, während sich die URANS-Ergebnisse deutlich davon unterscheiden.

Die Knöpfe im Brennelement stehen quer zu der Hauptströmung und sorgen für die Entstehung des so genannten Vortex-Shedding-Phänomens. Als Folge davon bilden sich hinter den Knöpfen Kármánsche Wirbelstraßen. Es ist festzustellen, dass mit Hilfe des Standard-URANS-Verfahrens dieses Phänomen nicht erfasst wird. Die höchste Geschwindigkeit von etwa 2.8 m/s wird in den skalenauflösenden Simulationen in der Nähe der Fähnchen erreicht. Stromabwärts vergleichmäßigt sich mit steigender Z-Koordinate die Geschwindigkeitsverteilung und die Geschwindigkeitsspitzen werden in den SAS-Simulationen immer kleiner. Solche Stellen mit ausgeprägten lokalen Werten für die

Fluidgeschwindigkeit fehlen, wie auch erwartet, in der URANS-Simulation. Trotzdem sagt das SST-Turbulenzmodell die Stelle mit der höchsten Fluidgeschwindigkeit richtig voraus. Diese ist um etwa 0,2 – 0,3 m/s niedriger als die maximale Geschwindigkeit in den beiden skalenauflösenden Simulationen.

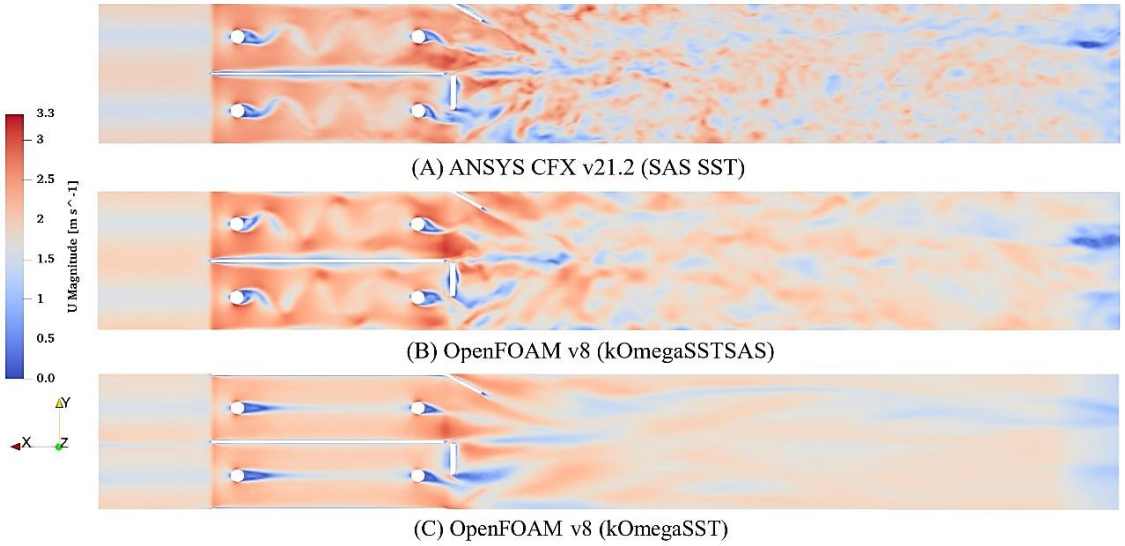


Abb. 3.37 Kármánsche Wirbelstraßen im Unterkanal auf XY Ebene mit Höhe in Z = 0,047 m: ANSYS CFX (A) und OpenFOAM (B - C)

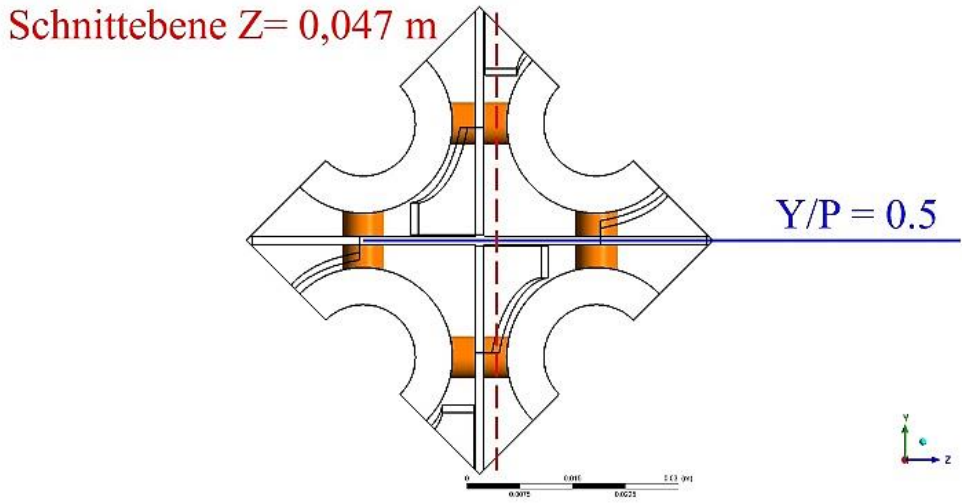


Abb. 3.38 Position der Linie Y/P = 0,5, Schnittebene Z = 0,047 m im Unterkanal-Modell

3.1.9.1 Analyse des zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsprofil und der RMS Geschwindigkeitsschwankungen

Die zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsprofile, die RMS Geschwindigkeitsschwankungen und die Wirbelstärke wurden mit den KAERI Daten für die Linie Y/P = 0,5 (s. Abb. 3.38) an verschiedenen Messstellen stromabwärts des Split-Typ-Abstandshalters verglichen.

Abb. 3.39 stellt die zeitlich gemittelten Geschwindigkeitsprofile dar. Es ist zu sehen, dass für das w/w_{Bulk} Profil die beiden skalenauflösenden Simulationen eine maximale Abweichung von ca. 35 % für die Messposition bei X/P = 0,5 und $0{,}5D_H$ aufweisen. OpenFOAM und ANSYS CFX liefern ähnlich gute Ergebnisse für die w/w_{Bulk} und u/w_{Bulk} Profile. Das v/w_{Bulk} Profil der ANSYS CFX-Simulation ist in einer sehr guten Übereinstimmung mit dem Experiment (Abweichung < 5 %) für $0{,}5D_H$, $1D_H$ und $4D_H$. Die URANS-Ergebnisse liegen auch nicht weit von den skalenauflösenden Ergebnissen. Eine Ausnahme sind die u/w_{Bulk} und v/w_{Bulk} Profile bei $4D_H$ und $10D_H$.

Abb. 3.41 und Abb. 3.42 zeigen den Vergleich für die fluktuierenden Geschwindigkeitskomponenten. Die maximale Schwankung der Geschwindigkeit direkt nach dem Abstandshalter ($0.5D_H$) wird sowohl von OpenFOAM als auch von ANSYS CFX um 30 % bis zu 50 % unterschätzt, während bei der URANS-Simulation (s. Abb. 3.32) diese bis zu 75 % steigt. Weiter stromabwärts werden die Profile flacher und dieses Verhalten wurde von den Simulationen richtig vorausgesagt. Die Abweichungen der u_{rms}/w_{Bulk} und v_{rms}/w_{Bulk} Profile unterschätzt OpenFOAM um weniger als 30 % bei $4D_H$ und $10D_H$.

Abb. 3.43 stellt die zeitlich gemittelte Wirbelstärke ω_x in Strömungsrichtung dar. Der Vergleich mit Versuchsdaten wurde für die Messstellen bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ durchgeführt. Die rote und blaue Farbe steht für die Wirbel-Rotation nach links bzw. rechts. Die Verteilung der Vortizität sieht im Experiment relativ homogen aus mit einem großen Wirbel im Zentrum des Unterkanals. Dieser wurde auch in den Simulationen wiedergegeben, jedoch zeigen diese eine heterogene Verteilung der Vortizität im Unterkanal.

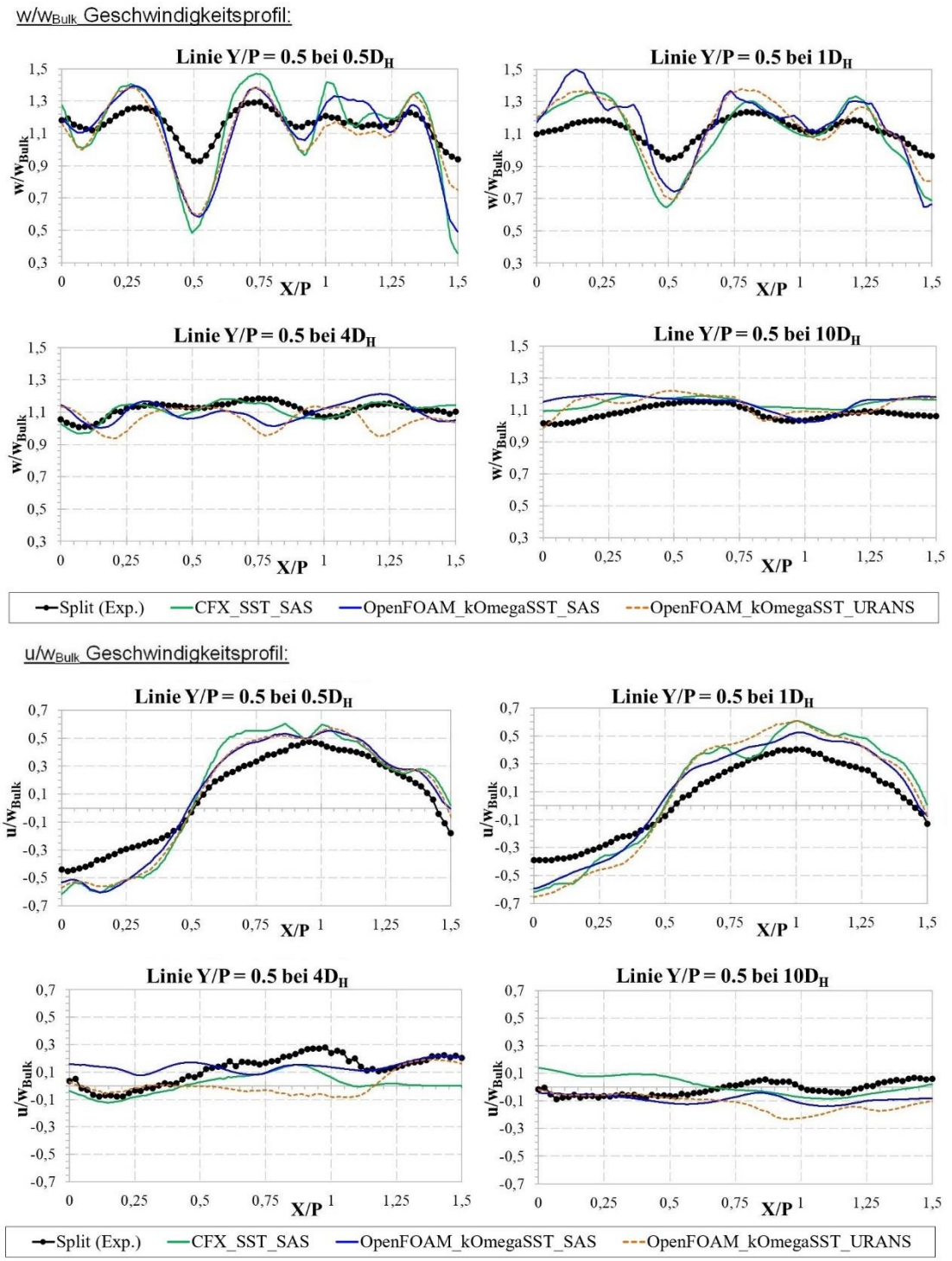


Abb. 3.39 Vergleich der zeitlich gemittelten w/w_{Bulk} und u/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile

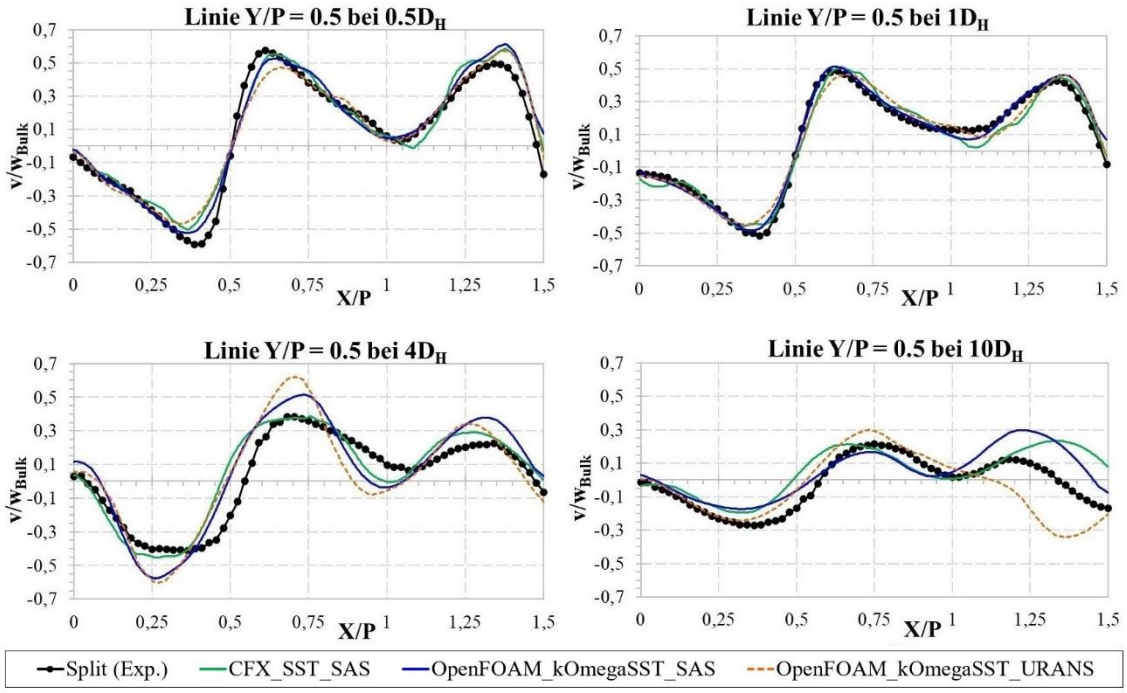


Abb. 3.40 Vergleich der zeitlich gemittelten v/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile

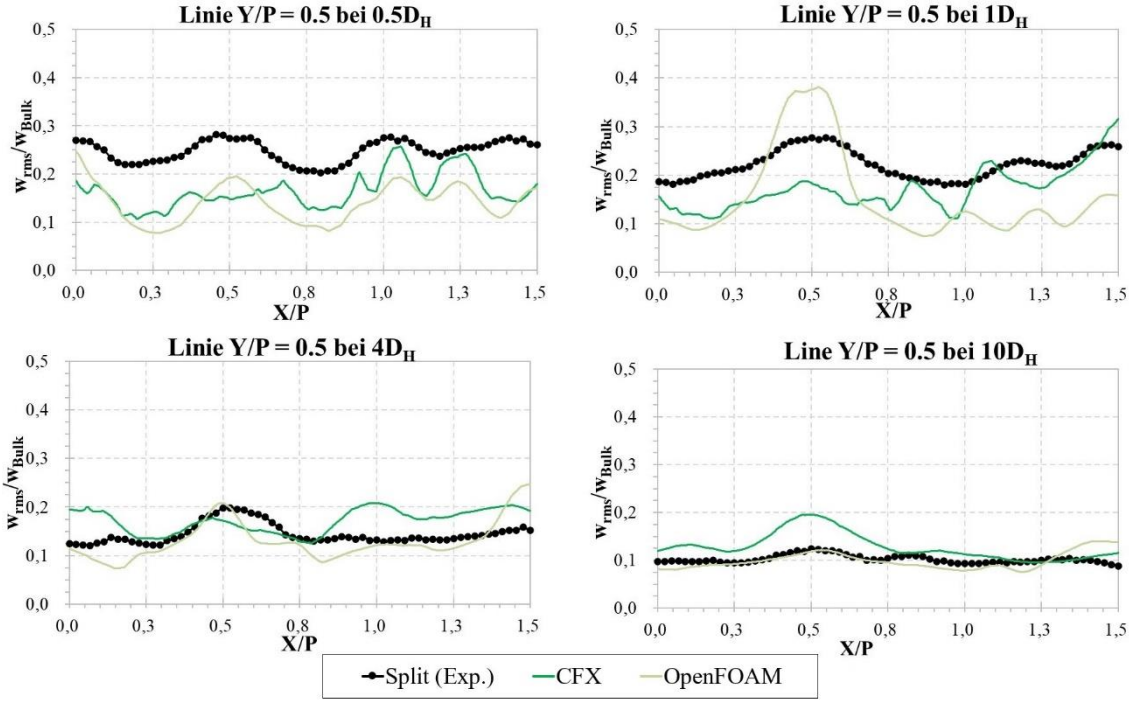


Abb. 3.41 Vergleich der w_{rms} -Geschwindigkeit bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$

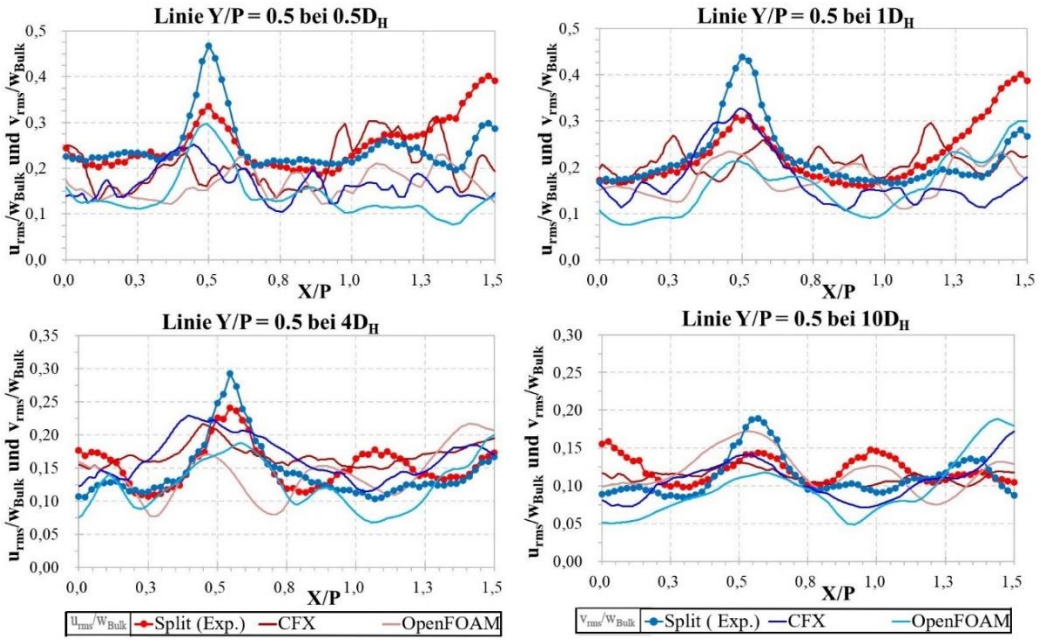


Abb. 3.42 Vergleich der fluktuierenden u bzw. v Geschwindigkeitskomponenten bei $0.5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$

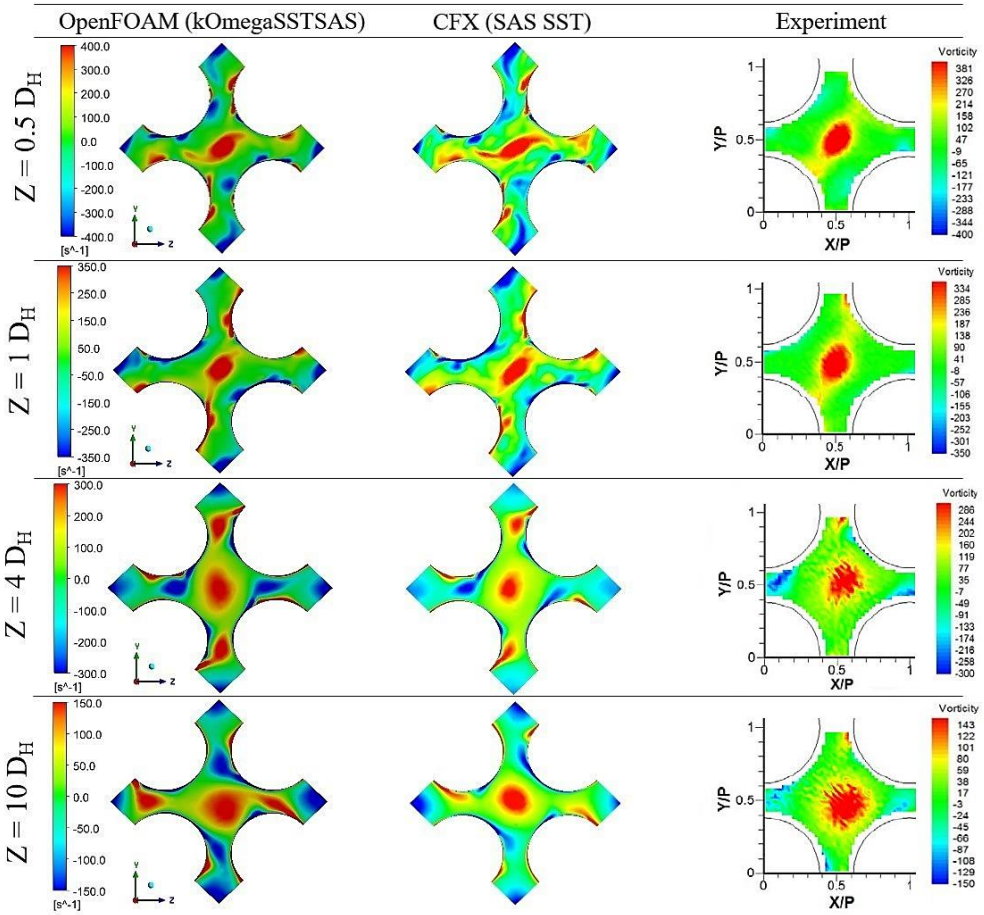


Abb. 3.43 Vergleich der Wirbelstärke berechnet mit skalenauflösenden SAS-Simulationen bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$

3.2 Simulation des AER VVER-440/213 Benchmarks mit OpenFOAM und ANSYS CFX

Die GRS wurde von der Technischen Universität in Budapest eingeladen an dem internationalen VVER-440 Benchmark teilzunehmen. Dieser beschäftigt sich mit den Strömungen in einem VVER-440 Brennelement und im VVER-440 Reaktordruckbehälter. Im Gegensatz zu MATiS-H ist das zu berechnende VVER-Brennelement beheizt, d. h. im Rahmen der Übungen wird auch der Wärmeübergang im Kernbereich eines VVER-Reaktors untersucht. Da die Strömungs- und Wärmeübergangsverhältnisse in einem hexagonalen Brennelement für die GRS vom großen Interesse sind und die im Benchmark vorgesehenen Arbeiten die geplanten Forschungsarbeiten in AP1 ergänzen und erweitern, hat sich die GRS dazu entschieden, an diesen internationalen Aktivitäten teilzunehmen.

Organisationen wie Skoda, Bhabha Atomic Research Centre, Framatome, Rosatom, UJV, Fortum, HZDR, Kurchatov Institute, Atomic Energy Regulatory Board of India, usw. nehmen an dem Benchmark teil. Ziel ist eine detaillierte Untersuchung der Kühlmittelvermischung in VVER-440 Brennelementgeometrie mit Abstandshaltern und die Berechnung der Brennelement-Austrittstemperatur. Der Benchmark beruht auf einem Code-zu-Code-Vergleich, d. h. es sind keine experimentellen Daten vorhanden. Die Benchmark-Aktivitäten sind noch nicht abgeschlossen, die GRS hat aber ihre Ergebnisse zu dem VVER-Brennelement, erzielt mit OpenFOAM v8 und ANSYS CFX 19.2, bereits eingereicht. Diese werden in den nächsten Unterkapiteln beschrieben und analysiert.

3.2.1 Beschreibung des AER VVER 440/320 Benchmarks

Der Benchmark befasst sich mit der 3D-CFD-Modellierung der Kühlmittelvermischung innerhalb eines Slim-Typ Brennelements, das für die sowjetische VVER-440-Baureihe von Druckwasserreaktoren vorgesehen ist. Zwei unterschiedliche Brennelemente werden mit verschiedenen Leistungsprofilen simuliert. Die Leistungsverteilung der Brennelemente, die in diesem Benchmark modelliert werden, stammt von echten Brennelementen, die im Einsatz im ungarischen Paks Block 4 waren. Das erste Brennelement befand sich in der Position Nr. 11 im Reaktorkern (wird später als FA#11 bezeichnet), das andere in der Position Nr. 21 (wird später als FA#21 bezeichnet). Beide Brennelemente befinden sich im inneren Bereich des VVER-Reaktorkerns. Der Hauptunterschied zwischen den beiden Brennelementen liegt in der Leistungsverteilung, sowie bei der Anzahl der Gadolinium-Stäbe. FA#11 hat drei Gd-Brennstäbe, die sich im Brennelement-

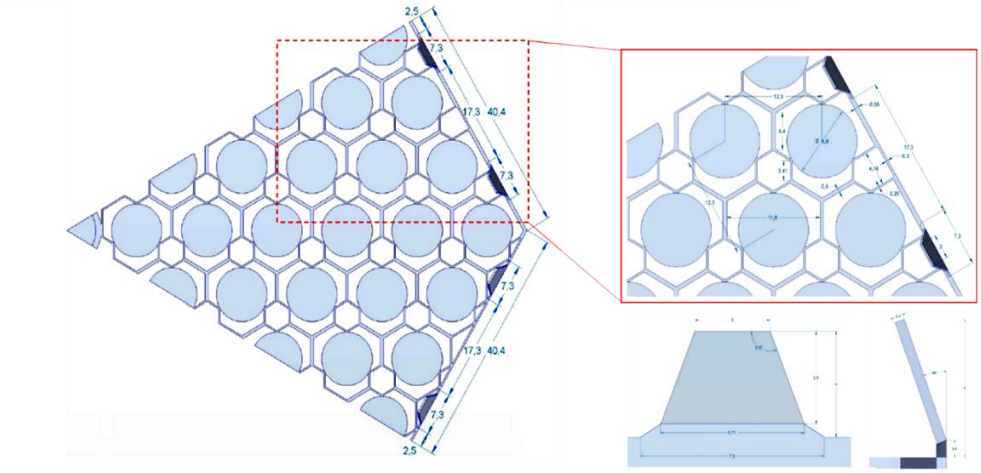
Zentrum befinden, während FA#21 sechs Gd-Brennstäbe besitzt. Diese sind am Rand angeordnet.

3.2.1.1 Geometrie der VVER-440 Brennelemente

Zwei CAD-Dateien mit zwei unterschiedlichen Abstandshaltern wurden von den Benchmark-Organisatoren den Teilnehmern zur Verfügung gestellt. Mit deren Hilfe konnte CAD-Modell (2550 mm) des Brennelements erstellt werden. Die ersten 2500 mm des Brennelements werden beheizt, die restlichen 50 mm nicht. Der Außendurchmesser der Brennstäbe beträgt 8,9 mm, der Pitch (Abstand zwischen zwei Brennstabzentren) misst 12,3 mm. Der Außendurchmesser des Zentralrohrs beträgt 10,3 mm. Aufgrund der vorhandenen Symmetrie kann hier nur ein 60-Grad-Abschnitt vom Brennelement modelliert werden (Abb. 3.44).

Das Brennelement-Modell hat insgesamt elf Abstandshalter. Die ersten (untersten) drei Abstandshalter sind 20 mm hoch und haben keine Fähnchen zur Verbesserung der Vermischung. Die nächsten sieben Abstandshalter sind 10 mm hoch und mit „Split-Typ“ Fähnchen ausgestattet. Der letzte Abstandshalter ist 20 mm hoch und besitzt keine Fähnchen. Abb. 3.44 zeigt die Gesamtgeometrie des Modells mit Abmessungen. Der Abstandshalterwurde auf zwei Weisen montiert: Die erste und jede ungerade Abstandshalter-Nummer hat Orientierung vom Typ (A), während gerade Abstandshalter-Nummern eine Orientierung vom Typ (B) haben, siehe Abb. 3.44. Eine solche Anordnung ermöglicht eine bessere Kühlmittelvermischung und somit einen verbesserten Wärmeübergang. Das Kühlmittel fließt von unten nach oben.

(A-1) Abstandshalter mit Fähnchen:



(A-2) Anordnung der Abstandshalter:

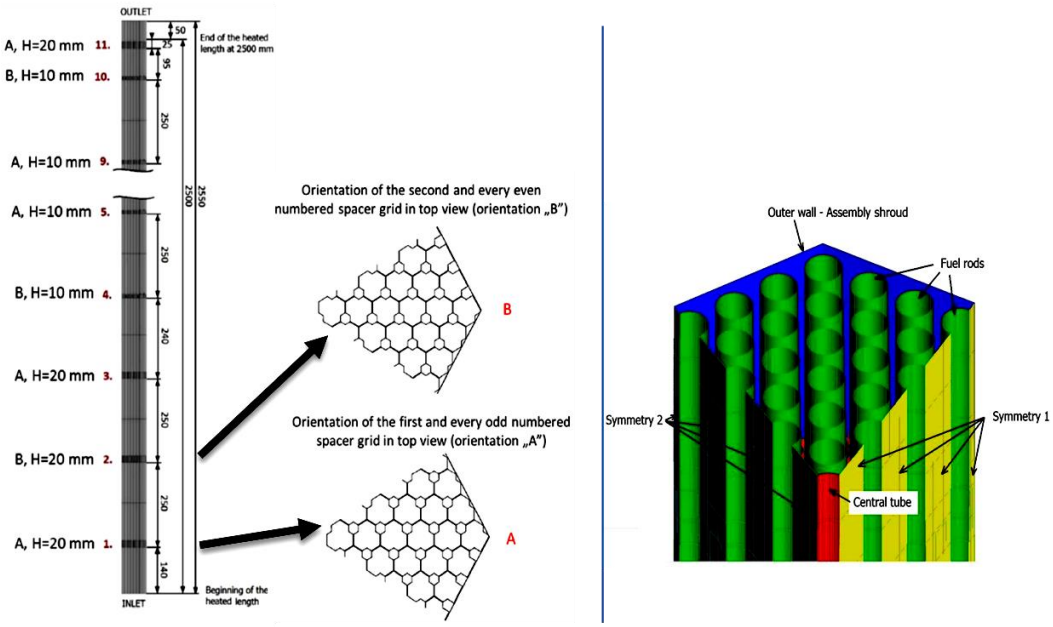


Abb. 3.44 Abstandshalter mit Fähnchen (A-1), Anordnung der Abstandshalter (A-2, links) und CAD-Modell des Symmetriesektors (A-2, rechts)

3.2.1.2 Benchmark Randbedingungen

Die wesentlichen Randbedingungen Tab. 3.13 dar. Der angegebene Massenstrom gilt für das gesamte Brennelement, nicht für den 60°-Sektor. Der absolute statische Druck (123 bar) ist am Auslass spezifiziert. An der Seiten-Flächen wird eine Symmetrie-Randbedingung spezifiziert. Die Wand-Rauigkeit beträgt 10 µm. Die Nummerierung der Brennstäbe und die Leistung der einzelnen Brennstäbe sind in Abb. A. 1 und in Tab. A. 1 dargestellt. Die axiale Leistungsverteilung ist mit Hilfe eines Polynoms vorgegeben:

$$HF = (Polynom) * \left(\frac{RP}{NS}\right) \quad [W/m^2] \tag{3.7}$$

$$NS = (NH) * (D) * \pi \quad [m^2] \tag{3.8}$$

D ist der Durchmesser vom Brennstab in m (0,0089 m), *RP* ist die Stableistung (s. die Tabelle in Anhang A) in W, *HF* ist die Wärmestromdichte, *NH* ist 1/42-tel der Höhe der gesamten Länge eines Brennelementes in m und *NS* ist 1/42-tel der Fläche der Stäbe in m². Mit dieser HF-Gleichung lässt sich die axiale Leistungsverteilung für jeden Brennstab separat definieren. Die Polynome für die normalen und die Gd-Stäbe sind unterschiedlich, s. Abb. 3.45.

Tab. 3.13 Informationen zu den Brennelementen FA#11 und FA#21

Notation	Eigenschaft	Brenn-Zyklus	Leistung [MW]	Massenstrom [kg/s]	Einlass Temperatur [°C]	Druck [bar]
FA#11	symmetrisch	1	5,411	24,299	266	123
FA#21	symmetrisch	1	5,396	24,299	266	123

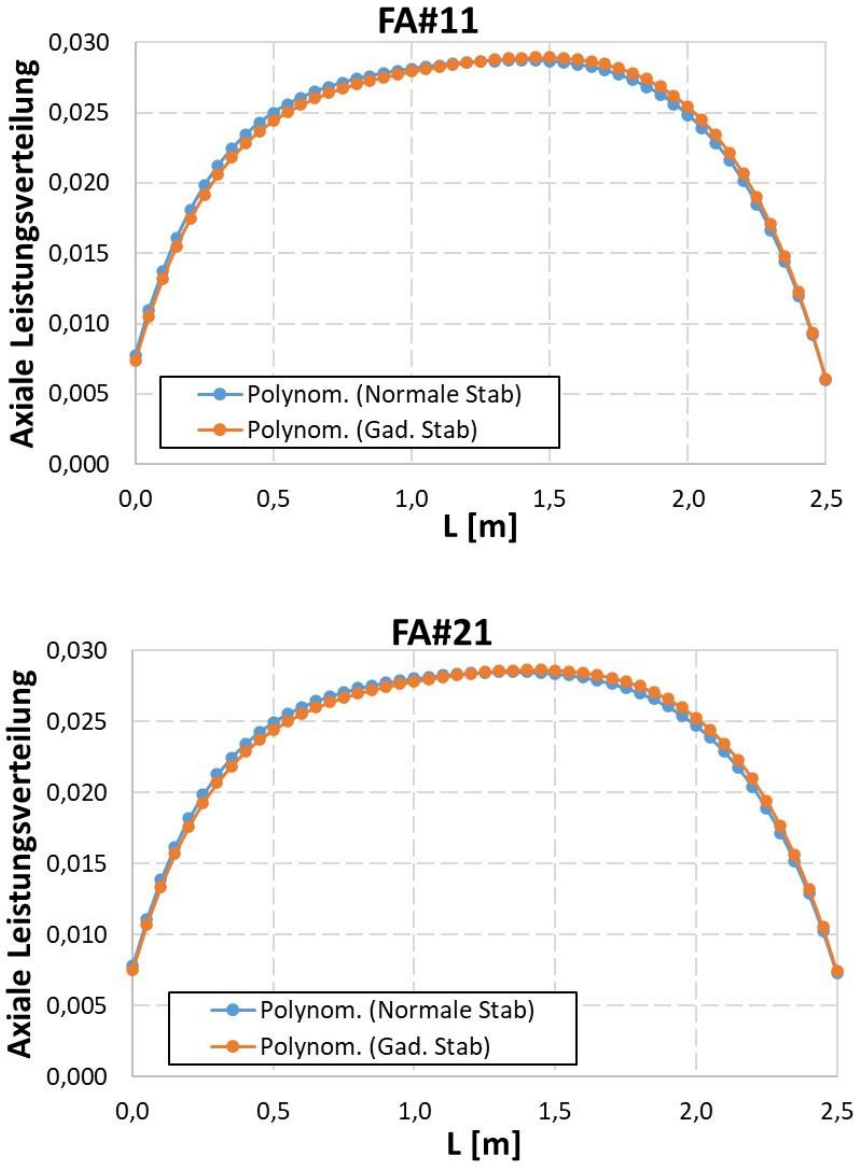


Abb. 3.45 Axiale Leistungsverteilung in FA#11 und FA#21 Brennelementen

3.2.1.3 Vergleichsstellen im VVER-Brennelement

Für den Vergleich wurden drei Linien (Linie 1, 2 and 3) spezifiziert, die in der Auslass-Mitte liegen. Verglichen werden die Fluidgeschwindigkeit und ihre Komponenten, die turbulente kinetische Energie sowie die Kühlmitteltemperatur. Linie 4 läuft zwischen zwei Stäben in axialer Richtung durch die ganze Domäne, s. Abb. 3.46. Linie 5 ist genauso spezifiziert wie Linie 4, der einzige Unterschied ist, dass diese durch die Stelle mit der höchsten Kühlmitteltemperatur durchgeht. Die Anforderung der weiteren Ergebnisse ist in /ASZ 21/ zu finden.

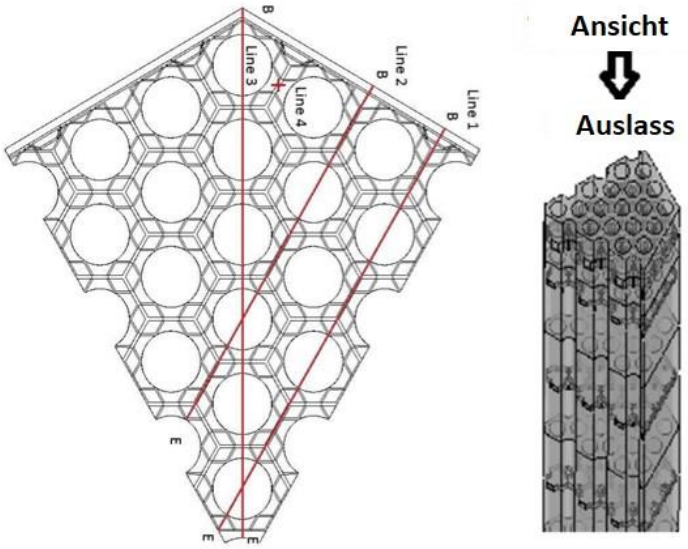


Abb. 3.46 Vergleichsstellen im VVER-Brennelement

3.2.2 Entwicklung des CAD-Modells von VVER-440-Brennelement

In einem ersten Schritt wurde das CAD-Modell in ANSYS SpaceClaim geladen. Davon wurden weitere zwei Abstandshalter (10 mm mit „Split“ Fähnchen und 20 mm ohne Fähnchen) entwickelt, welche gespiegelt sind, s. Abb. 3.47. Das gespiegelte CAD-Modell ist rechts in Abb. 3.47 gezeigt. Die beiden Modelle sind anhand der Position der Unterkanäle mit O- und Y-Formen leichter zu unterscheiden. In einem zweiten Schritt wurden 11 Abstandshalter mit den spezifizierten Abständen in Z-Richtung angeordnet. Dabei wurden auch die Brennstäbe modelliert. Auf dieser Weise wurde das gesamte Brennelement mit einer Länge von 2550 mm und 11 Abstandshaltern modelliert. Im DesignModeler wurde vom vollständigen Modell ein 1/6 Symmetriesektor abgetrennt, s. Abb. 3.48. Dieses besteht aus 18 vollständigen Stäben, 6 halben Stäben, 2 Symmetrie-Seiten, 2 äußeren Wänden, ein Zentralrohr, 4-Abstandshalter mit 20 mm Höhe und 7-Abstandshalter mit 10 mm Höhe. Das entstandene Modell enthält keine Solid-Bereiche.

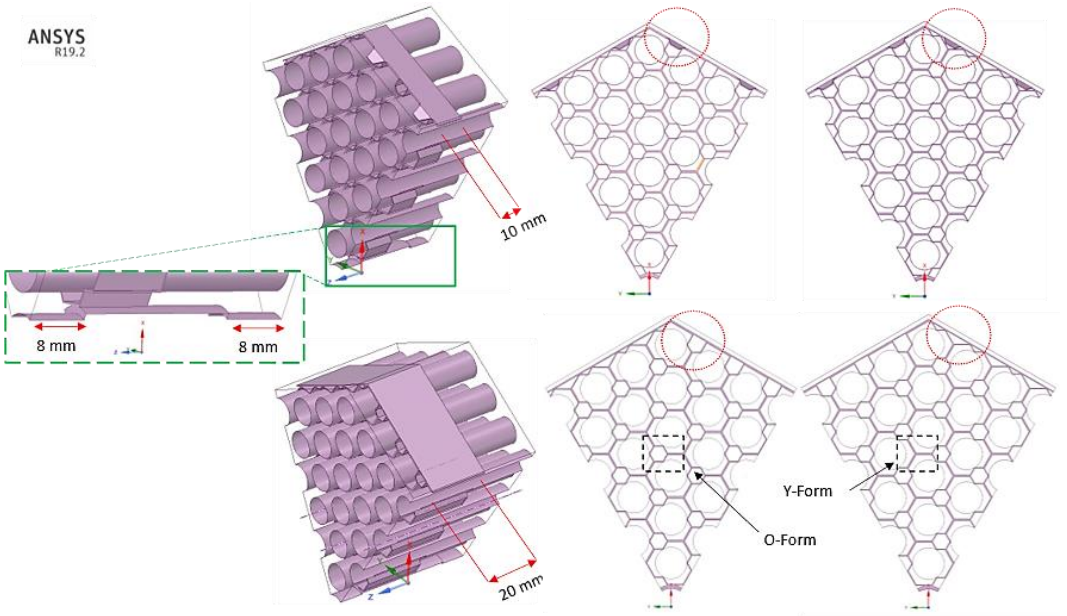


Abb. 3.47 Modellierung der Abstandshalter (10 mm und 20 mm)

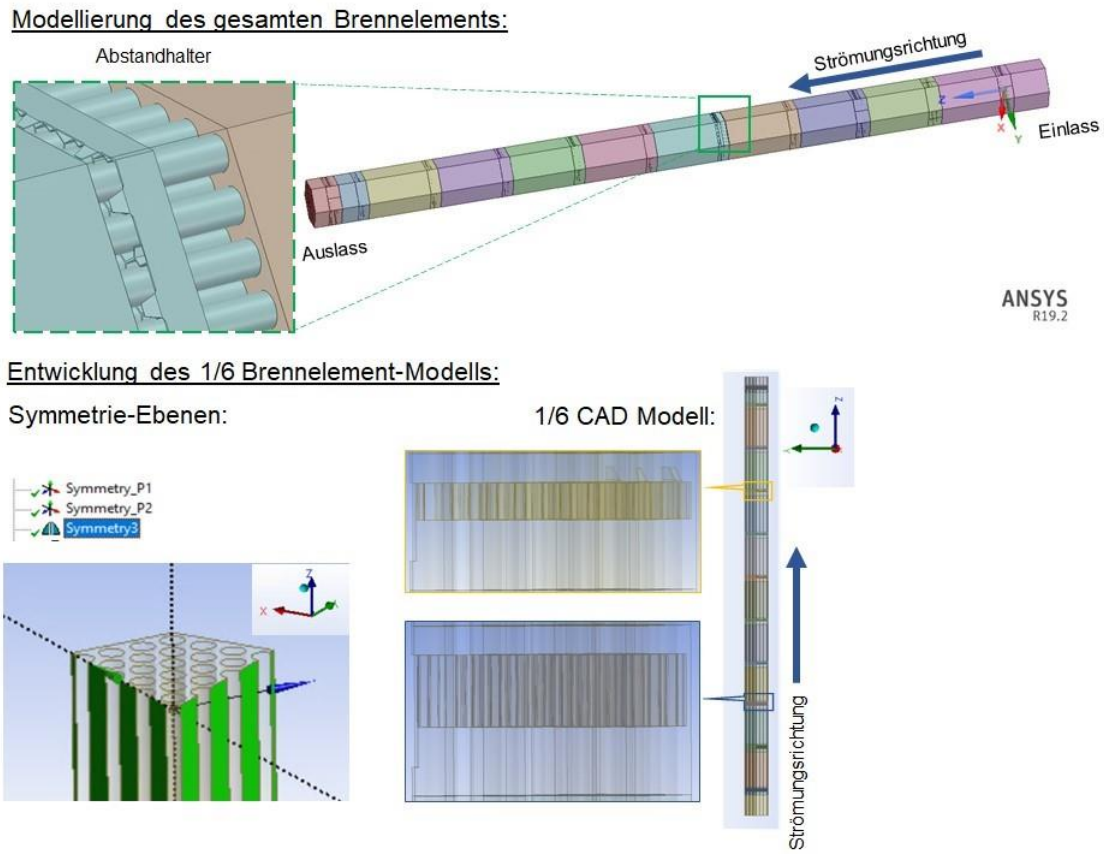


Abb. 3.48 Gesamtes Brennelement mit Abstandshalter (oben), Aufbau des 1/6 Symmetrie-Sektors (unten)

3.2.3 Vernetzung des CAD-Modells der VVER-440 Benchmark

Hier wurde eine ähnliche Vernetzung-Methode, wie bei dem MATiS-H Versuch (s. Kap. 3.1.4), angewendet. Um die gesamte Fluid-Domäne optimal vernetzen zu können, wurde diese in 23 Sektoren aufgeteilt: 11 Sektoren für die Abstandshalter und 12 Sektoren für die Brennstab-Bündel. Verschiede Ansichten vom erstellten Rechennetz sind in Abb. 3.49 dargestellt. Die 12 Sektoren der Brennstab-Bündel wurden automatisiert mit einem Hex-Dominant-Netz vernetzt. Im zweiten Schritt wurde der komplexe Strömungsbereich mit den Abstandshaltern mit einem Tetra-Element mit Prism-Schichten vernetzt. Weiterhin wurden lokale Netz-Verfeinerungen im Bereich der Abstandshalter-Kante und der Fähnchen durchgeführt. Um eine korrekte Entwicklung des Geschwindigkeitsprofils im wandnahen Bereich zu ermöglichen, wurde die Prism-Schicht-Funktion mit geometrisch relativer Elementen-Größe definiert. Dadurch kann der gewünschte y+-Wert mit dynamischer Variation der Schicht-Dicke erreicht werden. Die generierten Rechennetze wurden in OpenFOAM und ANSYS CFX exportiert.

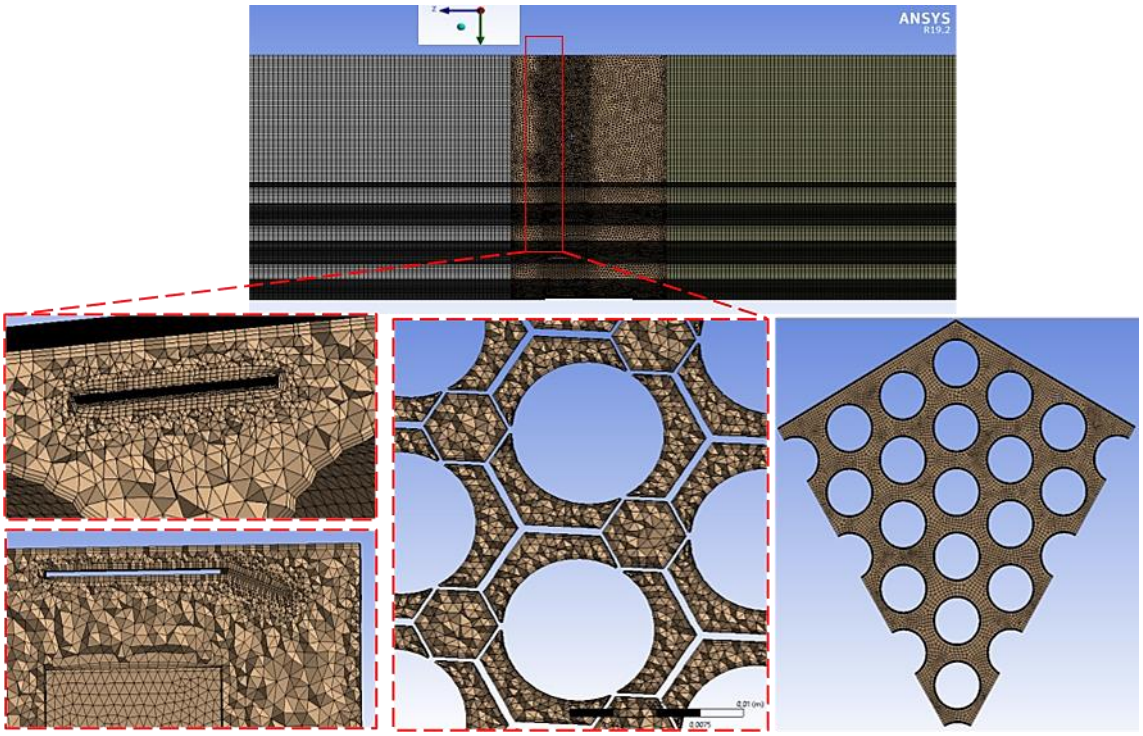


Abb. 3.49 Rechennetz für das 1/6 Symmetrie-Sektor

3.2.3.1 Netzstudie mit ANSYS CFX

Um ein geeignetes Rechennetz für die Analysen auswählen zu können, wurde eine Netzstudie für FA#11 mittels ANSYS CFX durchgeführt. Dabei wurden wichtige Netzparameter (Größe der Elemente, Zuwachsrate der Elemente, Prism-Schicht-Dicke) optimiert (s. Tab. 3.14). Weiterhin wurde auch besonders auf die Kompatibilität der erstellten Netze mit OpenFOAM geachtet. Gitter mit 14,5, 17,8, 32,6, 43,6, 48,2, 50 und 70 Millionen Zellen wurden generiert. In den Simulationen wurde die Advektion der Terme mit zweiter Ordnung gerechnet, wobei die Konvergenzkriterien bei RMS = 1E-5 lagen. In dieser ersten Untersuchung wurden die stationären Simulationen mit dem SST-Turbulenzmodell durchgeführt.

Abb. 3.50 (oben) zeigt den absoluten Druck, während Abb. 3.50 (unten) die Geschwindigkeit auf Linie 4 darstellt. Das Gitter mit 14 Mio. Elementen unterschätzt die mit dem feinsten Gitter berechnete Geschwindigkeit um 10 %. Diese Abweichung geht bis 2,5 % zurück, wenn das Rechennetz mit 32 Mio. Elementen verwendet wird. Trotzdem existieren immer noch größere Abweichungen bei der berechneten Geschwindigkeit von den Ergebnissen, erzeugt mit dem feinsten Netz. Das Netz mit 50 Mio. Elementen weicht vom feinsten Netz nur um ca. 2 % ab. Aus diesem Grund wurde das Gitter mit 50 Mio. Elementen für die weitere Untersuchungen ausgewählt.

Tab. 3.14 Eigenschaften der Netze mit ANSYS Meshing für VVER-Benchmark

Modell mit Split-Fähnchen						
Anzahl der Elemente [10^6]	**Max. Aspektverhältnis**	**Orthogonal-Qualität**		**Skewness**	**y+**	
		Max.	**Min.**		**Max**	**Mittlere**
14,5	561	0,77	0,0085	0,25	798	261
17,8	426	0,82	0,008	0,21	713	241
32,6	347	0,81	0,031	0,22	480	208
43,6	387	0,77	0,0052	0,24	492	181
48,2	401	0,82	0.028	0,2	346	147
50	398	0.8	0,01	0,22	450	146
70	345	0,79	0,01	0,22	308	93

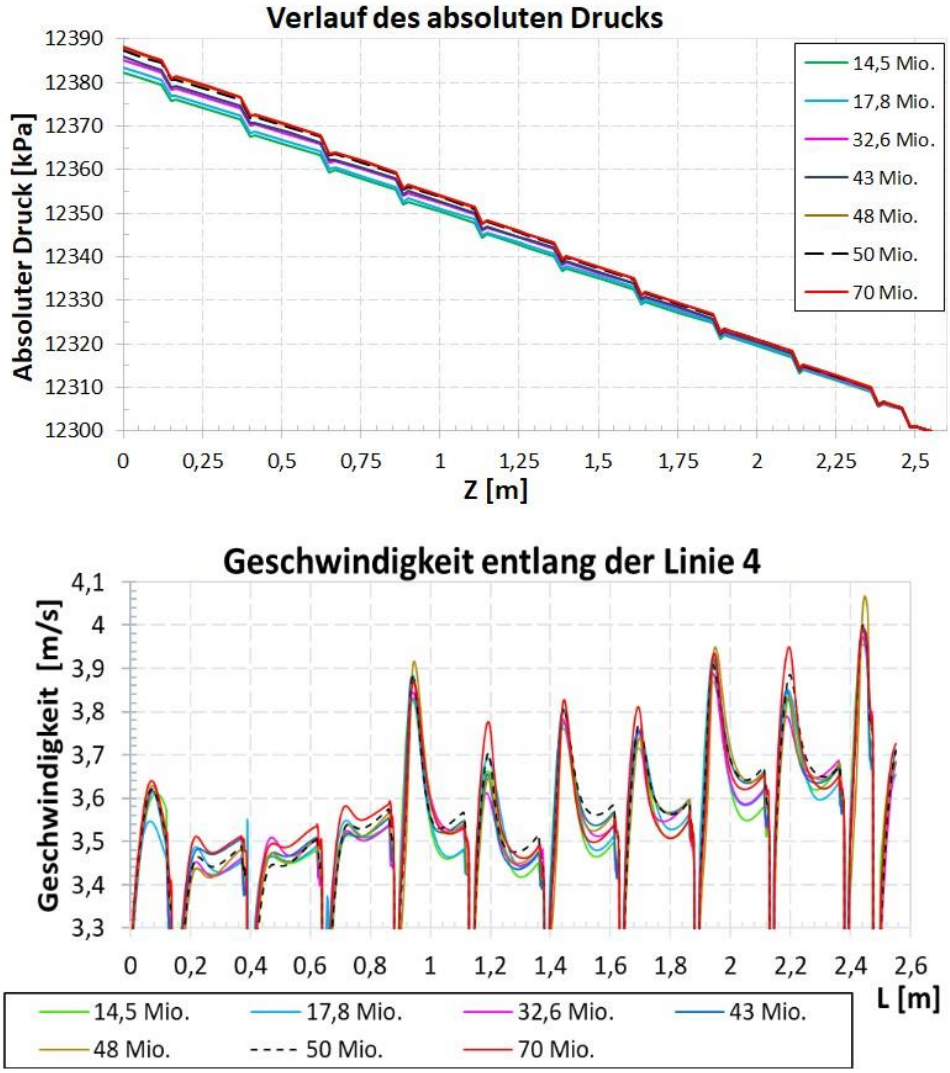


Abb. 3.50 Ergebnisse der Netzstudie: Druckverlauf (oben) und Geschwindigkeitsverteilung für Linie-4 (unten)

3.2.4 Physikalische Modellierung in ANSYS CFX

Das Fluid (Wasser) ist kompressibel, daher wurden die IAPWS IF97-Stoffwerte verwendet. Die weiteren Benchmark-Randbedingungen zeigt Tab. 3.13. Die Symmetrie-Flächen wurden mit Symmetrie-Randbedingung versehen. Ein konstanter Druck von 0 Pa wurde am Auslas spezifiziert, wobei der Referenz-Druck 123 bar betrug. Für den Wärmeübergang wurde das „Total Energy“ Modell aktiviert. Die Turbulenz wurde mit Hilfe von dem Shear Stress Modell (k-omega-SST) modelliert, wobei 5 % Turbulenzintensität angenommen wurde. Die CFD-Domäne ist mit 3,22 m/s Geschwindigkeit in Strömungsrichtung und einer Temperatur von 266 °C initialisiert.

$$HF = (Polynom) * \left(\frac{RP}{NS}\right) \quad [W/m^2] \tag{3.7}$$

$$NS = (NH) * (D) * \pi \quad [m^2] \tag{3.8}$$

D ist der Durchmesser vom Brennstab in m (0,0089 m), *RP* ist die Stableistung (s. die Tabelle in Anhang A) in W, *HF* ist die Wärmestromdichte, *NH* ist 1/42-tel der Höhe der gesamten Länge eines Brennelementes in m und *NS* ist 1/42-tel der Fläche der Stäbe in m². Mit dieser HF-Gleichung lässt sich die axiale Leistungsverteilung für jeden Brennstab separat definieren. Die Polynome für die normalen und die Gd-Stäbe sind unterschiedlich, s. Abb. 3.45.

Tab. 3.13 Informationen zu den Brennelementen FA#11 und FA#21

Notation	Eigenschaft	Brenn-Zyklus	Leistung [MW]	Massenstrom [kg/s]	Einlass Temperatur [°C]	Druck [bar]
FA#11	symmetrisch	1	5,411	24,299	266	123
FA#21	symmetrisch	1	5,396	24,299	266	123

Die äußeren Wände und das Zentralrohr wurden als adiabat betrachtet. Mit Hilfe von CFX Expression Language (CEL)-Expressionen wurden die Polynome für die Stableistungen realisiert. Abb. 3.51 zeigt ein Beispiel für das Brennelement FA#11. Eine Sand-Grain Roughness (ε) von 5,836 x 10^{-5} m wurde für die Wand-Rauigkeit spezifiziert. Die Benchmark-Organisatoren haben eine Wand-Rauigkeit (*Ra*) von 10 µm festgelegt. Bei OpenFOAM und ANSYS CFX muss aber eine „Sand-Grain Roughness“ angegeben werden. Die Berechnung der äquivalenten Sand-Grain Roughness (ε) erfolgt häufig mit der folgenden Gleichung /ADA 12/:

$$\varepsilon = \ 5{,}863 * Ra = 58{,}63\ \mu m \tag{3.9}$$

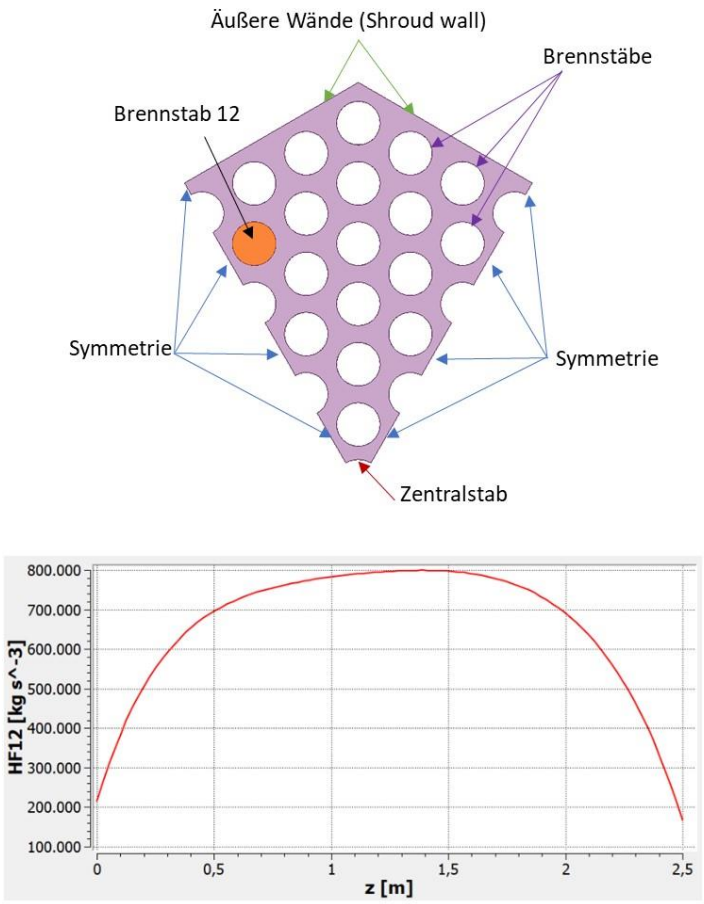


Abb. 3.51 Modellierung der Wärmestromdichte für die Stäbe im FA#11 Brennelement

3.2.5 Physikalische Modellierung in OpenFOAM

In OpenFOAM wurde die CFD-Modellierung auf Basis des *buoyantSimpleFoam* Solvers gemacht. Grund für die Solver-Auswahl war dessen Berücksichtigung der Strömungskompressibilität und des Wärmeübergangs. Die Wasser-Stoffwerte basierten auf IAPWS IF-97. Für die Turbulenz wurde das *kOmegaSST* -Modell verwendet. Die restlichen Einstellungen waren den ANSYS CFX-Einstellungen ähnlich. Auch hier wurde mit entsprechender Randbedingung eine Rückströmung am Auslass ermöglicht: Die Kombination von *freeStreamPressure* und *pressureInletOutletVelocity* wurden dort spezifiziert.

Für die Berechnung des wandnahen Bereichs wurden die *kqRWallFunction*, *omegaWallFunction*, *epsilonWallFunction* und *compressible::alphat-WallFunction* angewendet. Die äußeren Wände und das Zentralrohr wurden als adiabat spezifiziert. Um den Wärmestrom auf den Stäben aufprägen zu können, wurde die *externalWallHeatFluxTemperature* Randbedingung vorbereitet. In einem weiteren Schritt wurde die Polynomfunktion

von normalen Stäben und Gadolinium-Stäben in *funkySetField*-Datei geschrieben und mit Befehlen *funkySetField* auf den Stäben aufgeprägt.

Das Druck- und das Geschwindigkeitsfeld sind durch den SIMPLE-Algorithmus miteinander gekoppelt. Außerdem wurde das Gradient-Schema *cellLimited Gauss linear* zweiter Ordnung verwendet. Für die Geschwindigkeit und die Energie wurden *Gauss linearUpwindV* bzw. *Gauss linearUpwind* Schemata verwendet. Für die Turbulenz wurde *Gauss upwind* ausgewählt.

3.2.6 Analyse und Vergleich der mit OpenFOAM und ANSYS CFX erzielten RANS-Ergebnisse

Die RANS Simulationen mit OpenFOAM und ANSYS CFX haben gut konvergiert (RMS < 1E-4 bzw. RMS < 1E-6). Die Ergebnisse wurden für die Linien 1, 2, 3, 4 und 5 analysiert.

3.2.6.1 Analyse der Strömung im VVER-440 Brennelement

In beiden Fällen (FA#11 und FA#22) ist die geometrische Anordnung gleich, der Unterschied besteht in der aufgeprägten Wärmestromdichte. Sowohl in FA#11 als auch in FA#21 steigt die mittlere Kühlmitteltemperatur kontinuierlich mit der zunehmender Brennelementlänge an. Abb.3.52 zeigt die axiale Geschwindigkeit (OpenFOAM Simulation für FA#11) auf verschiedenen XY-Schnittebenen, die jeweils 1 cm und 15 cm von Abstandshaltern 3, 5 und 6 entfernt sind.

Im VVER-440 Brennelement haben die ersten drei Abstandshalter keine Fähnchen. Trotzdem entwickelt sich stromabwärts des Abstandshalters eine heterogene Geschwindigkeitsverteilung, siehe Abb.3.52. Sobald das Fluid den vierten Abstandshalter stromabwärts erreicht, werden die lokalen Geschwindigkeitsspitzen etwas gedämpft (s. Abb.3.52 (B)).

Die Abstandshalter 4 bis 10 sind mit Split-Fähnchen ausgestattet. Abb. 3.55 zeigt die Entwicklung der axialen Wirbelstärke in den Unterkanälen 50 und 16. Die Stromlinien verlassen sie den eigenen Unterkanal stromabwärts des Abstandshalters und interagieren teilweise mit den Stromlinien der benachbarten Unterkanäle. Im Brennelement ist jeder zweite Abstandshalter gespiegelt, was die Geschwindigkeitsverteilung in der CFD-Domäne beeinflusst. In Abb.3.52 (C) und Abb.3.52 (E), (1 cm stromabwärts jeweils ab

dem 5. bzw. 6. Abstandshalter) ist die Geschwindigkeit direkt nach dem Abstandshalter dargestellt. Es ist deutlich zu sehen, dass die maximale axiale Geschwindigkeit in der Mitte des O-förmigen Unterkanals auftritt, während die minimale axiale Geschwindigkeit in der Mitte des Y-förmigen Unterkanals fast null ist, siehe Abb.3.52 (C) und Abb.3.52 (E), (1 cm stromabwärts jeweils ab dem 5. bzw. 6. Abstandshalter).

Sobald die Strömung weiter stromabwärts fließt, verringert sich die Wirkung des Split-Abstandshalters auf das Geschwindigkeitsfeld in den entsprechenden Unterkanälen (Abb.3.52 (D) und Abb.3.52 (F)). Zusätzlich wurden die axiale Geschwindigkeit und die Temperatur in der Mitte von zwei benachbarten Unterkanälen geplottet (s. Abb. 3.53 und Abb. 3.54). Der Staupunkt ist bei jedem Abstandshalter zu erkennen, da dort die Strömung völlig zur Ruhe kommt. Der Unterkanal 99 zeigt eine niedrigere Temperatur, weil sich dieser neben einem Gd-Stab befindet.

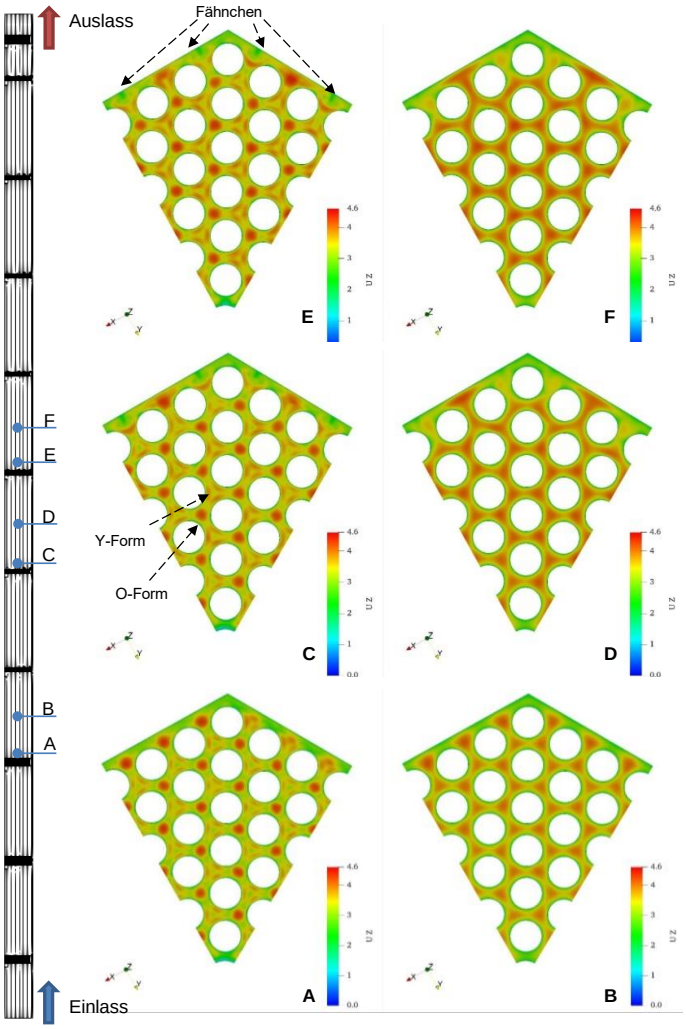


Abb.3.52 Axiale Geschwindigkeit in XY Schnittebenen, die jeweils 1 cm und 15 cm stromabwärts der Abstandshalter 3, 5 und 6 liegen

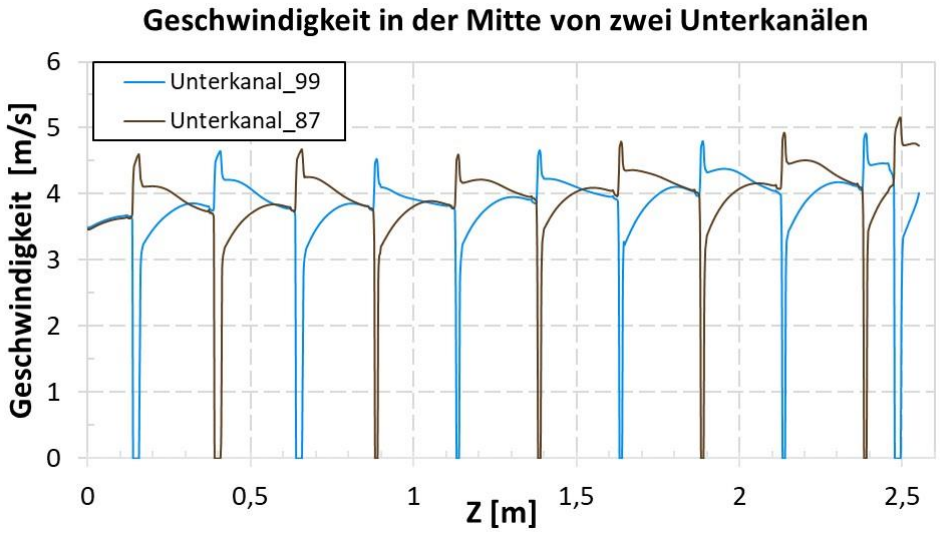


Abb. 3.53 Profil der w-Geschwindigkeitskomponente in der Mitte von zwei benachbarten Unterkanälen von FA#11

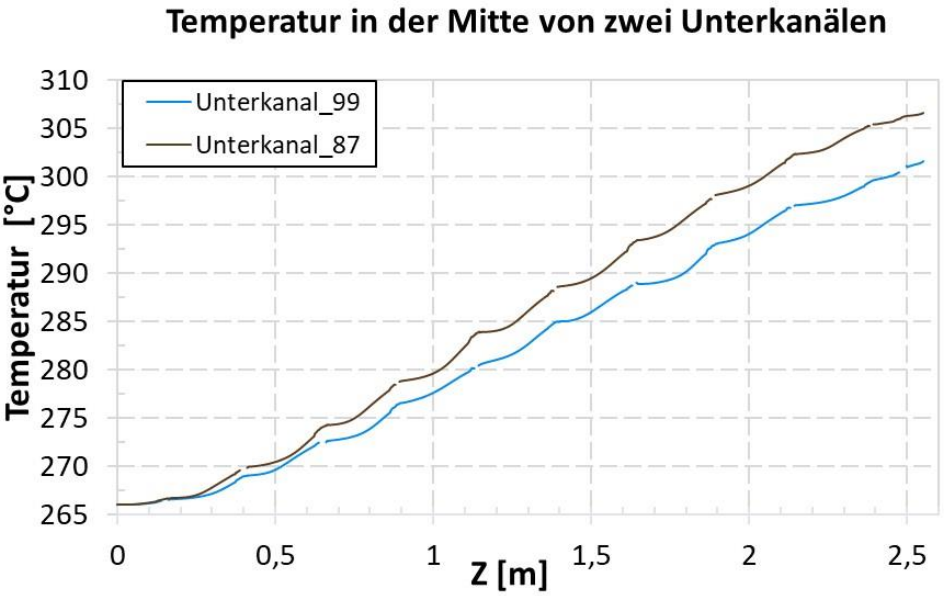


Abb. 3.54 Axiales Profil der Temperatur in der Mitte von zwei benachbarten Unterkanälen von FA#11

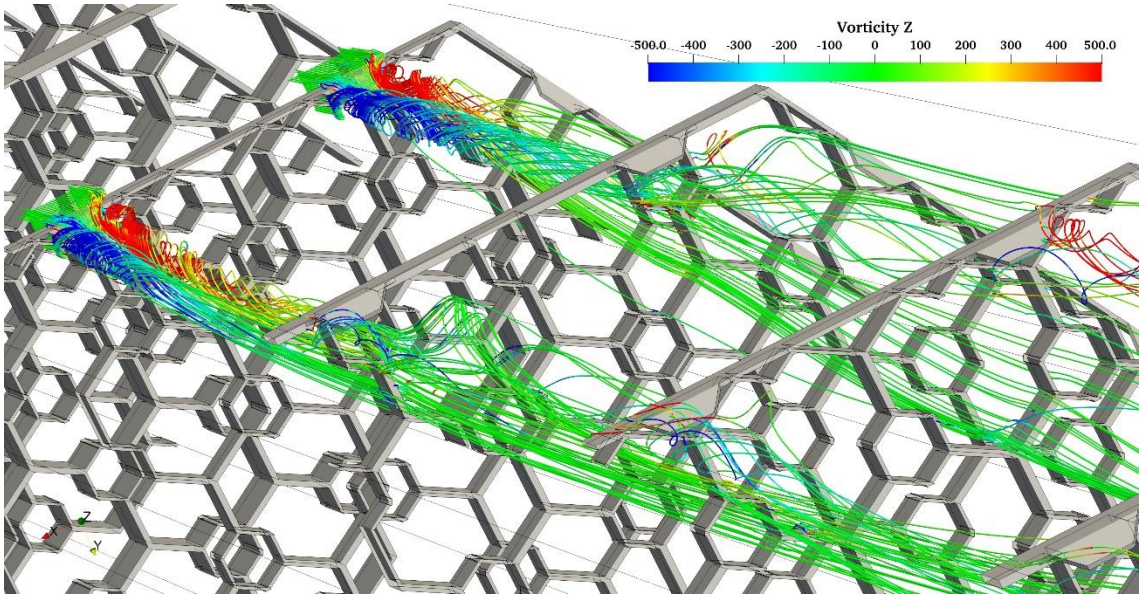


Abb. 3.55 Stromlinien, gefärbt mit der Wirbelstärke in FA#11: Unterkanäle 50 (unten) und 16 (oben)

3.2.6.2 Untersuchung des Einflusses der Wand-Rauigkeit und Schwerkraft in Brennelement FA#11

Um den Einfluss der Wand-Rauigkeit und der Schwerkraft auf die Simulationsergebnisse zu untersuchen, wurden fünf Rechnungen mit ANSYS CFX durchgeführt. Dabei wurden zwei Rechnungen ohne Schwerkraft und die anderen drei Rechnungen mit Schwerkraft durchgeführt. Abb. 3.56 zeigt, dass die turbulente kinetische Energie steigt, sobald die Wand-Rauigkeit und die Schwerkraft berücksichtigt werden. Demzufolge steigt auch der Druckabfall: Dieser ist um 31,7 kPa größer in dem Fall mit Wandrauigkeit als im Fall mit glatten Wänden.

In Abb. 3.57 ist die Geschwindigkeits- und die Temperatur-Verteilung in der XY-Schnittebene bei Z = 1275 mm. In beiden Rechnungen wird die Schwerkraft berücksichtigt, der Unterschied liegt hier in der Wandrauigkeit (58,36 µm). Es ist zu sehen, dass die lokale Geschwindigkeit höhere und niedrigere Werte als im Fall mit glatten Wänden aufweist. Die Temperaturen an den Staboberflächen in der Simulation mit glatten Wänden sind höher, da dort weniger Turbulenz im wandnahen Bereich erzeugt wird. Dies führt zu einem verschlechtertem Wärmeübergang und letztendlich höheren Oberflächentemperaturen. Es wurde gezeigt, dass die Wandrauigkeit einen Einfluss auf die Benchmark-Ergebnisse hat und nicht zu vernachlässigen ist.

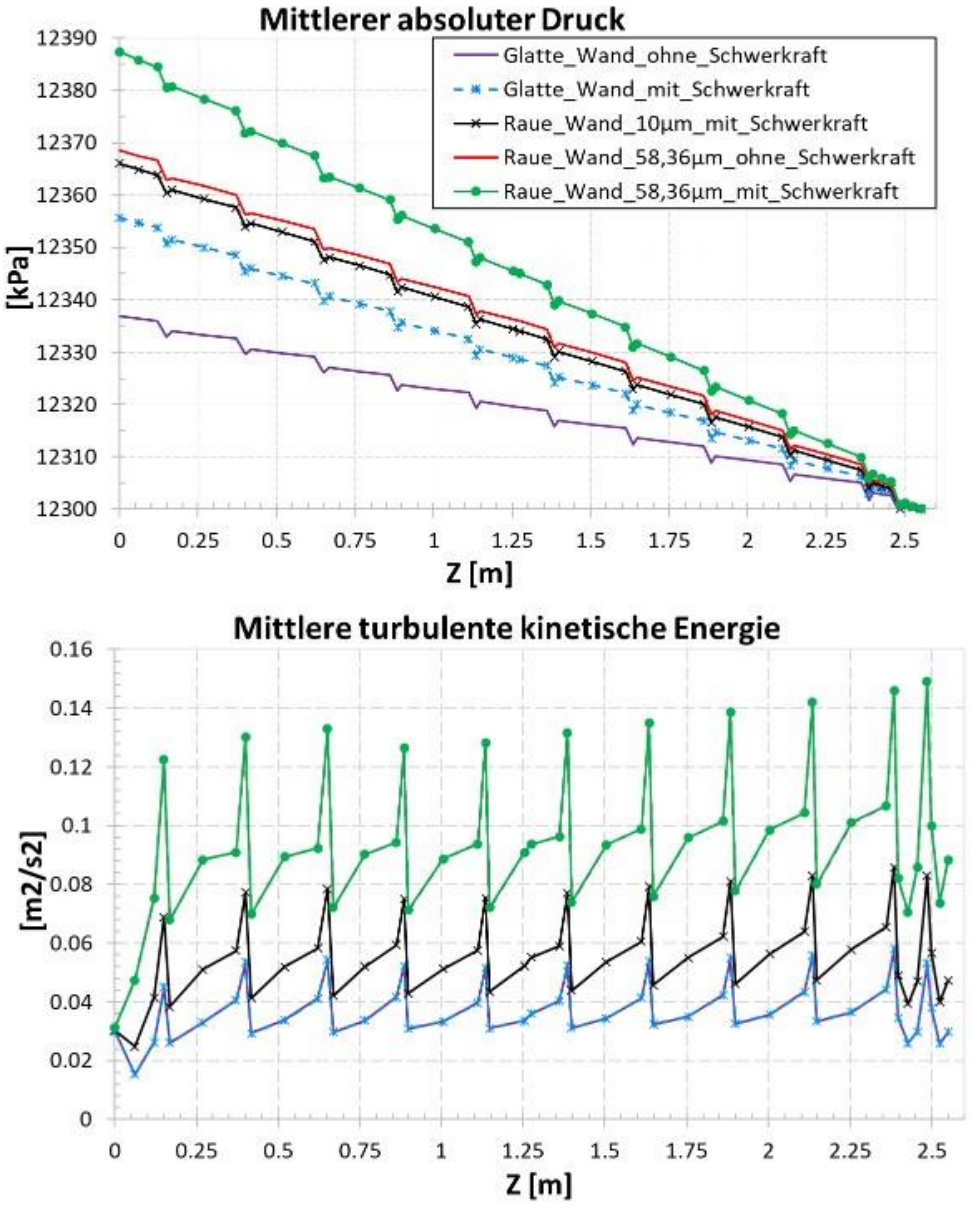


Abb. 3.56 Einfluss der Wand-Rauigkeit in dem Brennelement FA#11 (ANSYS CFX)

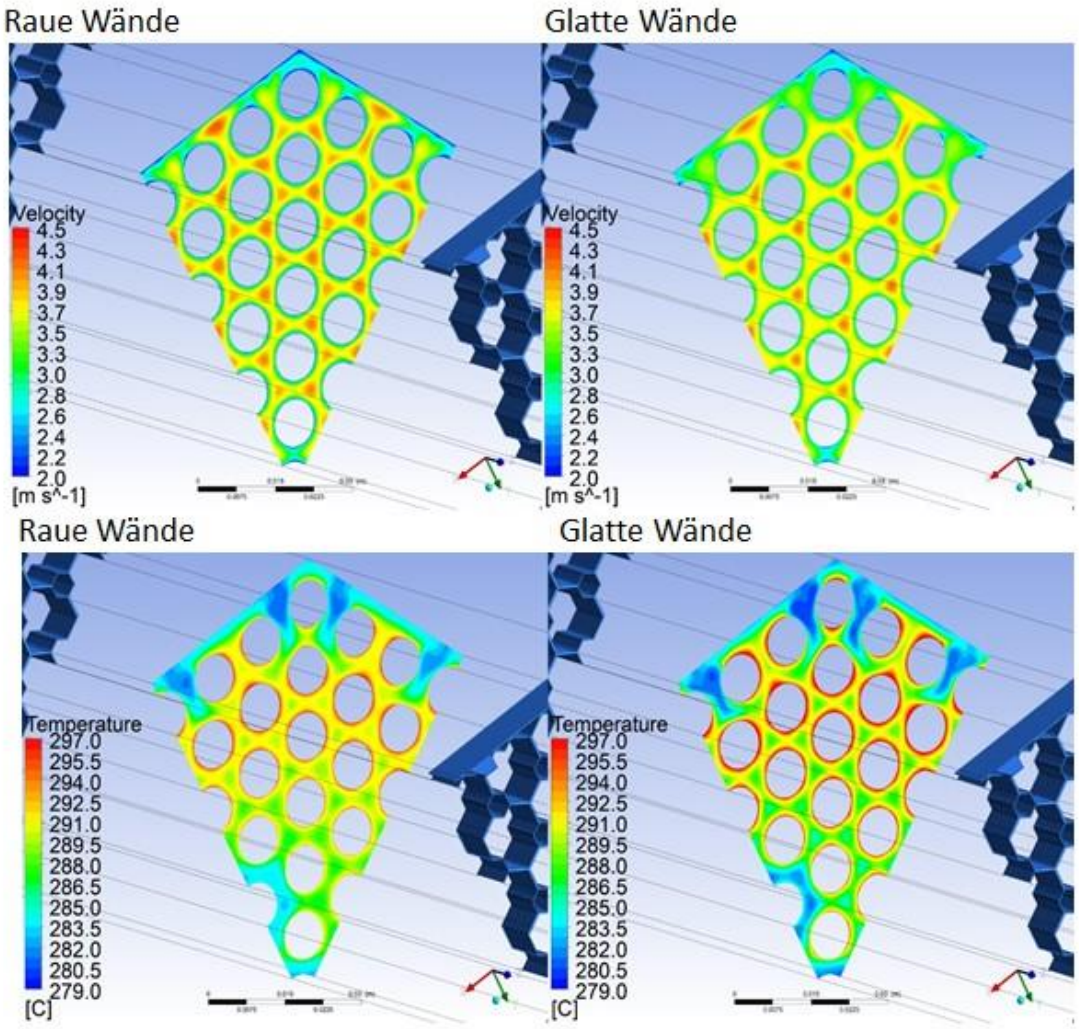


Abb. 3.57 Vergleich der Geschwindigkeit und die Temperaturen in der XY-Schnittebene bei Z = 1275 mm: Simulation mit glatten (rechts) und mit rauen Wänden (links)

3.2.6.3 Vergleich der erzielten Ergebnisse mit OpenFOAM und ANSYS CFX

Die Ergebnisse wurden für die Linien 1, 2, 3 und 4 (s. Abb. 3.46) an der Position 1275 mm (Mitte der Domäne) und 2550 mm (am Auslass) geplottet. Die Verteilung der Geschwindigkeit sieht in FA#11 und FA#21 ähnlich aus. Aus diesem Grund werden hier nur die Geschwindigkeiten in FA#11, gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX, verglichen. Die beiden Codes zeigen ähnliche Trends, siehe Abb. 3.58. Die Höchstwerte der Geschwindigkeit liegen in der ANSYS CFX-Rechnung tendenziell etwas höher, es gibt jedoch Messstellen, wo dies nicht der Fall ist (s. Linien 3 und 4).

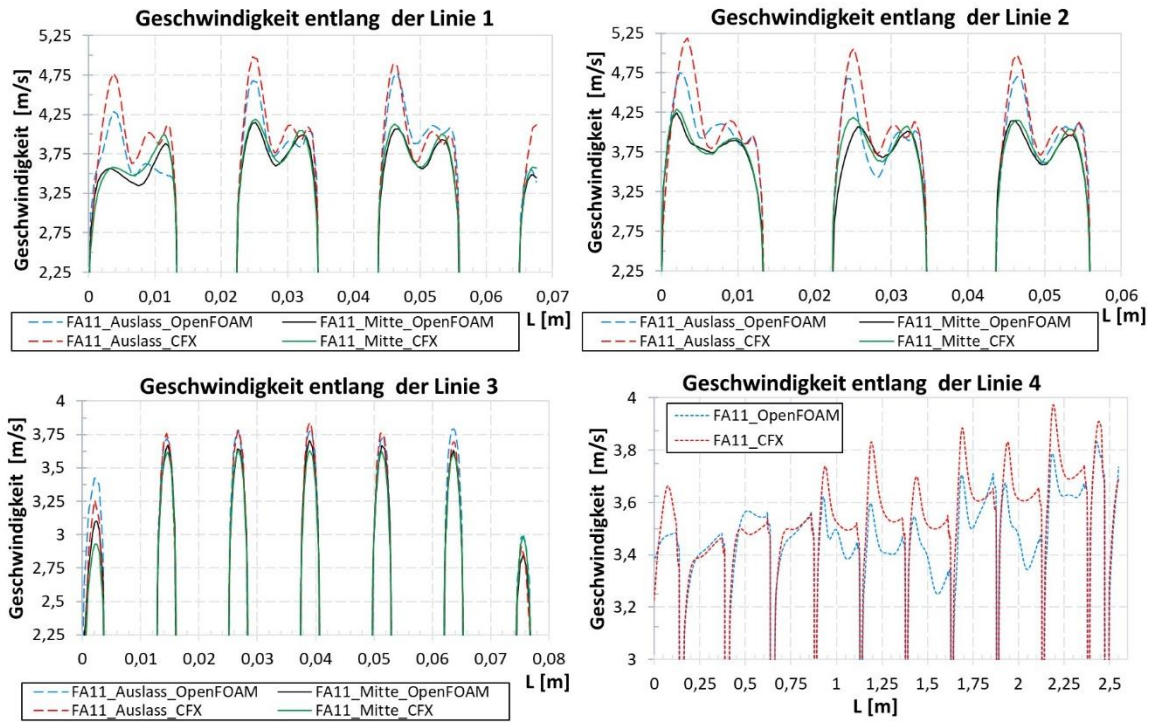


Abb. 3.58 Vergleich der Geschwindigkeitsprofile gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX für die Linien 1, 2, 3 und 4

In der Abb. 3.59 (FA#11 und FA#21) ist der Temperaturverlauf für die gleichen Linien dargestellt. Die mit OpenFOAM berechnete Temperatur entlang Linie 2 ist um ca. 2,5 °C niedriger (FA#11) als die mit ANSYS CFX berechnete, ähnlich sieht auch der Vergleich für FA#21 aus. Für FA#11 (Abb. 3.59, links) sagt ANSYS CFX eine um 2 °C bis 3 °C höhere Temperatur als OpenFOAM für die Linie 4 voraus. Für FA#21 (Abb. 3.59, rechts) ist die Übereinstimmung zwischen den beiden CFD-Programmen sehr gut.

Abb. 3.59 zeigt die Temperaturverteilungen für FA#11 (links) und FA#21 über den Querschnitt (rechts). Diese wurden mit ANSYS CFX gerechnet. Die unterschiedlichen Leistungsverteilungen führen zu unterschiedlichen Temperaturverteilungen im Brennelement-Querschnitt. Die Leistungsverteilung im FA#21 ist flacher im Vergleich zu FA#11 und dadurch wird eine gleichmäßigere Temperaturverteilung im Brennelement-Querschnitt erreicht. Die Folge davon ist eine niedrigere maximale Temperatur.

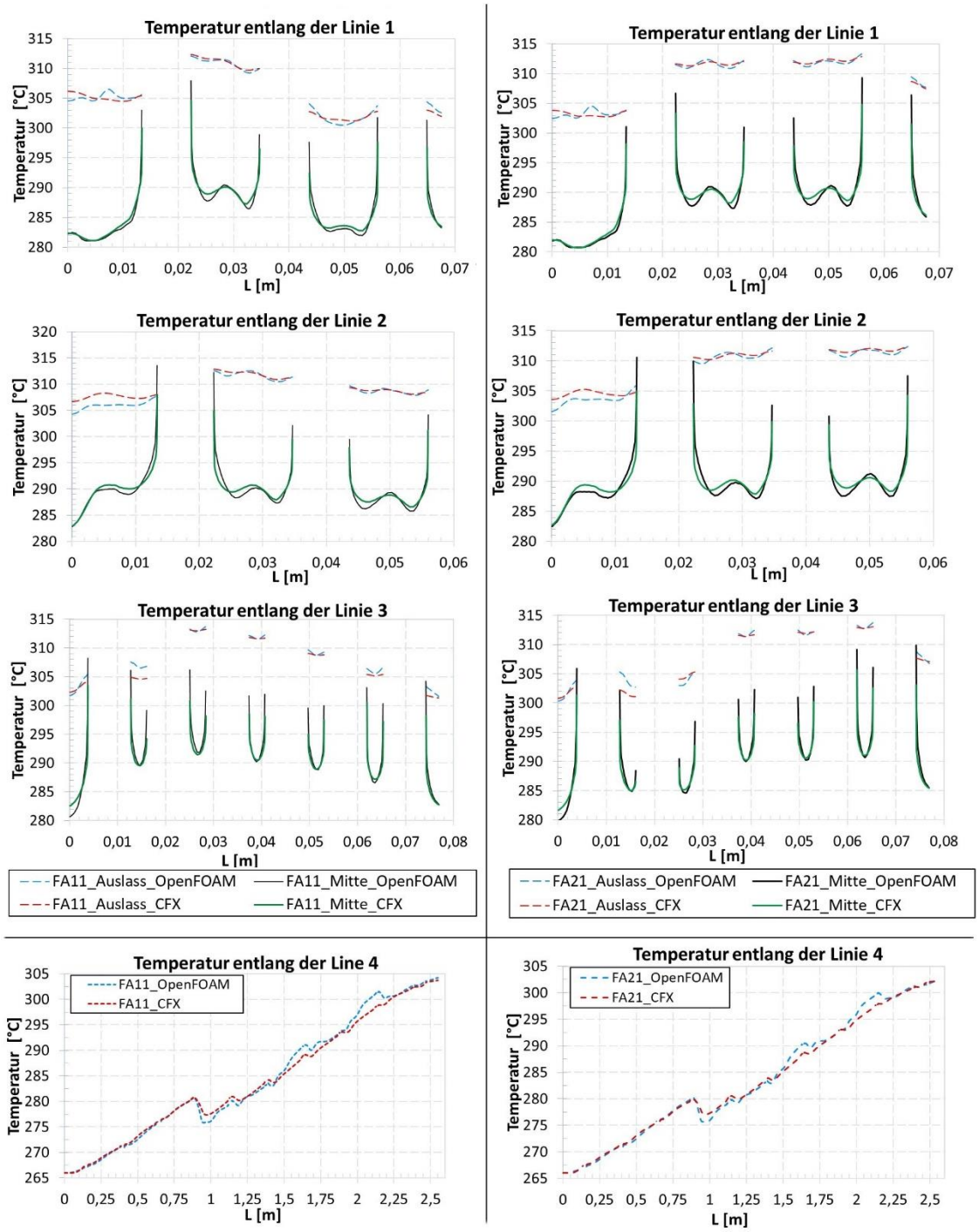


Abb. 3.59 Vergleich der Temperatur-Profile, gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX entlang der Linien 1, 2, 3 und 4 für FA#11 (links) und FA#21 (rechts)

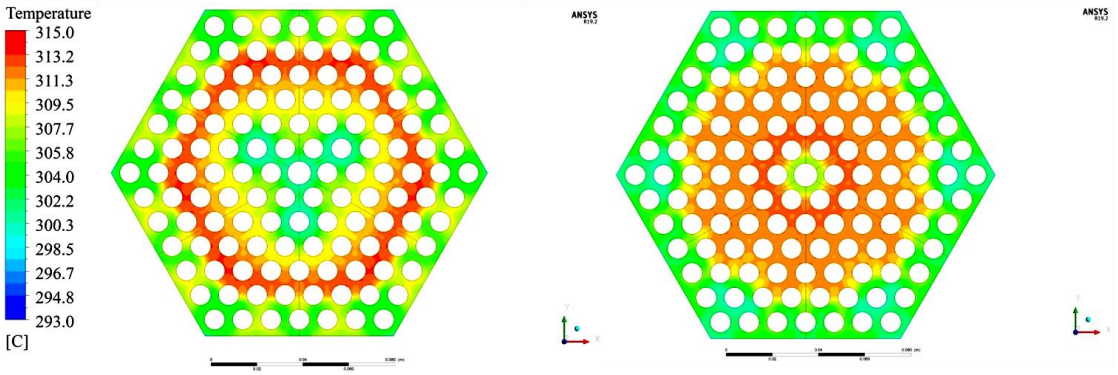


Abb. 3.60 Temperaturverteilung im Brennelement-Querschnitt (Auslass) mittels ANSYS CFX: FA#11 (links) und FA#21 (rechts)

In Abb. 3.61 ist die turbulente kinetische Energie entlang Linie 4 dargestellt. Die mit OpenFOAM berechnete turbulente kinetische Energie entlang Linie 4 ist teilweise um bis zu 50 % niedriger (FA#11) als die mit ANSYS CFX berechnete. Ähnlich sieht auch der Vergleich für FA#21 aus. Es ist zu sehen, dass ab dem ersten Abstandshalter OpenFOAM eine niedrigere turbulente kinetische Energie in der CFD-Domäne berechnet. Abb. 3.62 zeigt einen Vergleich der turbulenten kinetischen Energien über den Brennelement-Querschnitt, berechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX. Auch hier wird es deutlich, dass die von OpenFOAM berechnete turbulente kinetische Energie deutlich kleiner im Vergleich zu der ANSYS CFX-Lösung ist.

Tab. 3.15 beinhaltet einen direkten Vergleich der mit OpenFOAM und ANSYS CFX berechneten thermohydraulischen Parameter für die beiden Brennelementen. Es ist zu sehen, dass die Abweichungen weniger 1 K sind. Ein wesentlicher Unterschied zwischen den OpenFOAM und ANSYS CFX-Ergebnissen kann bei dem berechneten Druckabfall über das Brennelement festgestellt werden. Grund dafür ist die niedrigere turbulente kinetische Energie in der OpenFOAM-Simulation. Weniger Turbulenz in der CFD-Domäne führt zu kleinerer Reibung, kleineren Druckverlusten und letztendlich zu einem kleineren Druckabfall. Mögliche Gründe für die unterschiedliche Turbulenz in beiden Simulationen sind unterschiedliche numerische Einstellungen, Wandfunktionen, physikalische Modelle. Trotzdem ist der Unterschied (30%) bei dem berechneten Druckabfall nicht klein. OpenFOAM berechnet eine kleinere turbulente kinetische Energie stromabwärts der Abstandhalter als ANSYS CFX. Die genauen Gründe erfordern zusätzliche Analysen, die in diesem Projekt nicht durchgeführt werden können.

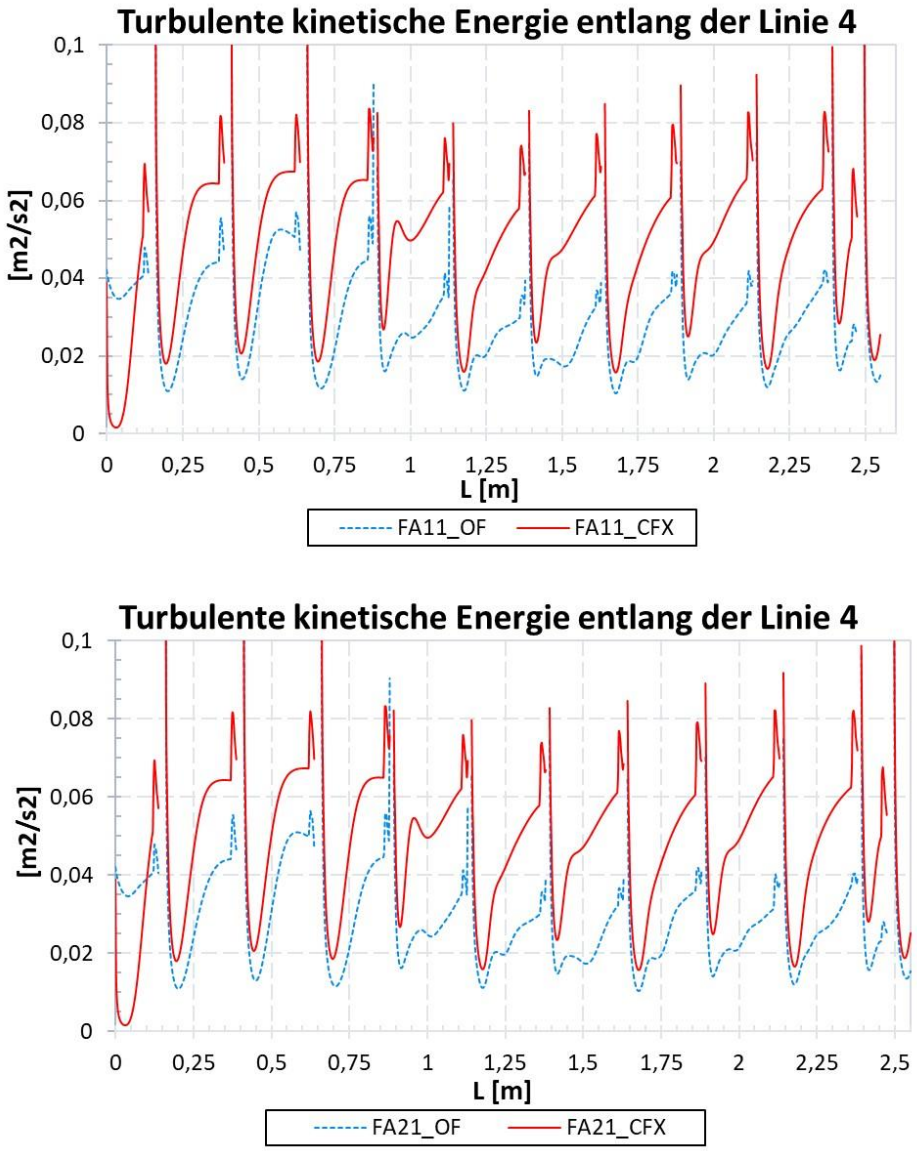


Abb. 3.61 Turbulente kinetische Energie entlang der Linie 4, FA#11 (Oben) und FA#21 (unten)

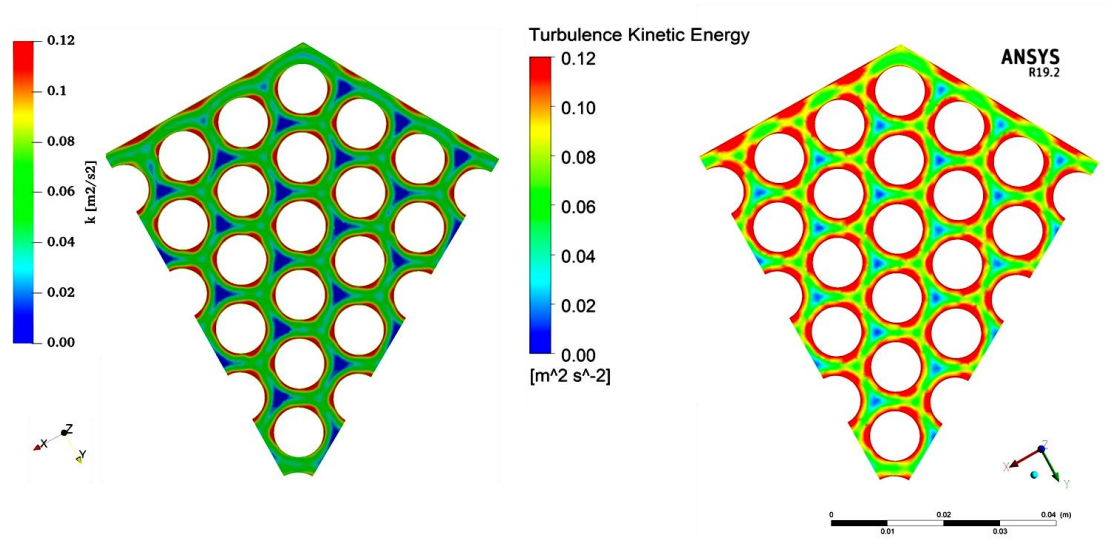


Abb. 3.62 Turbulente kinetische Energie auf XY-Schnittebene Z = 0.2695 m (FA#11) berechnet mit OpenFOAM (links) und ANSYS CFX (rechts)

Tab. 3.15 Brennelemente FA#11 und FA#21: Vergleich der wesentlichen Parameter

Wert des Betriebssystems	**FA#11**		**FA#21**	
	CFX	**OpenFOAM**	**CFX**	**OpenFOAM**
Maximale Austrittstemperatur [°C]	313,53	314,45	313,07	314,32
Mittlere Austrittstemperatur [°C]	308,02	307,95	307,62	307,61
Minimale Austrittstemperatur [°C]	300,57	299,86	300,49	300,30
Mittlere Temperaturdifferenz [°C]	42,01	41,96	41,62	41,62
Druckabfall über die Domäne [kPa]	87,43	63,35	87,39	63,33
Vorgegebener Wärmefluss für den 60°-Symmetriesektor [W]	908667		900138	
Berechneter Wärmefluss für den 60°-Symmetriesektor [W]	903904	904783	895344	896227

3.3 Fazit

In diesem Arbeitspaket wurde im geometrisch komplexen Bereich des Reaktorkerns die Leistungsfähigkeit von OpenFOAM zur Berechnung einphasiger Strömungen in einer DWR-Brennelement-Geometrie mit Abstandshalter geprüft. Dafür wurde der bei dem KAERI durchgeführte Versuch MATIS-H nachgerechnet. Simulationen für zwei Abstandshalter-Typen (Split- und Swirl-) wurden mit Hilfe von automatisch erstellten und Multigrid-Rechennetzen durchgeführt. Die Multigrid-Rechennetze enthielten mehrere

Schnittstellen und damit konnte gezeigt werden, dass OpenFOAM auch mit solchen numerischen Netzen gut konvergieren und plausible Lösungen liefern kann. Für die Validierungsarbeiten wurden automatisch erstellte Rechengitter benutzt. Zusätzlich zum Arbeitsprogramm wurden auch Vergleichsanalysen mit dem kommerziellen CFD-Programm ANSYS CFX durchgeführt. Diese zeigten, dass die Unterschiede bei den Ergebnissen zwischen OpenFOAM und ANSYS CFX gering sind. Beide Programme konnten die gemessenen Geschwindigkeitsprofile relativ gut wiedergeben. Die größten Abweichungen vom Experiment traten im wandnahen Bereich auf, sowie weiter stromabwärts vom Abstandshalter. Die Simulationen mit komplexeren Modellen (RSM) brachten keine bedeutsame Verbesserung, der Einsatz von skalenauflösenden Simulationen (*kOmegaSSTSAS*-Turbulenzmodell) für einen Unterkanal, konnten nur bedingt die Ergebnisse verbessern. Unterschiede zwischen OpenFOAM und ANSYS CFX wurden auch bei dem berechneten Druckabfall festgestellt. Zusätzliche Analysen sind notwendig, um die genauen Gründe für diese Diskrepanzen zu finden.

Zusätzlich zum ursprünglichen Arbeitsprogramm hat die GRS am AER VVER-440 Benchmark teilgenommen. Der Benchmark befasst sich mit der Kühlmittelvermischung und der Temperaturverteilung in zwei unterschiedlichen VVER-440 Brennelementen. Diese haben 11 Abstandshalter und unterschiedliche Beheizung. Die Beheizung ist ein wesentlicher Unterschied zu der isothermen MATiS-H Versuchsreihe und ermöglicht auch die Simulation von Wärmeerzeugung und Wärmeübergang im Brennelement. Dies erhöht auch die Komplexität der CFD-Analysen. ANSYS CFX und OpenFOAM wurden bei den CFD-Analysen eingesetzt. Die Ergebnisse, erzielt mit den beiden Rechenprogrammen, stimmen sehr gut überein. Abweichungen konnten nur bei dem kalkulierten Druckabfall über das Brennelement festgestellt werden. Der Benchmark ist noch nicht abgeschlossen, die GRS hat dem Koordinator die erzeugten numerischen Daten bereits übertragen.

4 Weiterentwicklung und Validierung der zweiphasigen Kopplung ATHLET-OpenFOAM

Die Kopplung von System- und CFD-Codes ermöglicht es, die Vorteile beider Ansätze zu kombinieren /PAP 12/. Derzeit wird aktiv die Kopplung zwischen ATHLET bzw. AC² und OpenFOAM weiterentwickelt /PAP 21/, /HER 22/.

Die ATHLET-OpenFOAM Kopplung wurde bereits anhand von zwei einphasigen ROCOM Versuchen /HRI 19a/, /HRI 19b/ sowie für verschiedene flüssigmetallgekühlte Reaktoren /PAP 21/ bzw. Reaktorkonzepte /HER 21/ erfolgreich validiert. Da aber die Beantwortung bestimmter Fragestellungen der Reaktorsicherheit auch die Analyse von Zweiphasenströmungen erforderlich macht, ist die Erweiterung der ATHLET-OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle für Zweiphasenströmungen notwendig. Im Rahmen des Projekts RS1540 /PAP 19/ wurde der Austausch der zweiphasigen thermohydraulischen Größen (Dampfgehalt, Phasengeschwindigkeiten usw.) programm-technisch realisiert. Es wurden jedoch signifikante numerische Instabilitäten sowie Diskrepanzen bei der Berechnung bestimmter Größen an der 1D-3D Kopplungsschnittstelle beobachtet.

Deshalb bestand Bedarf für die Weiterentwicklung der Kopplung zwischen OpenFOAM und ATHLET für zweiphasige Strömungen und deren Validierung gegen einen zweiphasigen Versuch. In einem ersten Schritt fand eine Beschränkung auf ein Strömungsbild mit einfach vorhersehbarer und beschreibbarer Verteilung der beiden Phasen in einem einfachen Strömungskanal statt. Dabei wurde der OpenFOAM Solver `multiphaseEulerFoam` als Grundlage für die Kopplung verwendet, da dieser in der zu Projektbeginn aktuellen OpenFOAM-Version OpenFOAM-8 der Nachfolger für den in /PAP 19/ verwendeten Solver `twoPhaseEulerFoam` war. Bereits am Anfang der Arbeiten zur Validierung zeigte sich aber, dass dieser Solver sehr hohe Anforderungen an die Rechenkapazität stellt und die Simulation des geplanten Versuchs mit einer Problemzeit von mindestens 120 s und unter Verwendung eines großen Gitters unmöglich sein wird. Deshalb wurde die zweiphasige Kopplung zwischen ATHLET und OpenFOAM auch für den Solver `compressibleInterFoam` implementiert, der zweiphasigen Strömungen mit einem einfacheren Modell berechnet und deshalb deutlich niedrigere Anforderungen an die Rechenkapazität stellt. Für den ausgewählten Validierungsversuch besitzt er aber eine ausreichenden detaillierten Modellierungsgrad.

Das quasi-Newton-Verfahren /TOT 17/ für die Stabilisierung und schnellere Konvergenz der Kopplungsgrößen zwischen CFD- und Systemcodes wurde erstmals im Rahmen von /PAP 19/ bzw. /IGL 17/ für die einphasige ATHLET-OpenFOAM-Kopplung implementiert. Dieses Verfahren musste nun so erweitert werden, dass dabei der Druck sowie die Massenströme/Geschwindigkeiten von zwei Phasen statt wie bisher nur einer Phase berücksichtigt werden können.

4.1 Stand der zweiphasigen Kopplung ATHLET-OpenFOAM

Die GRS hat in einer Reihe von Forschungsprojekten verschiedene OpenFOAM Solver so erweitert, dass diese mit dem AC²-Programm ATHLET gekoppelt werden können. Insbesondere wurde im Projekt RS1540 /PAP 19/ der Austausch von zweiphasigen thermohydraulischen Größen (Dampfgehalt, Phasengeschwindigkeiten, usw.) implementiert. Es wurden im Rahmen dieses Projekts jedoch signifikante numerische Instabilitäten sowie Diskrepanzen bei der Berechnung bestimmter Größen an der 1D-3D Kopplungsschnittstelle beobachtet /PAP 19/.

Programmiertechnisch ist die Kopplung zwischen AC²-ATHLET und OpenFOAM auf Seiten von OpenFOAM durch Klassen implementiert, die den Datenaustausch zwischen dem OpenFOAM-Solver und ATHLET durchführen, sowie einer Reihe von sogenannten Kopplungsrandbedingungen, die zum einen die von ATHLET auf den dortigen Kopplungsstellen berechneten einfachen Werte (also nulldimensional) auf die zweidimensionalen Oberflächen von OpenFOAM projizieren, zum Anderen die Werte der zweidimensionalen Oberflächen von OpenFOAM so mitteln, dass sie an der nulldimensionalen Kopplungsschnittstellen in ATHLET verwendet werden können /HER 22/.

Dieses objektorientierte Design der Kopplung erlaubt es, mit wenig Aufwand weitere OpenFOAM Solver für die Kopplung mit ATHLET zu ertüchtigen. Im Projekt RS1540 /PAP 19/ wurde der damals aktuelle Solver für zweiphasige Strömungen auf Basis des sogenannten Euler-Euler-Verfahrens `twoPhaseEulerFoam` für die Kopplung mit ATHLET erweitert. Im aktuellen Projekt wurde die OpenFOAM-Version 8 der Foundation Entwicklungslinie verwendet. Der Solver `twoPhaseEulerFoam` wurde in dieser Version durch den neuen Solver `multiphaseEulerFoam` ersetzt, in dem noch weitere Solver und Modelle integriert wurden. Dieser Solver konnte mit wenig Aufwand ebenfalls für die Kopplung mit ATHLET zum Solver `multiphaseEulerFoamCoupled` erweitert werden.

In Abb. 4.1 ist die Implementierung der Kopplung zwischen einem OpenFOAM-Solver und dem AC²-Modul ATHLET dargestellt /HER 22/. Der OpenFOAM-Solver und ATHLET bzw. dessen „Hülle“, bestehend aus einem Python-Skript, laufen jeweils in unterschiedlichen Prozessen. Zwischen diesen beiden Prozessen findet der Datenaustausch über eine Netzwerkschnittstelle statt. Werden mehrere Prozesse auf Seiten von OpenFOAM verwendet, um das Gitter auf diese aufzuteilen und parallel zu simulieren, so findet der Austausch auf Seiten von OpenFOAM nur mit dem sogenannten Masterprozess statt. Die Kopplungsgrößen werden dabei OpenFOAM-intern durch die in OpenFOAM standardmäßig verwendeten „Message Passing Interface“ (MPI)-Kommunikationswege zwischen den OpenFOAM-Prozessen ausgetauscht /OFF 20/.

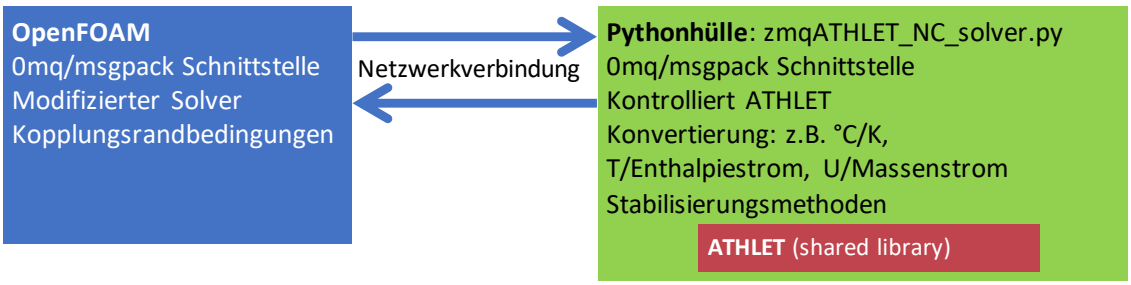


Abb. 4.1 Implementierung der Kopplung zwischen einem OpenFOAM-Solver und dem AC²-Modul ATHLET /HER 22/

Das Python-Skript, das ATHLET quasi umhüllt, übernimmt dabei den Datenaustausch mit dem OpenFOAM-Solver, kontrolliert den Ablauf von ATHLET und nimmt notwendige Konvertierungen, z. B. zwischen der Einheit der Temperatur (°C/K) oder von Größen wie Temperatur und Geschwindigkeit zu Enthalpie- und Massenströmen vor. In diesem Skript kann auch eine Stabilisierungsmethode, wie das in diesem Projekt verwendete quasi-Newton-Verfahren bzw. das Unterrelaxationsverfahren angewendet werden, um möglichst effizient eine gemeinsame Lösung der beiden Solver an den Kopplungsschnittstellen zu ermitteln /HER 19/.

Wird für zweiphasige Strömungen auf Seiten von OpenFOAM das Euler-Euler-Verfahren eingesetzt, so werden für die zwei Phasen im OpenFOAM-Solver jeweils separate Felder für die Temperaturen und die Geschwindigkeiten der beiden Phasen berechnet. Diese werden an den Kopplungsschnittstellen auf die entsprechenden Felder in ATHLET umgerechnet. Wird auf Seiten von OpenFOAM hingegeben die Volume-of-Fluid-Methode (VOF) angewandt, bei der nur ein Geschwindigkeits- bzw. Temperaturfeld berechnet wird, so müssen in der Pythonhülle von ATHLET weitere Umrechnungen

vorgenommen werden, um die Werte für die phasenspezifischen Felder für ATHLET zu bestimmen.

An den Kopplungsschnittstellen auf Seite von OpenFOAM wird berücksichtigt, um welche der beiden Arten der Kopplungsschnittstelle es sich handelt (s. Abb. 4.2). Beim Typ 1 (Abb. 4.2, oben) wird z. B. der Druck (p) und die Phasentemperaturen (T_L, T_v) von OpenFOAM berechnet, während ATHLET die Phasenmassenströme (G_L, G_v) und Phasenenergieströme (E_L, E_v) liefert. Beim Typ 2 (Abb. 4.2 unten) ist es umgekehrt. In Abb. 4.2 sind die von dem CFD-Code berechneten Größen mit roter Farbe dargestellt. Mit blauer Farbe werden die, von ATHLET berechneten thermohydraulischen Parameter gezeigt.

Bei Transportgrößen wie z. B. der Temperatur oder der Borkonzentration waren vor Beginn dieses Projekts unterschiedliche Randbedingungen implementiert. Zum einen konnten solche Größen als sogenannte Dirichlet-Randbedingungen vorgegeben werden. Das bedeutet, dass von ATHLET an der Kopplungsschnittstelle bereitgestellte Wert als feste Randbedingung für OpenFOAM verwendet wurde. Eine zweite Möglichkeit bestand in einer sogenannte Neumann-Randbedingung, bei der ein Gradient für das Feld an der Kopplungsschnittstelle vorgegeben wurde. Beträgt dieser Gradient null, so bedeutet dies, dass der interne Wert von OpenFOAM an den Zellen direkt neben der Kopplungsschnittstelle als Randbedingung verwendet und der Wert von ATHLET ignoriert wurde. Die dritte Möglichkeit war die Verwendung einer gemischten Randbedingung, bei der abhängig von der Strömungsrichtung entschieden wurde, welcher der beiden vorgenannten Randbindungstypen verwendet wurde. Ging die Strömungsrichtung von ATHLET zu OpenFOAM, so kam eine Dirichlet-Randbedingung zur Anwendung, bei der entgegengesetzten Strömungsrichtung eine Neumann-Randbedingung. Entsprechend gab derjenige Code den Kopplungswert vor, der „strömungsaufwärts“ („upstream“) zur Kopplungsschnittstelle lag.

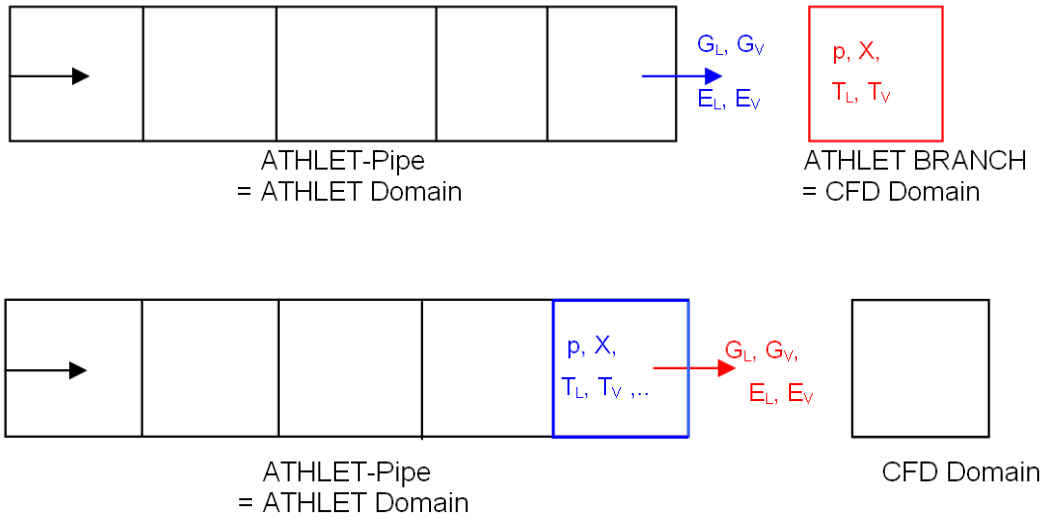


Abb. 4.2 Typen der ATHLET-CFD Kopplungsschnittstellen: Typ 1 (oben) und Typ 2 (unten) (/AUS 19/)

Die oben erwähnte Umrechnung von nulldimensionalen ATHLET-Werten zu zweidimensionalen Oberflächenfeldern von OpenFOAM und zurück erfolgte in sogenannten Kopplungsrandbedingungen in OpenFOAM.

Falls der ATHLET-Wert für die Kopplungsschnittstelle verwendet werden sollte, war dabei der einfachste Ansatz, den ATHLET -Wert für alle Flächenelemente der OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle zu verwenden. Insbesondere für die Geschwindigkeit bei einer Ausströmung von OpenFOAM in Richtung ATHLET kann dies zu einem unphysikalischem Verhalten führen, falls eine Rohrströmung simuliert werden soll. Dabei bildet sich ein Strömungsprofil aus, bei der die Geschwindigkeit direkt an der Wand gleich null und in der Mitte des Rohres höher als die mittlere Strömungsgeschwindigkeit ist. Für solche Fälle wurden verschiedene Kopplungsrandbedingungen implementiert, bei denen die lokale Strömungsgeschwindigkeit auf Basis des Strömungsprofils in den Zellen, die direkt an die Kopplungsschnittstelle angrenzen, berechnet wurde und gleichzeitig sichergestellt wurde, dass die mittlere Strömungsgeschwindigkeit, der von ATHLET vorgegebenen entsprach.

Muss OpenFOAM Werte an den Kopplungsschnittstellen bestimmen, so wurde bisher in den unterschiedlichen Kopplungsrandbedingungen feste Mittelungsalgorithmen vorgegeben, die aus den zweidimensionalen Feldern auf der OpenFOAM-Kopplungsschnittstelle einen nulldimensionalen Wert für ATHLET bestimmten. Für Druckwerte wurde z. B. ein mit der Größe der einzelnen Flächenelementen gewichteter Mittelwert

bestimmt. Dies entsprach physikalisch der Aufsummierung der Kräfte auf jedes einzelne Flächenelement, wobei die Gesamtkraft auf die Kopplungsschnittstelle dann durch die Gesamtfläche geteilt wurde, um den mittleren Druck zu bestimmen. Für Transportgrößen wie die Temperatur erfolgte eine Gewichtung der Mittelung mit Hilfe des Massenstroms durch jedes einzelne Flächenelement der Kopplungsschnittstelle.

Generell zeigte sich bei gekoppelten Rechnungen mit ATHLET und OpenFOAM, dass es schwierig sein kann, an Kopplungsrandbedingungen physikalisch sinnvolle bzw. stabile Ergebnisse zu erzielen, wenn dort z. B. lokale Strömungen in unterschiedliche Richtungen auftreten. Solche Effekte konnten z. B. an Schnittstellen beobachtet werden, deren Vorlauf nicht aus langen Rohrstücken (die Länge eines Rohrstücks sollte mindestens dem zehnfachen Durchmesser entsprechen) auf Seiten von OpenFOAM bestand. War eine Anpassung des CFD-Rechengebiets nicht möglich, so wurden modifizierte Kopplungsrandbedingungen entwickelt, mit denen z. B. eine Bilanzierung der Transportgrößen, z. B. der Temperatur/Enthalpie, an der Kopplungsschnittstelle in der Kopplungsrandbedingung vorgenommen wurde.

4.2 Entwicklung gekoppelter ATHLET- OpenFOAM Löser und Randbedingungen

Wie weiter unten berichtet wird (siehe Kap. 4.5), war es notwendig, im Laufe dieses Projekts einen weiteren OpenFOAM-Solver mit ATHLET zu koppeln, der auf Basis der „Volume-of-Fluid“-Methode basiert. Dadurch wurde es auch notwendig, speziell für diesen Solver angepasste Kopplungsrandbedingungen zu entwickeln.

4.2.1 Gekoppelter VOF-Solver

Aufgrund der objektorientierten Kopplungsarchitektur zwischen ATHLET und OpenFOAM konnte zeitnah der Kopplungssolver `compressibleInterFoamCoupled` implementiert werden. Das Vorgehen entsprach dabei dem in /PAP 19/ beschriebenem, wobei auch für die Erweiterung von `compressibleInterFoam` zu `compressibleInterFoamCoupled` nur an 9 Stellen im Sourcecode teilweise nur eine zusätzliche Programmierzeile ergänzt werden musste.

Die Pythonhülle von ATHLET wurde so erweitert, dass auch mehr als ein Massenflussfeld an den Kopplungsschnittstellen für die Bestimmung der Jacobi-Matrix im quasi-Newton-Verfahren möglich ist. Dadurch wurde es möglich, sowohl den Dampf- wie den

Flüssigkeitsmassenstrom zu verwenden und zusammen mit dem Druck im Rahmen des quasi-Newton-Verfahrens zur Stabilisierung der ausgetauschten Größen an den Kopplungsschnittstellen zu verwenden. Auch die Implementierung der Unterrelaxation als Stabilisierungsmethode musste für die zweiphasige Kopplung angepasst werden.

Zusätzlich wurde die Pythonhülle von ATHLET so erweitert, dass die Größen der beiden Wasserphasen für die Nutzung im gekoppelten VOF-Solver aufbereitet wurden. Neben der Übertragung der Temperaturen und der Geschwindigkeiten der beider Phasen betraf dies die Bereitstellung des Dampf- bzw. Wasservolumenanteils.

4.2.2 VOF spezifische Kopplungsrandbedingungen

Zusätzlich machte es die Verwendung des neuen gekoppelten OpenFOAM-Solvers notwendig, neue Kopplungsrandbedingungen zu implementieren. In der VOF-Methode gibt es in OpenFOAM nur ein Geschwindigkeits- und ein Temperaturfeld für beide Wasserphasen. Entsprechend müssen in den Kopplungsrandbedingungen beim Datentransfer von ATHLET zu OpenFOAM die Werte der dort vorhandenen zwei Geschwindigkeits- bzw. Temperaturfelder auf jeweils das eine OpenFOAM abgebildet werden, basierend auf dem lokalen Dampf- bzw. Wasservolumenanteil. Da die Lösungsvariable von OpenFOAM der Wasservolumenanteil ist, musste für diese Kopplungsrandbedingungen neu entwickelt werden.

Je nach den gewählten Randbedingungen am Ein- bzw. Auslass für den Wasservolumenanteil traten teilweise Schwankungen in den Kopplungsgrößen auf, die physikalisch nachvollziehbar waren, aber dazu führten, dass vor der eigentlichen Transiente ein längerer Zeitraum simuliert werden musste, bis stabile Verhältnisse herrschten. Deshalb wurden Randbedingungen implementiert, die Zwangsbedingungen für den Wasservolumenanteil vorgaben, um schneller zu einer stabilen Lösung zu kommen.

Für den Einlass in das Rechengebiet wurde die Randdingung `couplingCodedFixedValueOneWay` entwickelt. Diese basiert auf der entsprechenden OpenFOAM Randbedingung, die es ermöglicht, durch Sourcecode, der zu Beginn der Simulation kompiliert wird, die Werte auf der Kopplungsschnittstelle frei vorzugeben. Bei der Simulation in Kap. 4.5 wurde diese Möglichkeit verwendet, um eine feste Höhe für die Phasengrenze zwischen flüssigem Wasser und Dampf an der Kopplungsschnittstelle vorzugeben. Die feste Höhe wurde auf Basis der Experimentaldaten vorgegeben. Eine

Weiterentwicklung dieser Kopplungsschnittstelle könnte die Bestimmung der Phasengrenze auf Basis der OpenFOAM-internen Simulationsergebnisse sein.

Für den Auslass des Rechengebiets wurde für den Wasservolumenanteil die Randbedingung `couplingInletOutletOneWay` neu entwickelt. Mit dieser Randbedingung kann für eine Rückströmung in das CFD-Rechengebiet einen festen Wert vorgegeben werden. In den Simulationen in Kap. 4.5 wurde mit dieser Randbedingung erzwungen, dass es eine lokale Rückströmung aus dem ATHLET-Rechengebiet in das OpenFOAM-Rechengebiet nur in Form von flüssigem Wasser erfolgen kann. Dies war notwendig, um Instabilitäten zu vermeiden.

Für die Temperatur am Einlass zum OpenFOAM-Rechengebiet wurde die Eigenschaft des zu simulierenden Versuchs genutzt, dass beide Phasen dieselbe Temperatur besaßen, da der Versuch bei Sättigungsbedingungen durchgeführt wurde. Entsprechend besteht hier weiterer Entwicklungsbedarf, falls Simulationen mit abweichenden Randbedingungen (z. B. mit überhitztem Dampf) durchgeführt werden sollen.

Am Auslass aus dem CFD-Rechengebiet wurde die Temperatur des flüssigen Wassers als Mittelwert des OpenFOAM-Wassertemperaturfelds auf der Kopplungsschnittstelle ermittelt, indem der lokale Flüssigkeitsmassenstrom als Gewichtung für die Mittelung zur Bestimmung des nulldimensionalen Werts für ATHLET verwendet wurde. Für die Dampftemperatur wurde angenommen, dass der Dampf auf Sättigungstemperatur, berechnet auf Basis der Stoffwerte von ATHLET, war.

Zur Berechnung der Geschwindigkeitswerte am Einlass auf Seiten von OpenFOAM wurde die neue Randbedingung `couplingVariableHeightTwoMassFlowRatesInletVelocity` entwickelt. Auf der Kopplungsschnittstelle wird damit auf Basis der Flächen des flüssigen Wassers und des Dampfs die Geschwindigkeit bestimmt, die den von ATHLET vorgegebenen Massenströmen entspricht. Diese Geschwindigkeiten werden dann für die jeweiligen Flächenelemente gesetzt.

Am Auslass wurde zur Kopplung der Massenströme die bereits vorhanden Kopplungsrandbedingung `couplingPressureInletOutletVelocity` erweitert. Damit ist es nun möglich, für beide Phasen den Volumenstrom zu bestimmen und daraus eine gemittelte Phasengeschwindigkeit zu berechnen. Auf Basis dieser Geschwindigkeiten, dem mittleren Dampfvolumenanteil, der Fläche der Kopplungsschnittstelle und den

Stoffwerten von ATHLET werden dann in der Pythonhülle der Dampf- und der Flüssigmassenstrom bestimmt.

Da alle Kopplungsrandbedingungen die zweidimensionalen Felder auf Seite von OpenFOAM auf entsprechende nulldimensionale Werte auf Seiten von ATHLET abbilden müssen, wurde im Rahmen dieses Projekts damit begonnen, die Mittelungsalgorithmen in eine Basisklasse zusammenzufassen. Diese Zusammenfassung wurde zunächst für die Randbedingungen durchgeführt, die vom VOF verwendet werden, sollen in Zukunft aber auf alle Kopplungsrandbedingungen erweitert werden.

4.3 Simulation des Auffüllvorgangs in einem 3D-Mischer mit OpenFOAM

Um den neu implementierten Solver `multiphaseEulerFoamCoupled` zu testen, wurde eine gekoppelte zweiphasige ATHLET-OpenFOAM Berechnung für einen 3D-Mischer durchgeführt. Der 3D-Vermischer wurde im Rahmen des Projektes RS1540 /PAP 19/ für den Test gekoppelter zweiphasiger ATHLET-ANSYS CFX Vermischungssimulationen verwendet. Die Geometrie, Randbedingungen und das verwendete Rechengitter werden in der folgenden Abb. 4.3 dargestellt:

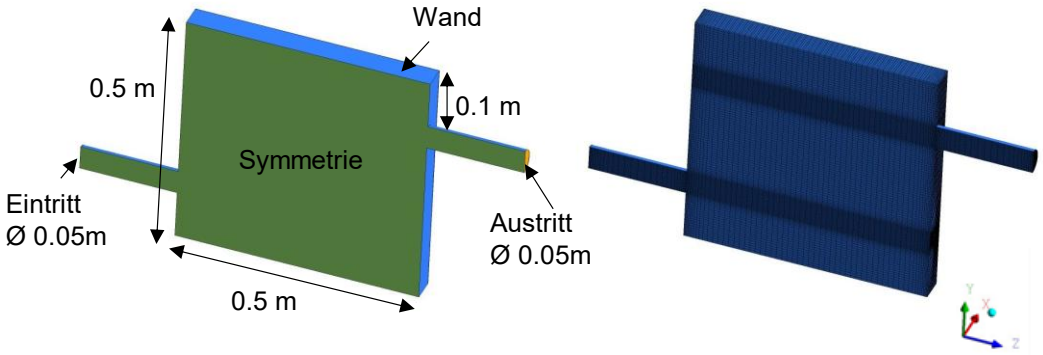


Abb. 4.3 Geometrie, Randbedingungen und Rechengitter des 3D-Vermischers

Die Hälfte des 3D-Mischers wurde simuliert (Symmetrierandbedingungen auf der y-z-Ebene). Das Rechenvolum wurde mit reinen Hexaeder-Gittern mithilfe von ICEM CFD vernetzt. Das gesamte Rechengitter (rechts in der Abbildung) bestand aus 248.348 Hexaeder-Elementen. Im Solver wurden Flüssigkeit und Gasphase als zwei Kontinua betrachtet. Die Turbulenz der flüssigen Phase wurde mit dem `LaheyKEpsilon` Modell /THE 20/ modelliert, während für die Gasphase das `continuousGasKEpsilon` Modell /THE 20/ eingesetzt wurde. Die Wände des 3D-Mischers wurden als

adiabatische Wände definiert. Beim Eintritt und Austritt wurde jeweils eine Kopplungsstelle verwendet, mit der der 3D-Mischer mit den ATHLET-Rohren gekoppelt wurde (s. Abb. 4.4). Das ATHLET-Rohr ist jeweils 3 m lang mit einem Durchmesser von 0,05 m. Die verwendeten Randbedingungen für den beiden Kopplungsstellen werden in der folgenden Tab. 4.1 zusammengefasst.

Am Einlass wurden für die gesamte Fläche der Kopplungsschnittstelle die von ATHLET gelieferten Werte für den Dampfvolumenanteil, die Gas- und Flüssigkeitstemperatur und die Phasengeschwindigkeiten auf Seiten von OpenFOAM verwendet. Umgekehrt wurde der mittlere Druck auf Seiten von OpenFOAM bestimmt und an ATHLET geliefert.

Abb. 4.4 Rechengebiete im 3D-Vermischer: ATHLET (lila) und OpenFOAM (rot)

Am Auslass wurden gemittelte Werte des Dampfvolumenanteils, der Temperaturen und der Geschwindigkeiten an ATHLET übergeben. Zunächst wurde für den Druck die Randbedingung so gewählt, dass der von ATHLET gelieferte Wert für alle Flächenelemente auf der Kopplungsschnittstelle verwendet wird.

Tab. 4.1 Kopplungsrandbedingungen an den Schnittstellen zwischen ATHLET und OpenFOAM für die Simulation des 3D-Vermischers

Kopplungs-schnittstelle	alpha.gas	p_rgh	T.gas/T.water	U.gas/U.water
Eintritt	`couplingFixedValue`	`coupling-Buoyant-Pressure`	`couplingInletOutlet`	`couplingNormalInletOutletVelocity`
Austritt	`couplingZero-Gradient`	`coupling-Buoyant-Pressure`	`couplingInletOutlet`	`couplingNormalInletOutletVelocity`

Zusätzlich zu der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM Simulation wurde auch eine standalone ATHLET-Simulation durchgeführt, bei der das Gemischspiegelmodell aktiv war. Damit es auch in ATHLET zu einer „Entmischung“ der beiden Phasen kommen konnte, wurde der innere Bereich des Mischers mit Hilfe von zwei parallelen ATHLET

Thermofluidobjekten (TFO) simuliert, die über die so genannten Cross-Connection-Objects (CCO) verbunden waren.

In Abb. 4.5 bis Abb. 4.7 sind die Ergebnisse für das Dampfvolumenanteilsfeld für die beiden Simulationen (stand-alone ATHLET und gekoppelte ATHLET-OpenFOAM) für die beschriebenen Randbedingungen zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt (1 s < t < 25 s). Qualitativ stimmen die Simulationen gut überein, die beobachteten (und erwarteten) Unterschiede erklären sich im Wesentlichen durch die quasi-eindimensionale Berechnung in ATHLET. Sobald die Einspeisung von flüssigem Wasser beginnt, muss dieses in der ATHLET-Simulation dem Verlauf des TFO nach unten folgen, während es in der OpenFOAM-Berechnung als Strahl in den Mischer hineinströmt (Abb. 4.5, t = 9 s). Deshalb kommt es in der ATHLET-Simulation zu einer stärkeren „Entmischung“. Im späteren Verlauf der Simulation (Abb. 4.5, t = 12 s) hingegen ist die „Entmischung“ in der ATHLET-Simulation nicht so stark wie in der OpenFOAM-Simulation und ein Wasser-Dampfgemisch bewegt sich nach oben.

Diese schwächere „Entmischung“ erklärt auch, warum in der ATHLET-Simulation das Dampf-Wassergemisch den Auslass früher erreicht (Abb. 4.6, t = 16 s) als in der OpenFOAM-Simulation (Abb. 4.6, t = 20 s).

In den Abb. 4.9 bis Abb. 4.17 sind verschiedene thermohydraulische Größen an den Kopplungsschnittstellen dargestellt. Dabei werden die Ergebnisse der stand-alone ATHLET-Simulation (schwarze Linie) mit denen der gekoppelten Rechnung (blau bzw. rot) verglichen. Für die gekoppelte Rechnungen werden dabei jeweils die von ATHLET ermittelten Werte (blaue bzw. rote Linie) mit denen von OpenFOAM berechneten Werten (blaue bzw. rote Kreuze) verglichen. Die gekoppelte Simulation mit einem festen Wert am Druckauslass wird blau dargestellt und ist mit „ATHLET-OpenFOAM 0D“ gekennzeichnet. Eine gekoppelte Simulation mit einer modifizierten, weiter beschriebenen Druckauslassbedingung ist rot dargestellt und als „ATHLET-OpenFOAM 2D“ gekennzeichnet.

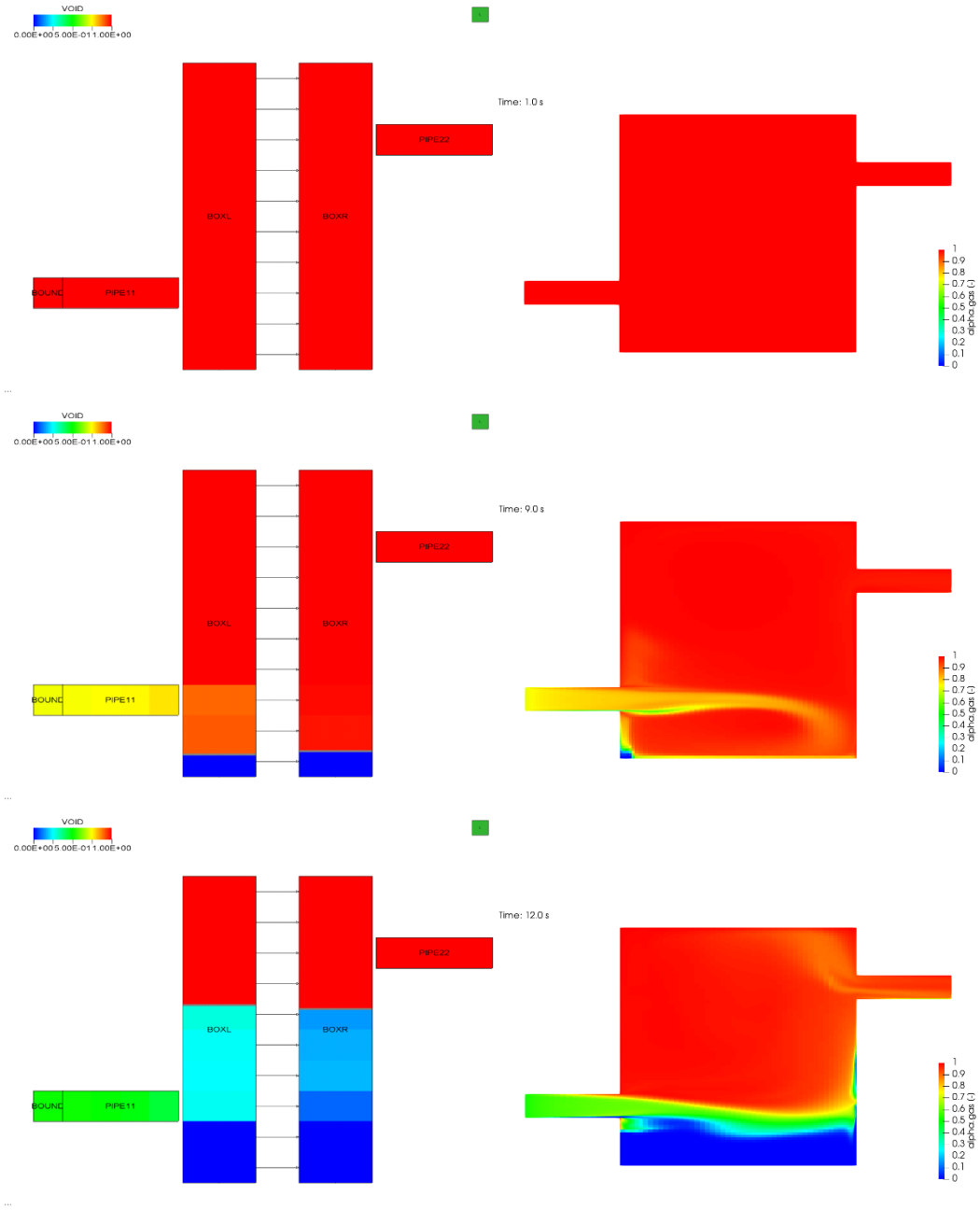


Abb. 4.5 Dampfvolumentanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 1 s, 9 s, 12 s

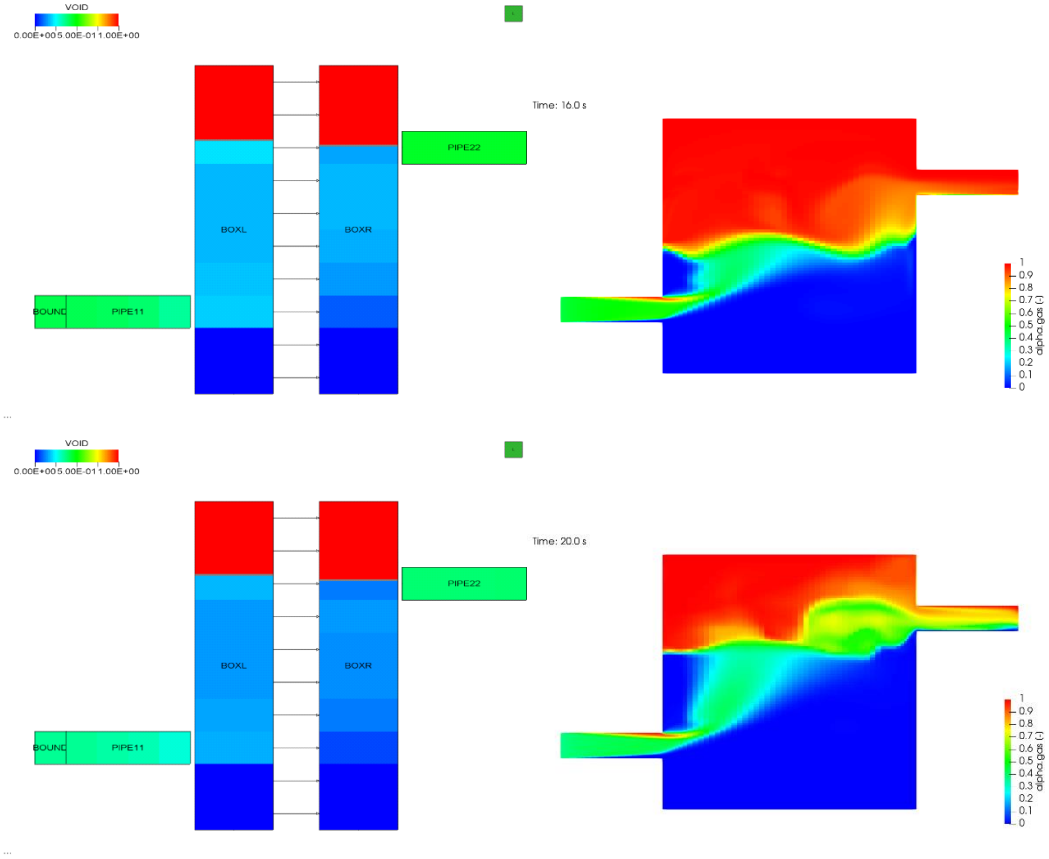


Abb. 4.6 Dampfvolumenanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 16 s, 20 s

In Abb. 4.9 bzw. Abb. 4.10 ist der Druck an den beiden Kopplungsschnittstellen dargestellt und in Abb. 4.11 der daraus berechnete Differenzdruck. Die Werte der gekoppelten Simulation mit einem Druckwert am Auslass stimmen über einen großen Zeitbereich der Rechnung qualitativ gut mit denen der stand-alone Rechnung überein. Allerdings treten zu Beginn der Simulation sehr hohe Druckschwankungen auf. Diese sind die Folge der unterschiedlichen Initialisierung der beiden Rechengebiete und der Kopplungsschnittstellen in der gekoppelten Rechnung. Sobald sich der Druck angeglichen hat, liegen die Werte der gekoppelten Simulation bis ca. t = 19 s nah an den Ergebnissen der stand-alone ATHLET-Simulation. Ab ca. t = 19 s für die Dauer von ca. 0,5 s und dann wieder ab ca. t = 25 s kommt es in der gekoppelten Simulation zu starken Druckschwankungen. Diese Schwankungen führen bei ca. t = 26,6 s zum Abbruch der Simulation.

Ein möglicher Grund für diese Schwankungen ist, dass das Wasser-Dampfgemisch das Auslassrohr erreicht hat. Sobald sich eine geschichtete Strömung im Auslassrohr gebildet hat, ist die Auslassdruckrandbedingung mit einem konstanten Wert über die gesamte Fläche physikalisch nicht mehr sinnvoll. Durch die Vernachlässigung des hydrostatischen Drucks wird der Druck in der Dampfschicht überschätzt, während dieser in der Wasserschicht unterschätzt wird.

Um eine physikalisch bessere Druckrandbedingung an der Auslasskopplungsschnittstelle vorzugeben, wurde eine bereits vorhandene Option der Kopplungsrandbedingung aktiviert. Damit wird nur der mittlere Druck auf der Kopplungsschnittstelle durch den Wert von ATHLET vorgegeben. Lokal kann der Druck von diesem mittleren Wert abweichen. Diese Abweichungen werden aus der Druckverteilung in der jeweils ersten Zelle neben den Flächenelementen der Kopplungsschnittstelle bestimmt.

In Abb. 4.7 ist das Feld für den Dampfvolumenanteil für die Simulation mit der quasi-nulldimensionalen Druckkopplungsrandbedingung (oben) und der Mittelwertdruckrandbedingung (unten) im Bereich des Auslassrohrs des Mischers zum Zeitpunkt t = 25 s, zu dem die Druckschwankungen beginnen, dargestellt. Auf der linken Seite erkennt man, dass die die Höhe der Flüssigkeitsschicht zum Auslass hin abnimmt. Dieser Effekt entsteht durch den zu niedrigen Druck im unteren Bereich des Auslasses, so dass die Strömung dort beschleunigen kann. Gleichzeitig kommt es zu einer Gegenströmung des Dampfes in das OpenFOAM-Rechengebiet hinein. In der Simulation mit der modifizierten Druckrandbedingung, die nur den Mittelwert vorgibt, ist dieser Effekt nicht zu beobachten. Deshalb wurde die Simulation ab dem Zeitpunkt t = 22 s mit der angepassten Druckrandbedingung neu fortgesetzt.

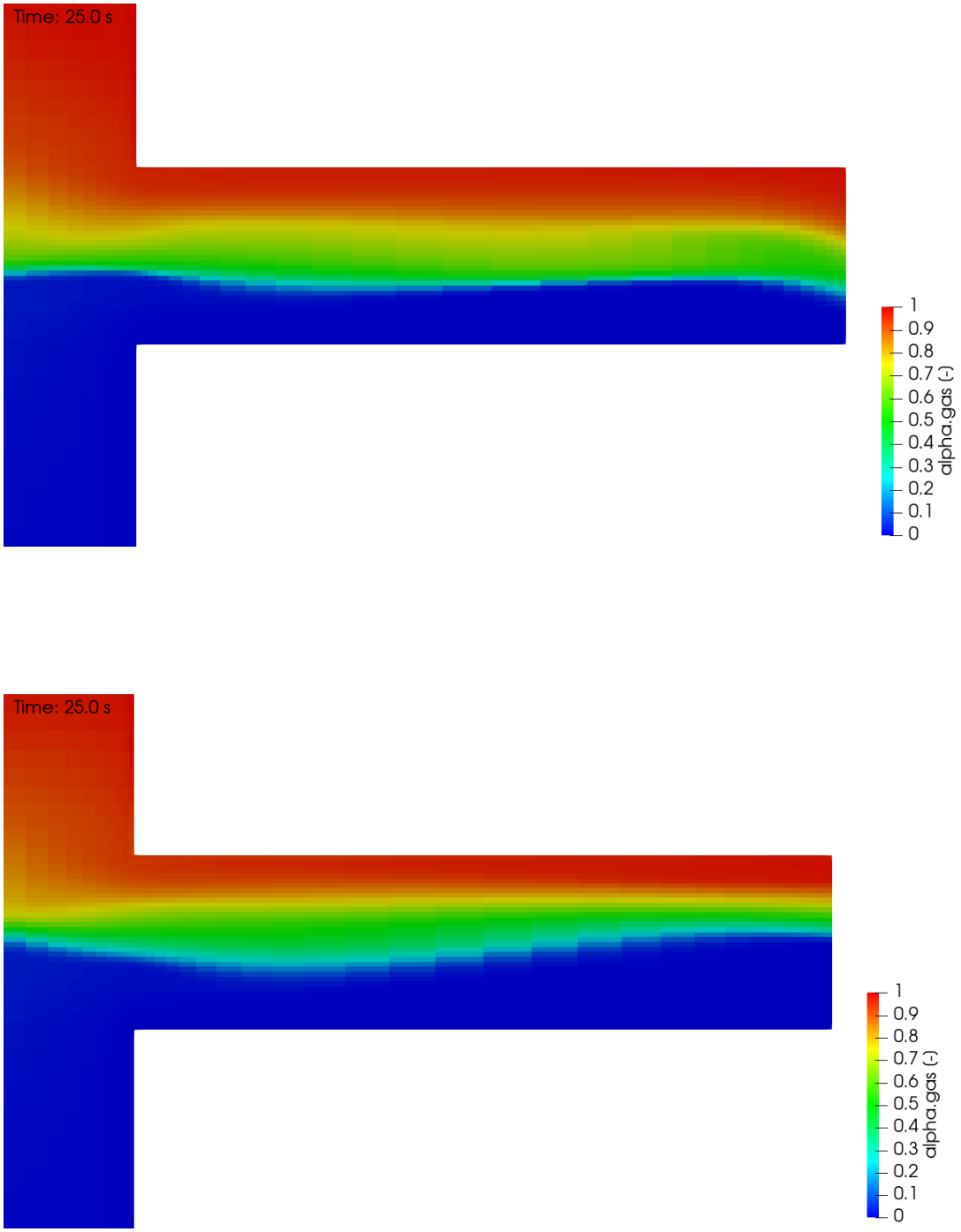


Abb. 4.7 Vergleich des Dampfanteils im Auslassrohr des Mischers zwischen der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (oben) und der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Simulation mit mittlerer Druckrandbedingung (unten) für die Zeit t = 25 s

In Abb. 4.8 ist der Dampfvolumenanteil für die fortgesetzte Simulation für die Zeiten t = 40 s, 60 s, 80 s dargestellt. Die stand-alone ATHLET-Simulation und die gekoppelte Simulation stimmen dabei gut überein. Es kommt zu Auffüllen des Mischers, bis nur noch ein Dampfpolster oberhalb des Auslassrohrs übrigbleibt. Allerdings ist im Bereich des Dampfpolsters in der stand-alone ATHLET-Simulation eine komplette Entmischung des Fluids festzustellen, während in der gekoppelten Simulation fast die Hälfte dieses Dampfpolsters mit einem Gemisch aus Dampf und flüssigem Wasser gefüllt ist. Hier erscheinen die Ergebnisse von ATHLET physikalisch sinnvoller. Der OpenFOAM-Solver basiert auf dem sogenannten Euler-Euler-Verfahren, bei dem die beiden Phasen als eigenständige Kontinua modelliert werden und verschiedene Mittelungsverfahren eingesetzt werden /WEN 17/.

Vergleicht man im weiteren Simulationsverlauf den Druck bzw. den Differenzdruck an den Kopplungsschnittstellen (Abb. 4.9, Abb. 4.10 bzw. Abb. 4.11, rote Kurven), so sind die Ergebnisse stabil und denen der stand-alone ATHLET-Simulation sehr ähnlich.

Testweise wurde die gekoppelte Simulation von Anfang an wiederholt und dabei die Mittelwertdruckrandbedingung am Auslass verwendet. Bei dieser Simulation traten andere Instabilitäten zu einem früheren Zeitpunkt auf, bei denen es ebenfalls zu Gegenströmungen am Auslass gekommen ist. Insgesamt ist damit die Geometrie des Mischers, insbesondere die Wahl der Auslassposition bzw. die Länge des Auslassrohrs im CFD-Rechengebiet eine Herausforderung für die Kopplung. Mögliche Verbesserungen könnten eine Verlängerung des Auslassrohrs oder modifizierte Kopplungsrandbedingungen sein. Mit letzteren könnte man versuchen, Gegenströmungen zu verhindern, indem entsprechende Flächenelemente auf der Kopplungsschnittstelle in Wandelemente umgewandelt werden. Ein weiterer Ansatz könnte ein richtungsabhängiges poröses Medium sein, dass für ein einströmendes Fluid am Auslass einen sehr hohen Druckverlust modelliert.

In Abb. 4.12 bzw. Abb. 4.13 ist der Wassermassenstrom und in Abb. 4.14 und Abb. 4.15 der Dampfmassenstrom an den beiden Kopplungsschnittstellen dargestellt. Die Massenströme am Einlass folgen in der gekoppelten Simulation erwartungsgemäß den Werten, der stand-alone ATHLET-Simulation, da diese in der gekoppelten Simulation ausschließlich und praktisch ohne Rückwirkungseffekte von ATHLET vorgegeben werden.

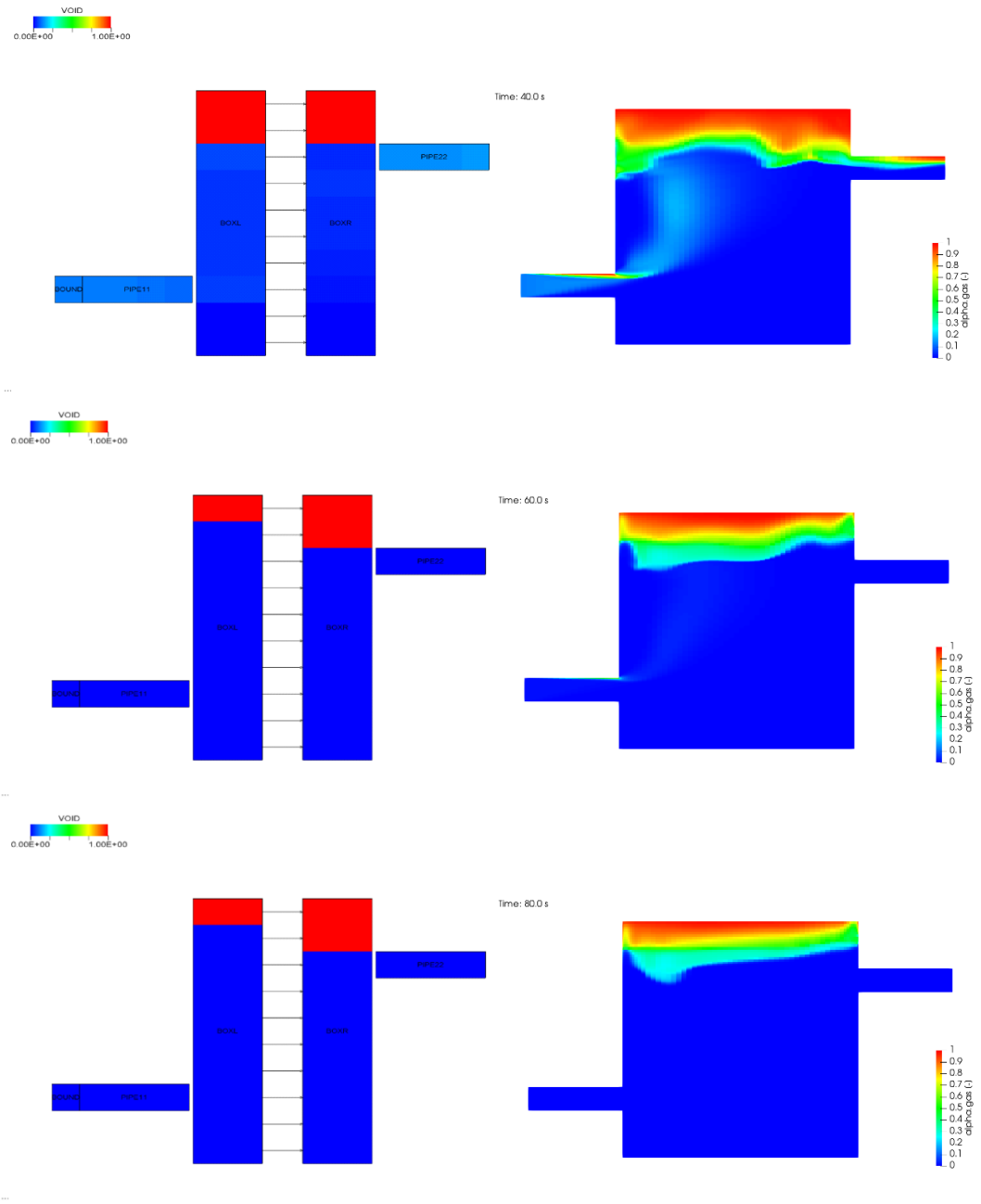


Abb. 4.8 Dampfanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit mittlerer Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 40 s, 60 s, 80 s

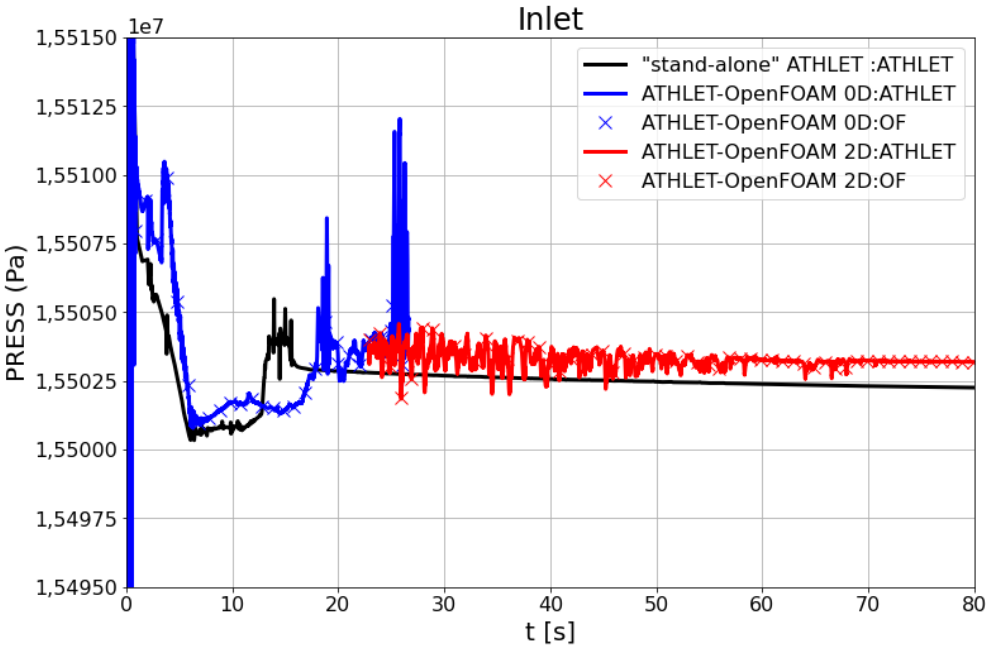


Abb. 4.9 Druck am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

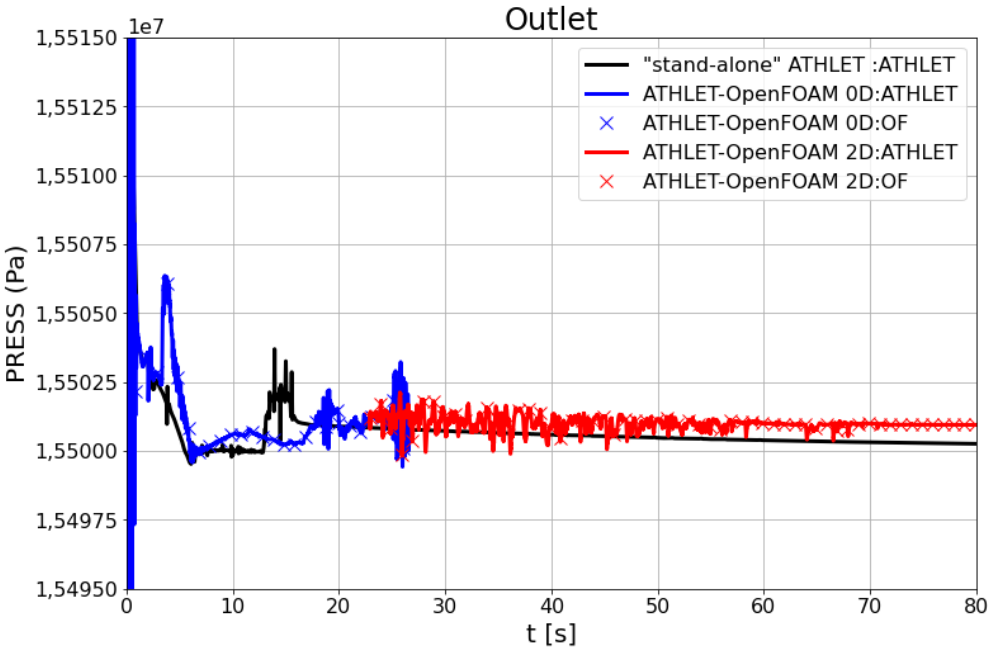


Abb. 4.10 Druck am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

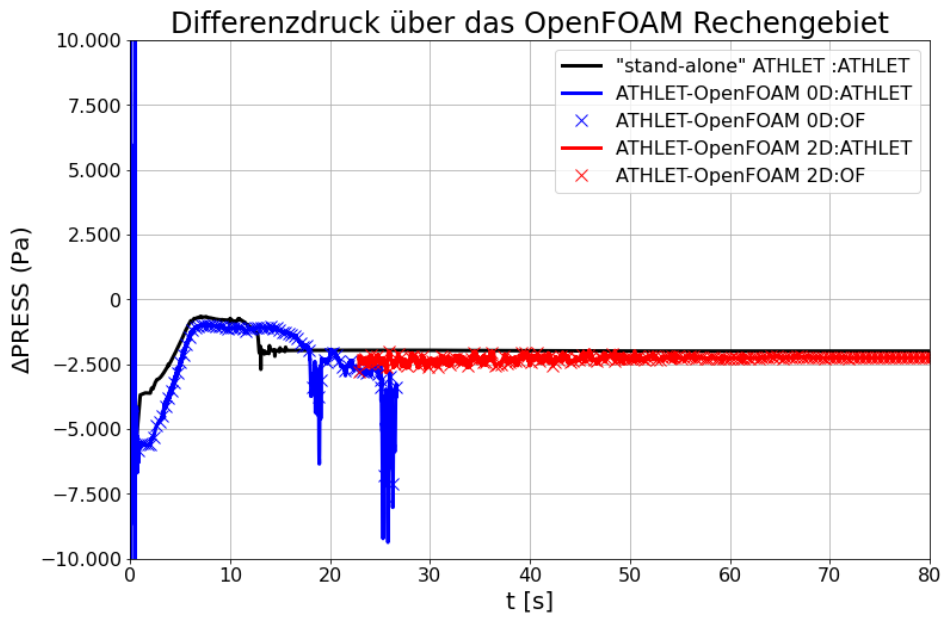


Abb. 4.11 Differenzdruck zwischen Ein- und Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

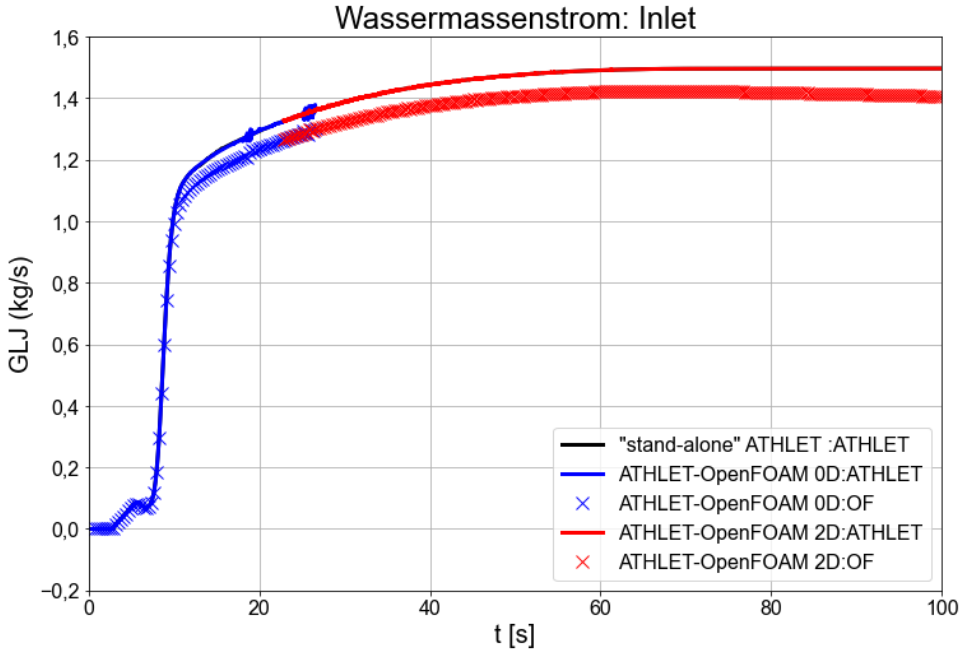


Abb. 4.12 Massenstrom des flüssigen Wassers am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

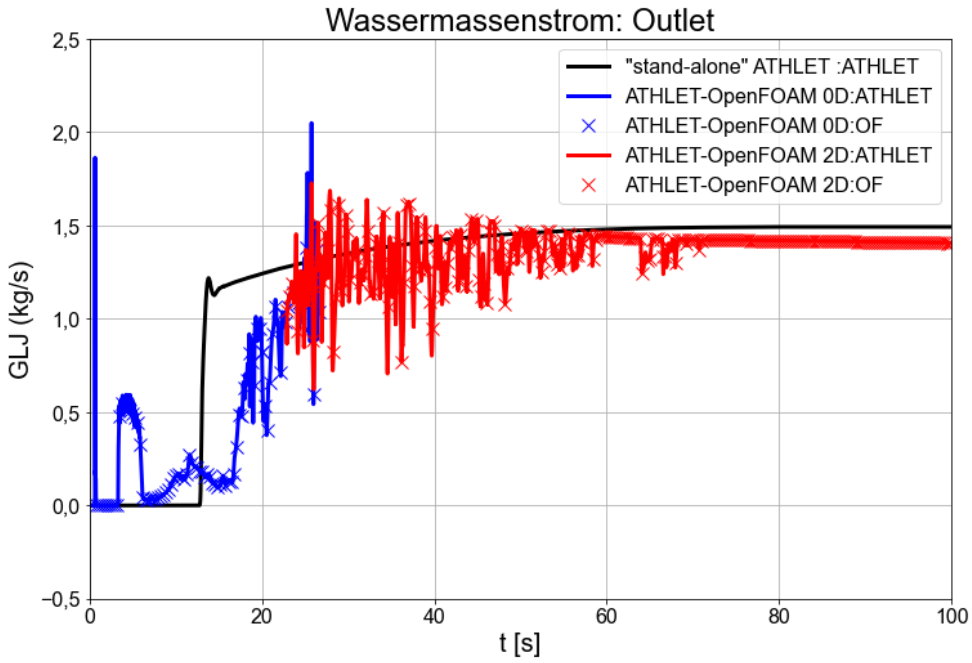


Abb. 4.13 Massenstrom des flüssigen Wassers am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

Allerdings unterscheiden sich in Abb. 4.12 die Werte des Wassermassenstroms am Einlass auf den beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle. Die von ATHLET ermittelten Werte (rote bzw. blaue Linie) liegen höher als die von OpenFOAM bestimmten Werte. Der Grund dafür sind die unterschiedlichen Stoffwerte, die von den beiden Codes verwendet wurden. OpenFOAM rechnet mit einer festen Dichte des flüssigen Wassers von 565,9 kg/m³, während ATHLET auf Basis der temperatur- und druckabhängigen Stoffwerte eine Dichte von ca. 592,4 kg/m³ verwendet. Für die Dichte des Dampfes wurden von OpenFOAM ein konstanter Wert von 94,5 kg/m³ während ATHLET einen Wert von ca. 94,6 – 94,7 kg/m³ berechnete. Entsprechend besser stimmen die Werte für den Dampfmassenstrom in Abb. 4.14 und Abb. 4.15 zwischen den beiden Codes in der gekoppelten Simulation überein (blaue und rote Linien bzw. Kreuze).

In der Zeit zwischen ca. 3 s und 6 s ist in Abb. 4.13 ein vorübergehender, großer und unphysikalischer Wassermassenstrom am Auslass zu beobachten, obwohl zu diesem Zeitpunkt erst eine geringe flüssige Wassermenge das Gebiet des Mischers erreicht hat. Ein entsprechender Rückgang konnte auch für den Dampfvolumenanteil beobachtet werden. Hierbei handelt es sich entweder um ein Artefakt der Randbedingungen am Auslass, das durch eine lokale Strömungsumkehr und die Wahl der Randbedingung für

dem Dampfvolumenanteil verursacht wurde, oder um durch numerische Instabilitäten verursachtes Problem. Der Grund konnte abschließend nicht ermittelt werden.

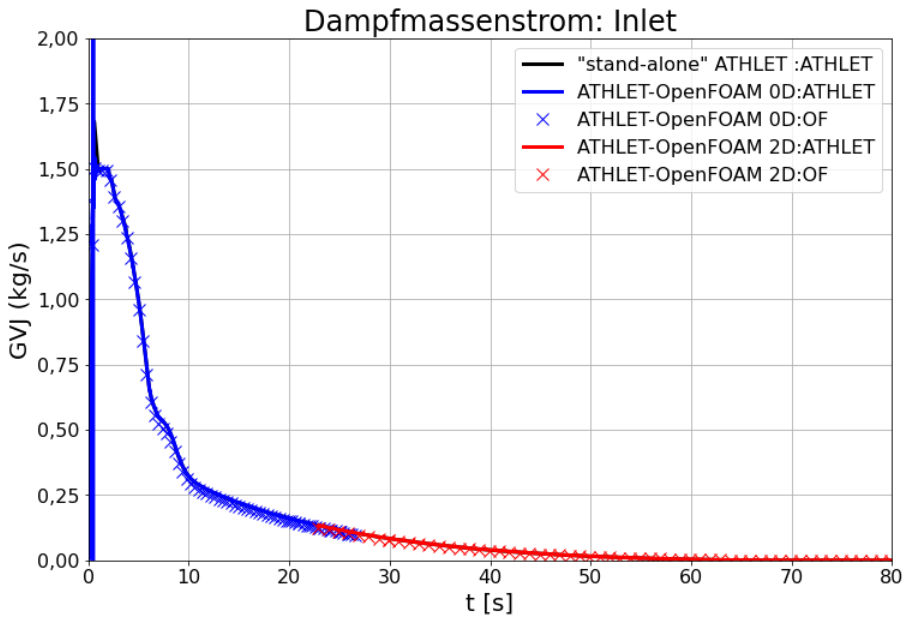


Abb. 4.14 Dampf-Massenstrom am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

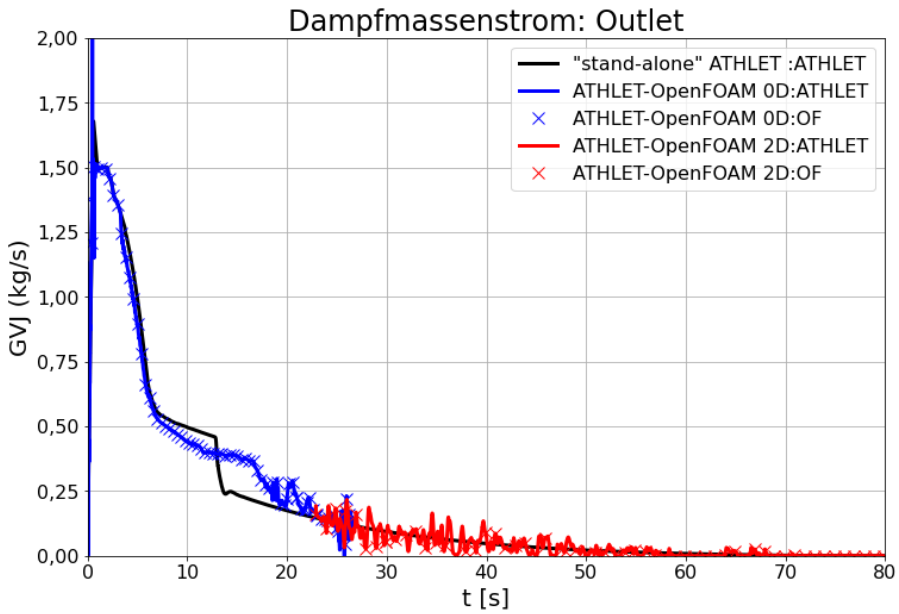


Abb. 4.15 Dampf-Massenstrom am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

Wie auch der Dampfmassenstrom in Abb. 4.14 folgt der Dampfvolumenanteil am Einlass in Abb. 4.16 sehr gut den Ergebnissen der stand-alone ATHLET-Simulation. Am Auslass sind in Abb. 4.17 deutliche Unterschiede zwischen der stand-alone ATHLET Simulation (schwarze Linie) und der ATHLET-Seite der gekoppelten Rechnung (blaue bzw. rote Linie), insbesondere ab ca. t = 50 s. Die auf der Seite von OpenFOAM berechneten Werte (rote bzw. blauen Kreuze) liegen am Ende der Simulation hingegen deutlich näher bei den Werten, der stand-alone ATHLET-Simulation. Die Werte auf der ATHLET-Seite der gekoppelten Simulation werden in der Mitte des ersten Kontrolvolumens des „ATHLET Pipe 2“ (s. Abb. 4.4) bestimmt. Da die Simulation praktisch bei Sättigungsbedingungen durchgeführt wurde, kam es in diesem Rohr zu einem Sieden eines Teils des Wassers. Dies führte dazu, dass dort Dampf entstand, der die Ergebnisse in Abb. 4.17 verfälschte.

Insgesamt konnte die Implementierung der zweiphasigen Kopplung durch den Vergleich zwischen den ATHLET und den OpenFOAM Ergebnissen in der gekoppelten Rechnung sowie durch den Vergleich mit der stand-alone ATHLET-Simulation verifiziert werden. Die beobachteten Abweichungen konnten alle nachvollziehbar, z. B. durch unterschiedliche Stoffwerte oder Sieden im ATHLET-Rechengebiet, erklärt werden.

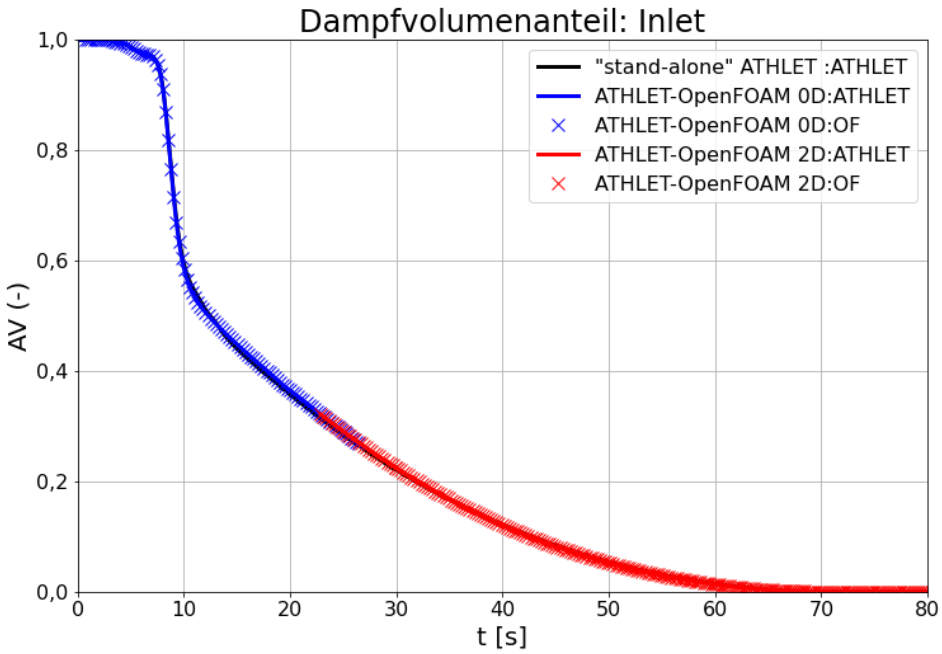


Abb. 4.16 Dampfvolumenanteil am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

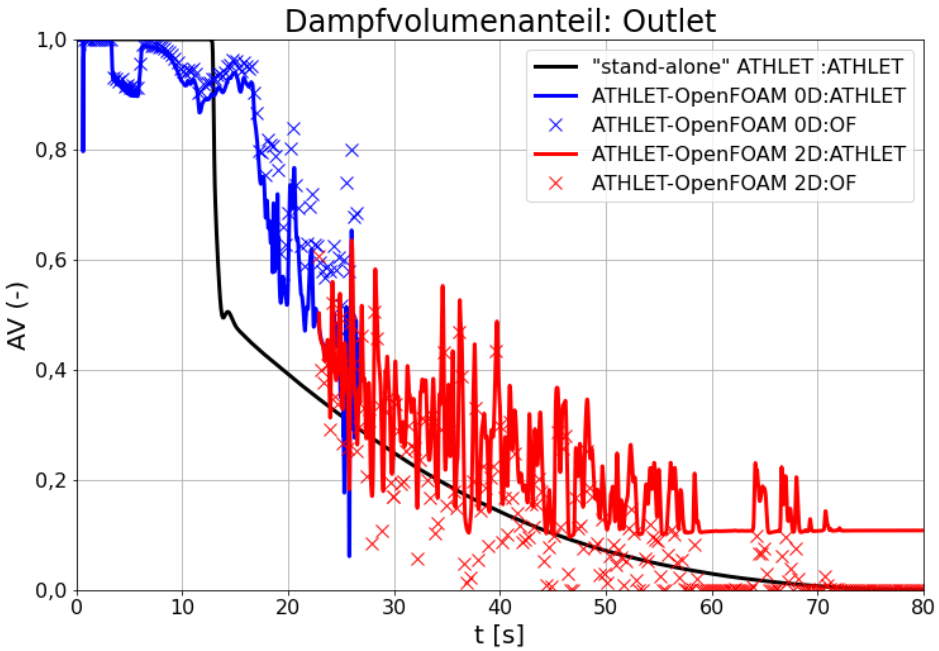


Abb. 4.17 Dampfvolumenanteil am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

4.4 Validierung der zweiphasigen Kopplungsschnittstelle ATHLET-OpenFOAM anhand des zweiphasigen OECD LSTF ROSA V Test 1.1 Versuchs

Das Thermoschock-Problematik (Pressurized Thermal Shock) kann entstehen, wenn z. B. bei einem Leck-Störfall in eine mit heißem Wasser oder Wasser/Wasserdampf gefüllten Hauptkühlmittelleitung kaltes Wasser eingespeist wird. Bei unvollständiger Vermischung kann sich eine kalte Kühlmittelschicht am Boden der Hauptkühlmittelleitung ausbilden und danach in den Ringraum gelangen. Dies führt zu einer starken Abkühlung der Ringraum-Wand und könnte die Strukturintegrität dieser Komponente gefährden. Da die Natur der Vermischungs- bzw. Schichtungsphänomene drei-dimensional ist, werden 3D CFD-Rechenprogramme benötigt, um diese sie im Detail analysieren zu können.

Im OECD ROSA V Test 1.1 Experiment wurde die sogenannte Thermoschock-Problematik unter Naturumlauf-Bedingungen untersucht. In den mit heißem Wasser oder Wasser/Wasserdampf gefüllten kalten Stränge wurde kaltes Notkühlwasser eingespeist. Dieses kalte Wasser vermischte sich mit dem heißen Medium nicht vollständig und bildete eine kalte Schicht am Boden der kalten Hauptkühlmittelleitung und ggf. an der Ringraum-Wand des RDB aus. Der Versuch mit den komplexen Zweiphasen-Phänomenen, die

sich der realen Reaktor-Geometrie abspielen, stellt für die Validierung von ATHLET-OpenFOAM eine große Herausforderung dar.

4.4.1 Anlagenbeschreibung

Die japanische Large Scale Test Facility (LSTF)-Versuchsanlage repräsentiert einen Westinghouse DWR mit vier Schleifen und 3423 MW thermischer Leistung durch ein zweischleifiges System (Schleife A und B). In der Anlage herrscht ein Druck von 155 bar bei einer Temperatur von 280 °C. Der LSTF-Primärkreis hat die gleiche Höhe einer realen DWR-Anlage, dessen Volume beträgt jedoch nur 1/48 des Volumens des DWR-Primärkreises. Die beiden Dampferzeuger haben jeweils 141 U-Rohre. Die zwei kalten Stränge A und B sind ähnlich und bestehen aus geraden und gebogenen Teilen. Diese enthalten auch die zwei Hauptkühlmittelpumpen. Ein wesentlicher Unterschied zwischen Schleife A und B besteht bei den Einspeiseleitungen des Notkühlsystems. Diese haben unterschiedliche Formen: Die Einspeiseleitung im kalten Strang A ist senkrecht zum Hauptrohr angeordnet und stellt die geometrischen Bedingungen in einem VVER-Reaktor dar, während die Einspeiseleitung im kalten Strang B einen 45º-Winkel mit dem Hauptrohr bildet und somit die Geometrieanordnung eines westlichen DWR simuliert. Die LSTF-Anlage ist in Abb. 4.18 dargestellt.

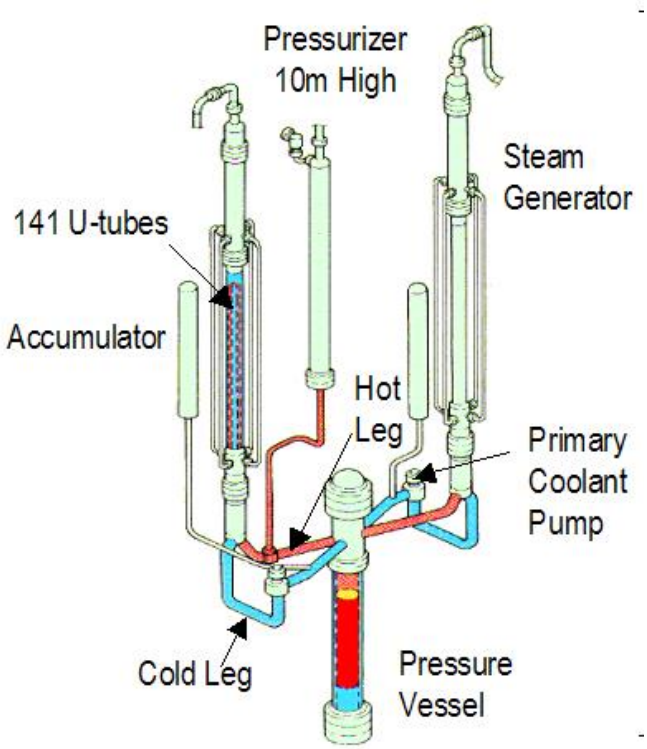


Abb. 4.18 Schematische Darstellung der LSTF-Anlage in Japan /JAE 03/

4.4.2 Anlageninstrumentierung

Der ROSA V Test 1.1 Versuch ist der Pressurized Thermal Shock-Problematik gewidmet. Dafür ist die Erfassung von Temperaturen an verschiedenen Stellen von übergeordneter Bedeutung. Zu diesem Zweck wurden in den kalten Hauptkühlmittelleitungen Thermoelemente direkt unter der Einspeiseleitung (Messlanze TE1 mit 3 Thermoelementen), sowie in zwei Querschnittsebenen (Messlanze TE2 und TE3) mit jeweils 21 Thermoelementen positioniert. Die Geometrie der Versuchsanlage und die Position der vier Messlanzen im kalten Strang A werden in Abb. 4.19.gezeigt. Die Anordnung der Thermoelemente in den Messlanzen TE2 und TE3 sind in Abb. 4.20 dargestellt. Mit Hilfe der Thermoelemente kann an zwei Stellen im kalten Strang die Temperaturverteilung im Rohrquerschnitt erfasst und dadurch Schlussfolgerungen zu Strömungsvermischung oder -schichtung gezogen werden. Zusätzlich wurden 18 Thermoelemente im Ringraum unterhalb des kalten Strangs A (TE4) installiert. Die Messgenauigkeit der eingesetzten Thermoelemente beträgt ± 2,75 K.

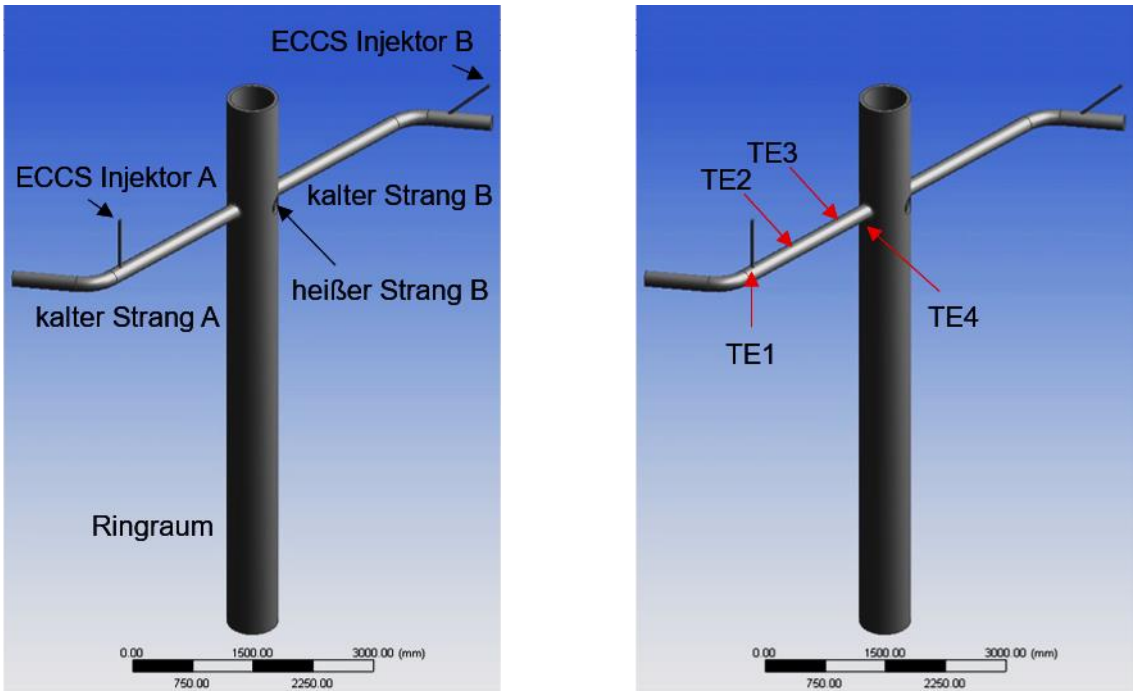


Abb. 4.19 Geometrie der Versuchsanlage und Positionen der Messlanzen TE1-TE4 in dem kalten Strang A und im Ringraum

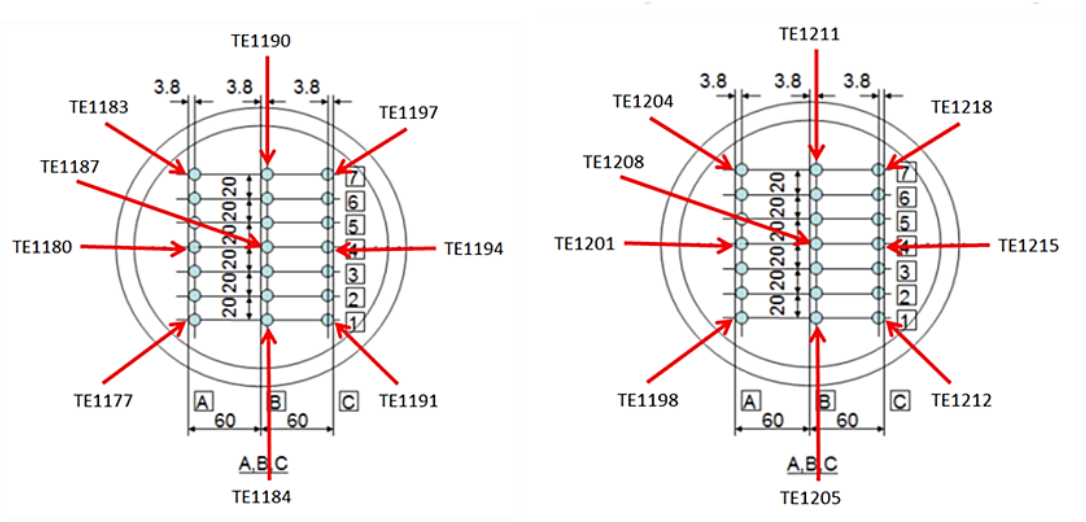


Abb. 4.20 Anordnung der Thermoelemente in den Messlanzen TE2 (links) und TE3 (rechts)

4.4.3 Der OECD ROSA V Test 1.1 Versuch

Der ROSA V Test 1.1 wurde 2006 im Rahmen des OECD/NEA-Projekts ROSA durchgeführt. Ziel des Experiments war es, Strömungsvermischung und Temperaturschichtung unter natürlichen Zirkulationsbedingungen zu untersuchen und Daten für die Validierung von Computercodes bereitzustellen. Bei diesem Test wurde zunächst kaltes Wasser in den mit heißem Wasser befüllten Primärkreislauf eingespeist. Nach dieser ersten einphasigen Versuchsphase wurden mehrere zweiphasige Versuche bei unterschiedlicher Primärkreis-Befüllung durchgeführt. Um das einphasige Kühlmittel in einen zweiphasigen Zustand versetzen zu können, wurde vom System Kühlwasser abgelassen. Dies erfolgte mit Hilfe eines Ventils am LSTF Reaktordruckbehälter (RDB). Auf diese Weise konnten zweiphasige Reaktorzustände mit unterschiedlichem Wasserinventar simuliert werden.

4.4.3.1 Anfangs- und Randbedingungen für den zweiphasigen OECD ROSA V Test 1.1 Versuch bei 80 % Wasserinventar

In dem vorliegenden Bericht wird die Notkühleinspeisung bei Wasserinventar von 80 % im Primärkreis der LSTF-Anlage untersucht. Der Test 1.1 startete mit einphasigen Zwangsumlauf und beim Abschalten der Pumpen stellte sich im Primärkreis Naturumlauf bei 15,5 MPa und 2 % Kernleistung ein. Nach der Konditionierungsphase wurde der einphasige Versuch mit der Einspeisung in den kalten Strang A durchgeführt. Danach erfolgten mehrere Füllstandabsenkungen und Einspeisungen in den kalten Strängen der

Anlage. Nach der Absenkung des Füllstandes im Primärkreis auf 80 %, beginnt die Einspeisung in den kalten Strang B und 5 s später im kalten Strang A. Die Einspeisemassenströme in den beiden Strängen unterscheiden sich um 12 %, wobei die Einspeisung im kalten Strang A genau 80 s dauerte, während die im kalten Strang B 86 s lang war.

Eine Übersicht über die wesentlichen Ereignisse im ROSA V Test 1.1 Versuch vor der analysierten Phase zeigt Tab. 4.2.

Tab. 4.2 Liste der wesentlichen Ereignisse im ROSA V Test 1.1 vor dem simulierten Zweiphasenversuch bei 80 % Wasserinventar

Zeit [s]	Ereignis
-1901	Start der Datenerfassung
-1539	Reduktion der Reaktorleistung von 7,11 MW auf 1,44 MW
-1519	Abfahren der Hauptkühlmittelpumpen
18 - 100	Einspeisung von 0,225 kg/s im kalten Strang A
275 - 314	Ablassen von Kühlmittel
1128 - 1211	Einspeisung von 0,203 kg/s im kalten Strang B
1315 - 1349	Ablassen von Kühlmittel
2097 - 2184	Einspeisung von 0,980 kg/s im kalten Strang A
2267 - 2421	Ablassen von Kühlmittel
3192 - 3275	Einspeisung von 0,851 kg/s im kalten Strang B
3442 - 3600	Ablassen von Kühlmittel
3822	Druckhalter – Isolierung
4032 - 6107	Ablassen von Kühlmittel: Wasserinventar 100→80 %
6929 - 6926	Einspeisung von 0,253 kg/s in kalten Strang A
6926 - 7004	Einspeisung von 0,265 kg/s in kalten Strang B
7155 - 7381	Ablassen von Kühlmittel
8237 - 8318	Einspeisung von 0,997 kg/s in kalten Strang A
8232 - 8319	Einspeisung von 0,870 kg/s in kalten Strang B
8466 - 9229	Ablassen von Kühlmittel: Wasserinventar 100→70 %

4.4.4 Zweiphasige Simulationen mit ATHLET zu LSTF ROSA V Test 1.1

4.4.4.1 ATHLET-Datensatz für die LSTF-Anlage

Für die 1D-Systemcode-Berechnungen wurde ein vorhandener und detaillierter ATHLET-Datensatz für die LSTF-Anlage verwendet. In diesem werden die beiden Schleifen A und B explizit modelliert. Die zwei Einspeisestellen werden mit separaten Prioritätsketten, bestehend aus mehreren Thermo-Fluid-Objekten (TFO), dargestellt. Der Druckhalter wurde mit fünf Knoten simuliert und über die Ausgleichsleitung mit dem heißen Strang von Schleife A verbunden. Eine feinere Modellierung wurde auch für die Primärseite der Dampferzeuger durchgeführt. Dazu wurde ein Nodalisierungsschema mit drei verschiedenen U-Rohrbündeln (kurz, mittel und lang) entwickelt. Weiterhin wurden zwei Druckspeicher an den beiden kalten Strängen angeschlossen, in den nachstehenden Rechnungen wurden aber diese nicht berücksichtigt.

Die RDB-Nodalisierung ist ebenfalls relativ aufwendig. Der LSTF-Kern ist mit zwei Kernkanälen dargestellt, dasselbe gilt für den Ringraum der Anlage. Darüber hinaus besteht jeder Ringraumkanal in axialer Richtung aus mehreren TFOs. Die einzelnen Kern- und Ringraumkanäle sind mit Cross-Connection-Objekten untereinander verbunden, um einen Massen- und Temperaturaustausch in radialer Richtung zu ermöglichen. Das untere Plenum wurde mit Hilfe eines BRANCH-Objekts implementiert. Die Struktur des oberen Plenums ist deutlich komplexer und besteht aus mehreren untereinander verbundenen TFOs (BRANCH und SINGLE JUNCTION PIPE). Der RDB-Deckelbereich wurde mit einem BRANCH-Objekt simuliert.

Ein wichtiger Grund für die aufwendige Modellierung des oberen RDB-Bereichs ist die Simulation von diversen Bypass-Strömungen, die in der LSTF-Anlage existieren. Manche davon treten in bestimmten realen Anlagen auf. Im Datensatz wurden folgende Bypässe dargestellt:

- Reaktorkern – RDB-Deckelbereich
- Ringraum – oberes Plenum
- Ringraum – heiße Stränge
- Ringraum – RDB-Deckelbereich
- RDB-Deckelbereich – oberes Plenum

Im ATHLET-Datensatz wurden auch viele Wärmeleitobjekte (HCO) aufwendig modelliert. Diese dienen zur Berücksichtigung des Wärmetransports in der LSTF-Anlage. Die Wandtemperaturen des Ringraums und der heißen Stränge sind für die PTS-Analysen von übergeordneter Bedeutung.

Die Notkühleinspeisung, das Kühlmittel-Ablassen, usw. wurden mit Hilfe von GCSM-Signalen realisiert. Diese greifen auf Tabellen mit vordefinierten zeitabhängigen Größen, wie z. B. Massenstrom, Temperatur zurück, die von Versuchsdaten stammen. Das GCSM-Modul wurde z. B. auch für die Kontrolle der freigesetzten Wärme im Kernbereich verwendet.

Abb. 4.21 zeigt ein Teil der TFOs im LSTF-Primärkreis samt Nodalisierung. An der linken Seite sind die beiden kalten Stränge (A und B) zu sehen, rechts davon ist der Ringraum mit seinen zwei Kanälen und der RDB.

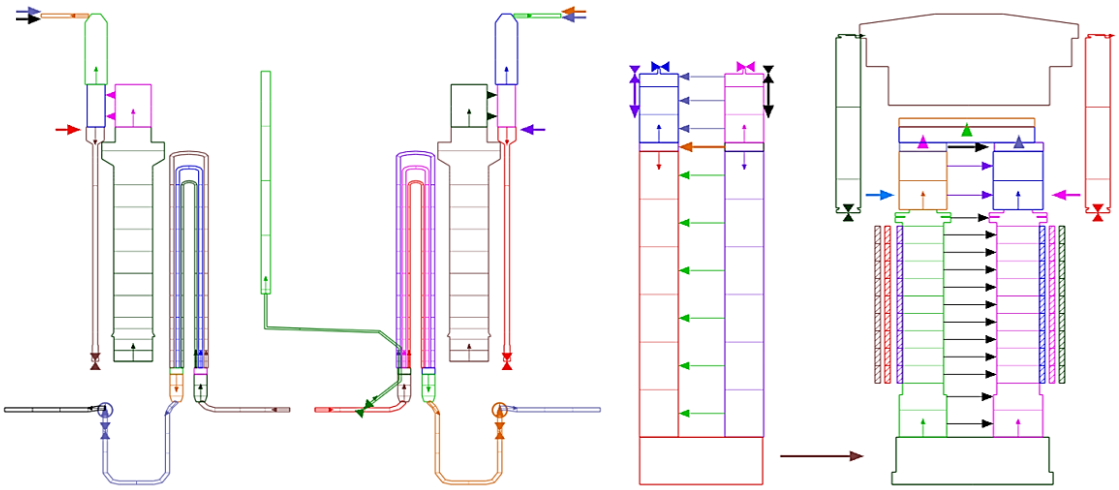


Abb. 4.21 ATHLET-Modell der LSTF-Anlage (kalte Stränge A und B, Ringraum, RDB)

4.4.4.2 Anpassungen am ATHLET-Datensatz für die gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Analysen

Der beschriebene LSTF-Datensatz wurde ursprünglich für die nicht mehr aktuelle ATHLET MOD2.1-CYCLE C Version (2009) entwickelt. In einem ersten Schritt musste dieser für die aktuelle ATHLET 3.3 Version aktualisiert werden. An vielen Stellen mussten Anpassungen durchgeführt werden, bis die ATHLET Steady State-Rechnung ohne Fehlermeldungen abgeschlossen werden konnte. Da der ROSA V Test 1.1 ein sehr langer Versuch ist und im Rahmen dieses Vorhabens nur ein kleiner Teil davon simuliert werden soll, wurde beschlossen, die ganze Konditionierungsphase, den einphasigen

Teil dieses Versuches, sowie die ersten zweiphasigen Versuche nur einmal zu berechnen und danach mit Hilfe der ATHLET-OpenFOAM Restart-Funktion den zweiphasigen Versuch bei 80 % Wasserinventar mit dem gekoppelten Programm zu simulieren.

In einem weiteren Schritt mussten Kopplungsschnittstellen im ATHLET-Datensatz für dessen Kopplung mit dem CFD-Rechenprogramm OpenFOAM spezifiziert werden. Es wurden mehrere Kopplungsstrategien entworfen, wobei gleichzeitig wichtige Faktoren wie z. B. Größe der CFD-Domäne (nur ein kalter Strang, ein kalter Strang mit einer Ringraum-Hälfte, zwei kalte Stränge mit vollständigem Ringraum, usw.), Anzahl der Kopplungsschnittstellen (Einfluss auf die numerische Stabilität), Länge der berechneten Problemzeit, Zeitschrittgröße und vorhandene CPU-Ressourcen, usw. berücksichtigt werden mussten.

Um Testrechnungen mit verschiedenen Kopplungsstrategien durchführen zu können, wurden mehrere Kopplungsschnittstellen in ATHLET spezifiziert. Zunächst wurde der kalte Strang A in drei Teilen geteilt und dort wurden zwei Kopplungsstellen vom Typ 1 und Typ 2 /AUS 21/ vorgegeben. Somit konnte der kalte Strang A mit der Notkühleinspeisung in OpenFOAM simuliert werden, der Rest der Anlage mit ATHLET.

Für die Kopplungsstrategie, bei der der kalte Strang A und die dazu gehörige Ringraumhälfte (unterhalb und oberhalb des kalten Stranges A) mit OpenFOAM simuliert werden sollten, mussten weitere Anpassungen am Datensatz vorgenommen werden. Der unterste Punkt des Ringraums im CFD-Modell befindet sich 1,2 m unter der Mittellinie des kalten Strangs A. Zu diesem Zweck wurde die bereits erwähnte Kopplungsstelle vom Typ 2 im kalten Strang A deaktiviert und TFO PV-DC-A-2 in zwei TFOs geteilt: V-DC-A-21 und PV-DC-A-22. Der untere Ringraumbereich (PV-DC-A-22, PV-DC-1, PV-DC-AB, PV-DC-LP) blieb in der ATHLET-Domäne. Der gesamte obere Ringraumbereich über den kalten Strang A (PV-DC-A-3) wurde mit OpenFOAM dargestellt.

Die eigenständigen Simulationen mit ATHLET zeigten, dass die Simulation des Ringraum-RDB-Deckelbereichs-Bypass eine wichtige Rolle bei den zweiphasigen ROSA V Simulationen spielt. Wird diese Verbindung im ATHLET-Modell vernachlässigt, strömt kein Dampf vom RDB-Deckelbereich Richtung kalte Stränge. Als Folge bleibt die Strömung in den Strängen einphasig und dadurch können die Anfangsrandbedingungen für die zweiphasigen ROSA V Simulationen mit ATHLET-OpenFOAM nicht erreicht werden. Aus diesem Grund muss der Bypass auch in den gekoppelten Rechnungen berücksichtigt werden. Im für die Kopplung erweiterten ATHLET-Datensatz musste der Bypass

etwas nach unten versetzt werden, da der obere Ringraumbereich mit OpenFOAM dargestellt wird.

4.4.5 Eigenständige zweiphasige Simulationen mit ATHLET zu LSTF ROSA V Test 1.1

Mit dem vorbereiteten ATHLET-Datensatz wurden eigenständige Simulationen zum zweiphasigen ROSA V Test 1.1 Versuch mit 80 % Wasserinventar im Primärkreis der Anlage durchgeführt. Da die Temperaturmessungen in den kalten Strängen und im Ringraum lokale Werte sind, ist ein direkter Vergleich mit ATHLET aufgrund der 1D-Nodalisierung nicht sinnvoll. Grund dafür ist die Tatsache, dass ATHLET eine mittlere Temperatur über den gesamten Querschnitt des kalten Strangs berechnet. Die endgültigen Vergleiche werden mit den von ATHLET-OpenFOAM berechneten lokalen Werten durchgeführt.

Die Ergebnisse der eigenständigen Simulationen werden im Kap. 4.5 zusammen mit den gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Ergebnissen vorgestellt und diskutiert.

4.4.6 Geometrie und Rechengitter für die LSTF-Anlage

In der Abb. 4.19 wird die vollständige CAD-Geometrie der LSTF-Versuchsanlage dargestellt. Diese besteht aus zwei kalten Strangen und einem langen Ringraum. Um den für die CFD-Analysen benötigten Rechenaufwand zu reduzieren, wurde nur der komplette kalte Strang A mit dem dazu gehörigen Ringraumteil und der Noteinspeisung simuliert. Die resultierende Geometrie wird in Abb. 4.22 dargestellt. Der Ringraum wurde in der Mitte aufgeschnitten und dort wurde in der Simulation eine Symmetrie-Randbedingung (gekennzeichnet mit grüner Farbe) verwendet. Weiterhin wurde der Ringraum verkürzt. Der Abstand in der neuen Geometrie vom Mittelpunkt des kalten Strangs bis zum Ringraumende beträgt 1,2 m. Alle Wände wurden in der Simulation als adiabatisch betrachtet.

Die Geometrie wurde mit Hilfe von ICEM CFD vernetzt. Das originale Rechennetz basiert auf ein Blocking, was bereits im Rahmen des Projekts RS1184 und des europäischen Projekts NURISP /SCH 12/ entwickelt wurde. Dieses musste an die neue Geometrie angepasst werden. Das neuentstandene Rechengitter besteht aus 1,6 Mio. Hexaeder-Rechenzellen (s. Abb. 4.23), die maximale Skewness beträgt 2,1. Dieses Gitter wurde in einem nächsten Schritt in ein geeignetes OpenFOAM-Format umgewandelt.

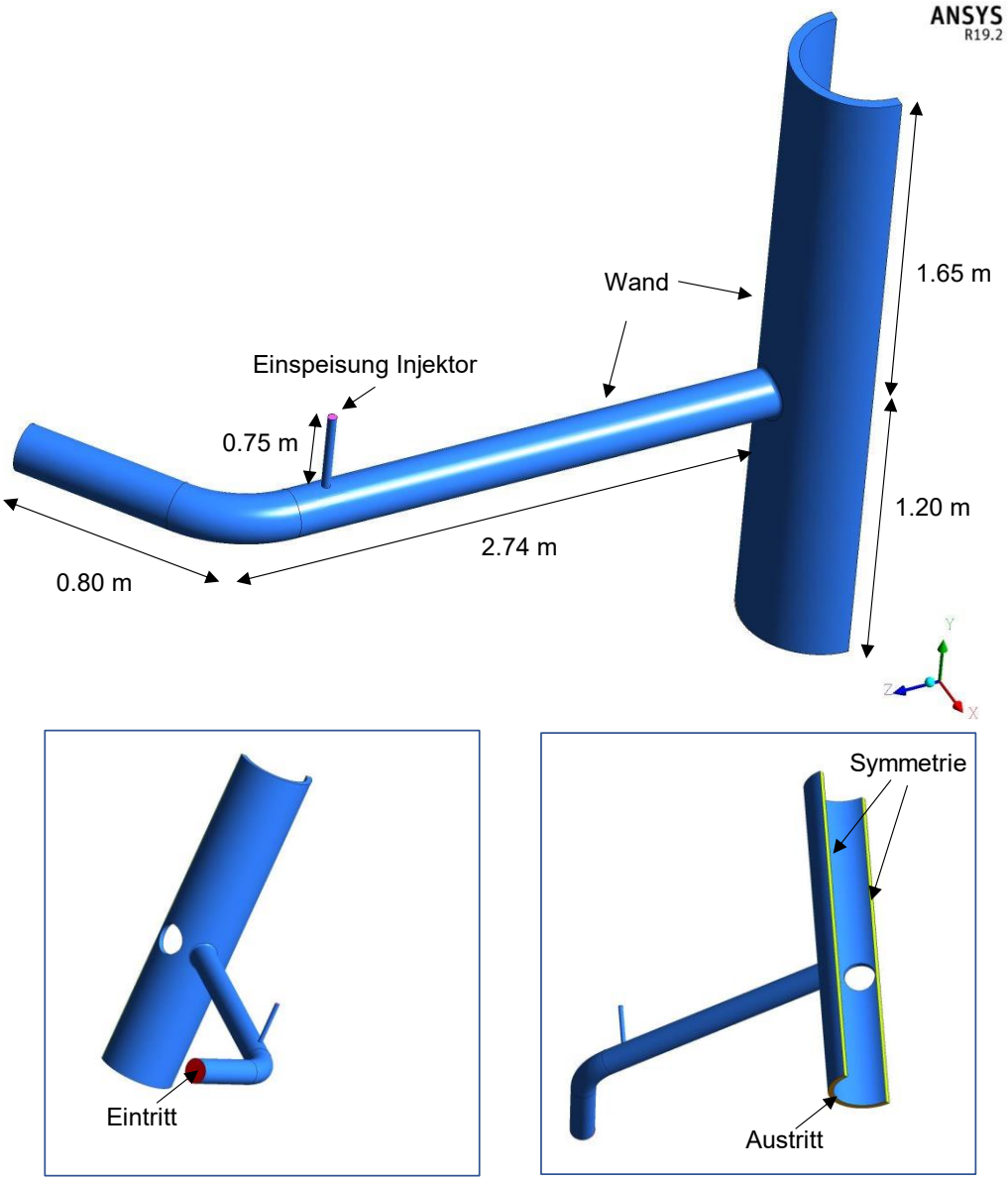


Abb. 4.22 Verkürzte LSTF-Geometrie

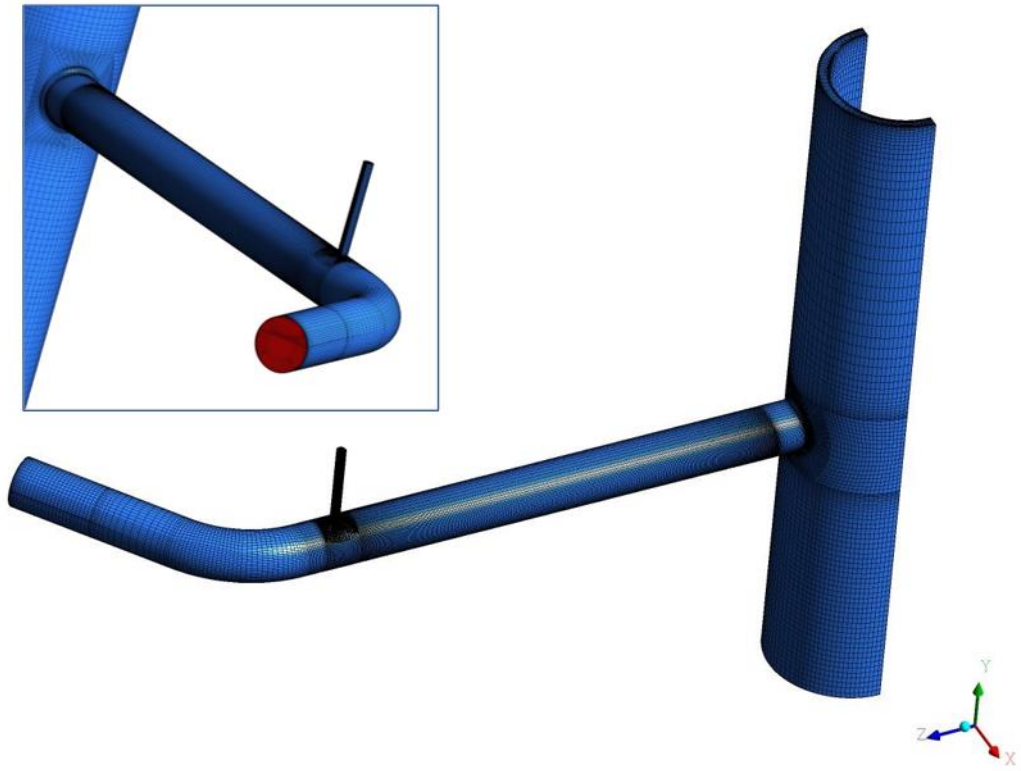


Abb. 4.23 Numerisches Rechengitter

4.4.7 Randbedingungen für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1

Wie in Kap. 4.3 beschrieben, zeigte sich schon bei dem relativ einfachen Beispiel des zweiphasigen Mischers, dass der OpenFOAM Solver `multiphaseEulerFoamCoupled`, der ursprünglich zur Simulation des LSTF ROSA V Test 1.1 verwendet werden sollte, verschiedene Nachteile aufweist. Zum einen benötigt er eine sehr hohe Rechenzeit, da die Zeitschrittweite sehr klein gewählt werden musste, um numerische Instabilitäten zu vermeiden, zum anderen hat dieser Solver keine spezielle Modellierung der Phasengrenze zwischen flüssigem und gasförmigem Medium, was aber für den hier zu betrachtenden Versuch mit einem teilweise gefüllten kalten Strang wichtig ist. Deshalb wurde entschieden, den Solver `compressibleInterFoam` bzw. dessen gekoppelte Variante `compressibleInterFoamCoupled` auf Tauglichkeit für die Simulation des zu betrachtenden Versuchs zu untersuchen.

Um die Einsetzbarkeit des VOF-Solvers `compressibleInterFoam` für die Simulation der thermischen Stratifizierung im kalten Strang der LSTF-Anlage zu überprüfen, wurde der Solver zuerst anhand des einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 Versuchs validiert. In dieser ersten Phase des Versuches wurde 300 K kaltes Wasser in den vollständig mit

heißem Wasser (552 K) gefüllten Strang A eingespeist /NEA 08/. Die Versuchsdauer betrug 120 s. Die wesentlichen Randbedingungen für die CFD-Simulation sind die gemessenen Strömungsparameter (Temperatur, Massenstrom) am Einlass des kalten Stranges, sowie in der Leitung der Noteinspeisung. Die transienten Verläufe dieser Randbedingungen zeigen Abb. 4.24 und Abb. 4.25. Diese wurden am Eintritt des kalten Strangs und am Eintritt der Noteinspeiseleitung in Tabellenform vorgegeben. Am Ringraum-Austritt wurde ein konstanter Druck von 15,5 MPa spezifiziert.

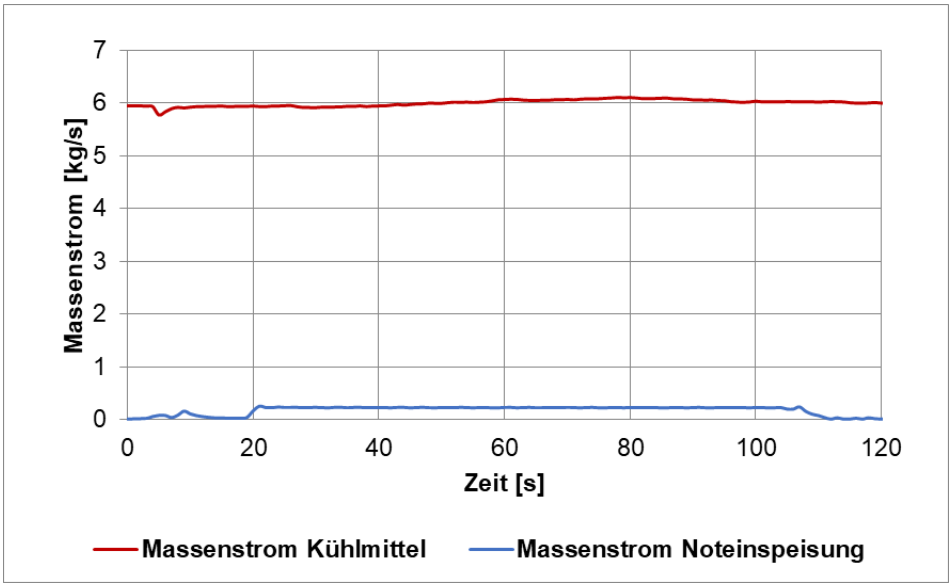


Abb. 4.24 Massenstrom im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1

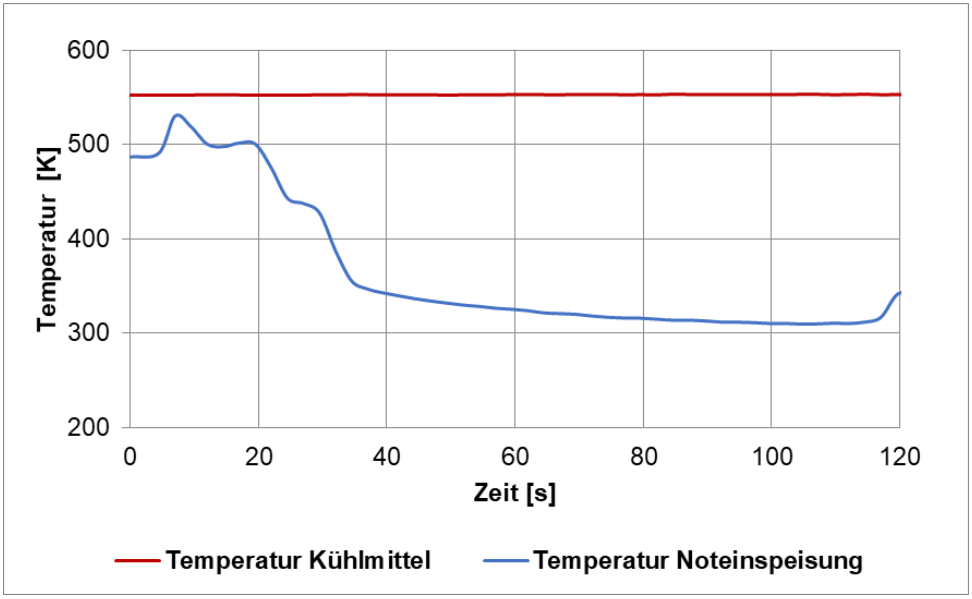


Abb. 4.25 Temperatur im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1

4.4.8 Einphasige LSTF ROSA V Test 1.1 Simulationen mit OpenFOAM

Das in der Abb. 4.23 dargestellte Rechengitter wurde für die einphasigen Simulation mit OpenFOAM benutzt. Für die Turbulenzmodellierung wurde das `kOmegaSST` Modell /MEN 01/ verwendet. Die Wasser-Stoffwerte wurden mit Hilfe von IAPWS-IF97 (IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam) berechnet. Dabei werden Dichte, Wärmekapazität, Leitfähigkeit und dynamische Viskosität als Funktionen von Temperatur und Druck bestimmt /WAG 98/.

Für die Initialisierung des Strömungsgebiets wurde zuerst eine transiente Rechnung durchgeführt, bei der die Noteinspeisung ausgeschaltet war und ein konstanter Massenstrom und eine konstante Temperatur am Eintritt des kalten Strangs spezifiziert wurden. Die Ergebnisse wurden zur Initialisierung der eigentlichen transienten Simulation benutzt. Der adaptive Zeitschritt (adjustableRunTime) wurde mit Hilfe der Courant-Zahl (max. CFL < 2) gesteuert. Die Zeitschritte lagen im Bereich $1x10^{-4}$ – $4x10^{-4}$ s. Die parallelen Berechnungen mit 48 Kernen wurden auf dem Cluster der GRS ausgeführt. Die gesamte Problem-Zeit von 120 s wurde in ca. 10 Tagen gerechnet.

4.4.9 Analyse der erzielten Ergebnisse mit OpenFOAM

Abb. 4.26 zeigt die Temperaturverteilung im kalten Strang bei t = 40 s und t = 80 s. Das kalte Wasser wird senkrecht in den kalten Strang A eingespeist und vermischt sich dort teilweise mit dem 552 K heißen Wasser. Etwa 0,7 m stromabwärts bildet sich am Boden des kalten Strangs eine kalte Wasserschicht aus, diese weist eine höhere Dichte als das umgebende Fluid auf und ist daher schwerer. Das wärmere und somit leichtere Fluid bleibt oberhalb der kalten Wasserschicht. Zum Zeitpunkt t = 40 s hat das kalte Wasser den Eintritt des Ringraums noch nicht erreicht, nach weiteren 40 s erreicht es das Ende des kalten Strangs A und dringt etwa 0,1 m in den Ringraum ein.

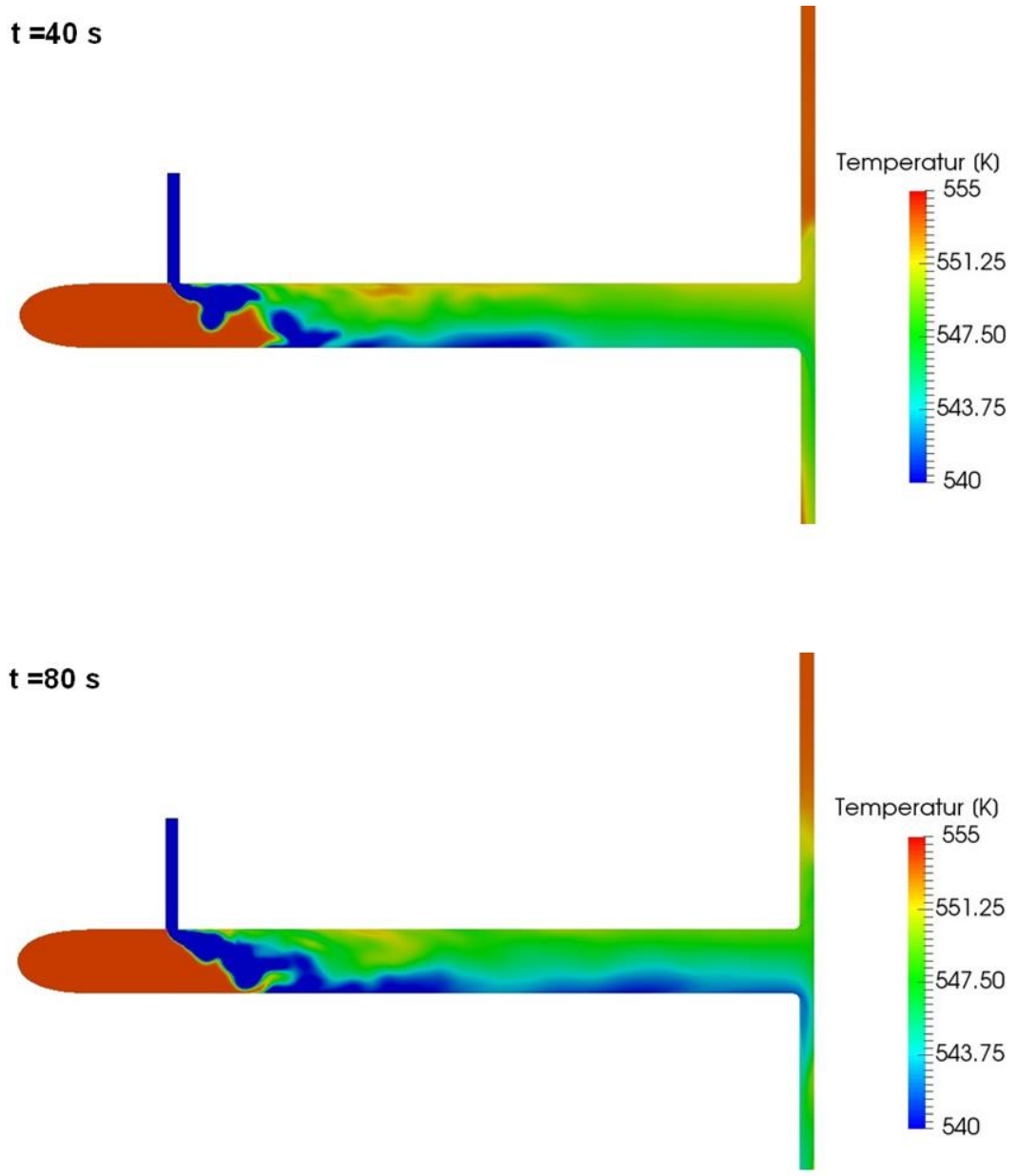


Abb. 4.26 Temperaturverteilung in der einphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40s (oben) und t = 80 s (unten)

Abb. 4.27 zeigt die zeitabhängigen Temperaturverläufe für die 9 Messstellen der TE2 Messlanze (s. Abb. 4.19). Diese befindet sich 0,7 m stromabwärts der Einspeisestelle. Die turbulente Strömung führt zu Temperaturschwankungen, die deutlich zu sehen sind. Auch in diesen Plots ist die Schichtung der Strömung zu erkennen: Der Temperaturabfall bei den oberen Messtellen TE1183, TE1190, TE1197 ist kleiner als der Temperaturabfall bei den unteren Messstellen TE1177, TE1184, TE1191. Die Simulationsergebnisse stimmen sehr gut mit den Messdaten überein. Die Abweichungen der berechneten Temperaturen liegen meistens im Bereich der Messgenauigkeit von ± 2,75 K.

In Abb. 4.28 werden die zeitlichen Temperaturverläufe der 9 Messstellen der TE3-Messlanze (s. Abb. 4.19) dargestellt. TE3 befindet sich weiter stromabwärts in der Nähe des Ringraum-Eintritts. Eine ausgeprägte Temperaturschichtung ist auch hier zu erkennen: Die Temperaturdifferenz zwischen den obersten und den untersten Messstellen beträgt ca. 7 K. Die Simulationsergebnisse zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messdaten. Die beobachteten Temperaturschwankungen sind der turbulenten Strömung zurückzuführen.

Die erzielten Ergebnisse zeigen, dass der VOF-Solver `compressibleInterFoam` mit den ausgewählten Modellen die Kühlmittelvermischungs- und Kühlmittelschichtungsvorgänge im einphasigen ROSA V Test 1.1 gut wiedergeben werden kann.

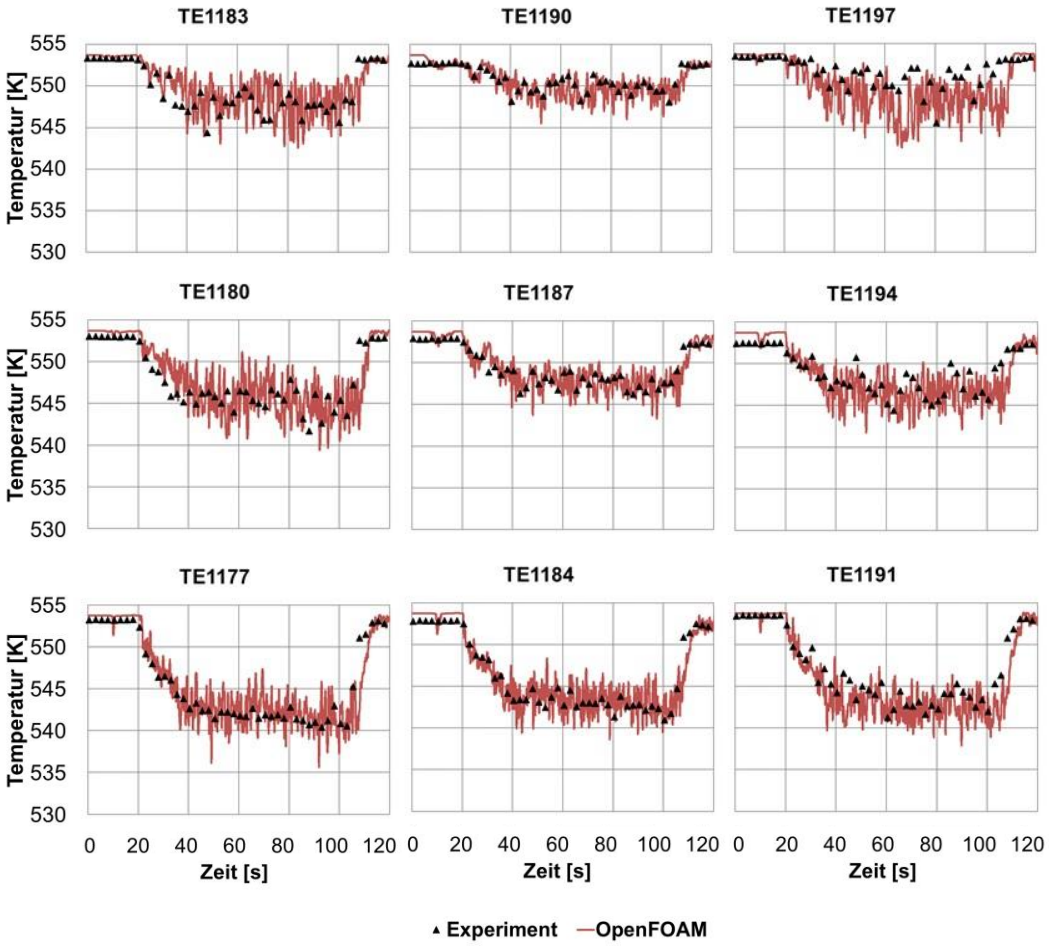


Abb. 4.27 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2

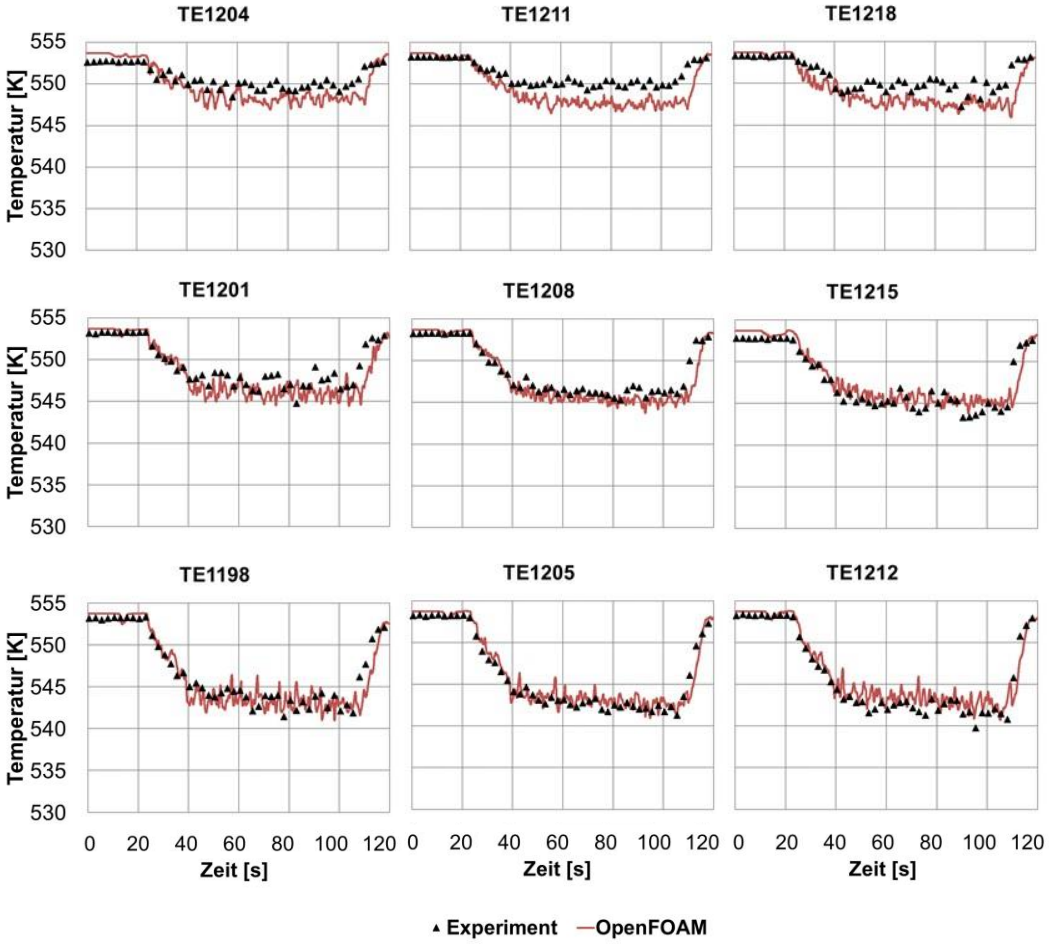


Abb. 4.28 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3

4.4.10 Eigenständige zweiphasige Simulationen mit OpenFOAM zu LSTF ROSA V Test 1.1

Der zweiphasige ROSA V Test 1.1 mit 80 % Wasserinventar /NEA 08/ wurde für die Validierung des OpenFOAM-Solvers verwendet. Vor Beginn der kaltseitigen Notkühleinspeisung wurde der kalte Strang A mit 80 % Wasser und 20 % Dampf bei Sättigungstemperatur (552 K) gefüllt. Eine stationäre Naturkonvektion der Wasser- und Dampfströmung stellt sich ein und ein Wasserspiegel bildet sich im kalten Strang aus. Das 300 K kalte Wasser wurde in diesen Strang eingespeist, wobei die Versuchsdauer 120 s betrug. Die transienten Verläufe der gemessenen Strömungsparameter (Temperatur, Massenstrom) am Einlass des kalten Stranges A, sowie in der Leitung der Noteinspeisung, sind in Abb. 4.29 und Abb. 4.30 dargestellt. Diese wurden als Randbedingungen für die CFD-Simulation am Eintritt des kalten Strangs A und am Eintritt der

Noteinspeiseleitung in Tabellenform vorgegeben. An dem Ringraum-Austritt wurde ein konstanter Druck von 6,6 MPa spezifiziert.

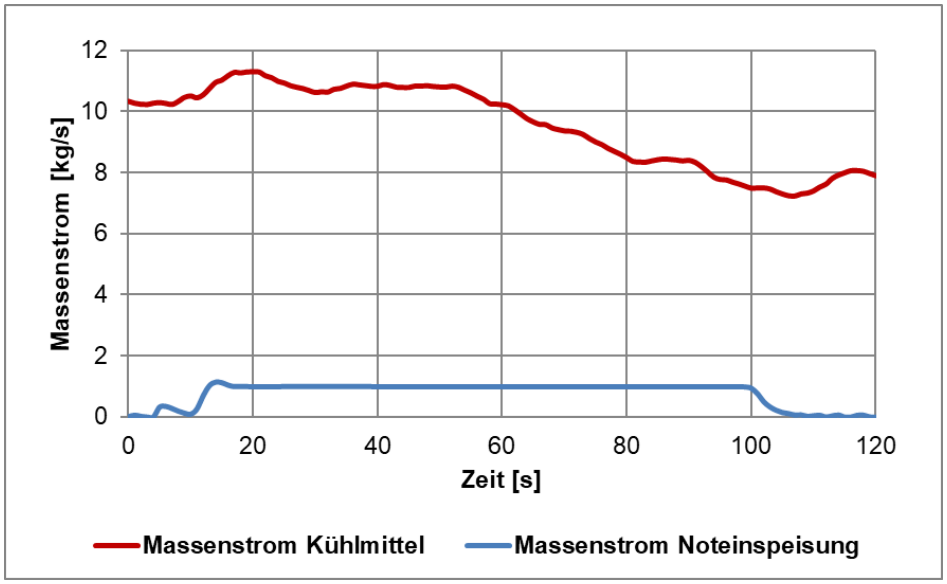


Abb. 4.29 Massenstrom im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1

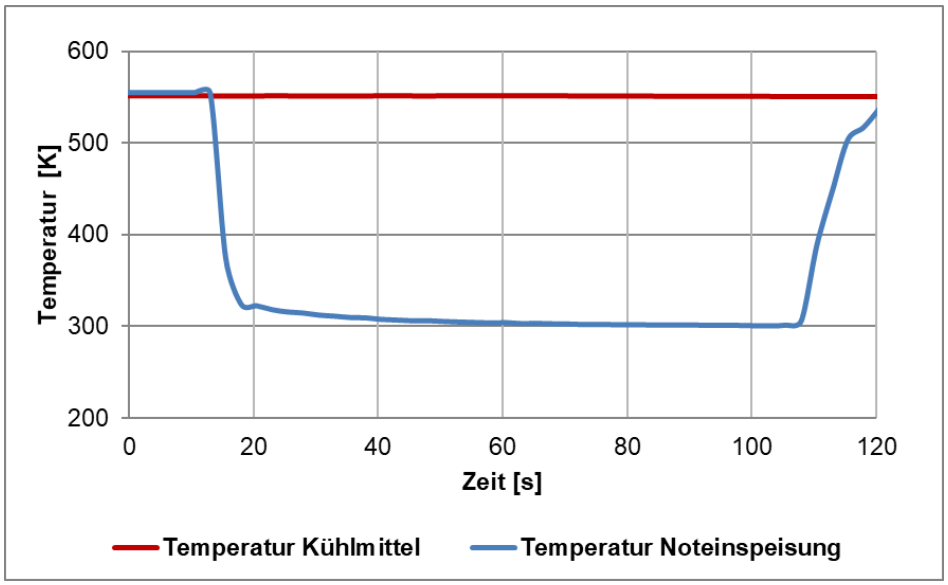


Abb. 4.30 Temperatur im kalten Strang A und in der Noteinspeiseleitung im zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1

Der zweiphasige Versuch wurde zuerst mit dem Euler-Euler OpenFOAM-Solver `multiphasePhaseEulerFoam` simuliert. Um die getrennten Wasser- und Dampfschichten im kalten Strang auch in der Simulation so wie im Experiment abbilden zu können, wurden spezifische Randbedingungen für den Eintritt des kalten Stranges, wie in der ANSYS CFX Analyse im Rahmen des Projektes NURISP, eingesetzt. Die Einlassfläche wurde in

zwei Teilen aufgespalten und separat vernetzt (Abb. 4.31, links). Dadurch ergeben sich Eintrittsflächen für den Dampf (oben) und für das Wasser (unten).

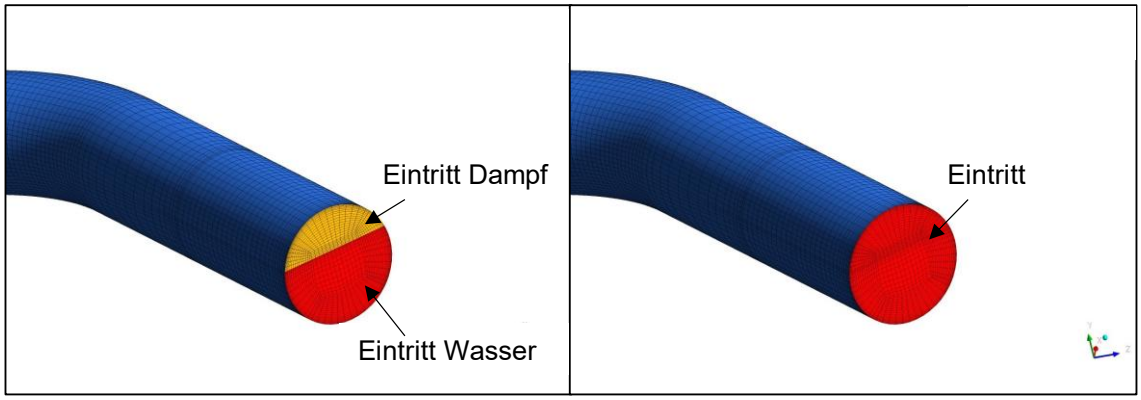


Abb. 4.31 Rechengitter am Eintritt des kalten Stranges

Mehrere transiente Simulationen wurden mit OpenFOAM durchgeführt. Dabei konnten verschiedene Modelle und Einstellungen für den Solver ausprobiert werden. Konvergente Lösungen konnten nur mit Hilfe von sehr kleinen Zeitschritten (10^{-6}-10^{-5} s) erzielt werden. Diese ersten Analysen bestätigten, dass der Rechenaufwand für eine großskalige Geometrie, wie die von der LSTF-Anlage, sehr hoch sein kann. Die Rechenzeit für die gesamte Versuchsdauer von 120 s würde über 3 Monate liegen, vorausgesetzt, man rechnet mit 144 parallelen Kernen.

Aus diesem Grund wurde für die weiteren Analysen der OpenFOAM Solver `compressibleInterFoam` verwendet, der auf Basis der VOF (Volume-of-Fluid) -Methode entwickelt wurde. Eine spezifische Randbedingung `variableHeightTwoFlowRatesInletVelocity` des VOF-Solvers wurde für den Eintritt des kalten Stranges A eingesetzt. Neue Rechengitter ohne Aufspaltung der Eintrittsfläche vom kalten Strang A wurden generiert. Mit der Randbedingung `codedFixedValue` wurde die Höhe des Wasserspiegels festgelegt. Dadurch konnte der Dampfmassenanteil über dem Wasserspiegel (s. Abb. 4.32) auf 1 und unter dem Wasserspiegel auf 0 festgelegt werden. Mit Hilfe der Randbedingung `variableHeightTwoFlowRatesInletVelocity` wurde der Volumenstrom für Dampf und Wasser separat am Eintritt vorgegeben. Die OpenFOAM-Randbedingungen für die eigenständigen zweiphasigen Simulationen mit dem Solver `compressibleInterFoam` sind in Tab. 4.3 zusammengefasst.

Im Versuch wurde der Dampf durch das eingespeiste kalte Wasser abgekühlt und dies führte zu Kondensationsvorgängen. Der Dampfverlust konnte jedoch durch den ständig

aus dem Ringraum in den kalten Strang strömende Dampf kompensiert werden und dies führt zur Bildung einer stabilen Dampfschicht im kalten Strang A. Im Rahmen des Projekts wurde von Anfang an keine Berücksichtigung vom Phasenübergängen vorgesehen. Aus diesem Grund wurde die Simulation der Kondensationsvorgänge in OpenFOAM vernachlässigt.

Tab. 4.3 Randbedingungen der eigenständigen zweiphasigen Simulation

Randbedingung	alpha.water	p_rgh	T	U
INLET	codedFixedValue	fixedFluxPressure	uniformFixedValue table	variableHeightTwoFlowRatesInletVelocity
OUTLET	inletOutlet	prghPressure	inletOutlet	pressureInletOutletVelocity

Für die Initialisierung des Strömungsgebiets wurde zuerst eine transiente Rechnung durchgeführt, bei der die Noteinspeisung ausgeschaltet war und ein konstanter Massenstrom und eine konstante Temperatur am Eintritt des kalten Strangs spezifiziert wurden. Die Berechnung wurde bis zum Aufbau von stabilen Wasser- und Dampfschichten im Strang A durchgeführt (s. Abb. 4.33). Die erzielten Ergebnisse wurden zur Initialisierung der eigentlichen transienten Simulation mit Einspeisung benutzt. Der adaptive Zeitschritt (adjustableRunTime) wurde mit Hilfe der Courant-Zahl (max. CFL < 2) gesteuert. Die ausgeführten Zeitschritte lagen im Bereich $1x10^{-4}$ – $5x10^{-4}$ s. Die parallelen Berechnungen wurden auf 48 parallelen Kernen ausgeführt. Die gesamte Simulationsdauer von 120 s wurde in ca. 8 Tagen gerechnet.

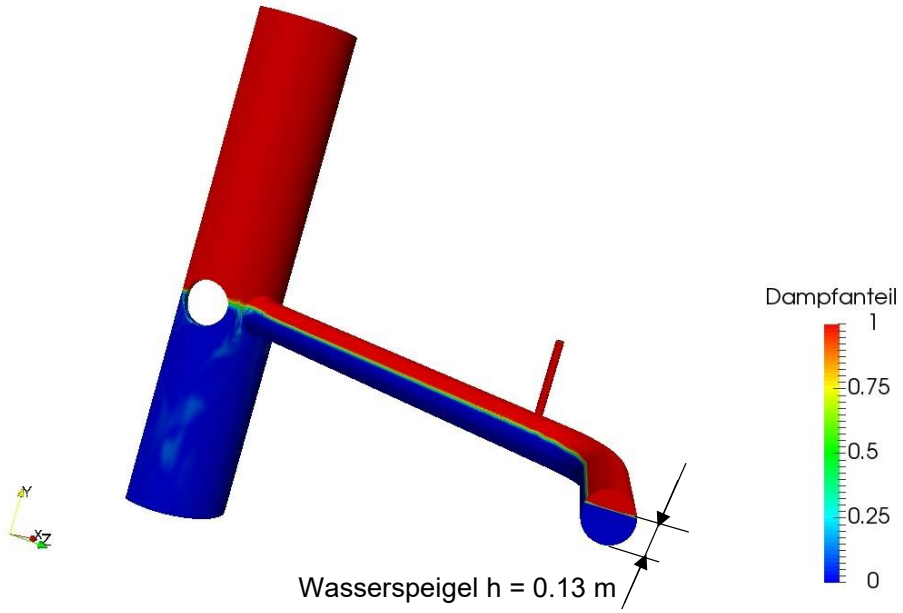


Abb. 4.32 Dampfvolumenanteil im Rechenvolumen vor dem Beginn der Noteinspeisung

Abb. 4.33 zeigt den Dampfanteil im Strang A bei t = 40 s und t = 80 s. Das kalte Wasser wird senkrecht nach unten eingespeist, durchdringt die Dampfschicht durch und kühlt den Dampf ab. Danach erreicht der kalte Wasserstrahl die Wasseroberfläche und vermischt sich dort mit dem 552 K heißem Wasser. An dieser Stelle findet eine komplexe zweiphasige Vermischung statt. Ein Teil des Dampfs wird vom kalten Wasserstrahl nach unten mitgerissen und vermischt sich dort mit dem Wasser.

Die Temperaturverteilung bei t = 40 s und t = 80 s im kalten Strang A werden in Abb. 4.34 dargestellt. Der kalte Strahl prallt auf den Rohrboden auf und, wie bei den einphasigen Simulationen, bildet sich im unteren Rohrquerschnitt eine kalte Schicht aus. Da in der Analyse die Kondensationsvorgänge nicht berücksichtigt werden und der Dampf nicht isotherm simuliert wurde, findet eine Phasenvermischung statt und die Dampfschicht wird durch das umgebende Wasser unter der Sättigungstemperatur gekühlt.

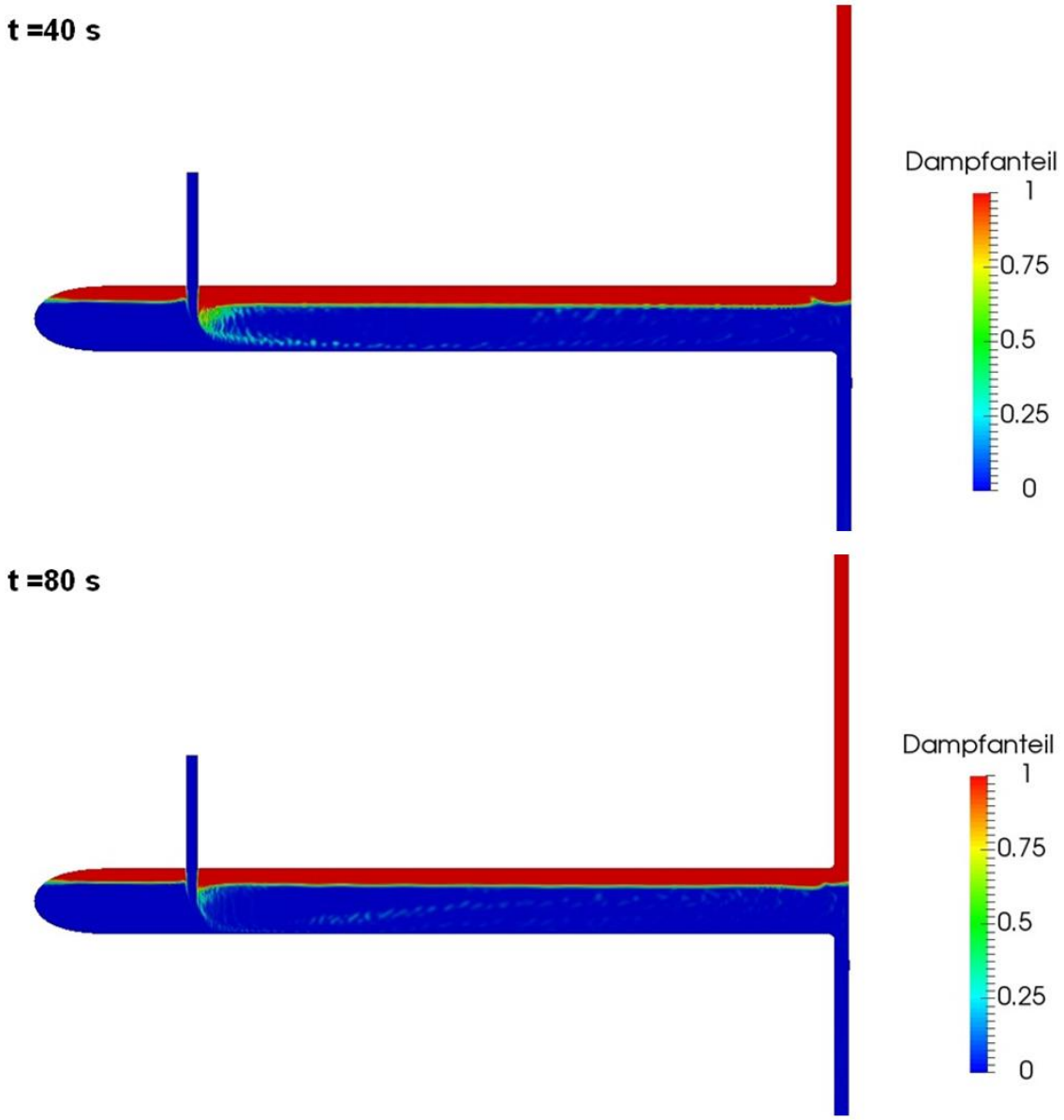


Abb. 4.33 Dampfvolumenanteil in der eigenständigen zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten)

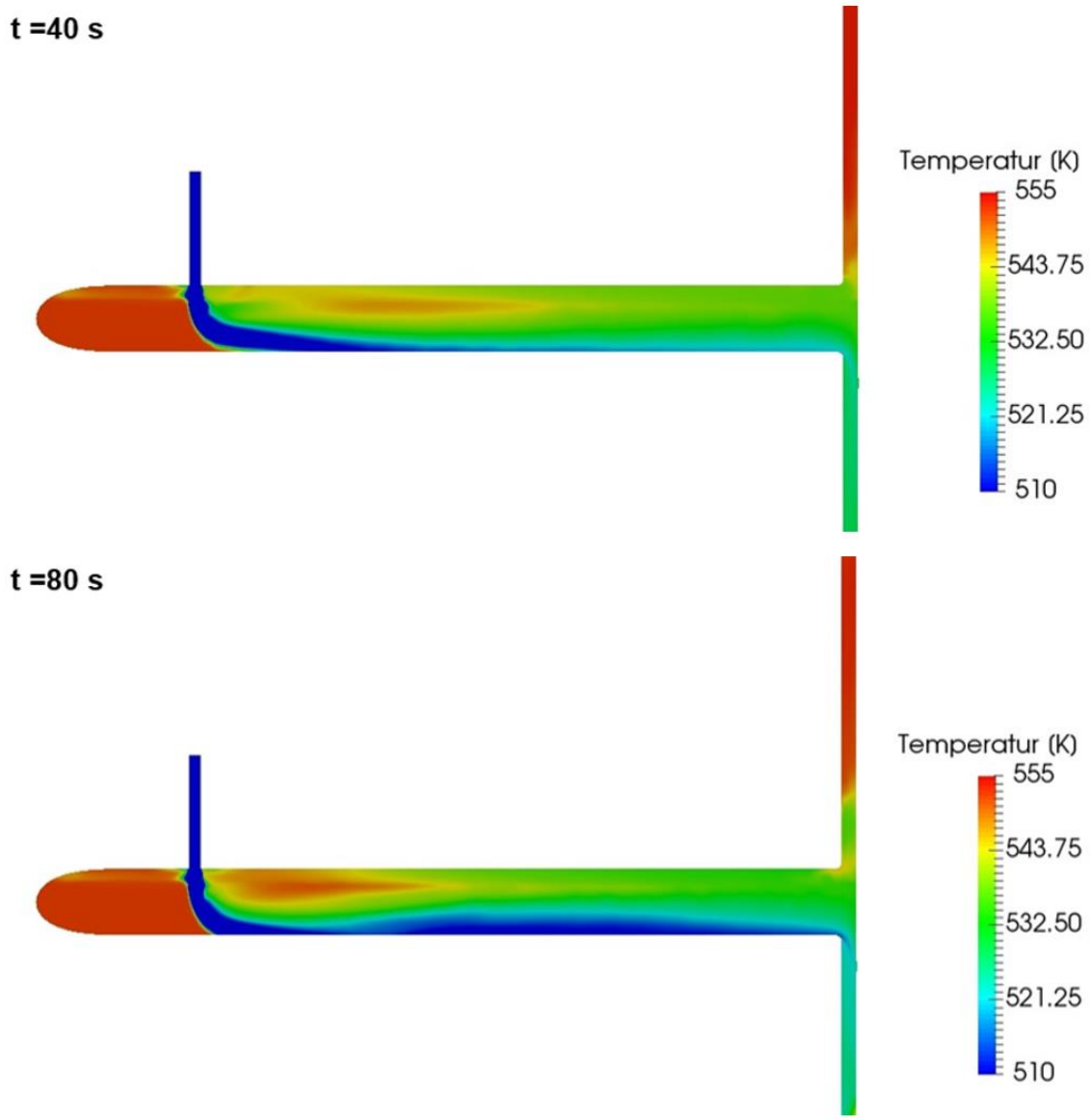


Abb. 4.34 Temperaturverteilung in der eigenständigen zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten)

In Abb. 4.35 und Abb. 4.36 werden die zeitlichen Temperaturverläufe der 9 Messstellen von TE2- und TE3-Messlanzen (Abb. 4.20) dargestellt. Der Abstand der Messstelle TE2 ist 0,7 m stromabwärts vom Einspeisestutzen, während TE3 1,5 m davon entfernt ist. Die oberen drei Messstellen von TE2 und TE3 befinden sich in der Dampfschicht. Aus diesem Grund bleibt im Versuch die Fluidtemperatur bei der Sättigungstemperatur. Wie bereits oben erklärt, sinkt die von OpenFOAM berechnete Temperatur aufgrund der Vermischung dort modellbedingt ab. Die berechneten Dampftemperaturen im oberen Rohrquerschnitt werden im Schnitt um ca. 8 K (TE2) bzw. 17 K (TE3) unterschätzt. Die mittleren drei Messlanzen und die beiden Messlanzen TE2 (TE1180, TE1187, TE1194) und

TE3 (TE1201, TE1208, TE1215) befinden sich in der Wasserschicht, jedoch in der Nähe des Wasserspiegels. Dort erreicht die Dampftemperatur einen deutlich niedrigeren Wert als die Sättigungstemperatur und dadurch unterschätzt OpenFOAM die Messwerte bis zu 23 K. Die unteren drei Messstellen T1177, TE1184 und TE1191 der Messlanze TE2 befinden sich nicht weit von der Einspeisestelle und zeigen deutlich größere Abweichungen vom Experiment (bis 10 K) im Vergleich zu denselben Messtellen der Messlanze 3. Dies ist auch zu erwarten, da die Vermischungsphänomene in der Nähe der Einspeisestelle komplexer sind als die, die stromabwärts auftreten. TE1188 und TE1205 (TE3) sind in einer sehr guten Übereinstimmung mit den Versuchsdaten.

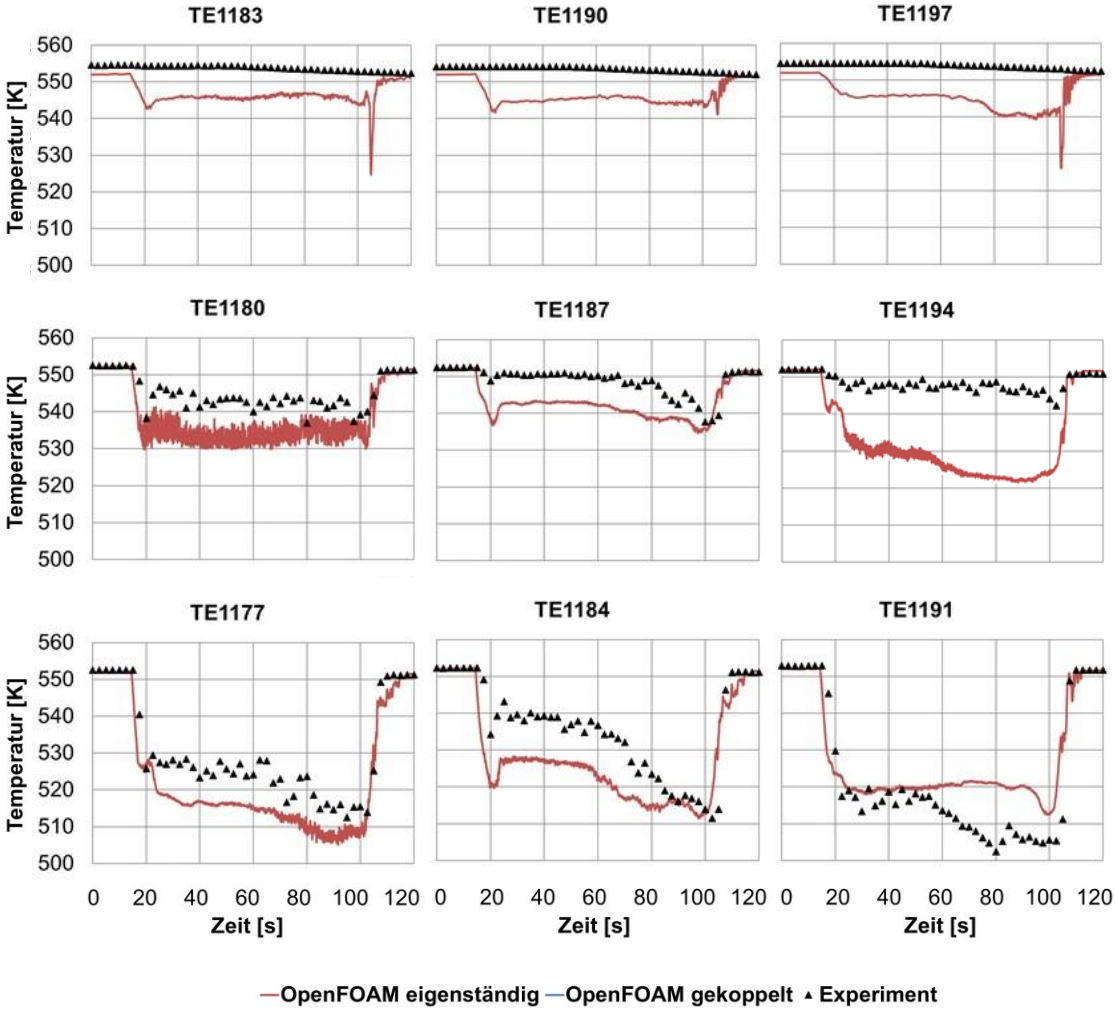


Abb. 4.35 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2

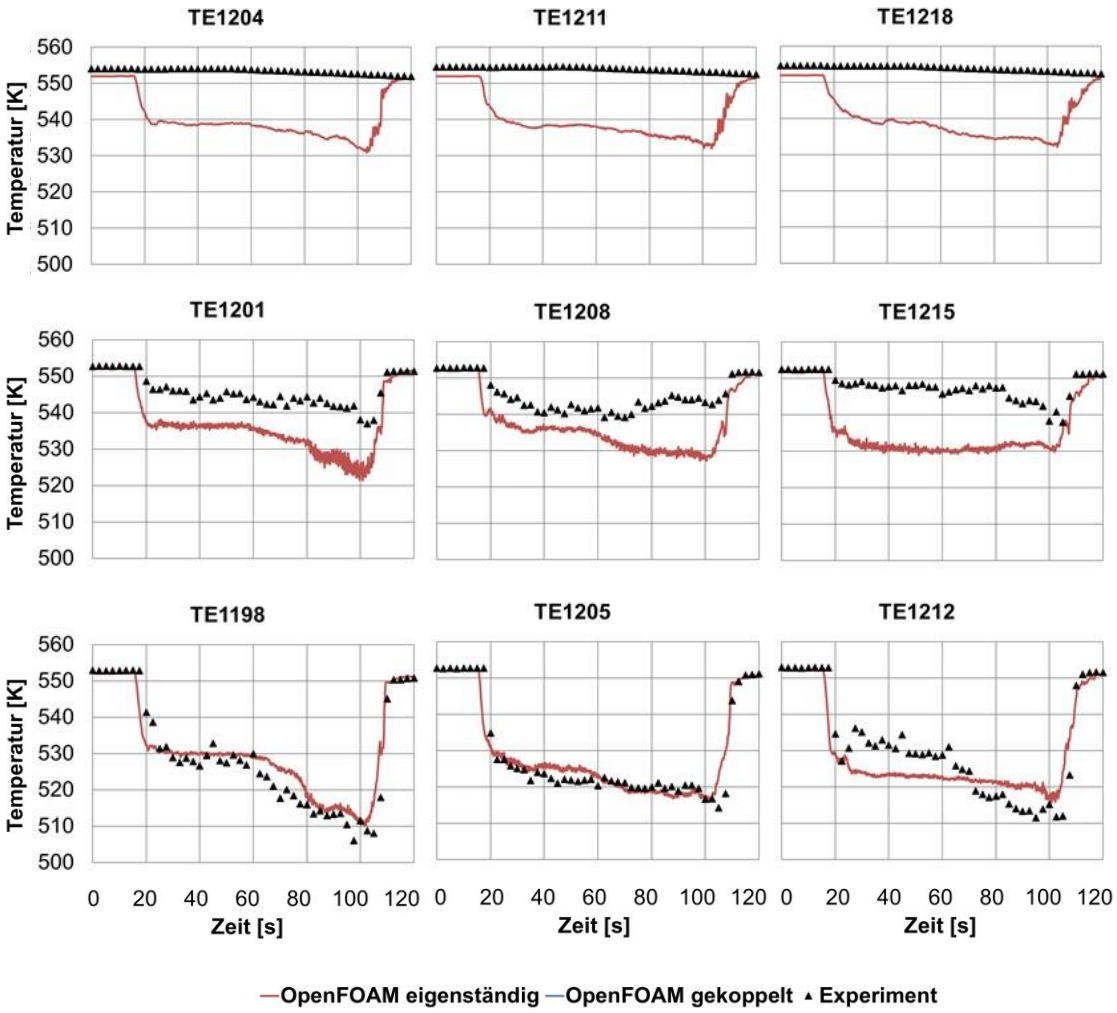


Abb. 4.36 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3

Die Ergebnisse zeigen deutlich, dass ohne Berücksichtigung der Kondensation in der CFD-Domäne keine realistischen Ergebnisse, insbesondere im oberen Teil des Rohrquerschnitts erzielt werden können. Dort berechnet OpenFOAM Dampftemperaturen, die deutlich niedriger als die Sättigungstemperatur sind. Eine Simulation von Kondensationsvorgängen würde diese Inkonsistenz vermeiden und die Dampftemperatur im oberen Rohrquerschnitt würde mit dem Experiment deutlich besser übereinstimmen. Die Berücksichtigung der Kondensation wird möglicherweise auch die Übereinstimmung im mittleren und unteren Rohrquerschnitt verbessern. Die Implementierung eines Kondensationsmodells in OpenFOAM ist aufwendig und kann im Rahmen dieses Forschungsvorhabens nicht durchgeführt werden. In einem weiteren Projekt können Forschungsaufgaben zur Implementierung eines Kondensationsmodells in OpenFOAM gewidmet werden.

4.5 Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-OpenFOAM für Zweiphasenströmungen anhand von LSTF ROSA V Test 1.1

Das gleiche Rechengitter (s. Abb. 4.23), wie bei der eigenständigen zweiphasigen Simulation, wurde auch für die gekoppelte Simulation benutzt. Das `kOmegaSST` wurde für die Modellierung der Turbulenz verwendet. Die Randbedingungen am Einlass der Noteinspeisung sind mit den Randbedingungen in der eigenständigen Simulation identisch. Die in der eigenständigen verwendeten Randbedingungen für den Eintritt und Austritt des kalten Stranges A (s. Tab. 4.3) wurden durch die gekoppelten Randbedingungen ersetzt (s. Tab. 4.4).

Tab. 4.4 Kopplungsrandbedingungen an den Schnittstellen zwischen ATHLET und OpenFOAM

Kopplungs-schnittstelle	alpha.water	p_rgh	T	U
INLET	`couplingCodedFixedValueOneWay`	`coupling-Buoyant-Pressure`	`couplingInletOutlet`	`couplingVariableHeight TwoMassFlowRatesInletVelocity`
OUTLET	`couplingInletOutletOneWay`	`coupling-Buoyant-Pressure`	`couplingInletOutlet`	`coupling Pressure InletOutlet-Velocity`

Für die Initialisierung des Strömungsgebiets wurde zuerst eine eigenständige Simulation durchgeführt, bei der die Noteinspeisung ausgeschaltet war und es wurde konstanter Massenstrom und Temperatur am Eintritt und Druck am Austritt des kalten Stranges A spezifiziert. Die Werte für die Temperatur und den Druck wurden den Ergebnissen der eigenständigen ATHLET-Simulation kurz vor dem Beginn der Noteinspeisung entnommen.

Die Zeitschritte der transienten Simulationen lagen im Bereich $1 \cdot 10^{-4}$ – $3 \cdot 10^{-4}$ s. Als Konvergenzkriterium wurden die maximalen Residuen auf $5 \cdot 10^{-4}$ festgelegt. Bei den gekoppelten Berechnungen wurde der OpenFOAM-Teil parallel auf 144 Kernen des GRS-Clusters durchgeführt. Somit konnte die gesamte Simulationszeit von 120 s in ca. 32 Tagen berechnet werden.

Abb. 4.37 zeigt den Massenstrom des flüssigen Wassers an der Einspeisestelle in dem kalten Strang A. Abb. 4.38 und Abb. 4.39 zeigen die mit ATHLET und ATHLET-OpenFOAM berechneten Drücke im Primärkreis der LSTF-Anlage. Die Verläufe sind

ähnlich, jedoch existieren gewisse Unterschiede, die der unterschiedlichen Berechnung der Druckverluste in beiden Rechengebieten zurückzuführen sind. Die Werte auf den beiden Seiten der Kopplungsschnittstellen (rote Line/Kreuze) stimmen sehr gut überein.

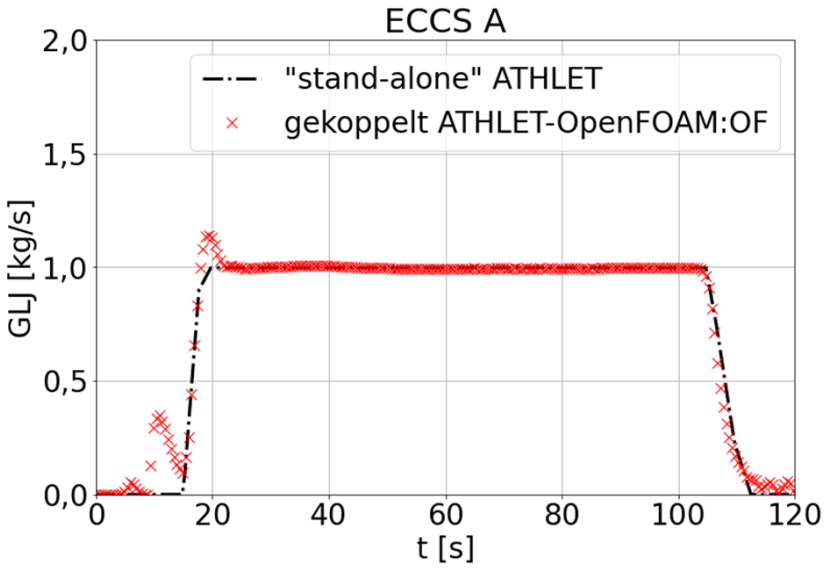


Abb. 4.37 Einspeisemassenstrom im kalten Strang A

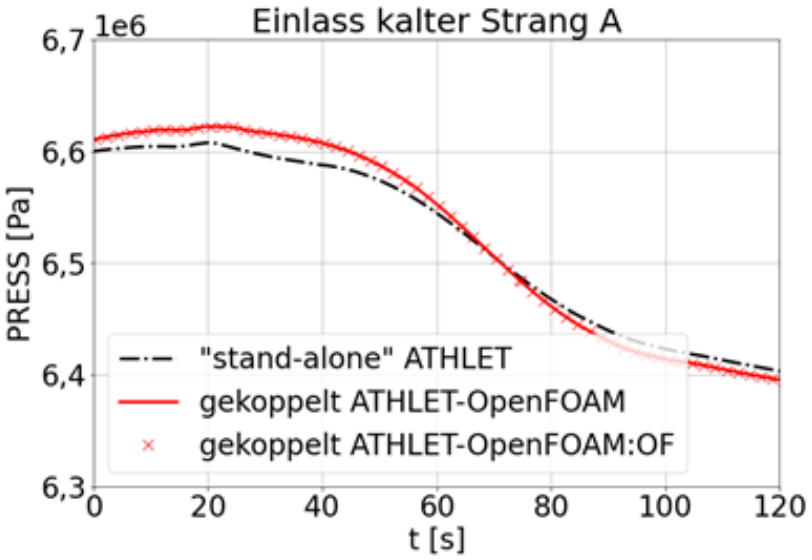


Abb. 4.38 Druck am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

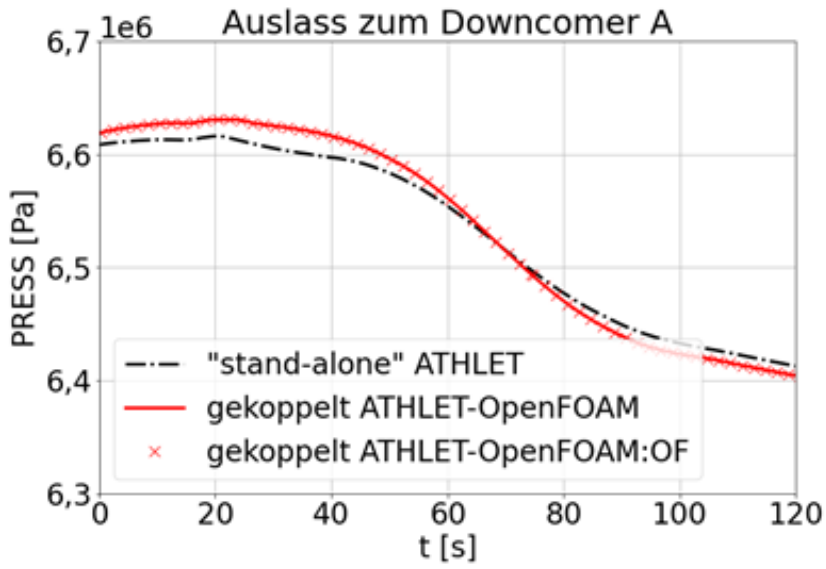


Abb. 4.39 Druck am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

Abb. 4.40 zeigt die Druckdifferenz über das CFD-Rechengebiet. Es ist festzustellen, dass in der gekoppelten Rechnung eine andere Druckdifferenz vorhergesagt wird als in den stand-alone ATHLET-Rechnungen. Dies ist auch zu erwarten, weil die beiden Rechenprogramme den zweiphasigen Druckverlust unterschiedlich bestimmen. Im Laufe der Kalteinspeisung vergrößern sich die Unterschiede (max. ~8 %). Dies könnte durch die Berücksichtigung von Kondensationsvorgängen in der eigenständigen ATHLET-Rechnung erklärt werden. Der Phasenwechsel führt zu einer größeren Wassermenge, die auch einen größeren Druckverlust verursacht. Weiterhin existieren unterschiedliche Dampfvolumenanteile in den beiden Codes an der Kopplungsschnittstelle (s. Abb. 4.43). Diese führen zu unterschiedlichem hydrostatischem Druck. Der Druck an der Kopplungsschnittstelle im Ringraum wird auch an leicht unterschiedlichen Stellen bestimmt: Auf Seiten von OpenFOAM erfolgt dies genau an der Kopplungsschnittstelle, auf der Seite von ATHLET im ersten Kontrollvolumen unterhalb der Kopplungsschnittstelle.

Die Simulation dieses Versuches ist besonders anspruchsvoll, da die Einspeisung bei Naturumlaufbedingungen stattfindet. Der Naturumlauf entsteht durch die Kühlmittelaufheizung und -abkühlung im Primärkreis. Hier spielen die geodätischen Höhen bei denen geheizt und gekühlt wird, eine wichtige Rolle. Durch die Heizung/Kühlung entstehen Auftriebskräfte, die die Strömung in Bewegung setzen. Dagegen wirkt die Reibung in den beiden Fluidphasen, die Zwischenphasenreibung, sowie die Reibung an der Wand. Die Fluidgeschwindigkeiten bzw. Massenströme im Primärkreis hängen von den bereits

beschriebenen Phänomenen ab. Ihre Berechnung stellt eine Herausforderung für das thermohydraulische Rechenprogram dar, für gekoppelte Rechenprogramme mit unterschiedlichen Modellen ist diese noch größer.

Abb. 4.41 und Abb. 4.42 zeigen die mit ATHLET und ATHLET-OpenFOAM berechneten Massenströme im Primärkreis der LSTF-Anlage. Die Verläufe sind ähnlich, jedoch existieren gewisse Unterschiede, die auf die unterschiedliche Berechnung der Druckverluste in beiden Rechengebieten zurückzuführen sind. Ab dem Zeitpunkt der Einspeisung kann eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der gekoppelten und der „stand-alone“ ATHLET-Rechnung festgestellt werden. Die Werte auf den beiden Seiten der Kopplungsschnittstellen (rote Line/Kreuze) stimmen sehr gut überein.

Abb. 4.43 zeigt den Volumenanteil des Dampfes an der Auslass-Kopplungsschnittstelle. Am Auslass vom CFD-Rechengebiet im Ringraum wurde eine Kopplungsrandbedingung für den Dampfmassenstrom verwendet, die verhinderte, dass Dampf vom unteren Bereich über die Kopplungsschnittstelle in das CFD-Rechengebiet strömte. Dies war notwendig, um numerische Instabilitäten zu verhindern. Dadurch kam es zu einer Ansammlung von Dampf im ersten ATHLET-Kontrollvolumen unterhalb der Kopplungsschnittstelle. Dies zeigte sich in den sehr hohen Dampfvolumenwerten auf der ATHLET-Seite der Kopplungsschnittstelle (rote Linie). Auf der OpenFOAM-Seite hingegen war der Dampfgehalt sehr klein (rote Kreuze). Dieser Dampf stammte aus dem oberen Bereich des CFD-Rechengebiets, der in den Ringraum mitgerissen wurde. Der von OpenFOAM so berechnete Dampfvolumengehalt stimmte gut mit den Werten aus den „stand-alone“ ATHLET-Simulationen überein (schwarze Linien).

Abb. 4.44 zeigt den Dampfanteil im Strang A bei t = 40 s und t = 80 s bei der gekoppelten Simulation. Die Simulationsergebnisse sind ähnlich wie die Simulationsergebnisse der eigenständigen Simulation (s. Abb. 4.33), die im Kap. 4.4.10 detailliert beschrieben werden. Die Temperaturverteilungen im Strang A bei t = 40 s und t = 80 s der gekoppelten Simulation werden in Abb. 4.45 dargestellt. Die Temperaturverteilungen sind ähnlich wie die Temperaturverteilungen der eigenständigen Simulation (s. Abb. 4.34). Die detaillierte Beschreibung der Ergebnisse befindet im Kap. 4.4.10. In Abb. 4.46 und Abb. 4.47 werden die zeitlichen Temperaturverläufe der 9 Messstellen von TE2- und TE3-Messlanzen (s. Abb. 4.14) dargestellt. Die Temperatur in den oberen Messstellen wird grundsätzlich unterschätzt, für die mittleren und unteren Messstellen ist die Übereinstimmung mit Experiment besser. Dies wurde bereits in Kap. 4.4.8 ausführlich diskutiert.

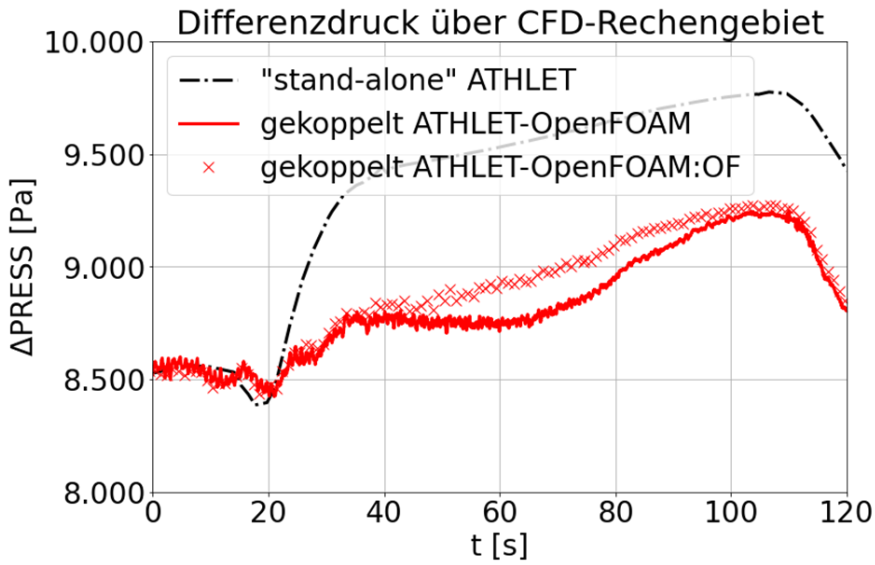


Abb. 4.40 Differenzdruck zwischen Ein- und Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

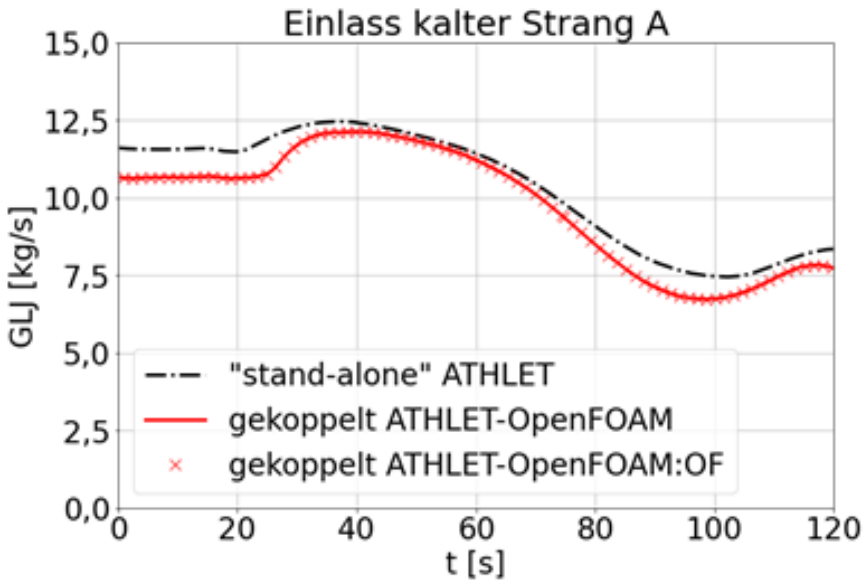


Abb. 4.41 Wasser-Massenstrom des flüssigen am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

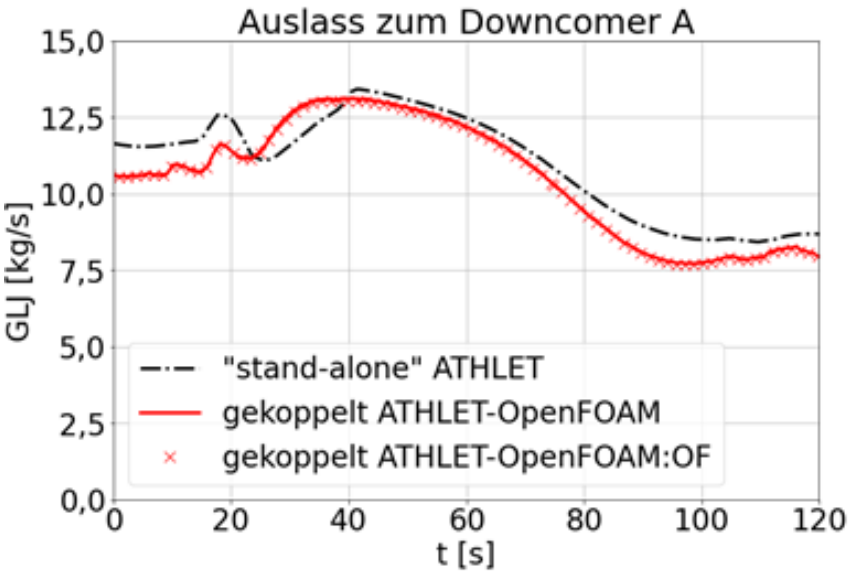


Abb. 4.42 Wasser-Massenstrom des flüssigen am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

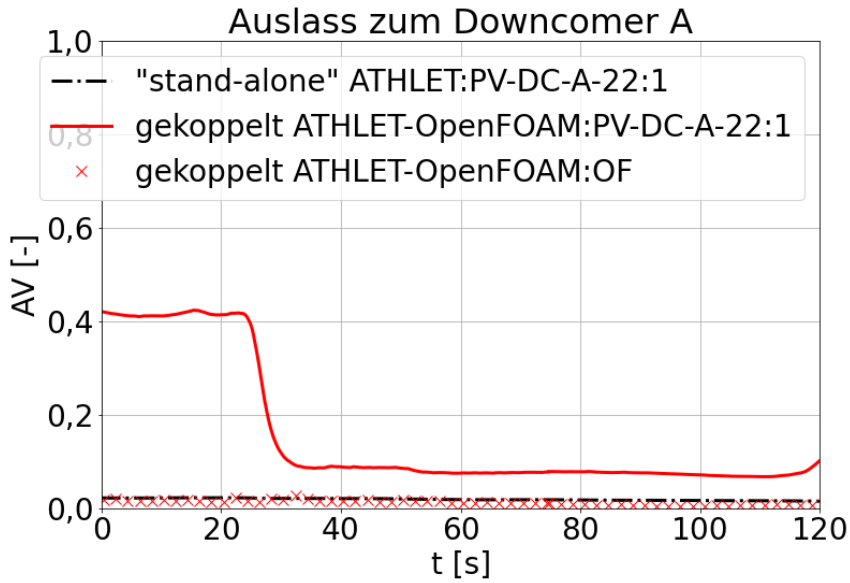


Abb. 4.43 Dampf-Volumenanteil am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation

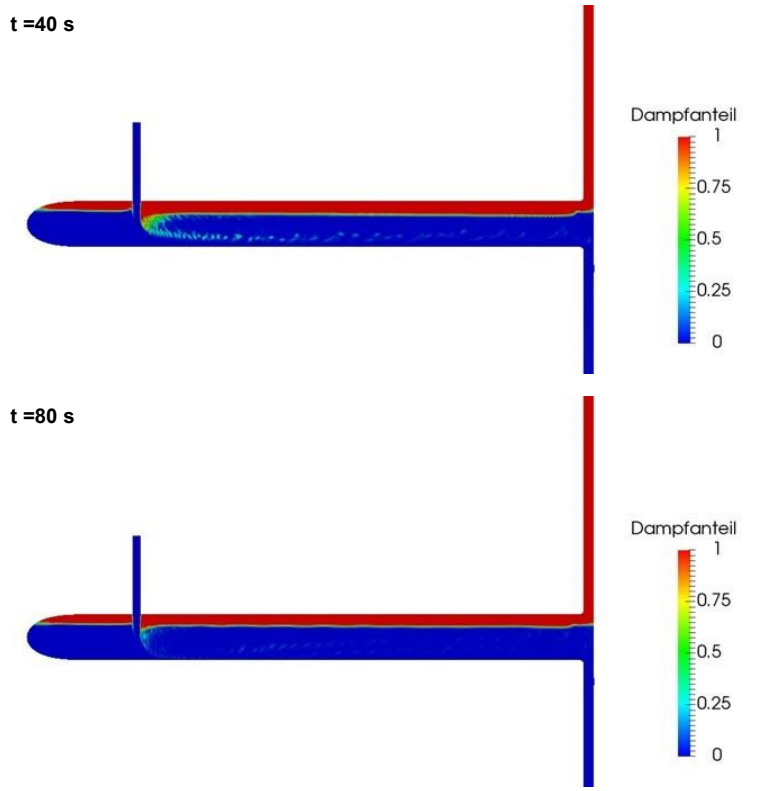


Abb. 4.44 Dampfanteil in der gekoppelten zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten)

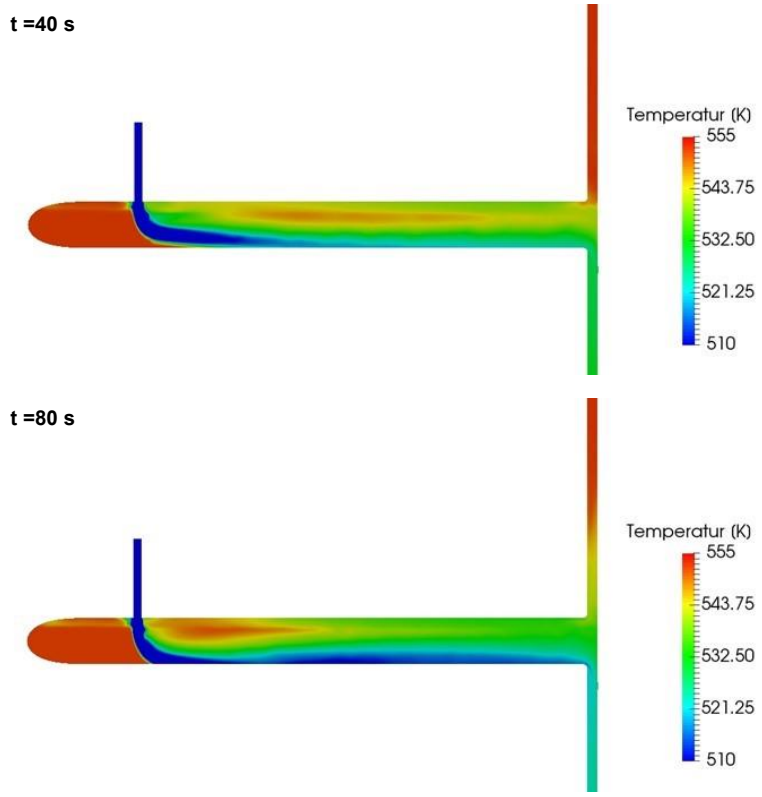


Abb. 4.45 Temperaturverteilung in der gekoppelten zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten)

Es ist zu sehen, dass sich die gekoppelten von den eigenständigen Ergebnissen nicht wesentlich unterscheiden. Der wesentliche Grund für die Unterschiede zwischen den beiden Rechnungen besteht in der Tatsache, dass die Massenströme im Primärkreis von LSTF in der eigenständigen Simulation vorgegeben werden (Messwerte), während in der gekoppelten Rechnung diese von ATHLET-OpenFOAM bestimmt werden müssen. In beiden Simulationen ist die Berechnung einer niedrigeren Dampftemperatur als die Sättigungstemperatur möglich, was an sich unrealistisch ist. Ebenso fehlt in beiden Analysen ein Kondensationsmodell in OpenFOAM, dies führt zu weiteren Abweichungen der erzielten Ergebnisse vom Experiment. Die Ähnlichkeit der eigenständigen und gekoppelten Ergebnisse beweist jedoch, dass die ATHLET-OpenFOAM Kopplung den Übergang von räumlich hochauflösender Diskretisierung zur eindimensionalen Darstellung und umgekehrt erfolgreich für Zweiphasenströmungen bewerkstelligen kann. Darüber hinaus wurde ATHLET-OpenFOAM anhand eines hoch komplexen Versuchs validiert, der sich mit einer großskaligen Geometrie, zweiphasigem Naturumlauf, sowie Verdampfungs- und Kondensationsphänomenen auszeichnet. Weitere Verbesserungen könnten durch die Implementierung eines Kondensationsmodells in OpenFOAM erreicht werden.

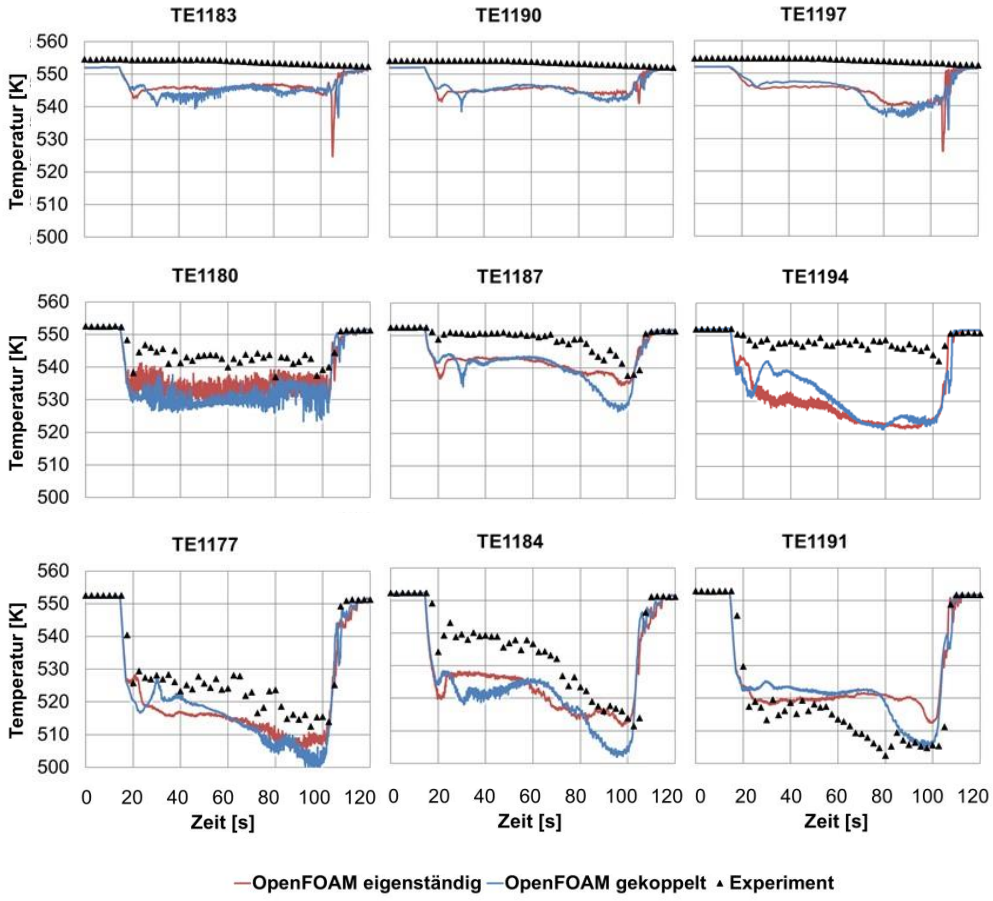


Abb. 4.46 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2

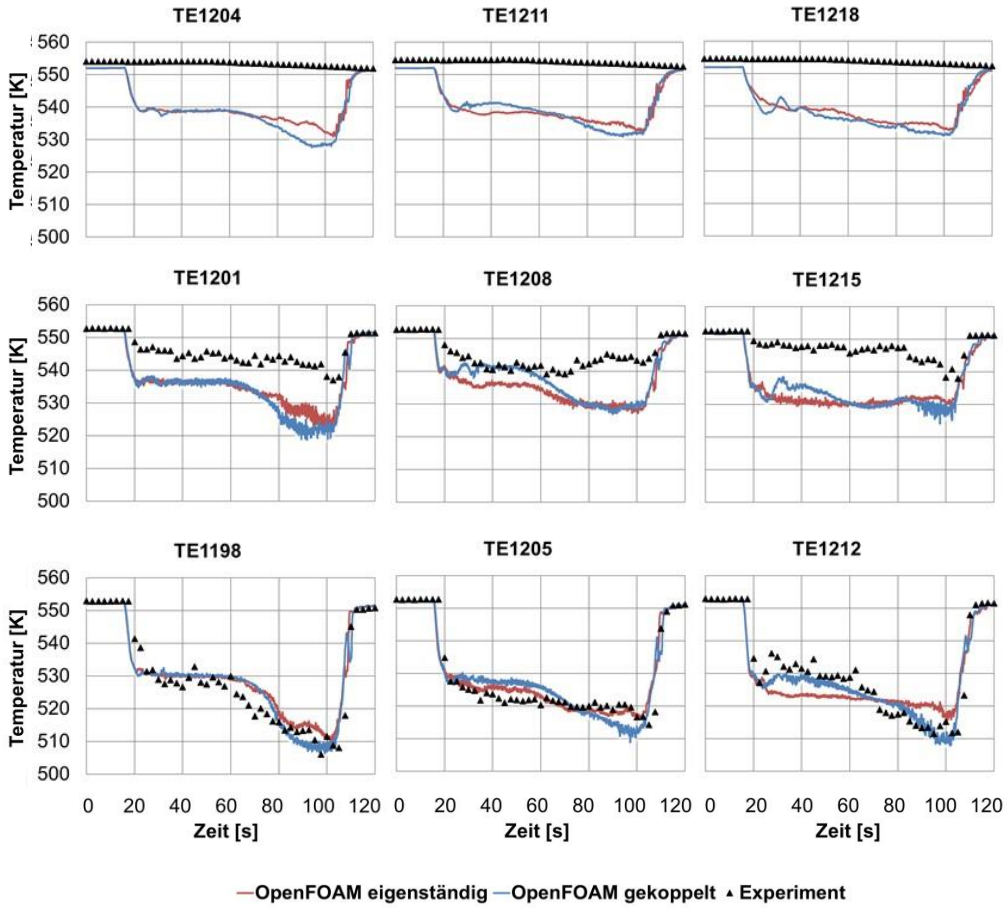


Abb. 4.47 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3

4.6 Fazit

Der neue Solver `multiphasePhaseEulerFoamCoupled` für zweiphasige gekoppelte ATHLET-OpenFOAM Simulationen wurde auf Basis des OpenFOAM-Solvers `multiphasePhaseEulerFoam` entwickelt. Dieser wurde für die Simulation der Auffüllung eines 3D-Mischers eingesetzt. Zur Verifizierung wurden auch eigenständige ATHLET-Simulation durchgeführt. Danach wurde der LSTF ROSA V Test 1.1 für die ATHLET-OpenFOAM-Validierung ausgewählt. In dem Versuch wird kaltes Wasser in den kalten Strängen der Anlage eingespeist. Diese sind mit einer geschichteten Wasser-Dampf-Strömung unter Reaktorbedingungen gefüllt. Die eigenständigen OpenFOAM-Simulationen mit dem `multiphaseEulerFoam` zeigten, dass die Simulation zu hohe Anforderungen an die Rechenkapazität stellt, bedingt durch die notwendige, kleine Zeitschrittweite. Aus diesem Grund wurde der OpenFOAM Solver `compressibleInterFoam`, der die VOF (Volume-of-Fluid) -Methode verwendet, eingesetzt. Die eigenständigen zweiphasigen OpenFOAM-Simulationen zu ROSA V Test 1.1 zeigten zufriedenstellende

Ergebnisse und daher wurde der neue gekoppelten Solver `compressibleInterFoamCoupled` entwickelt. Dazu mussten auch spezielle zweiphasige Kopplungsrandbedingungen implementiert und das quasi-Newton-Verfahren zur Stabilisierung der zweiphasigen Rechnung erweitert werden. Mit diesen Entwicklungen war es möglich, eine gekoppelte Rechnung des ausgewählten zweiphasigen Versuchs durchzuführen. Die Ähnlichkeit der eigenständigen (OpenFOAM) und gekoppelten Ergebnisse (ATHLET-OpenFOAM) zeigte, dass die 1D-3D Kopplung den Übergang von räumlich hoch-auflösender Diskretisierung zur eindimensionalen Darstellung und umgekehrt erfolgreich für Zweiphasenströmungen bewerkstelligen kann. Weitere Verbesserungen könnten durch die Implementierung eines Kondensationsmodells in OpenFOAM erreicht werden. Die Simulation des Übergangs von ein- in zweiphasiger Strömung bei Transienten und Störfällen sind weitere Arbeitsgebiete, die bei der Entwicklung gekoppelter thermohydraulischer Rechenprogramme erforscht werden sollen.

5 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

In diesem Vorhaben wurde im geometrisch komplexen Bereich des Reaktorkerns die Leistungsfähigkeit von OpenFOAM zur Berechnung einphasiger Strömungen in einer DWR-Brennelementgeometrie mit Abstandshalter geprüft (Kap. 3.1). Dafür wurde der beim KAERI durchgeführte Versuch MATIS-H nachgerechnet. Simulationen für zwei Abstandshaltertypen wurden mit Hilfe von automatisch erstellten und Multigrid-Rechennetzen durchgeführt. Zusätzlich zum Arbeitsprogramm wurden auch Vergleichsanalysen mit dem kommerziellen CFD-Programm ANSYS CFX durchgeführt. Diese zeigten, dass die Unterschiede bei den Ergebnissen zwischen OpenFOAM und ANSYS CFX gering sind. Beide Programme konnten die gemessenen Geschwindigkeitsprofile relativ gut wiedergeben. Die größten Abweichungen vom Experiment traten im wandnahen Bereich auf, sowie weiter stromabwärts vom Abstandshalter. Die Analysen mit komplexeren Turbulenzmodellen und skalenauflösenden Simulationen konnten die erzielten Ergebnisse nicht weiter verbessern.

Zusätzlich zum ursprünglichen Arbeitsprogramm hat die GRS am AER VVER-440 Benchmark teilgenommen, die entsprechenden Forschungsarbeiten sind in Kap. 3.2 beschrieben. Der Benchmark befasst sich mit der Kühlmittelvermischung und der Temperaturverteilung in zwei unterschiedlichen VVER-440 Brennelementen. Diese haben 11 Abstandshalter und unterschiedliche Beheizung und somit erhöhen wesentlich die Komplexität der CFD-Analysen. Die Ergebnisse, erzielt mit ANSYS CFX und OpenFOAM, stimmen sehr gut überein. Der Benchmark ist noch nicht abgeschlossen, die GRS hat dem Koordinator die erzeugten numerischen Daten bereits übermittelt.

Kap. 4 ist der Weiterentwicklung und Validierung der zweiphasigen ATHLET-OpenFOAM Kopplung gewidmet. Hier sind insbesondere die Arbeiten zur Entwicklung des neuen Lösers für zweiphasige gekoppelte ATHLET-OpenFOAM Simulationen `multiphasePhaseEulerFoamCoupled` beschrieben. Dieser wurde für die Simulation der Auffüllung eines 3D-Mischers eingesetzt, zur Verifizierung wurden auch eigenständige ATHLET-Simulation durchgeführt. Plausible Ergebnisse konnten mit den beiden Programmen erzielt werden, die aufgetretene Abweichungen bei einigen thermohydraulischen Variablen konnten nachvollzogen werden. Weiterhin wurde ATHLET-OpenFOAM anhand des zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 validiert. Bei diesem Versuch wird kaltes Wasser in den kalten Strängen der japanischen Anlage eingespeist. Diese sind mit einer geschichteten Wasser-Dampf-Strömung unter Reaktorbedingungen gefüllt. Es wurde der OpenFOAM Solver `compressibleInterFoam`, für die eigenständigen

Analysen eingesetzt. Die eigenständigen zweiphasigen OpenFOAM-Simulationen zu ROSA V Test 1.1 zeigten zufriedenstellende Ergebnisse und daher wurde der neue gekoppelte Löser `compressibleInterFoamCoupled` entwickelt. Damit war es möglich eine gekoppelte Rechnung zu dem ausgewählten zweiphasigen Versuch durchführen zu können. Die Analyse zeigte, dass die 1D-3D Kopplung den Übergang von räumlich hochauflösender Diskretisierung zur eindimensionalen Darstellung und umgekehrt erfolgreich für Zweiphasenströmungen bewerkstelligen kann. Weitere Verbesserungen könnten durch die Implementierung eines Kondensationsmodells in OpenFOAM erreicht werden. Die Simulation des Übergangs von ein- in zweiphasiger Strömung bei Transienten und Störfällen sind weitere Arbeitsgebiete, die bei der Entwicklung gekoppelter thermohydraulischer Rechenprogramme erforscht werden sollen.

Insgesamt konnte das Vorhaben erfolgreich abgeschlossen werden. Der in diesem Vorhaben identifizierte Forschungsbedarf, insbesondere zur Kopplung von AC² mit OpenFOAM für ein- und zweiphasige Strömungsbilder, soll in weiteren Vorhaben bearbeitet werden.

Literaturverzeichnis

/ADA 12/ Adams, T., Grant, C., Watson, H.: A Simple Algorithm to Relate Measured Surface Roughness to Equivalent Sand-grain Roughness. 6 S., DOI 10.11159/ijmem.2012.008.

/ANS 21/ ANSYS: ANSYS User's Manuals. Version ANSYS 2021 R2, ANSYS Inc., 2021.

/ASZ 21/ Aszódi, A., Tóth, S., Gábor, Z.: AER Benchmark Specification Sheet (version 2.1 / 08 Feb 2021). Budapest University of Technology and Economics, 14 S., 8 February, 2021.

/AUS 19/ Austregesilo, H., Bals, C., Hollands, T., Lovasz, L., Köllein, C., Luther, W., Pandazis, P., Schubert, J.-D., Tiborcz, L., Weber, S.: ATHLET-CD 3.2-User's Manual. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-4/Vol. 1, 2019.

/AUS 21/ Austregesilo, H., Schöffel, P. J., Cron, D. von der, Weyermann, F., Wielenberg, A., Wong, K. W.: ATHLET 3.3 User's Manual. GRS-P-1/Vol. 1 Rev. 9, November 2021.

/BIE 12/ Bieder, U.: Analysis of the flow down-and upwind of split type mixing vanes. Proc. of the CFD4NRS-4, Daejeon, Korea, Sept, Bd. 10, S. 12, 2012.

/BUC 16/ Buchholz, S., Palazzo, S., Papukchiev, A., Scheurer, M.: Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit, Abschlussbericht. GRS-, Bd. 375, 195 S., ISBN 9783944161563, GRS: Köln, 2016.

/HER 19/ Herb, J.: Coupled OpenFOAM-ATHLET simulations of the primary circuit of a liquid sodium cooled reactor. In: Universität Duisburg Essen (UDE): 14th OpenFOAM® Workshop. Duisburg, Germany, 2019.

/HER 21/ Herb, J.: Coupled ATHLET-OpenFOAM simulation of a Station Blackout for the ESFR-SMART reactor concept. Präsentation, German CFD Network of Competence, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Online, 16. März 2021.

/HER 22/ Herb, J., Hristov, H., Steinrötter, T.: Weiterführende Forschungsarbeiten zum HD-Kernschmelzablauf in einem DWR durch Kopplung eines CFD-Schleifenmodells mit ATHLET-CD, Abschlussbericht zum Vorhaben 4719R01376. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-: Köln, 2022, in press.

/HRI 19a/ Hristov, H., Herb, J.: On the development of coupled code ATHLET-OpenFOAM solvers for safety related analyses in nuclear facilities. Präsentation, OpenFOAM Workshop 2019: Duisburg, 23. Juli 2019.

/HRI 19b/ Hristov, H., Herb, J., Papukchiev, A.: Analyses of the Flow Mixing Phenomena in a Pressurized Water Reactor by 1d- and Coupled 1d-3d Simulations. In: NURETH 18. Proc. of the 18th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, 2019.

/IGL 17/ Iglesias Moreno, A.: Implementation of an advanced numerical method for the optimization of the ATHLET-OpenFOAM coupling capabilities. Masterarbeit, 106 S., NTech, Technische Universität München (TUM), 8. November 2017.

/MEN 01/ Menter, F. R., Esch, T.: Elements of industrial heat transfer prediction 16th Brazilian Congr. of Mech. Eng.(Uberlandia, Brazil), 2001.

/MEN 15/ Menter, F. R.: Best Practice: Scale-Resolving Simulations in ANSYS CFD. 2015.

/MIK 16/ Mikuž, B., Tiselj, I.: Wall-resolved Large Eddy Simulation in grid-free 5×5 rod bundle of MATiS-H experiment. Nuclear Engineering and Design, Bd. 298, S. 64–77, DOI 10.1016/j.nucengdes.2015.12.021, 2016.

/NEA 08/ Thermohydraulic Safety Research Group: Final Data Report of OECD/NEA ROSA Project Test 1-2 (1% hot leg break LOCA experimental with HPI: SB-HL17 in JAEA). Japan Atomic Energy Agency, 2008.

/NEA 12/ OECD/NEA: OECD/NEA–MATiS-H Benchmark, Final Benchmark Specifications. 44 S., März 2012.

/OPE 18a/ The OpenFOAM Foundation Ltd: OpenFOAM version 6. Version version 6, The OpenFOAM Foundation Ltd, 2018.

/OPE 18b/ The OpenFOAM Foundation Ltd: OpenFOAM 6 Release Note. Erreichbar unter https://openfoam.org/release/6/, Stand von 2018.

/PAP 10/ Papukchiev, A., Lerchl, G.: Development and Implementation of Different Schemes for the Coupling of the System Code ATHLET with the 3D CFD Program ANSYS CFX. In: Cheng, X., Hassan, Y., Liu, X. (Hrsg.): Proceedings of the 8th International Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics, Operation and Safety. NUTHOS-8, Shanghai, China, 10. - 14. Oktober 2010, S. N8P0240, 2010.

/PAP 12/ Papukchiev, A., Lerchl, G., Weis, J., Scheuerer, M., Austregesilo, H.: Multiscale Analysis of a Transient Pressurized Thermal Shock Experiment with the Coupled Code ATHLET – ANSYS CFX. ATW, International Journal for Nuclear Power, Bd. 57, Nr. 6, S. 402–409, 2012.

/PAP 19/ Papukchiev, A., Scheuerer, M., Herb, J.: Anwendung und Validierung von CFD-basierten Verfahren für mehrskalige und multiphysikalische Simulationen in der Reaktorsicherheit. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, GRS-, Bd. 518, 205 S., ISBN 978-3-947685-03-5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, Garching b. München, Berlin, Braunschweig, Juli 2019.

/PAP 21/ Papukchiev, A., Herb, J., Yang, Z.: CFD-Untersuchungen von multiphysikalischen Phänomenen im Rahmen der Sicherheitsbewertung bestehender Reaktoranlagen. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-, Bd. 657, ISBN 978-3-949088-48-3, 旐2021, in press.

/SCH 12/ Scheuerer, M.: Integrierte Strömungsberechnungen im Rahmen des EU-Projekts NURISP, Abschlussbericht. GRS-A-, Nr. 3678, 107 S., Juli 2012.

/THE 20/ The OpenFOAM Foundation Ltd: OpenFOAM User Guide, Version 8. Erreichbar unter https://cfd.direct/openfoam/user-guide/, abgerufen am 23. Oktober 2020.

/TOT 17/ Toti, A., Vierendeels, J., Belloni, F.: Improved numerical algorithm and experimental validation of a system thermal-hydraulic/CFD coupling method for multi-scale transient simulations of pool-type reactors. Annals of Nuclear Energy, Bd. 103, S. 36–48, DOI 10.1016/j.anucene.2017.01.002, 2017.

/WAG 98/ Wagner, W., Kruse, A.: Properties of Water and Steam, The Industrial Standard IAPWS-IF97 for the Thermodynamic Properties and Supplementary Equations for Other Properties / Der Industrie-Standard IAPWS-IF97 für die thermodynamischen Zustandsgrößen und ergänzende Gleichungen für andere Eigenschaften. Springer eBook Collection Computer Science and Engineering, 354 S., ISBN 9783662035290, DOI 10.1007/978-3-662-03529-0, Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, s.l., 1998.

/WEN 17/ Wenzel, S.: Untersuchung horizontaler, zweiphasiger Rohrströmung unter besonderer Berücksichtigung des Entrainment. Dissertation, Technische Universität München (TUM), 2017.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1 Schema der MATiS-H Versuchsanlage /NEA 12/ 8

Abb. 3.2 Verwendete Abstandshalter beim MATiS-H Benchmark: Split-Typ (links) und Swirl-Typ (rechts) /NEA 12/ 9

Abb. 3.3 Orientierung des in den Versuchen verwendenden Koordinatensystems /NEA 12/ 10

Abb. 3.4 LDA-Messpositionen in der Teststrecke 10

Abb. 3.5 LDA-Messkurven /NEA 12/ 11

Abb. 3.6 Strukturiertes Gitter mit 1,5 Mio. Elementen 12

Abb. 3.7 Randbedienung der periodischen CFD-Domäne 13

Abb. 3.8 Vergleich der Einlass-Profile, berechnet mit k-omega, k-epsilon, SSG-RSM, Omega-RSM und BSL-EARSM Turbulenzmodellen 16

Abb. 3.9 Vergleich der Reynoldsspannungen, gerechnet mit den RSM-Turbulenzmodellen 17

Abb. 3.10 Wirbelstärke in Strömungsrichtung (links) und vereinfachte Darstellung der Strömungsstruktur (rechts) 17

Abb. 3.11 Rechennetze, generiert mit Hilfe von snappyHexMesh (links) und ICEM CFD 17

Abb. 3.12 Vergleich der Geschwindigkeitsprofile, erzeugt mit ANSYS CFX und OpenFOAM für verschiedene Messstellen 20

Abb. 3.13 Geschwindigkeitsprofil entlang der Linie zwischen den Stäben 21

Abb. 3.14 Vergleich der Geschwindigkeitskomponenten v und w am Eintritt, berechnet mit OpenFOAM (links) und ANSYS CFX (rechts) 22

Abb. 3.15 Geschwindigkeitsprofile gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX unter Verwendung periodischer Randbedingungen 23

Abb. 3.16 Optimierung des MATiS-H CAD-Modells: altes (oben) und neues Modell (unten) 24

Abb. 3.17 Vereinfachung der Abstandshalter-Knöpfe 24

Abb. 3.18 Vernetzung nach Sektoren: Hex-Dominant Netz (A und E), Tetra-Netz (B, C, D und F) 26

Abb. 3.19 Fähnchen-Sektor: Split-Typ (links) und Swirl-Typ (rechts) 26

Abb. 3.20 Ergebnisse der Netzstudie mit Swirl- bzw. Split-Typ Abstandshaltern 28

Abb. 3.21 Tetra-Regionen: 1. Region (links) und 2. Region (rechts) 30

Abb. 3.22 CAD-Modelle: die Vorlauf- (links) und Nachlauf-Domäne (rechts) 30

Abb. 3.23 Blocking und Hex-Netze für die 3. Region (Vorlauf) und 4. Region (Nachlauf) 31

Abb. 3.24 Schnittstellen im Multigrid: Position der Schnittstellen in der CFD-Domäne (oben) und Schnitt durch Schnittstelle 1 (unten) 32

Abb. 3.25 Geschwindigkeitsprofil, berechnet mit Hilfe von unterschiedlichen Multigrid-Rechennetzen 34

Abb. 3.26 Wirbelentwicklung stromabwärts der Abstandshalter: Swirl-Typ (links) und Split-Typ (rechts) 36

Abb. 3.27 Geschwindigkeitsverteilung stromabwärts der beiden Abstandshalter: Swirl-Typ (links) und Split-Typ (rechts) 36

Abb. 3.28 Vergleich der w/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile für die Linien Y/P = 0,5 und Y/P= 2,455 mit Experiment für beide Abstandshalter-Typen 38

Abb. 3.29 Vergleich der u/w_{Bulk} und v/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile für die Linie Y/P = 0,5 mit Experiment für beide Abstandshalter-Typen 39

Abb. 3.30 Wirbelstärke in Hauptströmungsrichtung für den Swirl-Typ Abstandshalter bei $0.5D_H$, $4D_H$, $10D_H$ 41

Abb. 3.31 Wirbelstärke in Hauptströmungsrichtung für den Split-Typ Abstandshalter bei $0.5D_H$, $4D_H$, $10D_H$ 41

Abb. 3.32 W_{rms}/w_{Bulk} - Profil bei $0,5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ 42

Abb. 3.33 Vergleich der Ergebnisse von k-omega-SST und LRR-RSM Turbulenzmodell mit Experiment 43

Abb. 3.34 Unterkanal mit vier halbierten Brennstäben und dem dazugehörigen Wasserbereich (A) und vollentwickeltes Geschwindigkeitsprofil für dessen Eintritt (B) 47

Abb. 3.35 Rechennetz mit 5,4 Mio. Elementen für das Unterkanal-Modell 48

Abb. 3.36 Zwei periodische Schnittstellen in ANSYS CFX 2021R2 Pre (Split-Typ-Abstandshalter) 50

Abb. 3.37 Kármánsche Wirbelstraßen im Unterkanal auf XY Ebene mit Höhe in Z = 0,047 m: ANSYS CFX (A) und OpenFOAM (B - C) 52

Abb. 3.38 Position der Linie Y/P = 0,5, Schnittebene Z = 0,047 m im Unterkanal-Modell 52

Abb. 3.39 Vergleich der zeitlich gemittelten w/w_{Bulk} und u/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile 54

Abb. 3.40 Vergleich der zeitlich gemittelten v/w_{Bulk} Geschwindigkeitsprofile 55

Abb. 3.41 Vergleich der w_{rms} -Geschwindigkeit bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ 55

Abb. 3.42 Vergleich der fluktuierenden u bzw. v Geschwindigkeitskomponenten bei $0.5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ 56

Abb. 3.43 Vergleich der Wirbelstärke berechnet mit skalenauflösenden SAS-Simulationen bei $0{,}5D_H$, $1D_H$, $4D_H$ und $10D_H$ 56

Abb. 3.44 Abstandshalter mit Fähnchen (A-1), Anordnung der Abstandshalter (A-2, links) und CAD-Modell des Symmetriesektors (A-2, rechts) 59

Abb. 3.45 Axiale Leistungsverteilung in FA#11 und FA#21 Brennelementen 61

Abb. 3.46 Vergleichsstellen im VVER-Brennelement 62

Abb. 3.47 Modellierung der Abstandshalter (10 mm und 20 mm) 63

Abb. 3.48 Gesamtes Brennelement mit Abstandshalter (oben), Aufbau des 1/6 Symmetrie-Sektors (unten) 63

Abb. 3.49 Rechennetz für das 1/6 Symmetrie-Sektor 64

Abb. 3.50 Ergebnisse der Netzstudie: Druckverlauf (oben) und Geschwindigkeitsverteilung für Linie-4 (unten) 66

Abb. 3.51 Modellierung der Wärmestromdichte für die Stäbe im FA#11 Brennelement 68

Abb.3.52 Axiale Geschwindigkeit in XY Schnittebenen, die jeweils 1 cm und 15 cm stromabwärts der Abstandshalter 3, 5 und 6 liegen 70

Abb. 3.53 Profil der w-Geschwindigkeitskomponente in der Mitte von zwei benachbarten Unterkanälen von FA#11 71

Abb. 3.54 Axiales Profil der Temperatur in der Mitte von zwei benachbarten Unterkanälen von FA#11 71

Abb. 3.55 Stromlinien, gefärbt mit der Wirbelstärke in FA#11: Unterkanäle 50 (unten) und 16 (oben) 72

Abb. 3.56 Einfluss der Wand-Rauigkeit in dem Brennelement FA#11 (ANSYS CFX) 73

Abb. 3.57 Vergleich der Geschwindigkeit und die Temperaturen in der XY-Schnittebene bei Z = 1275 mm: Simulation mit glatten (rechts) und mit rauen Wänden (links) 74

Abb. 3.58 Vergleich der Geschwindigkeitsprofile gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX für die Linien 1, 2, 3 und 4 75

Abb. 3.59 Vergleich der Temperatur-Profile, gerechnet mit OpenFOAM und ANSYS CFX entlang der Linien 1, 2, 3 und 4 für FA#11 (links) und FA#21 (rechts) 76

Abb. 3.60 Temperaturverteilung im Brennelement-Querschnitt (Auslass) mittels ANSYS CFX: FA#11 (links) und FA#21 (rechts) 77

Abb. 3.61 Turbulente kinetische Energie entlang der Linie 4, FA#11 (Oben) und FA#21 (unten) 78

Abb. 3.62 Turbulente kinetische Energie auf XY-Schnittebene Z = 0.2695 m (FA#11) berechnet mit OpenFOAM (links) und ANSYS CFX (rechts) 79

Abb. 4.1 Implementierung der Kopplung zwischen einem OpenFOAM-Solver und dem AC²-Modul ATHLET /HER 22/ 83

Abb. 4.2 Typen der ATHLET-CFD Kopplungsschnittstellen: Typ 1 (oben) und Typ 2 (unten) (/AUS 19/) 85

Abb. 4.3 Geometrie, Randbedingungen und Rechengitter des 3D-Vermischers 89

Abb. 4.4 Rechengebiete im 3D-Vermischer: ATHLET (lila) und OpenFOAM (rot) 90

Abb. 4.5 Dampfvolumentanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 1 s, 9 s, 12 s 92

Abb. 4.6 Dampfvolumenanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 16 s, 20 s 93

Abb. 4.7 Vergleich des Dampfanteils im Auslassrohr des Mischers zwischen der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM Simulation mit nulldimensionaler Druckrandbedingung am Auslass (oben) und der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Simulation mit mittlerer Druckrandbedingung (unten) für die Zeit t = 25 s 95

Abb. 4.8 Dampfanteil in ATHLET stand-alone (links) und ATHLET-OpenFOAM Simulation mit mittlerer Druckrandbedingung am Auslass (rechts) für die Zeiten t = 40 s, 60 s, 80 s 97

Abb. 4.9 Druck am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 98

Abb. 4.10 Druck am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 98

Abb. 4.11 Differenzdruck zwischen Ein- und Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 99

Abb. 4.12 Massenstrom des flüssigen Wassers am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 99

Abb. 4.13 Massenstrom des flüssigen Wassers am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 100

Abb. 4.14 Dampf-Massenstrom am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 101

Abb. 4.15 Dampf-Massenstrom am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 101

Abb. 4.16 Dampfvolumenanteil am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 102

Abb. 4.17 Dampfvolumenanteil am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 103

Abb. 4.18 Schematische Darstellung der LSTF-Anlage in Japan /JAE 03/ 104

Abb. 4.19 Geometrie der Versuchsanlage und Positionen der Messlanzen TE1-TE4 in dem kalten Strang A und im Ringraum 105

Abb. 4.20 Anordnung der Thermoelemente in den Messlanzen TE2 (links) und TE3 (rechts) 106

Abb. 4.21 ATHLET-Modell der LSTF-Anlage (kalte Stränge A und B, Ringraum, RDB) 109

Abb. 4.22 Verkürzte LSTF-Geometrie 112

Abb. 4.23 Numerisches Rechengitter 113

Abb. 4.24 Massenstrom im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 114

Abb. 4.25 Temperatur im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den einphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 114

Abb. 4.26 Temperaturverteilung in der einphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40s (oben) und t = 80 s (unten) 116

Abb. 4.27 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2 117

Abb. 4.28 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3 118

Abb. 4.29 Massenstrom im kalten Strang A und in der Leitung der Noteinspeisung für den zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 119

Abb. 4.30 Temperatur im kalten Strang A und in der Noteinspeiseleitung im zweiphasigen LSTF ROSA V Test 1.1 119

Abb. 4.31 Rechengitter am Eintritt des kalten Stranges 120

Abb. 4.32 Dampfvolumenanteil im Rechenvolumen vor dem Beginn der Noteinspeisung 122

Abb. 4.33 Dampfvolumenanteil in der eigenständigen zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten) 123

Abb. 4.34 Temperaturverteilung in der eigenständigen zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten) 124

Abb. 4.35 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2 125

Abb. 4.36 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3 126

Abb. 4.37 Einspeisemassenstrom im kalten Strang A 128

Abb. 4.38 Druck am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 128

Abb. 4.39 Druck am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 129

Abb. 4.40 Differenzdruck zwischen Ein- und Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 131

Abb. 4.41 Wasser-Massenstrom des flüssigen am Einlass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 131

Abb. 4.42 Wasser-Massenstrom des flüssigen am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 132

Abb. 4.43 Dampf-Volumenanteil am Auslass des OpenFOAM-Rechengebiets in der ATHLET-OpenFOAM-Rechnung auf beiden Seiten der Kopplungsschnittstelle sowie in der ATHLET stand-alone Simulation 132

Abb. 4.44 Dampfanteil in der gekoppelten zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten) 133

Abb. 4.45 Temperaturverteilung in der gekoppelten zweiphasigen Simulation zum LSTF ROSA V Test 1.1 bei t = 40 s (oben) und t = 80 s (unten) 133

Abb. 4.46 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE2 134

Abb. 4.47 Vergleich der Temperaturverläufe für die Messlanze TE3 135

Anhang A

Abb. A. 1 Nummerierung der Brennstäbe im Brennelement 153

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1 Betriebsparameter in der MATiS-H Teststrecke 9

Tab. 3.2 Stoffwerte von IAPWS-IF97 12

Tab. 3.3 Einstellungen für die stationären Simulationen 13

Tab. 3.4 Randbedingungen der 1 m langen CFD-Domäne 20

Tab. 3.5 Periodische Randbedingungen in der CFD-Domäne 21

Tab. 3.6 Eigenschaften der automatisch erstellten Netze mit ANSYS Mesher 28

Tab. 3.7 Definierung der Patches von Abstandshalter- und Abfluss-Region 30

Tab. 3.8 Definition der Patches von Vorlauf- und Nachlauf-Region 31

Tab. 3.9 Eigenschaften der Multigrid-Netze 33

Tab. 3.10 Randbedingungen für die URANS-Simulation 35

Tab. 3.11 Eigenschaften der Rechennetze für das Unterkanal-Modell 49

Tab. 3.12 Randbedingungen in OpenFOAM für die skalenauflösenden Simulationen 50

Tab. 3.13 Informationen zu den Brennelementen FA#11 und FA#21 60

Tab. 3.14 Eigenschaften der Netze mit ANSYS Meshing für VVER-Benchmark 65

Tab. 3.15 Brennelemente FA#11 und FA#21: Vergleich der wesentlichen Parameter 79

Tab. 4.1 Kopplungsrandbedingungen an den Schnittstellen zwischen ATHLET und OpenFOAM für die Simulation des 3D-Vermischers 90

Tab. 4.2 Liste der wesentlichen Ereignisse im ROSA V Test 1.1 vor dem simulierten Zweiphasenversuch bei 80 % Wasserinventar 107

Tab. 4.3 Randbedingungen der eigenständigen zweiphasigen Simulation 121

Tab. 4.4 Kopplungsrandbedingungen an den Schnittstellen zwischen ATHLET und OpenFOAM 127

A Anhang

A.1 Nummerierung der Brennstäbe im Brennelement

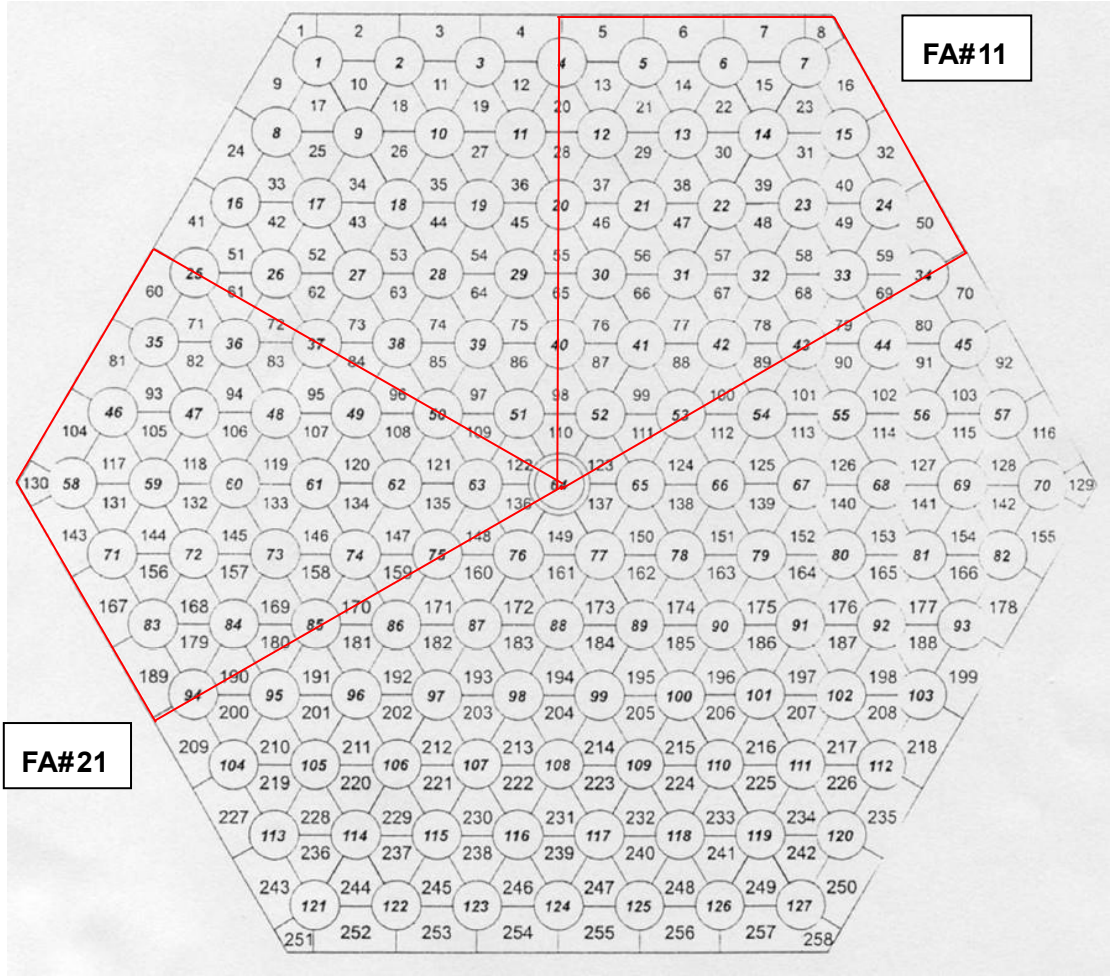


Abb. A. 1 Nummerierung der Brennstäbe im Brennelement

Tab. A. 1 Leistung der Brennstäbe in FA#11 und FA#21

FA11		**FA21**	
Stab-Nummer	Leistung [W]	Stab-Nummer	Leistung [W]
4	46241,925	25	42329.075
5	46599,601	35	45407.618
6	43561,126	36	43495.194
7	45099,599	37	44423.162
12	46315,975	46	44315.059
13	47050,814	47	44325.811
14	44829,942	48	43910.405
15	43307,243	49	43714.227
20	43626,105	50	44159.119
21	43930,473	58	42637.597
22	44862,484	59	20766.683
23	46792,82	60	42439.849
24	46180,413	61	43410.783
30	41669,174	62	43938.425
31	42075,968	63	45572.455
32	43387,097	71	44328.239
33	45903,344	72	44338.185
34	45791.51	73	43921.541
40	40168.678	74	43724.646
41	39252.164	75	44169.213
42	39850.5	83	45431.831
43	42853.233	84	43517.117
52	39285.417	85	44444.353
53	18744.272	94	42360.394

Abkürzungsverzeichnis

CFL	Courant Friedrichs Lewy
DWR	Druckwasserreaktor
CFD	Computational Fluid Dynamics
ECCS	Emergency Core Cooling System
GCSM	General Control Simulation Module
HCO	heat Conduction Object
IAPWS	International Association for the Properties of Water and Steam
JAEA	Japan Atomic Energy Agency
KAERI	Korea Atomic Research Institute
LES	Large Eddy Simulation
LWR	Leichtwasserreaktor
LSTF	Large Scale Test Facility
MATiS-H	Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels – Horizontal
NEA	Nuclear Energy Agency
NURISP	Nuclear Reactor Integrated Simulation Project
OECD	Organization for Economic Co-operation and Development
PTS	Pressurized Thermal Shock
RANS	Reynolds- Averaged Navier-Stokes
RDB	Reaktordruckbehälter
RSM	Reynolds Spannungs-Modell
ROSA	Rig of Safety Assessment
TFO	Thermo-Fluid-Objekt

URANS	Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes
VOF	Volume-of-Fluid

Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de

ISBN 978-3-949088-79-7