

**Entwicklung  
und Validierung  
dreidimensionaler  
CFD Verfahren  
für Anwendungen in  
der Reaktorsicherheit**

## Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit

Abschlussbericht

Sebastian Buchholz  
Simone Palazzo  
Angel Papukchiev  
Martina Scheurer

Dezember 2016

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS1506 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

## **Deskriptoren**

Benchmark MATIS-H, CFD Validierung, dreidimensionaler Strömungs-und Wärmeübergang, gekoppelte ATHLET-CFD Rechnungen

## Kurzfassung

Das übergeordnete Ziel des Projekts RS1506 ist die Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD-Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit. Zu diesem Zweck wurde ein breites Spektrum von Validierungstestfällen ausgewählt, die Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene im Ringraum sowie im Kern von Druckwasserreaktoren umfassen. Darüber hinaus wurde die Kopplung vom Systemcode ATHLET und dem CFD-Programm ANSYS CFX weiterentwickelt und validiert.

An erster Stelle stehen die UPTF TRAM C Experimente, in denen turbulente, ein- und zweiphasige Strömungen in einem 1:1 skalierten Modell eines deutschen KONVOI Reaktors untersucht wurden. Die CFD-Simulationen decken das Spektrum der thermischer Vermischung von ein- und zweiphasigen Strömungen mit und ohne Kondensation ab. Im geometrisch komplexen Kernbereich wurde die Strömung in einem Brennelement mit Abstandshalter des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H untersucht. Gute Übereinstimmung mit Messungen konnten nur dann erreicht werden, wenn geometrische und physikalische Randbedingungen so realistisch wie möglich in der CFD-Rechnung wiedergegeben werden. Dies betrifft auch die Simulation der Wärmeleitung in Wänden. Der Einfluss der Wandmodellierung auf die CFD-Ergebnisse wurde im TALL-3D T01 Experiment untersucht. Dieser Fall befasst sich speziell mit dynamischen, dreidimensionalen Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen, die in flüssig Metall gekühlten Reaktoren der Generation IV auftreten können.

Parallel zu den Validierungsarbeiten wurde die Kopplung des Systemcodes ATHLET mit der ANSYS CFX Software optimiert und für die Simulation von Zweiphasenströmungen erweitert. Das gekoppelte Simulationssystem wurde anhand des PSI Doppel-T-Stück-Versuchs, der Untersuchung einer LBE-Strömung innerhalb des MYRRHA Spallation-Strangs, sowie mit einem Demonstrationstestfall, der den Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe simuliert, validiert. Es konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von gekoppelten 1D-3D Rechenprogrammen für eine realistische Simulation von Strömungen mit ausgeprägten 3D-Phänomenen wie z. B. Vermischung oder Stratifizierung von großer Bedeutung ist.

## Abstract

The overall goal of the project RS 1506 „ Development and Validation of Three Dimensional CFD Methods for Reactor Safety Applications” is the validation of Computational Fluid Dynamics (CFD) software for the simulation of three-dimensional thermo-hydraulic heat and fluid flow phenomena in nuclear reactors. For this purpose a wide spectrum of validation and test cases was selected covering fluid flow and heat transfer phenomena in the downcomer and in the core of pressurized water reactors. In addition, the coupling of the system code ATHLET with the CFD code ANSYS CFX was further developed and validated.

The first choice were UPTF experiments where turbulent single- and two-phase flows were investigated in a 1:1 scaled model of a German KONVOI reactor. The scope of the CFD calculations covers thermal mixing and stratification including condensation in single- and two-phase flows. In the complex core region, the flow in a fuel assembly with spacer grid was simulated as defined in the OECD/NEA Benchmark MATIS-H. Good agreement are achieved when the geometrical and physical boundary conditions were reproduced as realistic as possible. This includes, in particular, the consideration of heat transfer to walls. The influence of wall modelling on CFD results was investigated on the TALL-3D T01 experiment. In this case, the dynamic three dimensional fluid flow and heat transfer phenomena were simulated in a Generation IV liquid metal cooled reactor.

Concurrently to the validation work, the coupling of the system code ATHLET with the ANSYS CFX software was optimized and expanded for two-phase flows. Different coupling approaches were investigated, in order to overcome the large difference between CPU-time requirements of system and CFD codes. Finally, the coupled simulation system was validated by applying it to the simulation of the PSI double T-junction experiment, the LBE-flow in the MYRRA Spallation experiment and a demonstration test case simulating a pump trip transient in a PWR. It was shown that coupled 1D-3D programs are important for the realistic simulation of three dimensional flow phenomena i.e. for mixing and stratification in nuclear reactors.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....</b>	<b>3</b>
<b>3</b>	<b>Validierung der CFD-Software und Erstellen einer Validierungsmatrix .....</b>	<b>5</b>
3.1	Auswahl der UPTF Validierungstestfälle .....	5
3.2	Berechnung der ausgewählten UPTF Testfälle .....	6
3.2.1	Geometrie.....	7
3.2.2	Rechennetz .....	8
3.2.3	Einphasige Vermischung: Testfall UPTF TRAM C1 Run4a01 .....	10
3.2.4	Freie Oberflächen Strömung: Testfall UPTF TRAM C1 Run4a02 .....	20
3.2.5	Kondensation: Testfall UPTF TRAM C2 Run8a .....	25
3.3	Nachrechnung des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H .....	29
3.3.1	Aufbau der Versuchsanlage.....	29
3.3.2	Eintrittsrandbedingungen.....	33
3.3.3	Simulation im Subchannel .....	49
3.3.4	Simulation im Flow Channel .....	54
3.3.5	Ergebnisse.....	56
3.4	Erstellen einer Validierungsmatrix.....	65
3.5	Zusammenfassung .....	66
<b>4</b>	<b>Erweiterung und Validierung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für einphasige gekoppelte Simulationen .....</b>	<b>69</b>
4.1	Ausgangssituation und Aufgabenstellung .....	69
4.2	Erweiterung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX .....	70
4.2.1	Neue ATHLET und ANSYS CFX Programmversionen.....	70
4.2.2	Verallgemeinerung der Datenübergabe und Verbesserung der Benutzerfreundlichkeit .....	70
4.2.3	Implementierung eines Bortransportmodells im ATHLET-ANSYS CFX....	71

4.3	Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX .....	73
4.3.1	Aufbau der Versuchsanlage.....	73
4.3.2	Versuchsbeschreibung und Ergebnisse.....	74
4.3.3	Numerische Simulationen zu dem PSI Doppel-T-Stück Versuch mit ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX .....	75
4.3.4	Erstellung des ATHLET Modells .....	75
4.3.5	Erstellung des ANSYS CFX Modells.....	76
4.3.6	Modelle und Randbedingungen für die PSI Double T-Junction Simulationen.....	79
4.3.7	Analyse der erzielten Ergebnissen mit ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX .....	82
4.4	Anwendung der neuen Kopplungsschnittstelle für Reaktoren der vierten Generation .....	89
4.4.1	Modellierung des MYRRHA Spallation-Strangs .....	90
4.4.2	Eigenständige ANSYS CFX Simulationen .....	92
4.4.3	Gekoppelte ATHLET-ANSYS CFX Simulationen .....	93
4.5	Zusammenfassung .....	103
<b>5</b>	<b>Kopplung von großen Primärkreiskomponenten mit komplexen ATHLET Datensätzen.....</b>	<b>105</b>
5.1	Vorbereitung des 3D RDB Modells .....	105
5.2	Eigenständige CFD Simulationen mit dem 3D RDB Modell .....	107
5.3	Vorbereitung des ATHLET- Modells und eigenständige Rechnungen....	111
5.4	Simulation der Transiente „Ausfall einer HKMP“ mit Hilfe von ATHLET-ANSYS CFX .....	113
5.5	Zusammenfassung .....	125
<b>6</b>	<b>Einfluss der Wandstrukturen auf die CFD-Ergebnisse .....</b>	<b>127</b>
6.1	Beschreibung der TALL-3D Anlage .....	128
6.2	Modellierung der TALL-3D Anlage mit ATHLET-ANSYS CFX.....	129
6.3	Einfluss der Wandmodellierung auf die Ergebnisse bei dem TALL-3D Versuch T06 .....	131

6.4	Einfluss der Wandmodellierung auf die Ergebnisse bei dem TALL-3D Versuch T01 .....	146
6.5	Zusammenfassung .....	157
<b>7</b>	<b>Erweiterung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für zweiphasige gekoppelte Simulationen und erste Testrechnungen .</b>	<b>159</b>
7.1	Simulation von Zweiphasenströmungen mit ANSYS CFX.....	159
7.2	Erweiterung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für Zweiphasensimulationen .....	160
7.3	Erste gekoppelte Zweiphasensimulationen mit Phasenübergang und einer Kopplungsstelle .....	164
7.4	Gekoppelte Zweiphasensimulationen mit Phasenübergang und zwei Kopplungsstellen .....	171
7.5	Zusammenfassung .....	178
<b>8</b>	<b>Bewertung der Open Source Software OpenFOAM .....</b>	<b>179</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung und Schlussfolgerungen.....</b>	<b>181</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>183</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>187</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>195</b>





# 1 Einleitung

Thermohydraulische Systemrechenprogramme werden seit ca. 40 Jahren entwickelt, um die Auslegung und die Sicherheit kerntechnischer Anlagen beurteilen und verbessern zu können. Diese Programme sind in der Lage, das Gesamtverhalten eines Kernkraftwerks unter Störfallbedingungen mit akzeptablem Rechenaufwand zu simulieren. Sie verfügen aber nur über eingeschränkte Möglichkeiten, dreidimensionale Strömungen und Kühlmittelvermischungsvorgänge detailliert nachzubilden. Da die Simulation dieser Vorgänge für die Analyse von Transienten und Störfällen wichtig ist, werden hierzu ergänzend CFD-Programme eingesetzt. Diese Programme werden speziell für die Simulation von dreidimensionalen Strömungen mit hoher räumlicher Auflösung entwickelt. Sie benötigen allerdings sehr hohe Rechenzeiten und werden deshalb bislang nur für diejenigen Komponenten einer simulierten Anlage eingesetzt, in denen dreidimensionale Strömungen relevant sind. Um die Simulation des gesamten Kühlsystems eines Kernkraftwerks unter Berücksichtigung lokaler Vermischungsprozesse zu ermöglichen, werden bei der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) Verfahren zur Kopplung von System- und CFD-Codes entwickelt. Dazu werden das, bei der GRS entwickelte Systemprogramm ATHLET und die kommerzielle Software ANSYS CFX verwendet. In den letzten Jahren stehen jedoch verschiedene Open Source CFD-Codes und deren Quellcode kostenlos über im Internet zur Verfügung. Eines der leistungsfähigsten Programme ist das in C++ programmierte Verfahren OpenFOAM, mit dem dreidimensionale stationäre und instationäre, turbulente Strömungen berechnet werden können. Dieses Programm wurde im laufenden Projekt hinsichtlich ihrer Anwendung in der Reaktorsicherheit und der Möglichkeiten zur Kopplung mit dem ATHLET-Programm getestet.

Die Arbeiten wurden unter Federführung der GRS und in Abstimmung mit den am „CFD-Verbund für die Anwendung von CFD-Verfahren in der Reaktorsicherheit“ beteiligten Organisationen ausgeführt. Eine besonders enge Zusammenarbeit bestand mit der Firma ANSYS Germany. Deren paralleler Projektantrag wurde mit den Zielen der GRS abgestimmt, so dass die notwendigen Entwicklungsfortschritte zum jeweils richtigen Zeitpunkt vorlagen.



## 2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

Das Gesamtziel der Arbeiten ist, Computational Fluid Dynamics Software (CFD-Software) zur Simulation von dreidimensionalen thermohydraulischen Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen in Kernkraftwerken bereitzustellen, zu erproben und hinsichtlich der Aussagegenauigkeit zu bewerten.

Der fortschreitende Entwicklungsstand von CFD-Software, verbunden mit den großen Fortschritten in der Computerhardware, führt dazu, dass CFD-Programme in zunehmenden Maß bei der Bewertung von Sicherheitskriterien und bei der Untersuchung von Störfällen und Transienten eingesetzt werden. 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 Einblick und ein verbessertes, physikalisches Verständnis der Strömungs- und Transportvorgänge. Dieses physikalische Verständnis kann zu gezielten Anlagenverbesserungen verwendet werden. Da der Rechenaufwand für transiente, dreidimensionale CFD-Simulationen sehr hoch ist, sind CFD-Rechnungen bisher auf ausgewählte Anlagenkomponenten beschränkt. In solchen Anlagenkomponenten werden die Randbedingungen für die CFD-Berechnungen aus Experimenten oder aus vorausgegangenen Systemanalysen vorgegeben.

Das Hauptziel des vorliegenden Projekts ist, gesamte Reaktorsysteme mit höherer Genauigkeit und mit vertretbarem Rechenaufwand durch Kopplung von System- und CFD-Programmen zu berechnen. Durch den gekoppelten Ansatz wird es möglich, komplexe Anlagenkomponenten, für die keine allgemeinen Modelle in Systemcodes existieren, dreidimensional aufzulösen. Bisher wurde dieser Ansatz für einfache Testfälle verifiziert. In diesem Vorhaben wurde das gekoppelte Verfahren auf realistische, reaktorsicherheitsrelevante Demonstrationstestfälle erweitert.

Eine Voraussetzung zum Erreichen des Projektziels ist, Strömungen in komplexen Anlagenbereichen, wie im Ringraum und im Kernbereich des Reaktordruckbehälters, mit CFD-Verfahren genau berechnen zu können. Unter Störfallbedingungen sind solche Strömungen dreidimensional, turbulent und teilweise zweiphasig. Für solche

Strömungen sind CFD-Verfahren bisher noch nicht ausreichend validiert. Es fehlt eine Validierungsmatrix mit Untersuchungen von ein- und zweiphasigen Strömungen im Kern, Untersuchungen zum Einfluss der Außenwände auf Wärmeübergang und Strömung im Ringraum, und Untersuchungen von Kondensationsvorgängen bei Notkühleinspeisung. Ein weiteres, wichtiges Ziel des Vorhabens war deshalb die systematische Validierung der CFD-Programme durch Simulation reaktorsicherheitsrelevanter Demonstrationstestfälle und das Erstellen einer Validierungsmatrix.

Das Gesamtziel des Vorhabens wurde im Rahmen der im den nächsten Abschnitten beschriebenen Teilarbeiten erreicht. Diese umfassen die Validierung der CFD-Programme im Abschnitt 3 und die Kopplung von System- und CFD-Codes im Abschnitt 4. Im Abschnitt 5 wird die Anwendung des gekoppelten Systems für eine komplexe UPTF-Rechnung beschrieben. Die Erweiterung der Kopplung für zweiphasige Strömungen wird im Abschnitt 7 behandelt.

In einem zusätzlichen Arbeitspaket, siehe Abschnitt 6, wurde der Einfluss von Wandstrukturen auf CFD-Ergebnisse untersucht. In bisherigen CFD-Simulation wurden vereinfachende Randbedingungen, sogenannte adiabate Wandrandbedingungen angenommen. Diese vernachlässigen den Wärmeaustausch mit den Wandstrukturen. Ziel des Arbeitspunktes war, Drücke, Temperaturen und Wärmeflüsse zur Integritätsbewertung druckführender Umschließung zu berechnen und exemplarisch die Datenübertragung für strukturmechanische FE-Berechnungen zu erproben.

Im Vorhaben wurde zudem die Eignung von Open Source CFD-Software als Alternative zu der bisher verwendeten ANSYS CFX-Software getestet. Diese Arbeiten wurden bereits Ende des Jahre 2013 abgeschlossen und dokumentiert /ABD13/. Eine kurze Zusammenfassung befindet sich im Abschnitt 8.

### **3 Validierung der CFD-Software und Erstellen einer Validierungsmatrix**

Das Ziel dieses Arbeitspunktes war die Erweiterung des Validierungsspektrums von CFD-Programmen in der Reaktorsicherheit in Richtung von komplexer Physik, wie Turbulenz und Zweiphasenströmungen in komplexen Geometrien. Zu diesem Zweck wurden ausgewählte UPTF-Experimente mit ANSYS CFX nach Vorgabe der OECD/NEA Best Practice Guidelines berechnet. Die Daten wurden so aufbereitet, dass sie nachvollziehbar zur Validierung der gekoppelten ATHLET & ANSYS CFX-Rechnungen und anderen CFD-Programme zur Verfügung stehen.

Im geometrisch komplexen Kernbereich wurde die Leistungsfähigkeit der CFD-Programme durch Nachrechnung des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels/Horizontal) für die Berechnung der Strömungsphänomene in einem Brennelement mit Abstandshalter geprüft. Diese Arbeiten wurden in Zusammenarbeit mit ANSYS Germany ausgeführt.

#### **3.1 Auswahl der UPTF Validierungstestfälle**

An vorderster Stelle stehen die Experimente, die in der „Upper Plenum Test Facility“ (UPTF) im Rahmen des „Transient and Accident Management“ (TRAM)-Programmes durchgeführt wurden /EMM88/. Die UPTF-Anlage ist die Nachbildung im Maßstab 1:1 eines Druckwasserreaktors mit vier Kühlkreisläufen. Der Druckbehälter, das obere Plenum, der Ringraum, die Hauptkühlmittelleitungen, der Druckhalter und die Volumenausgleichsleitung sind Reproduktionen der 1300 MW Referenzanlage in Grafenrheinfeld. Der Reaktorkern, die Dampferzeuger und die Hauptkühlmittelpumpen wurden durch Simulatoren ersetzt. In den UPTF-TRAM C1 und C2 Versuchen wurden die thermische Vermischung und Kondensationsphänomene im kalten Strang und im Ringraum von Druckwasserreaktoren untersucht, die während der Notkühlein speisung in den mit Wasser oder Dampf gefüllten kalten Stang nach einem Kühlmittelverluststörfall auftreten können. Zur Erfassung der drei-dimensionalen Vermischung phänomene wurden in der Anlage mehr als 2000 Messfühler installiert. Die hohe Dichte der Instrumentierung ermöglicht die Validierung dreidimensionaler CFD Ergebnisse /SAR 92/.

In Abstimmung mit ANSYS wurden UPTF-Experimente aus den UPTF TRAM C1 und TRAM C2 Experimenten ausgewählt, die das Spektrum von einphasiger Vermischung bis zu zweiphasiger Vermischung mit Kondensation abdecken:

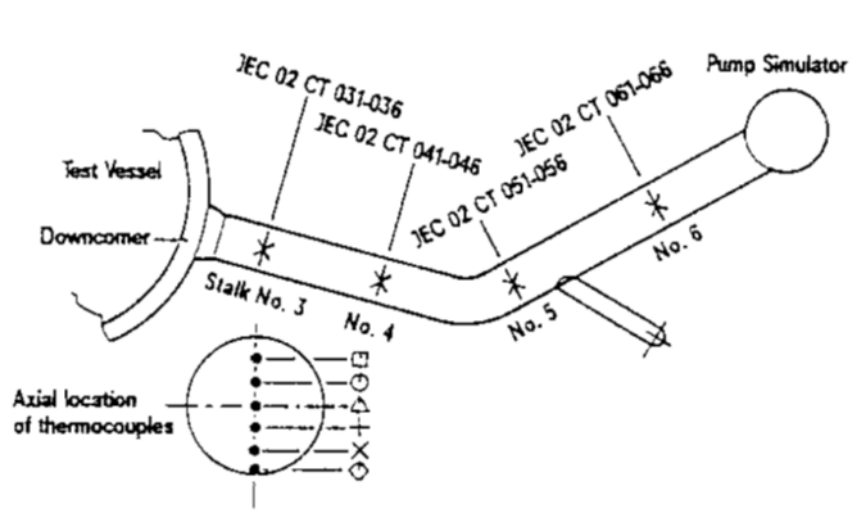
- Im Referenzfall UPTF TRAM C1 Run1a01 wird die transiente, einphasige Vermischung und thermische Stratifizierung während der Notkühleinspeisung (ECC) im kalten Strang und eine sog. Strahlenkühlung an der Innenwand des Reaktorbehälters untersucht. In den Experimenten UPTF TRAM C1 Run3b1 und Run4a01 ist die ECC-Einspeisungsrate so hoch, dass starke Vermischung bereits im kalten Strang auftritt. Die Testfälle UPTF TRAM C1 Run1a01 und UPTF TRAM C1 Run4a01 wurden bereits mit ATHLET berechnet. Sie sind deshalb sehr gut für eine Validierung der ATHLET – ANSYS CFX Kopplung geeignet.
- In den Experiment UPTF TRAM C1 Run3a3 und Run4a2 ist der Wasserspiegel in der Hauptkühlmitteleitung abgesenkt. Es stellt sich eine freie Oberfläche zwischen Wasser- und gesättigtem Wasserdampf ein. Verdampfen und Kondensation wird jedoch durch die Einspeisung von Stickstoff unterdrückt. Die ECC-Einspeisung erfolgt im Fall UPTF TRAM C1 Run3a3 unterhalb und im Fall UPTF TRAM C1 Run4a2 oberhalb der freien Oberfläche.
- Kondensation und Verdampfung treten in den Experimenten UPTF TRAM C2 Run6b und Run8a auf. In diesen Fällen ist der Wasserstand im Ringraum abgesenkt und es wird Dampf über den Kernsimulator eingespeist.

Bei der GRS wurden der einphasige Testfall TRAM C1 Run4a01, der zwei-phasige Testfall UPTF TRAM C1 Run4a2 mit freier Oberfläche ohne Kondensation, und der Testfall UPTF TRAM C2 Run8a mit Kondensation am eingespeisten Wasserstrahl berechnet. Der Projektpartner ANSYS Germany führte die CFD-Simulationen der übrigen Testfälle durch, siehe /BAC 15/. Die experimentellen Daten der Testfälle UPTF TRAM C1 Run4a01, TRAM C1 Run4a2 und TRAM C2 Run8a sind vertraulich, deshalb werden im folgenden Bericht die UPTF-Ergebnissen in Diagrammen mit normalisierten Achsen dargestellt.

### **3.2 Berechnung der ausgewählten UPTF Testfälle**

Die numerischen Simulationen konzentrieren sich auf die Strömungs- und Temperaturverteilung im intakten, kalten Strang CL2. Die Abb. 3.2 zeigt die Anordnung der

Thermoelementen im kalten Strang CL2 und im Ringraum. Im kalten Strang befinden sich an vier verschiedenen, axialen Positionen jeweils sechs Thermoelemente, die entlang der Mittelachse über die Höhe des Rohrquerschnitts verteilt sind. Der Vergleich von Rechnungen und Messungen erfolgt bevorzugt am Stalk 3, der sich nahe der Verbindungsstelle von CL2 und dem Ringraum befindet.



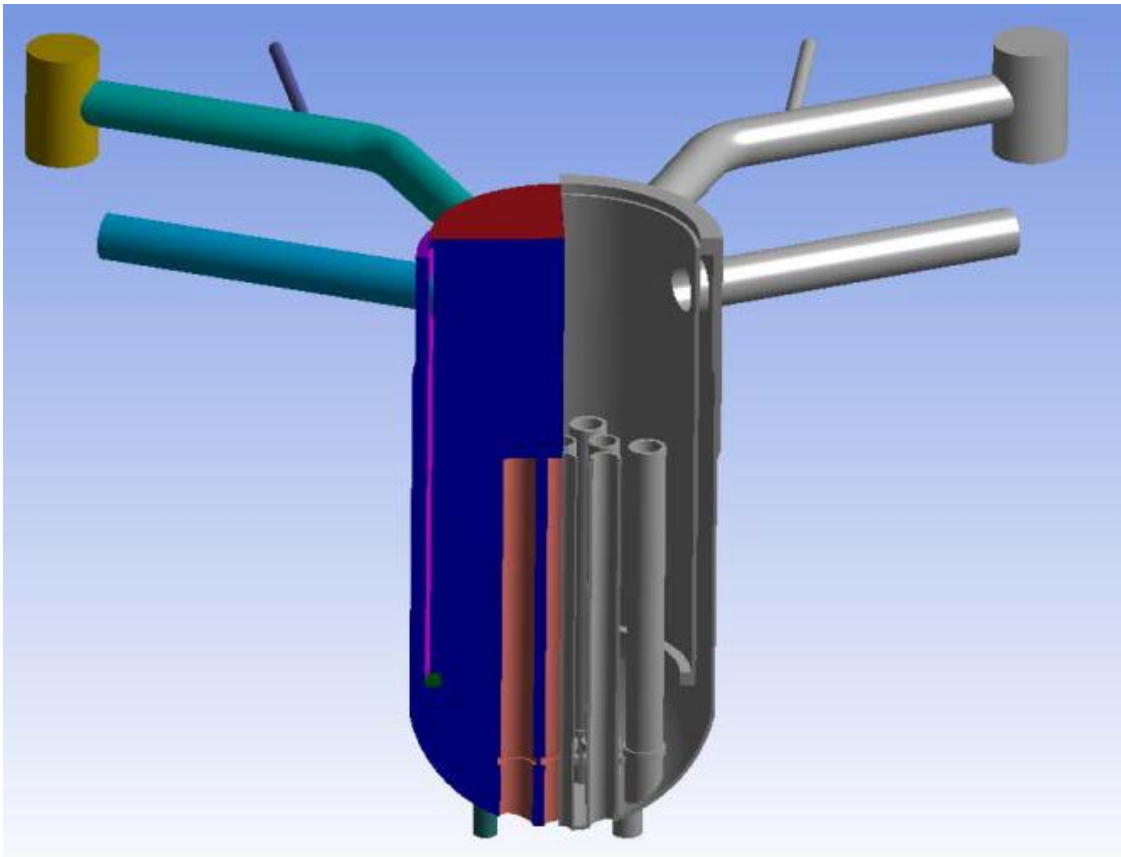
**Abb. 3.1** Messpositionen im kalten Strang CL2 und im Ringraum

### 3.2.1 Geometrie

Im ersten Schritt wurde in enger ANSYS/GRS-Kooperation eine erweiterte Geometrie erstellt, die den UPTF Druckbehälter mit den Hauptkühlmitteleitungen, inklusive Einspeisestutzen und Pumpensimulatoren, den Ringraum, das untere Plenum und den Kernbereich mit Einbauten erfasst. Die Abb. 3.2 zeigt die Geometrie des Fluid-Volumens auf der linken Seite. Auf der rechten Seite ist die Geometrie des Solid-Volumens dargestellt. Mit Ausnahme des Pumpensimulators und des heißen Strangs sind alle Komponenten mit Wandstärken abgebildet, so dass die Wärmeleitung in den Wänden berechnet werden kann.

Insbesondere während der Durchführung der zweiphasigen Rechnungen zeigte sich jedoch, dass der Rechenaufwand in der komplexen Geometrie sehr hoch ist. Deshalb wurde in einem zweiten Schritt eine vereinfachte Geometrie erstellt. Diese bildet nur den kalten Strang mit dem ECC-Stutzen und den Ringraum ab.





**Abb. 3.2** UPTF-Geometriemodell

### 3.2.2 Rechenetz

Im Rahmen der ANSYS/GRS-Kooperation wurden verschiedene Rechenetze erstellt: Tetraeder und Hexaeder basierte Rechenetze, sowie hybride Rechenetze, die beide Elementtypen anwenden. Die Rechenergebnisse des Referenzfalls UPTF TRAM C1 run1a01, die von ANSYS durchgeführt wurden, haben jedoch gezeigt, dass strukturierte, hexaedrische Rechenetze die besten Konvergenzeigenschaften haben. Aus diesem Grund wurde als Basis für weitere CFX-Rechnungen das numerische Gitter mit hexaedrischen Elementen an die GRS übergeben.

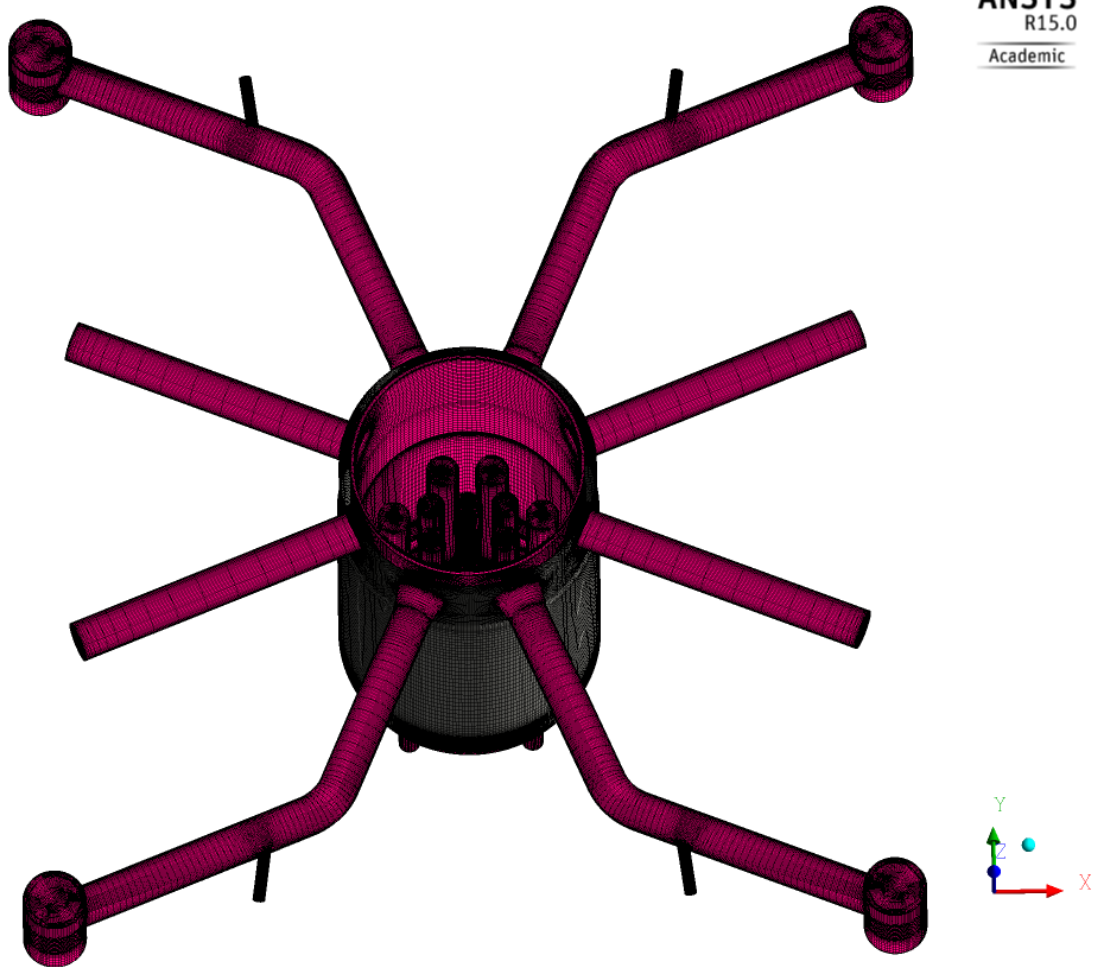
Die Qualität des Rechenetzes wurde in Anlehnung an den Testfall UPTF TRAM C1 run4a01 unter Annahme einer stationären, hohen ECC-Einspeiserate (150 kg/s) getestet. Die hohen Massenströme am ECC-Einspeisestutzen erforderten eine zusätzliche Verfeinerung des Rechenetzes, um die OECD-Best Practice-Vorgaben /MAH 07/ zu erfüllen. Das resultierende UPTF-Rechenetz besteht aus einem Fluid- und einem Solid-Rechenetz, siehe Abb. 3.3. Das Fluid-Rechenetz hat einen Hauptteil bestehend aus Hauptkühlmitteleitung mit ECC-Stutzen, Pumpensimulator, Ringraum,

unterem Plenum und Kernsimulator mit Einbauten. Der zweite Teil des Fluid-Netzes umfasst das obere Plenum mit dem heißem Strang. Das gesamte UPTF-Rechennetz hat 19,7 Mio. Knoten und die folgenden Eigenschaften:

**Tab. 3.1** Eigenschaften der Fluid- und Solid-Rechennetze

	<b>Fluid</b>	<b>Solid</b>
Knotenzahl	17,65 Mio.	2,05 Mio.
Elementzahl	17,17 Mio.	1,63 Mio.
Kleinster Netzwinkel	32,6°	30,8°
Größtes Volumenverhältnis	35	15
Größtes Seitenverhältnis	21	45

Testläufe wurden zunächst auf einem Viertel-Rechennetz durchgeführt, um z. B. die numerische Stabilität und Konvergenz zu überprüfen. Der Iterationsfehler wurde durch systematische Erhöhung des Konvergenzkriteriums bis zu einem Maximum der Residuen von  $1 \times 10^{-4}$  reduziert.

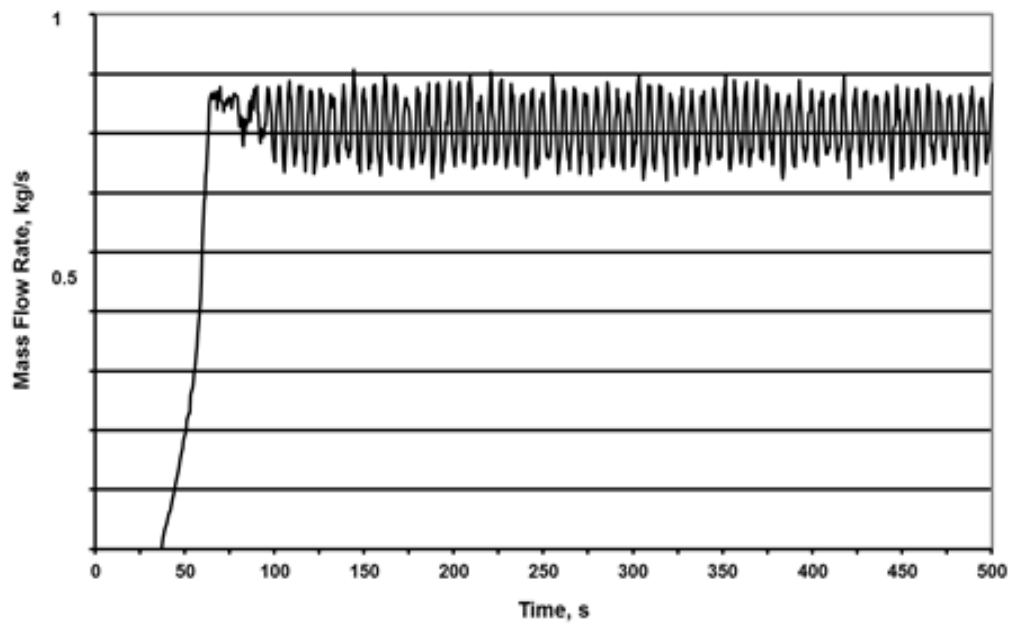


**Abb. 3.3** Fluid- und Solid Rechenetz

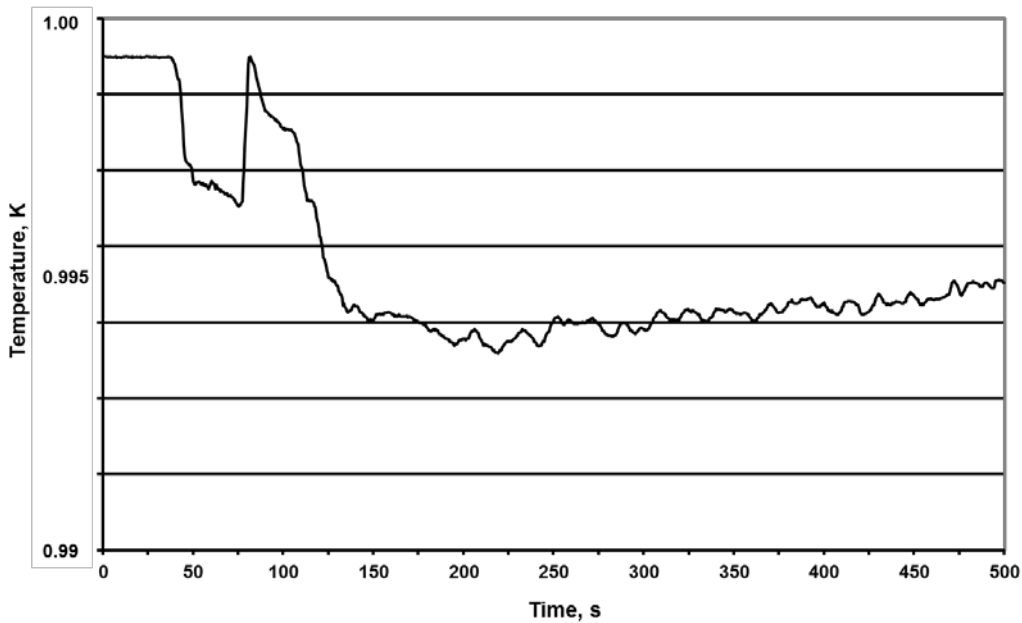
### 3.2.3 Einphasige Vermischung: Testfall UPTF TRAM C1 Run4a01

Im UPTF C1 run4a1 Experiment wurden die thermische Mischung bei Zirkulationsströmung nahe der Einspeisestelle im kalten Strang und die Strähnenkühlung im Ringraum des Reaktordruckbehälters untersucht. Der Druckbehälter war mit Wasser bei einer Anfangstemperatur von 453,15 K und einem Absolutdruck von 1609 kPa gefüllt. Die Notkühlein speisung erfolgte im kalten Strang CL2 mit einer maximalen Wassertemperatur von 304,15 K und einer maximalen Einspeiserate von 150 kg/s, siehe Abb. 3.4 und Abb. 3.5. Das Wasser wurde über den Dampferzeugersimulator an den heißen Strängen im Loop 1 und 4 abgezogen. Während der Versuche waren die Pumpensimulatoren geschlossen und vor Beginn der Einspeisung stagnierte die Strömung im RDB.

Für die Simulationen wurde das SST-Turbulenzmodell und das Auftriebsmodell eingesetzt. Zur Berechnung der Temperaturverteilung im Fluid wird eine Transportgleichung für die statische Enthalpie gelöst. Der numerische Fehler wurde durch den Einsatz von Diskretisierungsverfahren zweiter Ordnung, dem sogenannten „High-Resolution Advection“-Verfahren und dem „Second-Order Euler Transient“-Verfahren in Raum und Zeit reduziert.

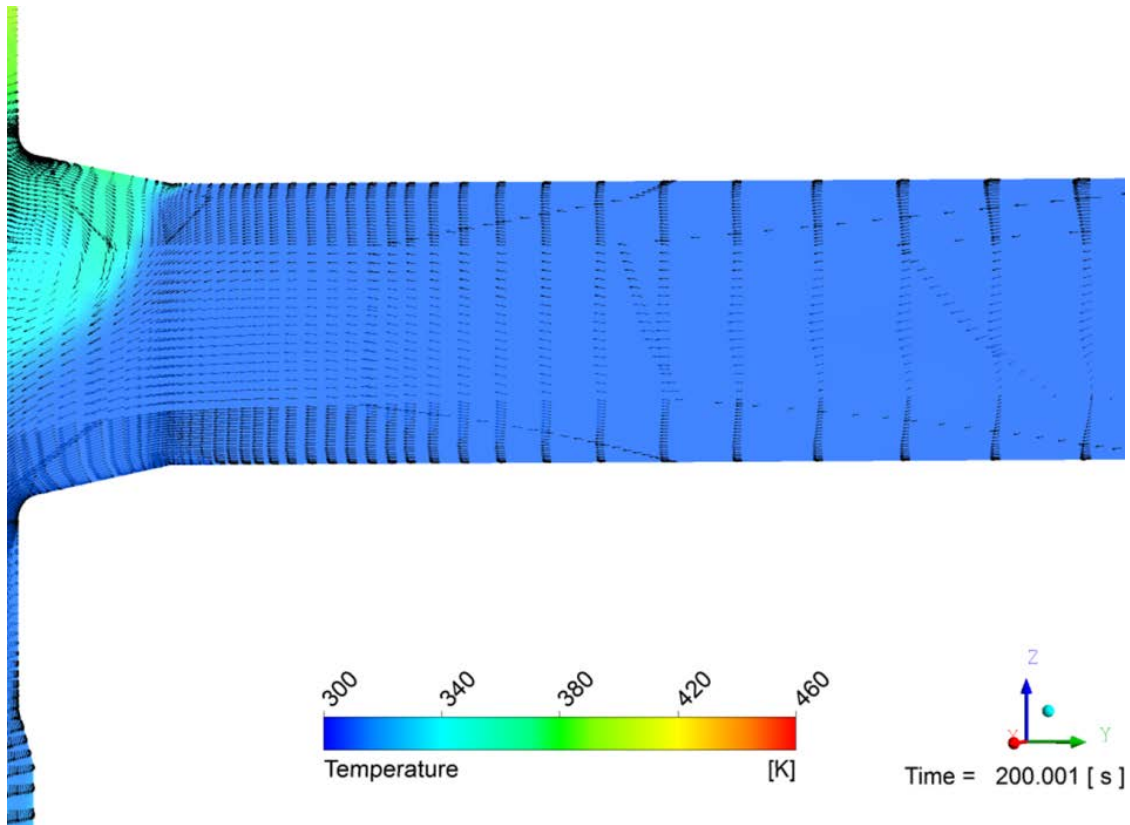


**Abb. 3.4** UPTF TRAM C1 run4a01 ECC-Massenstrom

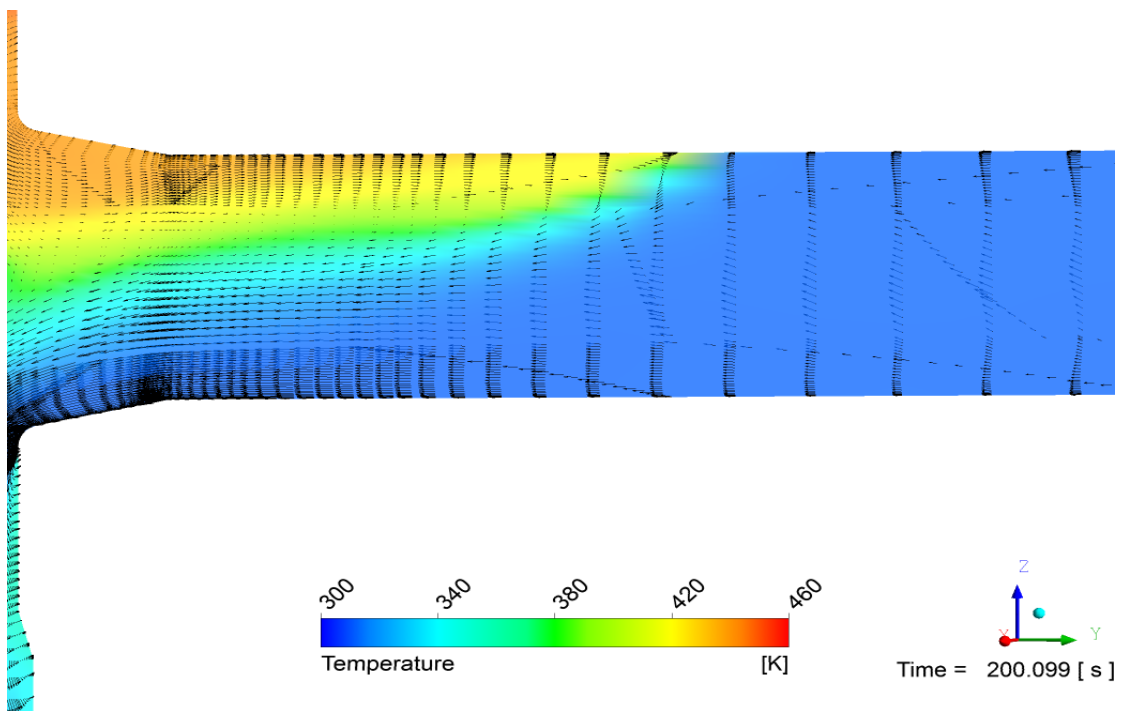


**Abb. 3.5** UPTF TRAM C1 run4a01 ECC-Temperatur

Die CFD-Rechnungen für den UPTF TRAM C1 run4a01 Testfall wurden zunächst in einer Viertel-Geometrie unter der Annahme von Symmetrierandbedingungen durchgeführt. Dabei zeigt sich, dass der kalte Strang in 100 s nahezu vollständig mit kaltem ECC-Wasser gefüllt ist (siehe Abb. 3.6). Im Experiment ist jedoch heißes, unvermisches Wasser im oberen Bereich des horizontalen Rohres bis zum Ende der berechneten Transienten vorhanden. ATHLET-Rechnungen haben gezeigt, dass dieses Phänomen auftritt, wenn heißes Wasser im Gegenstrom zum kalten ECC-Wasser in den Loop2 einströmt. Das heiße Wasser wird zu einem großen Teil dem Bypass vom oberen Plenum über die Stutzen der heißen Stränge und dem Behälterdeckel zugeordnet. Deshalb wurden in einer weiteren CFD-Rechnung Modelle für die Bypass-Massenströme, die mit dem ATHLET-Programm berechnet wurden, implementiert. Durch das einströmende heiße Wasser im oberen Bereich des Ringraums bildet sich eine Rezirkulationszone im kalten Strang (CL2) oberhalb der Stelle, an der das Kühlwasser in den Ringraum strömt (siehe Abb. 3.7).



**Abb. 3.6** Temperaturverteilung in Viertel-Geometrie

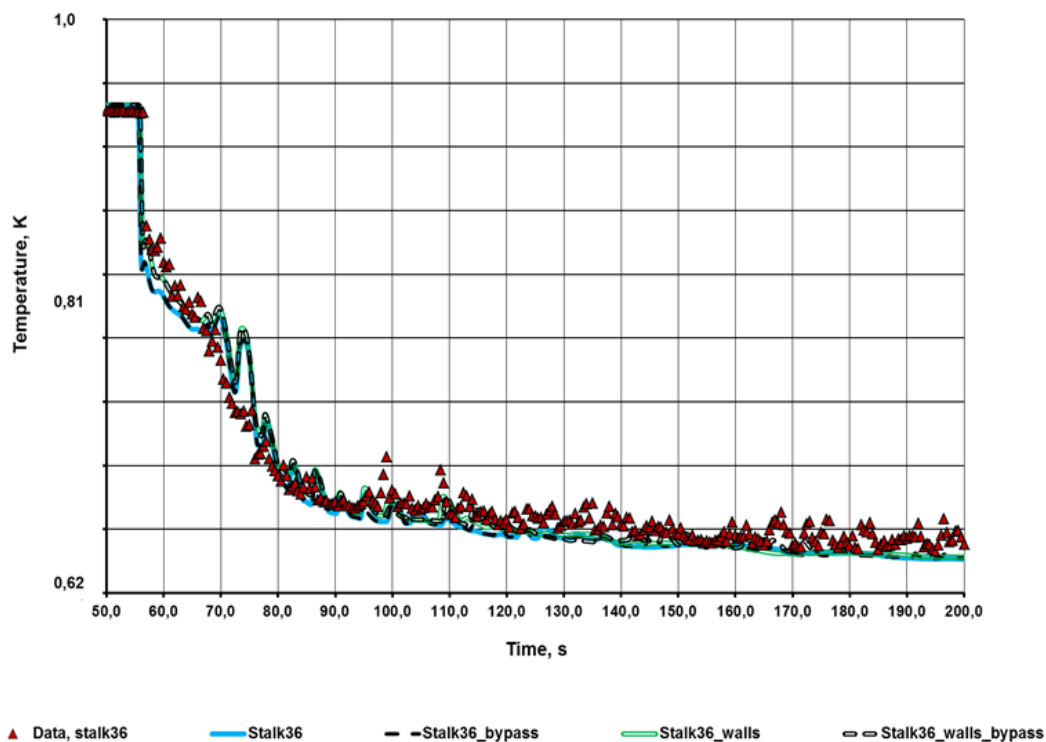


**Abb. 3.7** Bypass-Temperaturverteilung in Viertel-Geometrie

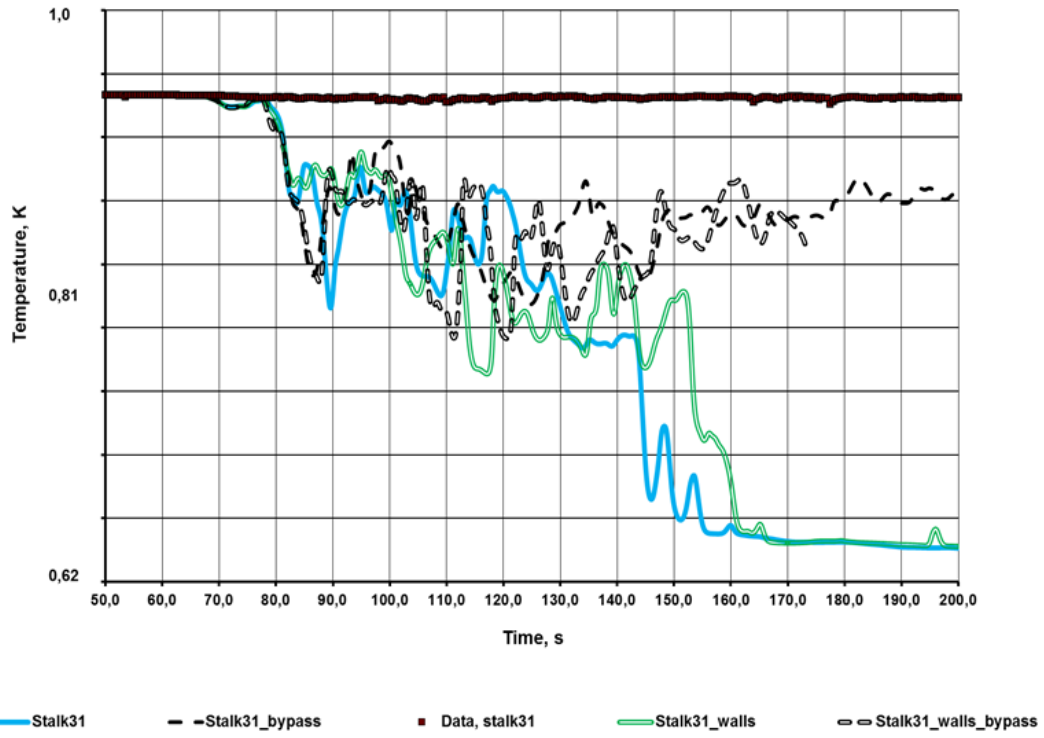
Im Vergleich zum transienten Temperaturverlauf im Experiment stimmen die Temperaturen im unteren Bereich der horizontalen Kühlmittelleitung gut überein, siehe

Abb. 3.8. In der Mitte und im oberen Bereich des kalten Strangs, an den Messstellen Stalk 31 und 32 liegen die experimentellen Temperaturen über den berechneten Werten.

Bisher wurden an den Wänden adiabate Randbedingungen vorgegeben. In der Realität hat jedoch die Wärmeleitung der Wand Einfluss auf die Temperaturverteilung im Fluid (Aufheizen bzw. Abkühlen der Wände). Deshalb wurde in einem weiteren Rechenschritt der Einfluss der Wand sowohl mit als auch ohne Bypass-Simulation untersucht. Die Simulation der Wärmeleitung an den Reaktorwänden führt im oberen Bereich (siehe Abb. 3.9 und Abb. 3.10) zu einer Dämpfung der Temperaturschwankungen und damit zu einer verbesserten Übereinstimmung von Experiment und Simulation. Die Vermischung mit dem kalten Notkühlwasser findet primär im unteren Bereich der Rohrleitung statt, deshalb ist der Einfluss der Wand in diesem Bereich (Stalk 36) gering.

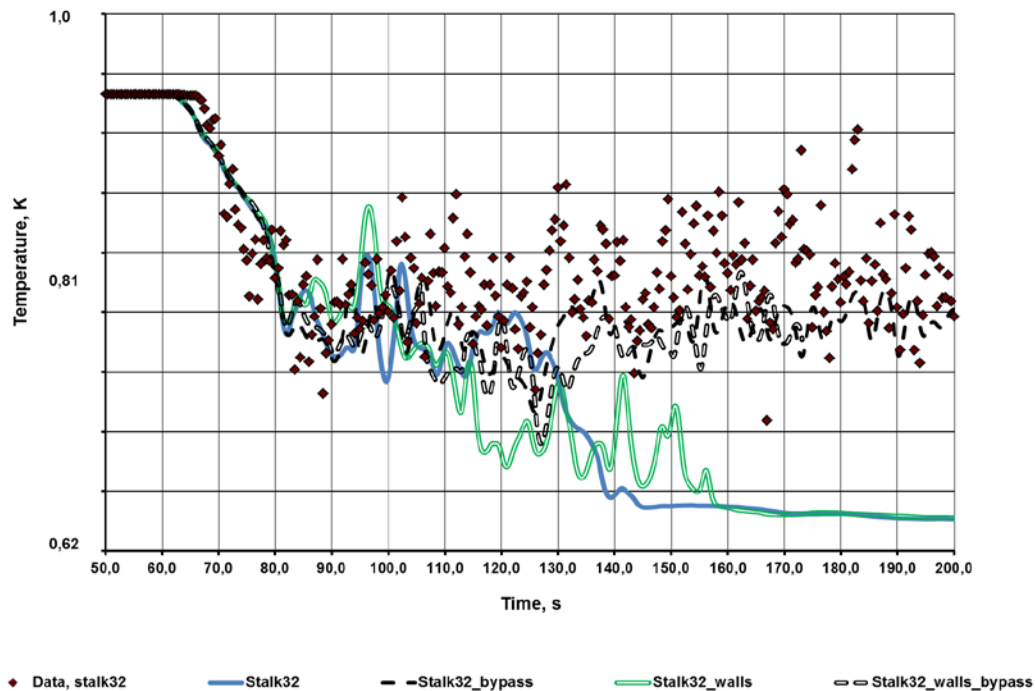


**Abb. 3.8** Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 36



**Abb. 3.9** Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 31





**Abb. 3.10** Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 32

Abschließend wurde die Simulation des UPTF TRAM C1 run4a01 Testfalls in der vollständigen Geometrie mit vier Loops durchgeführt. In diesem Fall bildet sich eine große Rezirkulationszone im bespeisten, kalten Strangs (CL2) aus, siehe Abb. 3.11. Abb. 3.12 bis Abb. 3.14 zeigen jeweils den Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe im oberen (Stalk 31, 32, 33) und Abb. 3.15 bis Abb. 3.17 im unteren Bereich (Stalk 34, 35, 36) der horizontalen Kühlmittleitung. An allen Messstellen wird die Übereinstimmung mit dem Experiment durch die Berechnung in der vollständigen Geometrie deutlich verbessert. Der Einfluss der Bypass-Strömung und der Wandwärmeleitung ist in diesem Fall nahezu vernachlässigbar.

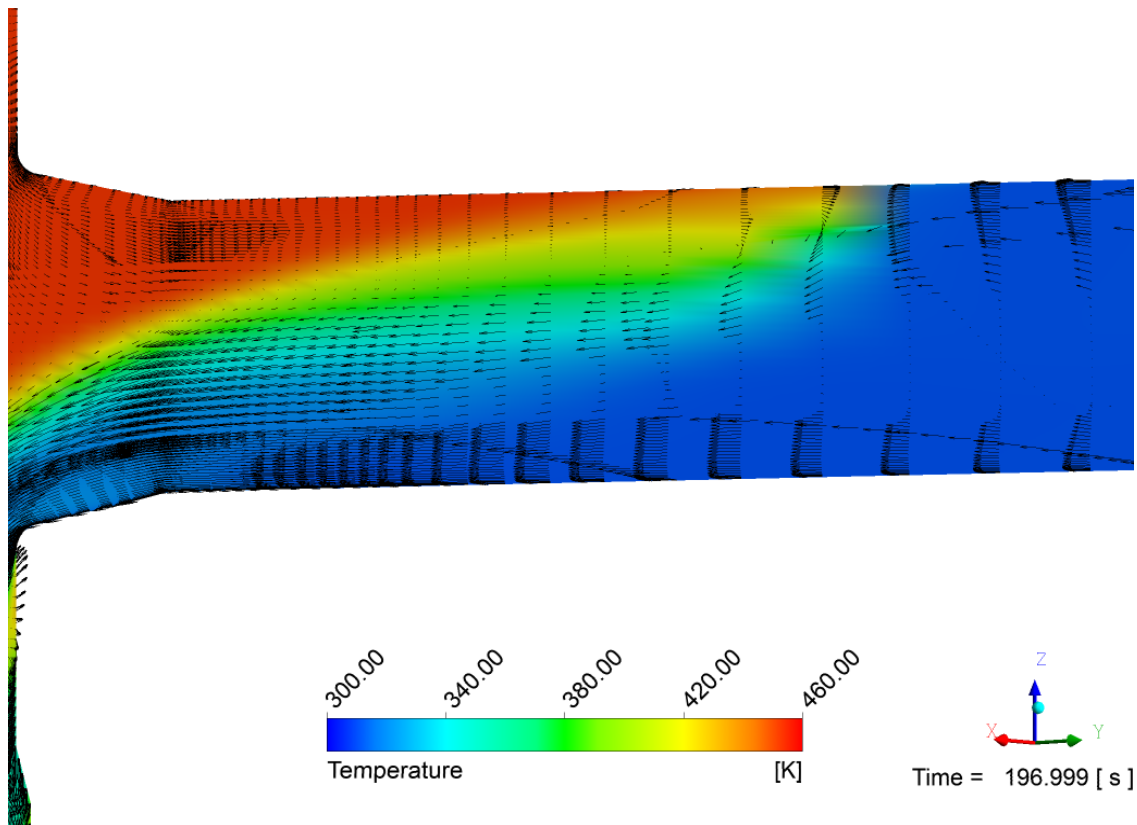


Abb. 3.11 Temperaturverteilung in vollständiger Geometrie

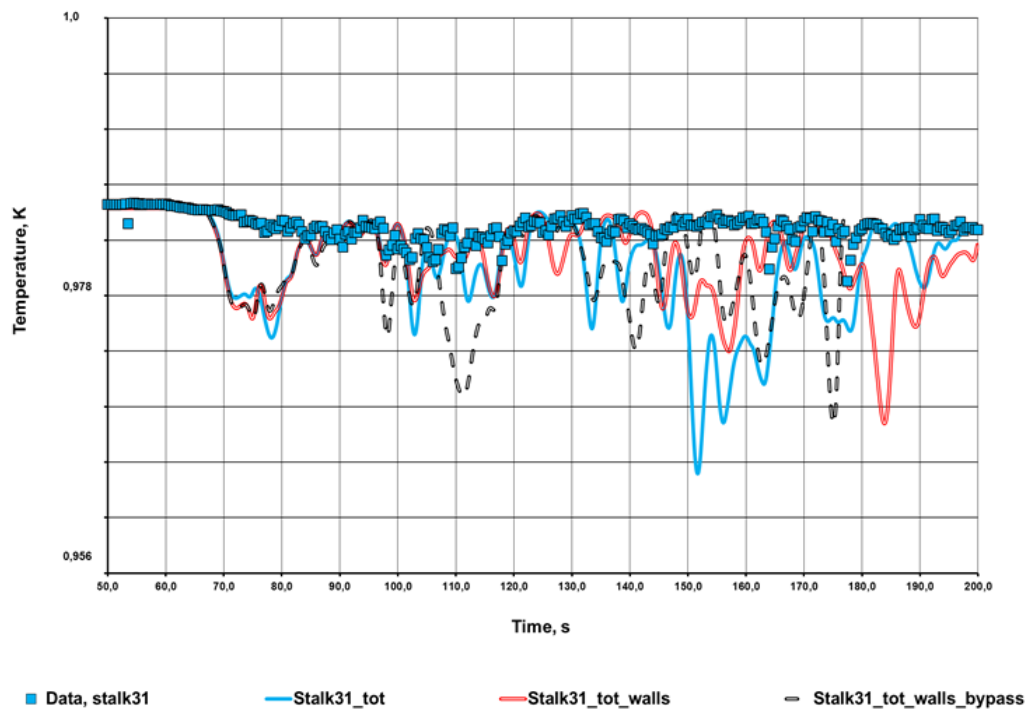
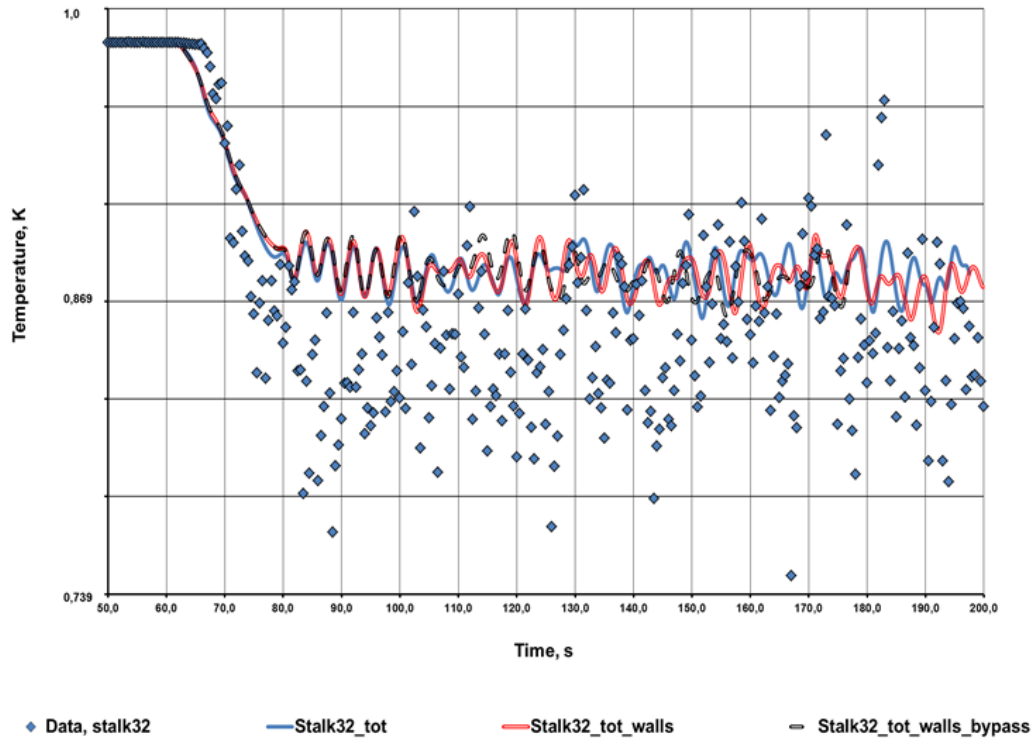
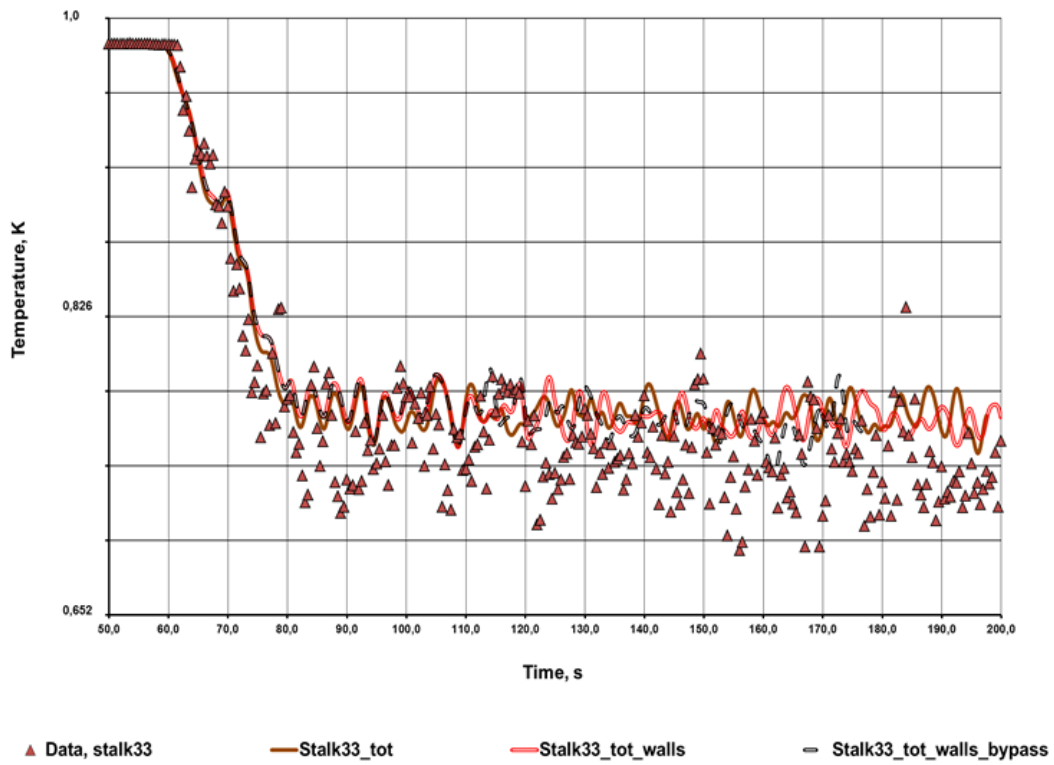


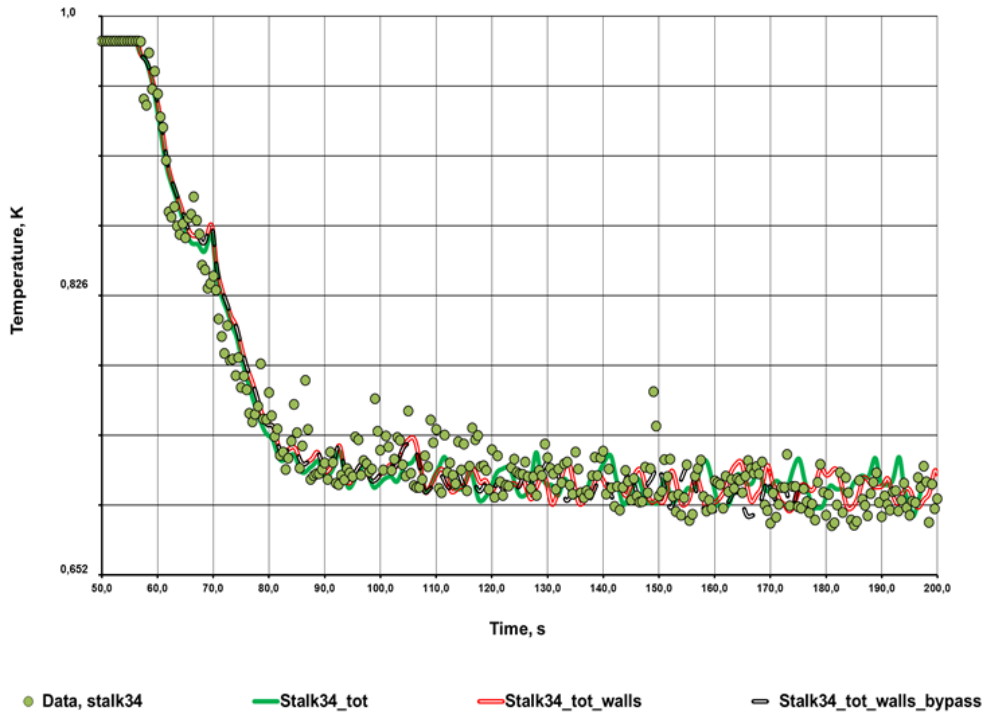
Abb. 3.12 Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 31



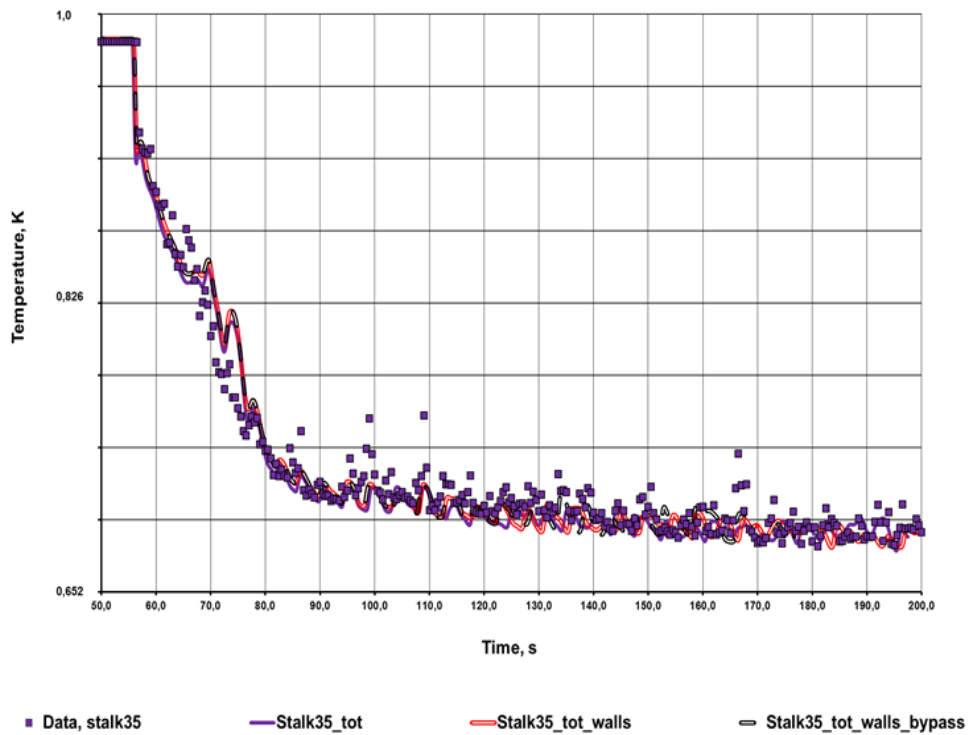
**Abb. 3.13** Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 32



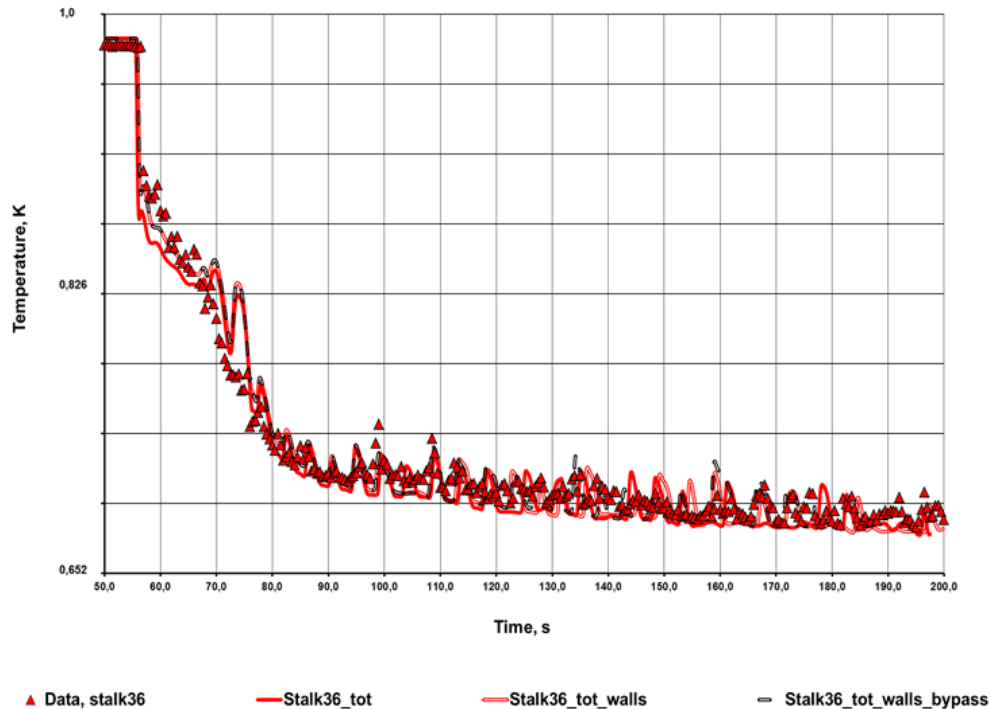
**Abb. 3.14** Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 33



**Abb. 3.15** Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 34



**Abb. 3.16** Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 35



**Abb. 3.17** Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 36

Die Berechnungen in der vollständigen Geometrie mit vier Loops erforderte eine parallele Durchführung der Rechnungen auf dem GRS-Linux-Cluster mit mindestens 32 Knoten. Die Rechenzeit (Wall Clock Time) für eine Transiente von 100 Sekunden betrug dann unter Vorgabe eines konstanten Zeitschrittes von 0,1 s durchschnittlich 12 Tage.

### 3.2.4 Freie Oberflächen Strömung: Testfall UPTF TRAM C1 Run4a02

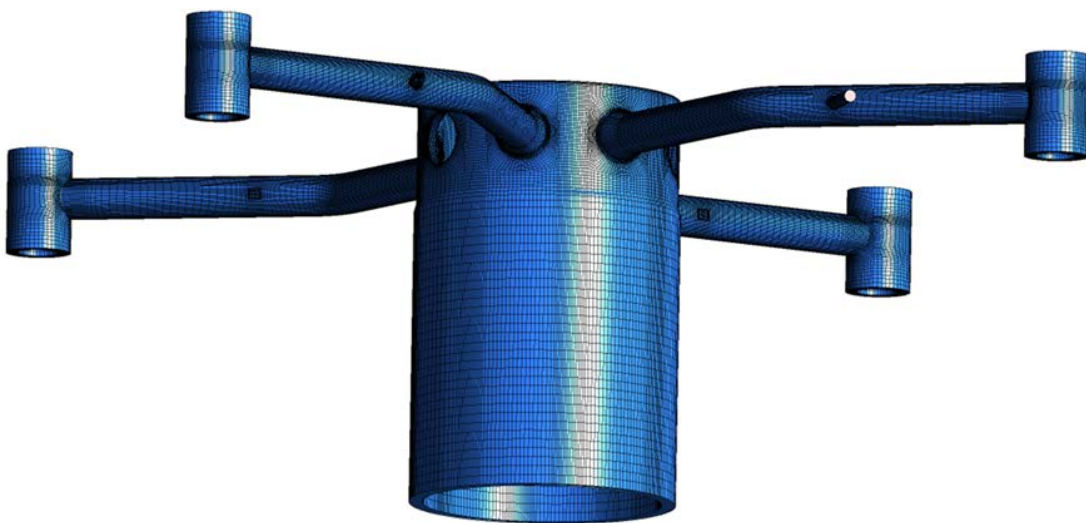
Zur Validierung der Zweiphasen Modelle in ANSYS CFX in komplexen Reaktor Geometrien wurde der UPTF TRAMC1 Run4a02 Testfall herangezogen, in dem eine Zweiphasenströmung mit einer freien Oberfläche untersucht wurde. Im Versuch UPTF TRAM C1 Run4a02 wurde das thermische Mischen im teilgefüllten kalten Strang mit einem Wasserstand von ca. 0,45 m oberhalb der Unterkante der Hauptkühlmittelleitung untersucht. Der Wasserstand im Primärkreis wurde durch Wasserabzug aus dem unteren Plenum über die KTA-Leitung konstant gehalten. Die Anfangstemperatur des Wassers betrug 456 K. Oberhalb des Wasserspiegels befand sich Stickstoff, der auf einen konstanten Systemdruck von 1550 kPa geregelt wurde.

Im ANSYS CFX Programm stehen zur Berechnung von Zweiphasenströmungen mit freien Oberflächen verschiedene Modelle zur Verfügung:

- Im homogenen Ansatz werden für beide Phasen eine Impuls- und eine Energiegleichung gelöst. Die Phasenwechselwirkungsterme werden aufgrund der Annahme einer Strömung mit freier Oberfläche berechnet.
- Im heterogenen Ansatz wurden für jede Phase die Impuls- und Energiegleichungen separat berechnet. Die Phasenwechselwirkungsterme werden in der Energiegleichung mit der Korrelation von Ranz und Marshall /RAN 52/ berechnet.

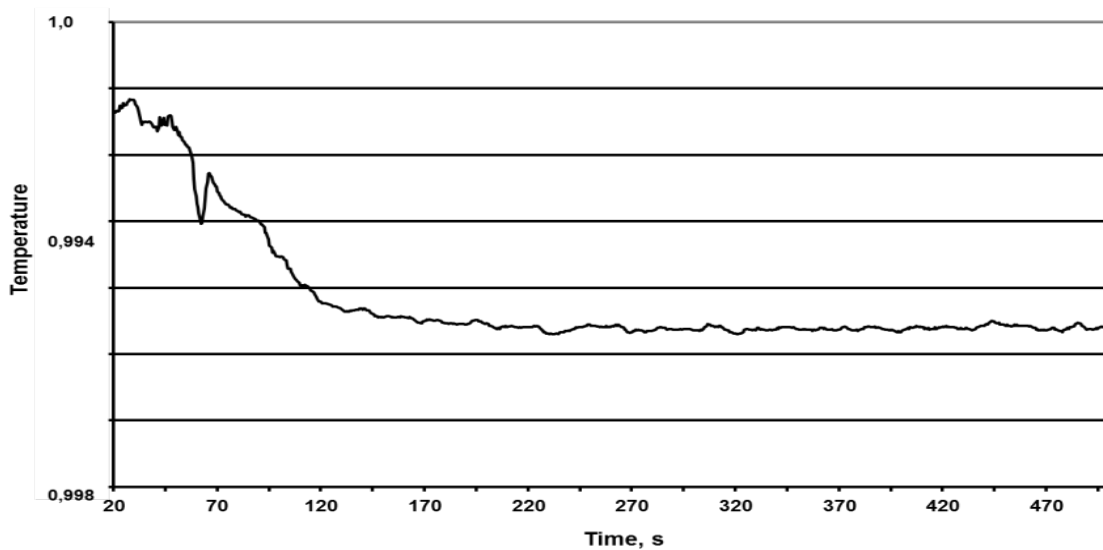
Die Modell können so kombiniert werden, dass das Geschwindigkeitsfeld mit einem homogenen und das Temperaturfeld mit dem heterogenen Modell berechnet wird. In den nachfolgenden Berechnungen (Hom-Het) wurde das Geschwindigkeitsfeld mit dem homogenen Modell und das Temperaturfeld mit dem heterogenen Modell berechnet. Dabei wurde einmal angenommen, dass in der Dampfphase die Sättigungstemperatur konstant ist, im zweiten Schritt wurde die Nusseltzahl in der Ranz-Marshall Korrelation auf Eins gesetzt. Kondensation wurde vernachlässigt.

Da die Berechnung der Zweiphasenströmungen sehr komplex ist, wurde eine vereinfachte Geometrie des Reaktordruckbehälters erstellt, in der jedoch alle 4 Kühlkreisläufe abgebildet sind, siehe Abb. 3.18. Der Bereich des unteren Plenums und des Kerns, sowie der Einfluss der Wände wurde vernachlässigt.

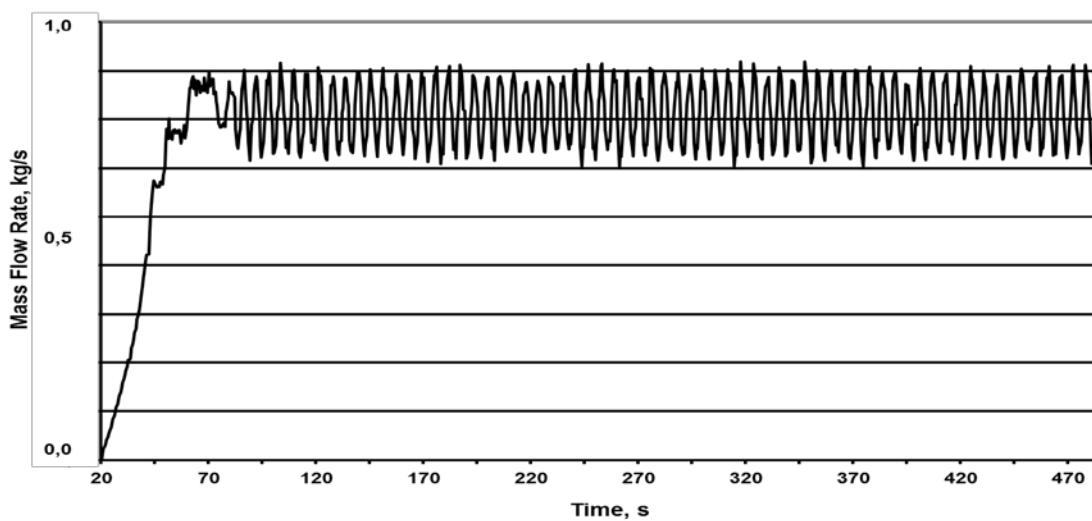


**Abb. 3.18** Vereinfachtes Rechennetz für Zweiphasen-Rechnungen

Die Stoffwerte für Wasser und Dampf wurden aus den IAPWS-IF97 Tabellen entnommen. Stickstoff wurde als ideales Gas definiert. Diese sind in ANSYS CFX implementiert. Die Rechnungen wurden mit einem konstanten Zeitschritt von 0,002 s unter Vorgabe eines Konvergenzkriterium von  $1 \times 10^{-5}$  für die Residuen der Masse-, Impuls- und Energiegleichungen im gesamten Rechengebiet durchgeführt. Im Experiment UPTF TRAMC1 Run4a02 erfolgte die Notkühlein speisung im kalten Strang CL2 ab einer Systemzeit von 20 s. Die maximale Wassertemperatur betrug 303,9 K und die maximale Einspeiserate von 150 kg/s, siehe Abb. 3.19 und Abb. 3.20.

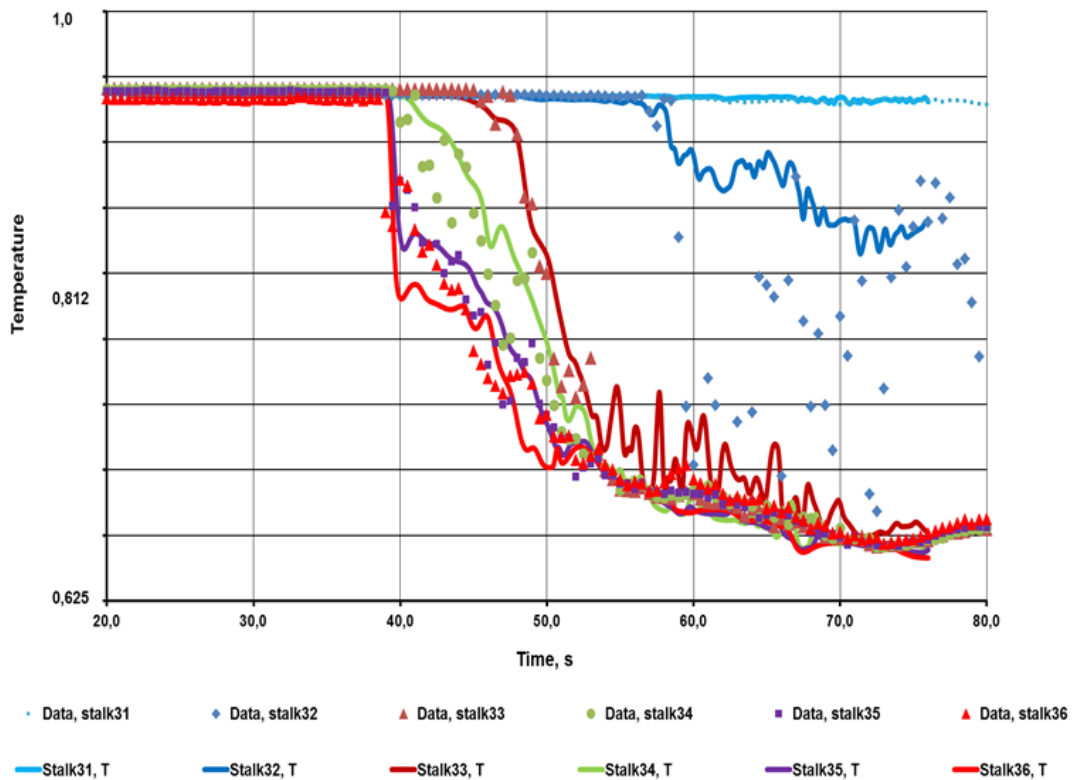


**Abb. 3.19** UPTF TRAMC1 Run4a02 ECC-Temperatur



**Abb. 3.20** UPTF TRAMC1 Run4a02 ECC-Massenstrom

Der zweiphasigen Testfalls UPTF TRAMC1 Run4a02 wurde mit ANSYS CFX berechnete. Dazu wurden ein homogenes und ein in-homogenes Modell zur Berechnung von Strömungen mit einer freien Oberfläche eingesetzt. Die Ergebnisse des homogenen Modells zeigen, dass die Vorgabe der Sättigungstemperatur im Dampf in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen ist, siehe Abb. 3.21. Wird jedoch die Energiegleichung in der Dampfphase berechnet, fällt die Temperatur stärker ab, als im Experiment, siehe Abb. 3.22. Am Austritt der Hauptkühlmittelpumpe im CL2 tritt im Experiment am Stalk 36 starke Vermischung auf. Die Temperaturen im oberen Bereich der horizontalen Hauptkühlmittelleitung (Stalk61, Stalk62), liegen in der Rechnung über den gemessenen Werten. In der Wasserphase ist die Übereinstimmung von Rechnung und Messung gut, siehe Abb. 3.23.



**Abb. 3.21** Stalk 3 Zweiphasenrechnung mit Sättigungstemperatur



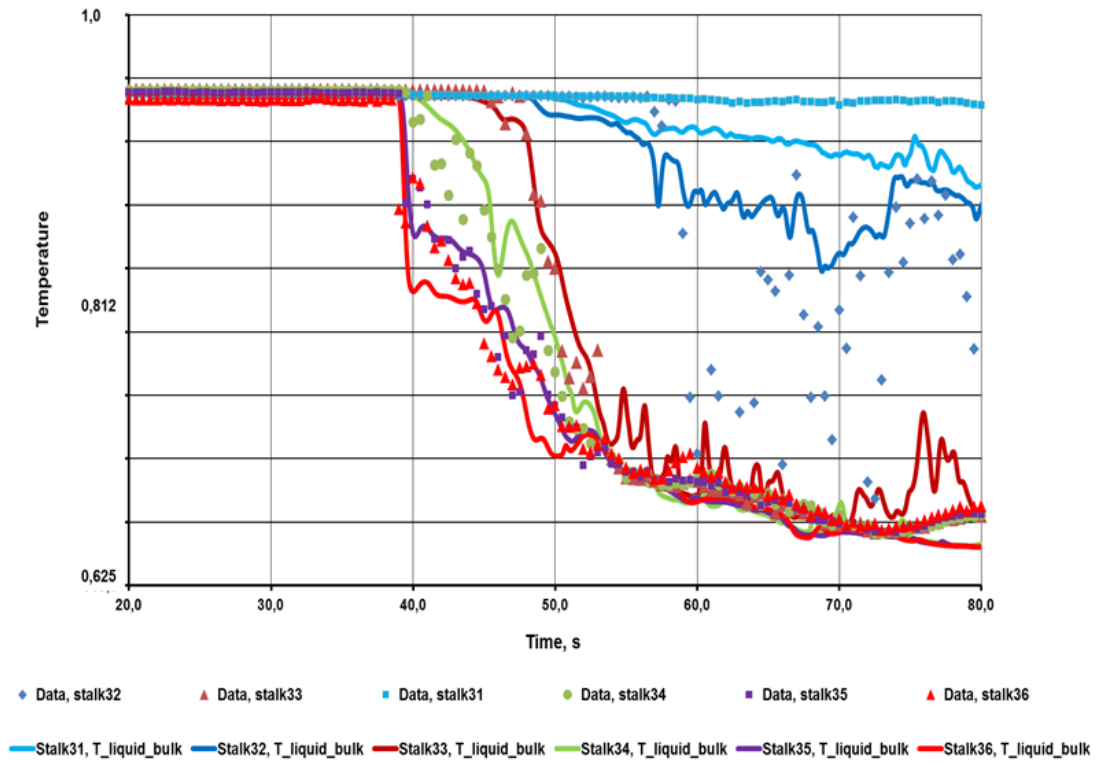


Abb. 3.22 Stalk 3 Zweiphasenrechnung

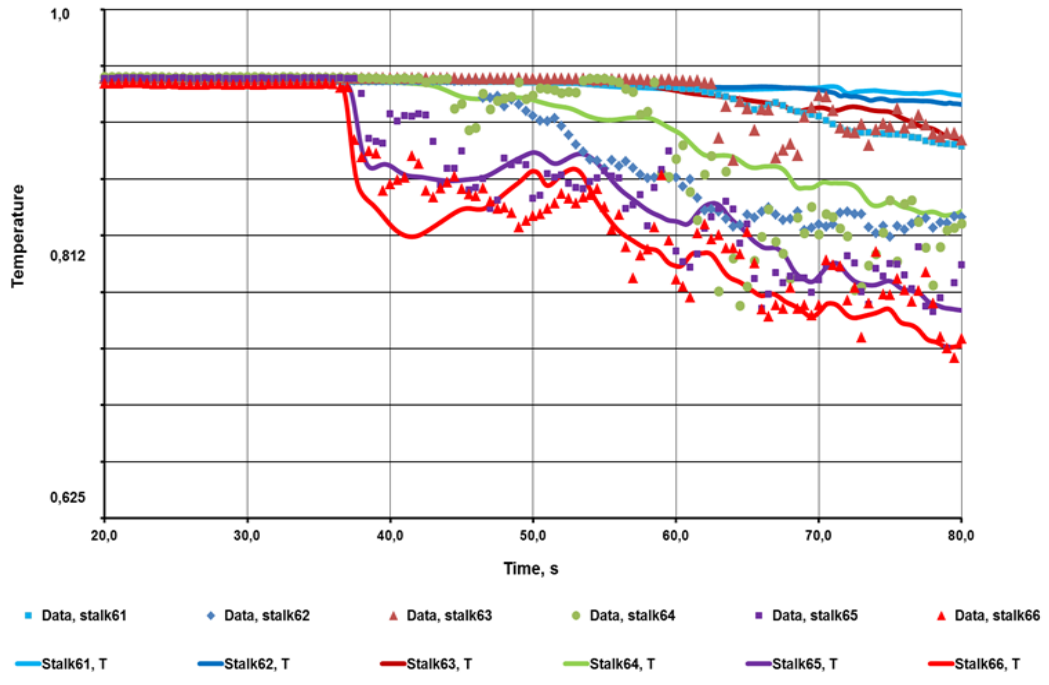
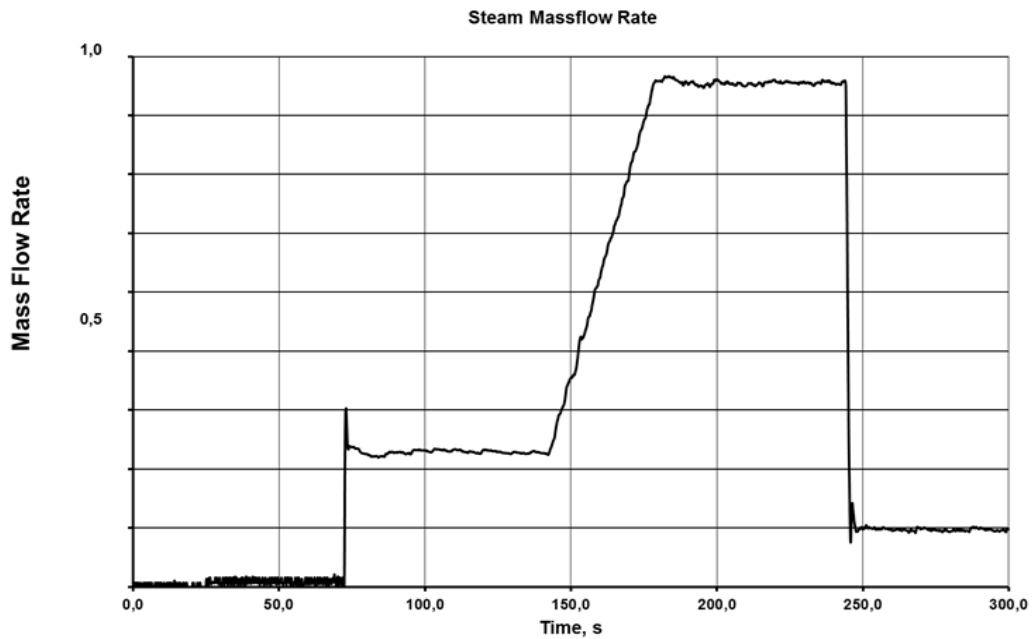


Abb. 3.23 Stalk 6 Zweiphasenrechnung

### **3.2.5 Kondensation: Testfall UPTF TRAM C2 Run8a**

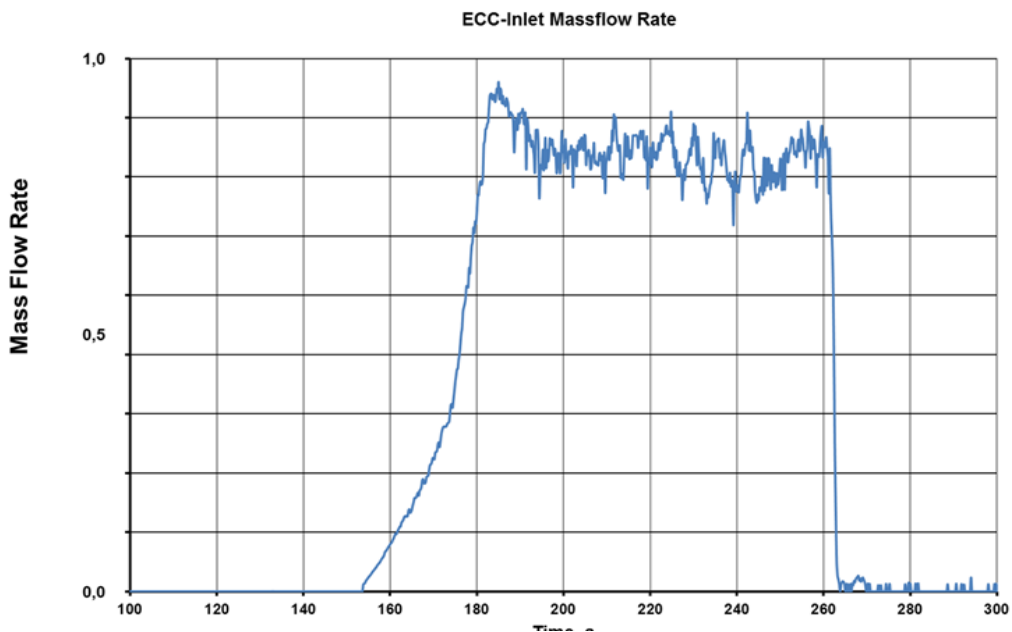
Im Versuch UPTF TRAM C2 Run8a wurde die Dampfkondensation am Notkühlwasser im kalten Strang und im Ringraum untersucht. Der Wasserstand von ca. 2 m im Ringraum wurde durch Abzug von Wasser im unteren Plenum konstant gehalten. Alle Pumpensimulatoren waren geöffnet mit Ausnahme der Pumpe im Loop 3. Das Notkühlwasser war mit Stickstoff gesättigt, um den gelösten Stickstoff im Notkühlwasser des Druckspeichers zu simulieren. Dampfeinspeisung erfolgte im Experiment über die Dampferzeugersimulatoren 1 und 3 und über den Kernsimulator.

Zur Berechnung dieses Testfalls wurde das gleiche, vereinfachte Rechenetz, und die gleichen numerischen Einstellungen verwendet wie beim Testfall UPTF TRAM C1 Run4a02, siehe Abschnitt 3.2.4. Zu Beginn der CFD-Simulationen wird in den Ringraum und in die vier kalten Stränge Wasserdampf bei einer Sättigungstemperatur von 469 K eingespeist. Der Systemdruck ist konstant bei 1440 kPa. Die Einspeisung von gesättigtem Wasserdampf erfolgt stufenweise siehe Abb. 3.24. Da im vereinfachten Rechenetz die Strömung in den heißen Stränge nicht simuliert wird, erfolgte die Einspeisung zu gleichen Teilen über die Pumpensimulatoren 1 und 3. Die Pumpensimulatoren 2 und 4 sind geöffnet. Die ECC-Einspeisung erfolgt in den kalten Strang CL2.

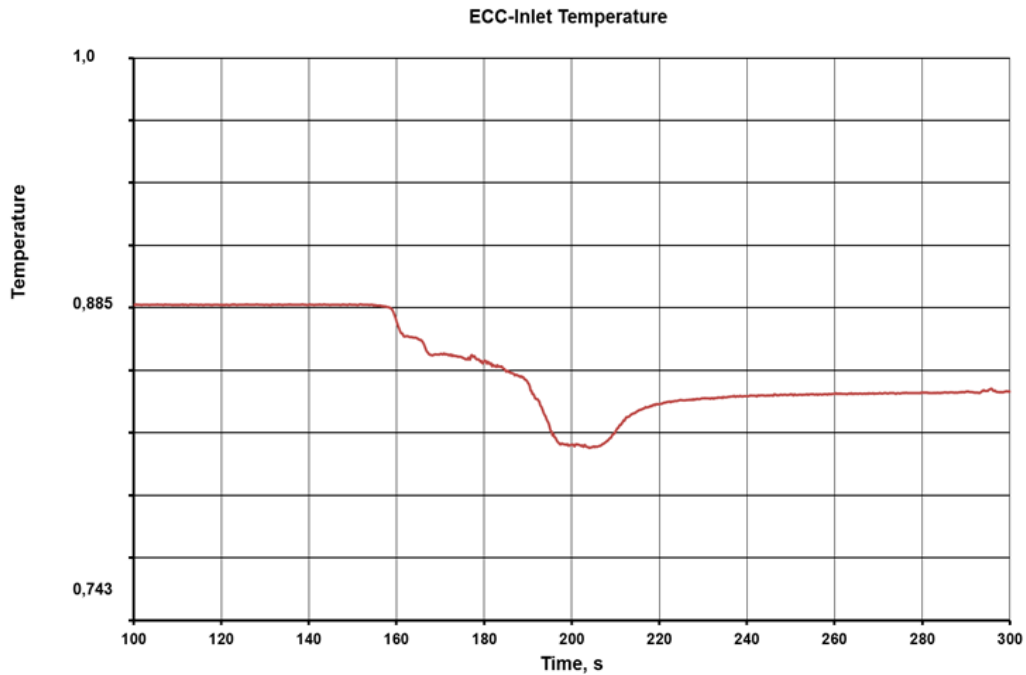


**Abb. 3.24** UPTF TRAMC2 Run8a Dampf-Massenstrom

Die Einspeisung des ECC-Kühlmittels beginnt ab 153 s Problemzeit mit den in Abb. 3.25 gezeigten Massenstrom und der in Abb. 3.26 dargestellten Temperatur. Die experimentellen Werte wurden im CFD-Programm linear interpoliert und als zeitabhängige Eintrittsrandbedingungen vorgegeben.

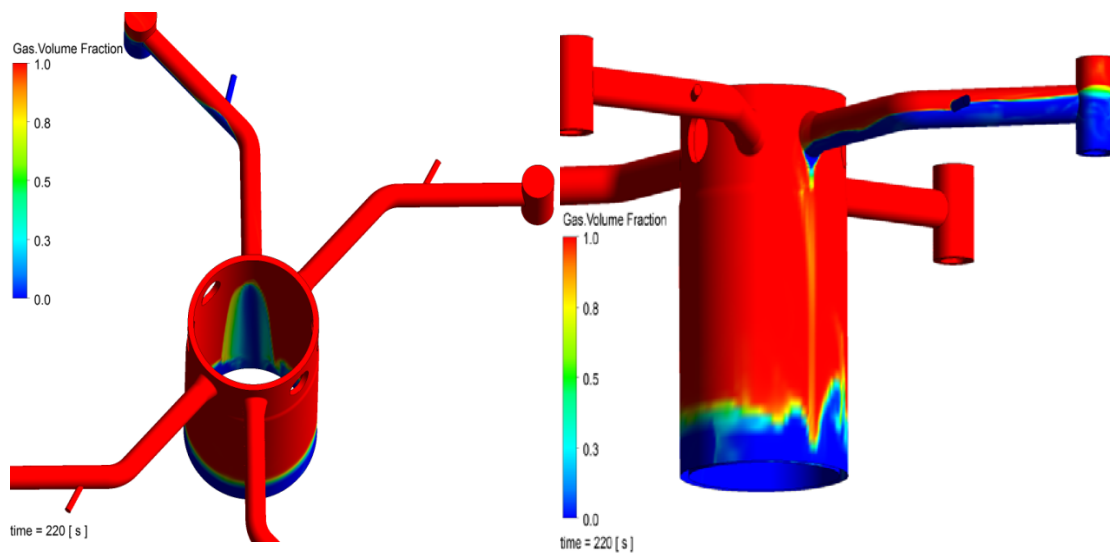


**Abb. 3.25** UPTF TRAMC2 Run8a ECC-Massenstrom

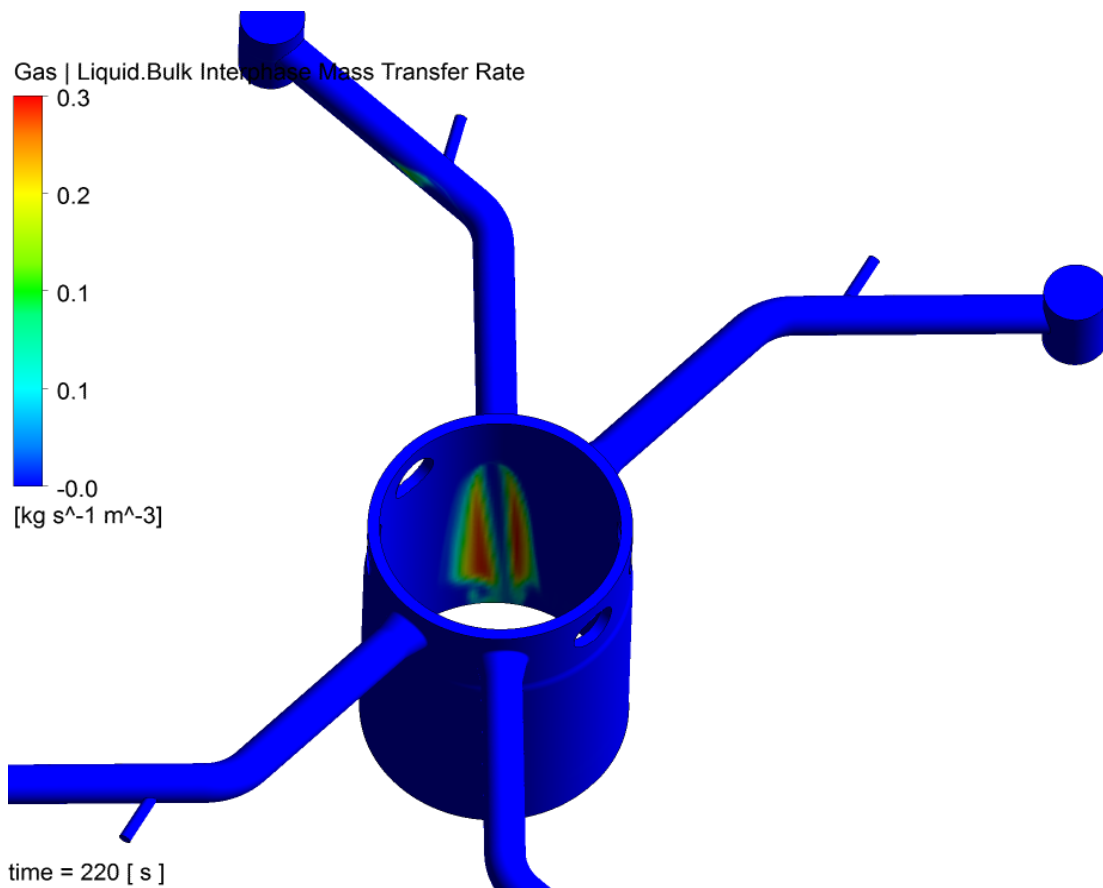


**Abb. 3.26** UPTF TRAMC2 Run8a ECC-Temperatur

Wie im Experiment beschrieben, füllt sich der kalte Strang bei einer Einspeiserate von 150 kg/s mit Wasser, das an der Kernbehälterwand abfließt /TEN 96/. Die Abb. 3.27 zeigt die berechnete Verteilung von Wasser und Dampf nach 220 s Problemzeit an der Versuchs- und Kernbehälterwand. An der Kernbehälterwand tritt die maximale Kondensationsrate von 0,3 kg/(s m<sup>3</sup>) auf, siehe Abb. 3.28.

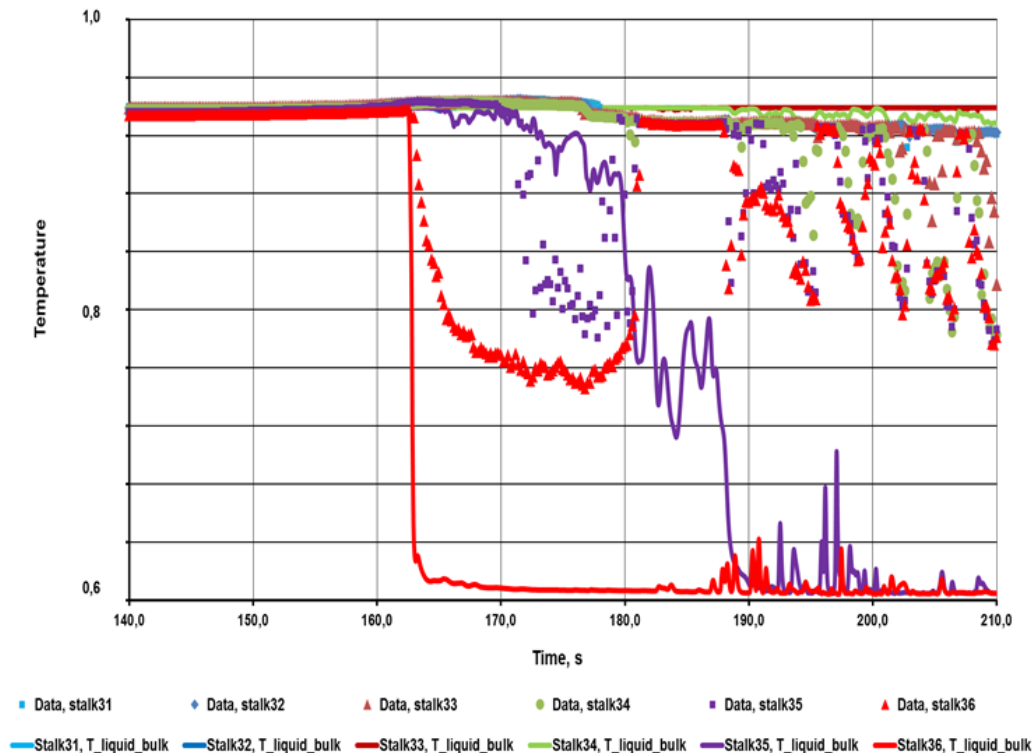


**Abb. 3.27** UPTF TRAMC2 Run8a Volumenanteile von Wasser und Dampf



**Abb. 3.28** UPTF TRAMC2 Run8a Kondensationsrate

Der quantitative Vergleich des Temperaturverlaufs am Stalk3 (siehe Abb. 3.29) zeigt, dass die gemessenen Temperaturfluktuationen am Eintritt zum Ringraum, in den Rechnungen nicht erfasst werden. In der CFD-Rechnung stellt sich eine stabile Wasserschicht im unteren Bereich des kalten Strangs CL2 ein und es findet im Vergleich zum Experiment geringere Kondensation und Vermischung statt.



**Abb. 3.29** UPTF TRAMC2 Run8a Temperaturvergleich am Stalk3

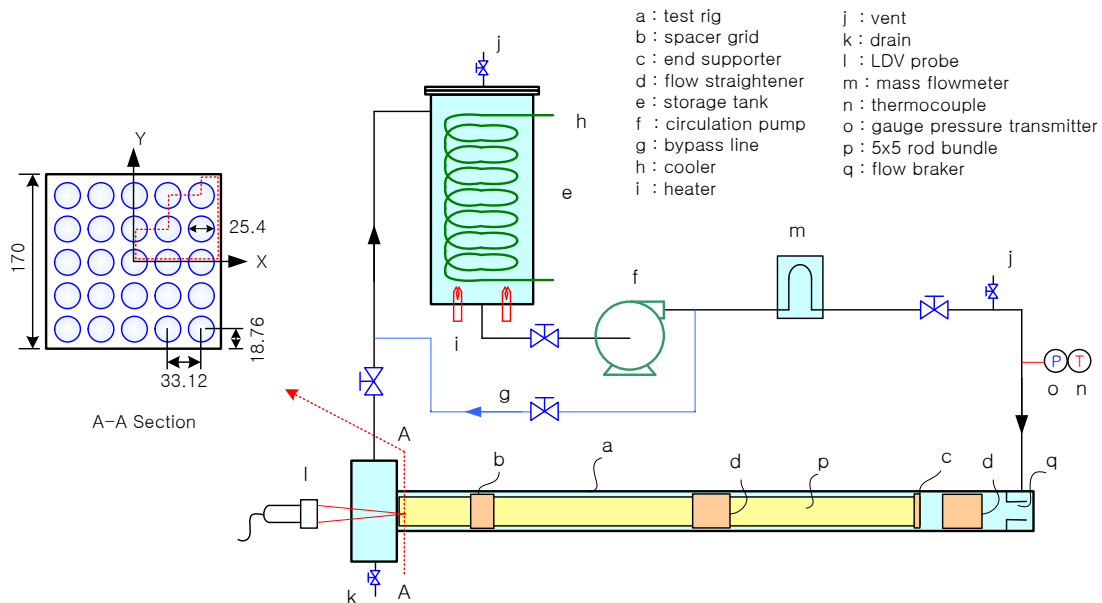
Die zweiphasigen Strömung wurden auf dem GRS-Linux-Cluster mit 32 Knoten berechnet. Die Rechenzeit (Wall Clock Time) für eine Transiente von 100 Sekunden betrug durchschnittlich 26 Tage. Auf Grund der hohen Anforderungen an Rechenkapazitäten und Rechendauer war es nicht möglich Studien hinsichtlich einer Verbesserung der Zweiphasenmodelle mit der komplexen UPTF-Geometrie und den komplexen Randbedingungen in den UPTF-Experimenten zu machen.

### 3.3 Nachrechnung des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H

#### 3.3.1 Aufbau der Versuchsanlage

die Testanlage MATIS-H ist ein Strömungskanal, in dem der Einfluss eines Abstandshalters an einem Brennelement auf die Kühlmittelströmung untersucht wurde. Die Anlage wurde am KAERI in Daejeon in Korea errichtet. Sie besteht aus einem Wassertank, einer Pumpe und der Testsektion. Für die Erstellung der erforderlichen Netze für die CFD-Rechnungen liegt eine CAD-Datei der gesamten Testsektion vor. Die folgende Beschreibung der Testanlage ist aus /OEC 11/ entnommen.

Abb. 3.30 zeigt eine schematische Darstellung der Testanlage. Der Wassertank (e) fasst 0,9 m<sup>3</sup>. Mit Hilfe der Pumpe (f) ist ein Massenstrom von maximal 2 m<sup>3</sup>/min möglich. Er kann aber mittels Pumpendrehzahl verändert werden. Zusätzlich umfasst die Testanlage eine Heizung (i) und eine Kühleinheit (h), um die Temperatur des Wassers während der Experimente konstant ( $\pm 0,5$  K) zu halten. Um die Parameter Temperatur, Druck und Massenstrom zu kontrollieren, gibt es einen Durchflussmesser (m), Druckmesser (o) und Thermoelemente (n) am Eintritt in die Testsektion.



**Abb. 3.30** Schematische Darstellung der MATIS-H Versuchsanlage

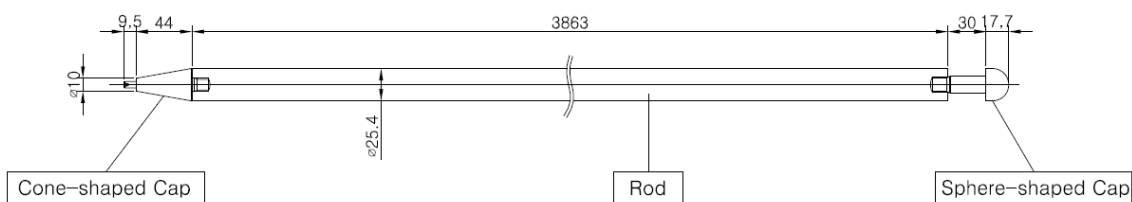
Die Testsektion besteht aus einem 5x5 Brennelement (p) in horizontaler Position. Auftriebskräfte werden vernachlässigt, da es sich um isotherme Versuche handelt. Der Strömungsquerschnitt ist quadratisch 170x170 mm und beinhaltet alle 25 Stäbe. Diese haben einen Durchmesser von 25,4 mm. Der hydraulische Durchmesser  $D_h$  beträgt 24,27 mm.

Nachdem das Wasser den Eintritt der Testsektion durchströmt hat, erreicht es den sogenannten Flow Straightener (d). Dabei handelt es sich um einen Block mit vielen kleinen quadratischen Strömungskanälen. Dieser dient dazu, die Strömung zu homogenisieren. Danach trifft die Strömung auf das Stabbündel. Es entsteht eine vollentwickelte Strömung entlang der Stäbe. Es folgt ein weiterer Flow Straightener. In einem Abstand von ca.  $90 D_h$  vom zweiten Flow Straightener ist der Abstandshalter (b) positioniert. Diese Länge ist ausreichend, um eine vollständig entwickelte Strömung zu

ermöglichen. An der Stelle A-A ist es möglich, mittels LDA die Geschwindigkeit des Wassers zwischen den Stäben zu messen. Durch die Umleitbleche am Abstandshalter wird die Strömung stark turbulent. Am Ende der 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 zu messen.

In Abb. 3.31 ist die Geometrie der Stäbe dargestellt. Diese bestehen aus rostfreiem Stahl, sind 3863 mm lang und haben eine Wandstärke von 1 mm. Sie sind mittels zweier spezieller Strukturen auf ihrem Platz fixiert. Diese Halterungen sind in Abb. 3.32 dargestellt. Die linke Abbildung zeigt die vordere, die rechte Abbildung die hintere Halterung. Die Stäbe sind über die 9,5 mm und 30 mm Passungen, wie sie in Abb. 3.32 zu sehen sind, mit den Halterungen (Abb. 3.33) verbunden. Um die Beeinflussung der Strömung durch das Gitter zu minimieren, sind die Stege zwischen den einzelnen Halterungen stromaufwärts 1,2 mm dick. Die Geometrie in der rechten, oberen, rot markierten Ecke der stromaufwärtigen Halterung ist so gewählt, um dort die LDA Messungen auch zwischen den Stäben durchführen zu können.

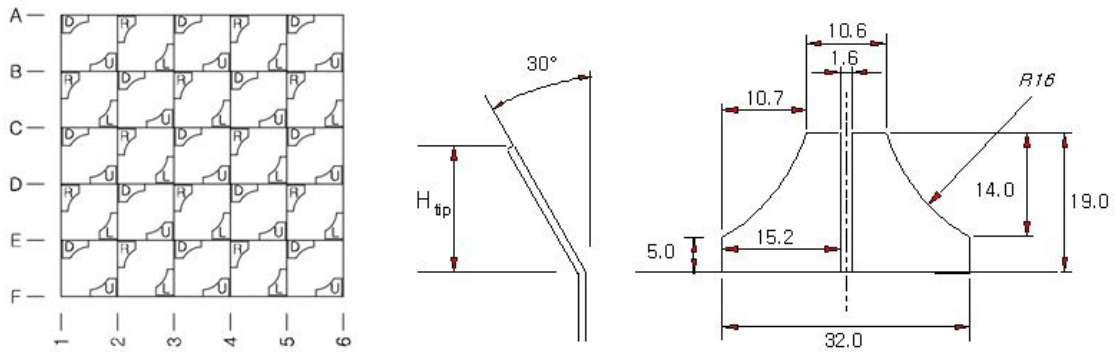
In der Abb. 3.33 ist der Abstandshalter dargestellt. Die Stärke der Bleche beträgt 1,2 mm. Die Länge des Gitters ist 103,1 mm. Die Stäbe jeweils vorn und hinten über vier „Knöpfe“ gehalten, die an den Kanälen befestigt sind.



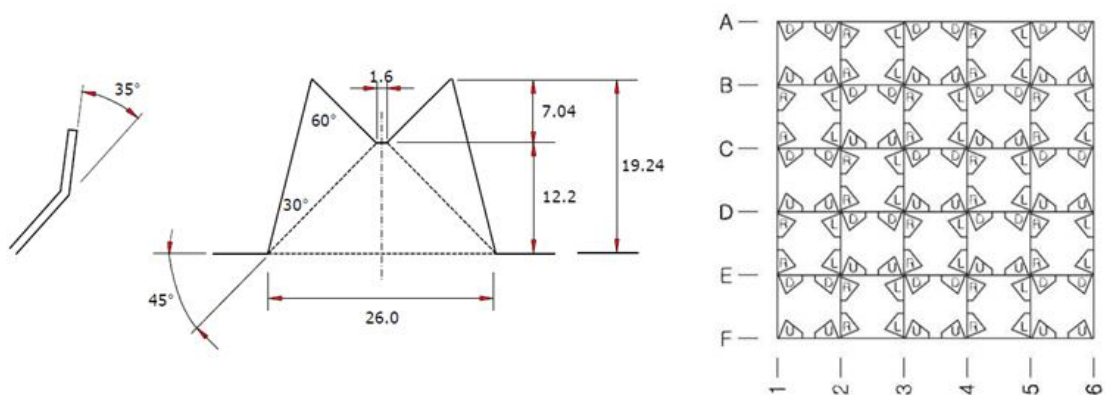
**Abb. 3.31** Stabgeometrie







**Abb. 3.34** Geometrie des Abstandhalters mit Umleitbleche „Split-Type“



**Abb. 3.35** Geometrie des Abstandhalters mit Umleitblechen „Swirl-Type“

### 3.3.2 Eintrittsrandbedingungen

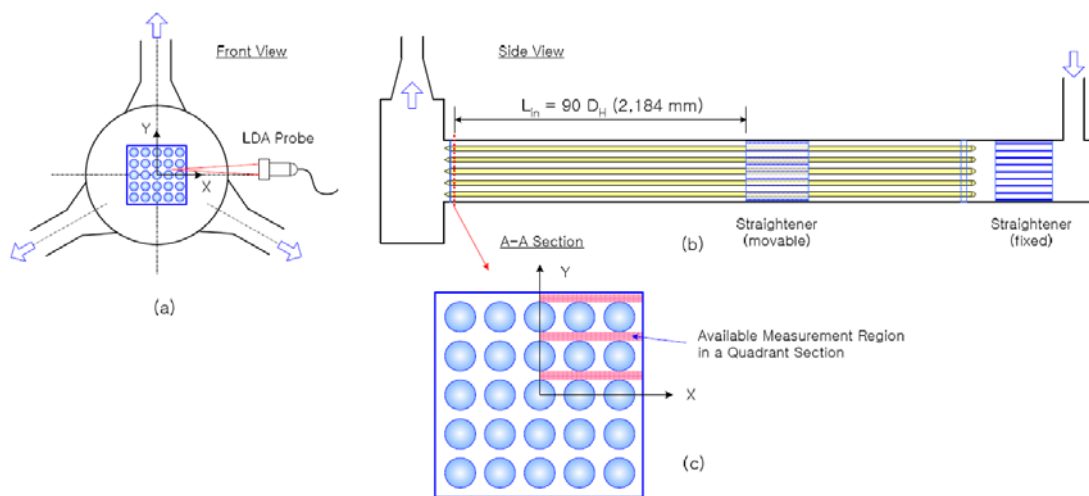
Für die CFD-Rechnungen wird ein Geschwindigkeitsprofil der entwickelten Strömung um das Rohrbündel am Eintritt benötigt. Deshalb wurde in einem separaten Rohrstück, siehe Abschnitt 3.3.2.1 durch Vorgabe periodischer Randbedingungen berechnet. Zusätzlich zur Geschwindigkeitsverteilung am Eintritt konnten dadurch die Verteilungen der turbulenten kinetischen Energie und der turbulenten Dissipationsrate erstellt werden. Die gemessenen Geschwindigkeitsprofile dienen dabei als Orientierung für die Güte der Randbedingungen.

Die Eintrittsrandbedingungen sind in Tab. 3.2 zusammengefasst. Zusätzlich wurden LDA-Messungen im oberen rechten Quadranten des Strömungskanals durchgeführt. Dafür wurde der Abstandshalter entfernt und mittels LDA-Messung das Geschwindigkeitsprofil an der Stelle A-A (Abb. 3.36) erstellt. Aufgrund der Verdeckung

des Strömungsquerschnittes durch die Einspannung des Stabbündels, konnten nur die Geschwindigkeiten horizontal zwischen den Stäben bestimmt werden (Abb. 3.37).

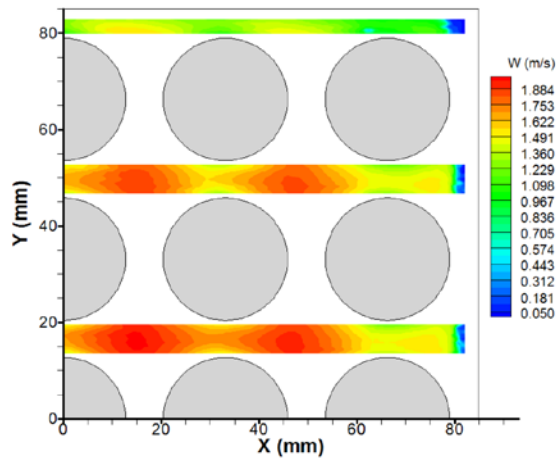
**Tab. 3.2** Randbedingungen

Parameter	Mittelwert	Unsicherheit (%)
Massenstrom [m/s]	24,2	0,29
Temperatur [°C]	35	2,90
Druck [kPa]	156,9	0,39
Bulk Geschwindigkeit, $W_{Bulk}$ [m/s]	1,5	0,37
Reynoldszahl, $Re^1$ []	50250	2,01



**Abb. 3.36** Messung der Eintrittsrandbedingungen

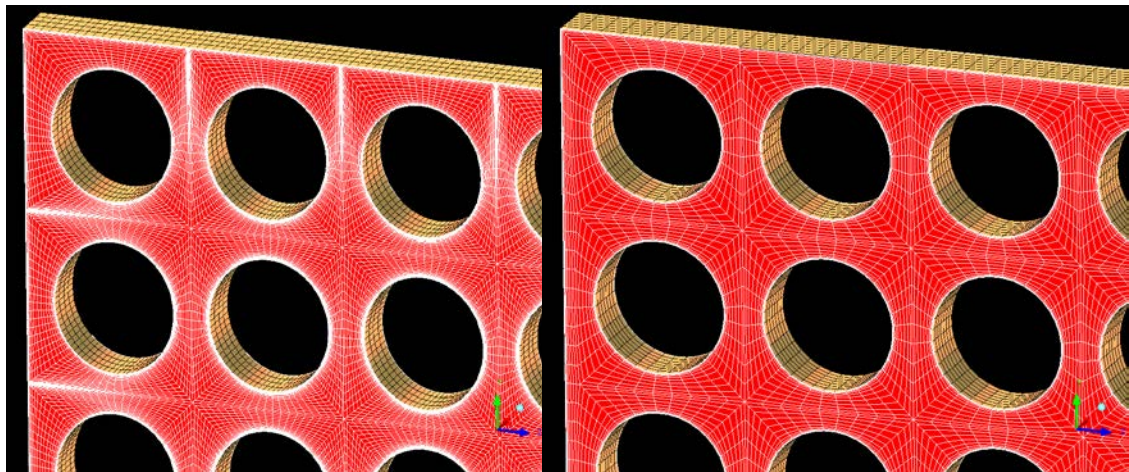
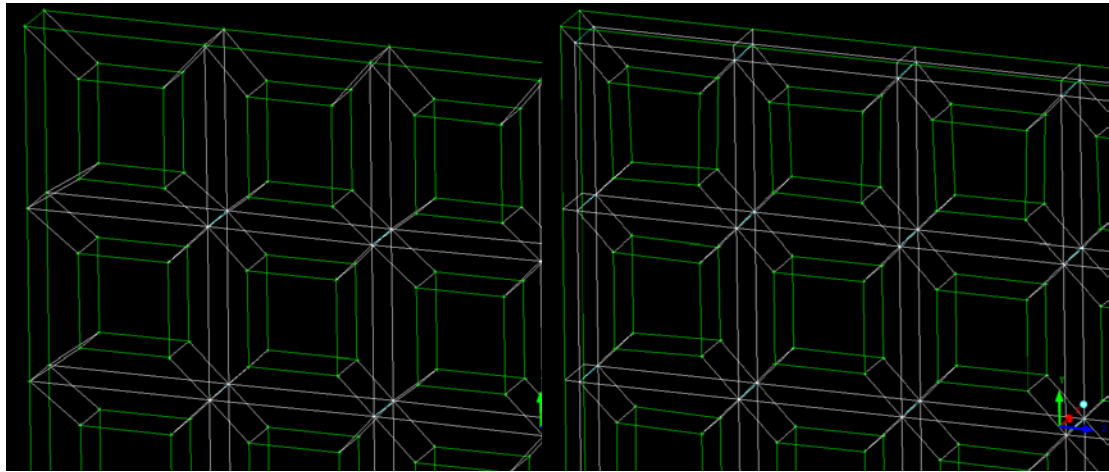
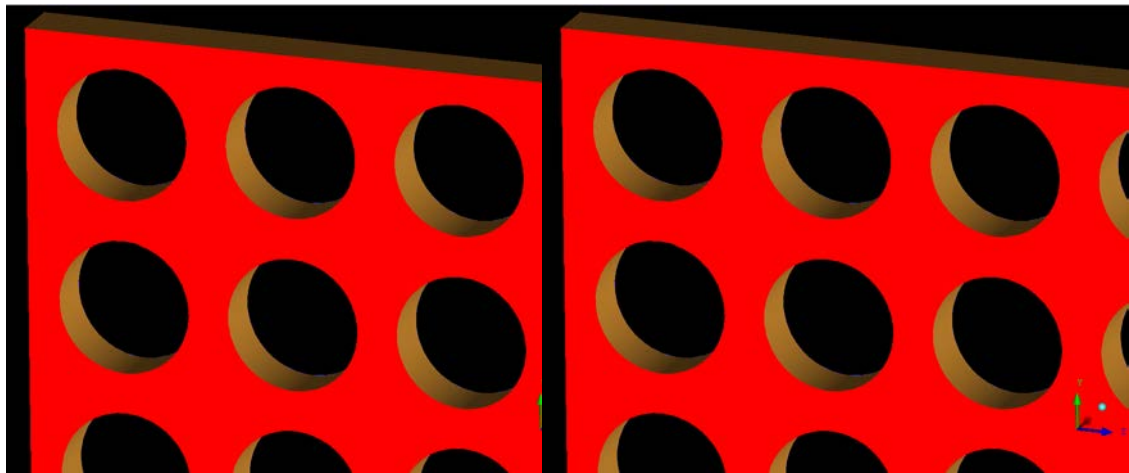
$$^1 Re = \frac{\rho W_{Bulk} D_h}{\mu}$$



**Abb. 3.37** Gemessene Geschwindigkeit

### 3.3.2.1 Netzgenerierung

Von der gegebenen CAD-Geometrie wurde dafür ein 1 cm langes Stück herausgeschnitten und daraus vier Netze erstellt, zwei Hexaedernetze und zwei gemischte Netze (Hexaeder/Prismen, Tetraeder Prismen). Die reinen Hexaeder-Netze wurden mit ANSYS ICEM CFD erstellt. In Abb. 3.38 ist oben ein Ausschnitt der Geometrie zu sehen. In der Mitte sind die verschiedenen Arten des Blockings dargestellt und die beiden unteren Bilder zeigen die resultierenden Netze.



**Abb. 3.38** Geometrie (oben), Blocking (Mitte), Rechenetze (unten: links-grobes, rechts-feines Netz)

Bei beiden Netzen wurde zunächst ein primärer Block um die Geometrie erstellt. Im ersten Fall wurde dieser dann sofort entsprechend der Stabpositionen in 25 kleinere Blöcke unterteilt. In jeden dieser Blöcke wurde anschließend ein O-Grid eingefügt. Für die Netzverfeinerung zu den Stäben wurden ausschließlich die diagonalen Kanten des O-Grids verwendet. Die Verfeinerung zu den Außenwänden nutzt hingegen sowohl die diagonalen O-Grid-Kanten, als auch die auf den Wänden senkrecht stehenden Kanten. Dieses Blocking führt dazu, dass es zu Elementverdichtungen zwischen den äußeren Stäben kommt, die eigentlich nicht notwendig ist. Außerdem kann auf einem groben Gitter die Lösung von solch einer Verfeinerung beeinflusst werden.

Deshalb wurde noch ein zweites Hexaeder-Gitter erstellt. Im Unterschied zum ersten wurde hier zunächst im Primärblock ein O-Grid erstellt und in diesem dann 25 Einteilungen vorgenommen. Dieses Blocking hat den Vorteil, dass für die Wandverfeinerung nicht die Kanten der kleineren O-Grids verwendet werden müssen, sondern nur die senkrecht auf den Wänden stehenden. Durch diese Vorgehensweise wurde eine bessere Gitterqualität in Hinblick auf den minimalen Winkel erreicht (siehe dazu auch Tab. 3.3).

Zusätzlich zu den ANSYS ICEM CFD Rechengittern wurden jeweils noch zwei weitere Gitter mittels ANSYS Meshing erstellt, deren Eigenschaften ebenfalls in Tab. 3.3 zu finden sind. Bei dem ersten Gitter handelt es sich um ein Hexaeder/Prismennetz, das mit der „Sweep“-Methode erstellt wurde. Voraussetzung für diese Methode sind zwei topologisch ähnliche Flächen, die mittels einer Linie miteinander verbunden sein müssen. In diesem Fall sind die beiden Flächen der Ein- und Austritt. Die „Sweep“-Methode ist auch mit der Erstellung einer Prismenschicht an den Wänden kompatibel. Es muss aber darauf geachtet werden, dass für den Geometriebereich der Prismenschicht nicht der gesamte Körper sondern nur die zu überstreichende Fläche angegeben wird. Analog werden für die Begrenzungen keine Flächen sondern die entsprechenden Kanten angegeben. Die „Sweep“-Methode erstellt dann ein Netz mit Verfeinerung zu den Wandflächen. Das zweite Gitter ist ein Tetraeder/Prismen-Netz. Die Prismen bilden die Wandgrenzschicht ab, die Tetraeder den Rest der Geometrie.

**Tab. 3.3** Eigenschaften Gitter für Eintrittsrandbedingungen

Art	ICEM CFD (Hexaeder)			ICEM CFD (Hexaeder) II		
	Grob	Mittel	Fein	Grob	Mittel	Fein
Anzahl der Elemente	182.400	1.459.200	4.924.800	195.840	1.566.720	5.287.680
Minimaler Winkel [°]	28,0	30,3	39,2	45,7	45,7	45,7
Maximaler Expansionsfaktor	2	2	2	2	2	2
Maximales Aspect Ratio	211	212	191	70	70	70
Mittleres $y^+$	2,23	1,13	0,0744	2,87	1,44	0,285
Maximales $y^+$	4,30	2,12	1,44	5,78	2,79	1,88
Art	ANSYS Meshing (Swept Hexaeder/Prismen)			ANSYS Meshing (Tetraeder/Prismen)		
	Grob	Mittel	Fein	Grob	Mittel	Fein
Anzahl der Elemente	120.462	620.820	1.931.550	893.969	2.076.401	4.674.026
Minimaler Winkel [°]	32,0	46,1	43,2	40,6	36,2	17,2
Maximaler Expansionsfaktor	15	4	7	19	16	48
Maximales Aspect Ratio	16	20	27	7	13	20
Mittleres $y^+$	15,80	6,88	0,767	31,30	8,72	1,49
Maximales $y^+$	19,14	8,10	3,60	36,97	10,08	5,11

### 3.3.2.2 Verwendete Turbulenzmodelle

Für die Erstellung der Eintrittsrandbedingungen wurden vier verschiedene Turbulenzmodelle untersucht, das SST-Modell, SSG-RSM, Omega-RSM und BSL-

EARSM. Alle vier gehören zu den sogenannten RANS<sup>2</sup>-Modellen. Bei dieser Art der Modellierung werden die Transportgrößen (z. B.  $u_i$ ) dabei als Summe ihres zeitlichen Mittels ( $\bar{u}_i$ ) und ihrer Schwankungen ( $u_i'$ ) um das Mittel dargestellt /FRO 12/:

$$u_i(\mathbf{x}, t) = \bar{u}_i(\mathbf{x}, t) + u_i'(\mathbf{x}, t) \quad (1)$$

Setzt man diese Darstellung z. B. in die Impulsgleichung der Navier-Stokes Gleichungen ein, so würde man bei einem inkompressiblen Fluid die folgende Gleichung erhalten:

$$\frac{\partial(\rho\bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho\bar{u}_i\bar{u}_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial\bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \rho\overline{u_i' u_j'} \right] \quad (2)$$

Der Term  $-\rho\overline{u_i' u_j'}$  beschreibt die Spannungen im Fluid aufgrund der turbulenten Fluktuationen. Das ist der Reynoldsspannungstensor.

Durch die Mittelung in der Zeit wurden neue Unbekannte erschaffen. Um das Gleichungssystem dennoch lösen zu können, muss der Reynoldsspannungstensor modelliert werden.

### 3.3.2.2.1 SST-Modell

Für die Modellierung der turbulenten Spannungen im Reynoldsspannungstensor wird die sogenannte Wirbelviskosität  $\mu_t$  eingeführt /ANS 07/:

$$-\rho\overline{u_i' u_j'} = \mu_t \left( \frac{\partial\bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} \quad (3)$$

Die Wirbelviskosität muss modelliert werden. Beispielsweise wird das beim sogenannten k- $\epsilon$ -Modell über die turbulente kinetische Energie  $k$  und der turbulenten Dissipationsrate  $\epsilon$  gemacht. Die turbulente kinetische Energie  $k$  lässt sich nach Fröhlich /FRO 12/ berechnen:

---

<sup>2</sup> Reynolds averaged Navier-Stokes equations



$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_j} \quad (4)$$

Die turbulente Dissipationsrate beschreibt die Auflösung der turbulenten Strukturen und damit die Abnahme der turbulenten kinetischen Energie. Mittels beider Größen kann die Wirbelviskosität modelliert werden. Diese Modellierung basiert lediglich auf einer Dimensionsanalyse. Die turbulente kinetische Energie  $k$  hat die Einheit  $m^2/s^2$ , die Dissipationsrate die Einheit  $m^2/s^3$ . Damit gilt dann über die Definition der turbulenten kinematischen Viskosität  $\nu_t$  (analog der Definition der kinematischen Viskosität  $\nu$ ):

$$\nu_t = \frac{\mu_t}{\rho} \sim \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5)$$

Es werden nun zwei Transportgleichungen für  $k$  und  $\varepsilon$  benötigt. Diese kommen zu den drei Impulsgleichungen und der Massenerhaltung hinzu. Die turbulente Viskosität wird dann über /ANS 07/

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (6)$$

bestimmt, wobei  $C_\mu = 0,09$  ist. Dabei handelt es sich um eine Modellkonstante, die über verschiedene Experimente kalibriert wurde.

Statt der turbulenten Dissipationsrate kann auch die turbulente Frequenz  $\omega$  verwendet werden. Beide Größen lassen sich ineinander umwandeln. Bei der Modellierung entstehen allerdings andere Konstanten, die ebenfalls anhand von Experimenten kalibriert wurden. Beide Modelle gehören zu den Zwei-Gleichungsmodellen, weil zwei zusätzliche Transportgleichungen gelöst werden müssen. Es ist anzumerken, dass bei diesen Formulierungen die Normalspannungen alle gleich groß werden, was normalerweise eigentlich nicht richtig ist.

Beide Modelle, das  $k$ - $\varepsilon$  und das  $k$ - $\omega$ -Modell haben ihre verschiedenen Vor- und Nachteile. Das  $k$ - $\varepsilon$ -Modell etwa ist nahe an der Wand nicht sehr genau, wohingegen es entfernt vom Grenzschichtrand gute Ergebnisse liefert. Beim  $k$ - $\omega$ -Modell ist es genau anders herum /FRO 12/. Aus diesem Grund wurde ein zonales Modell, das SST<sup>3</sup>-Modell

---

<sup>3</sup> Shear Stress Transport

entwickelt. Das  $k$ - $\varepsilon$ -Modell wurde in eine  $k$ - $\omega$  Formulierung umgewandelt und beide Modelle über eine Blendungsfunktion miteinander verknüpft. Diese Funktion sorgt dafür, dass der  $k$ - $\varepsilon$  Teil fern von der Wand aktiv bleibt, während er nahe an der Wand weggeblendet wird /MEN 94/.

### **3.3.2.2 Reynoldsspannungsmodelle**

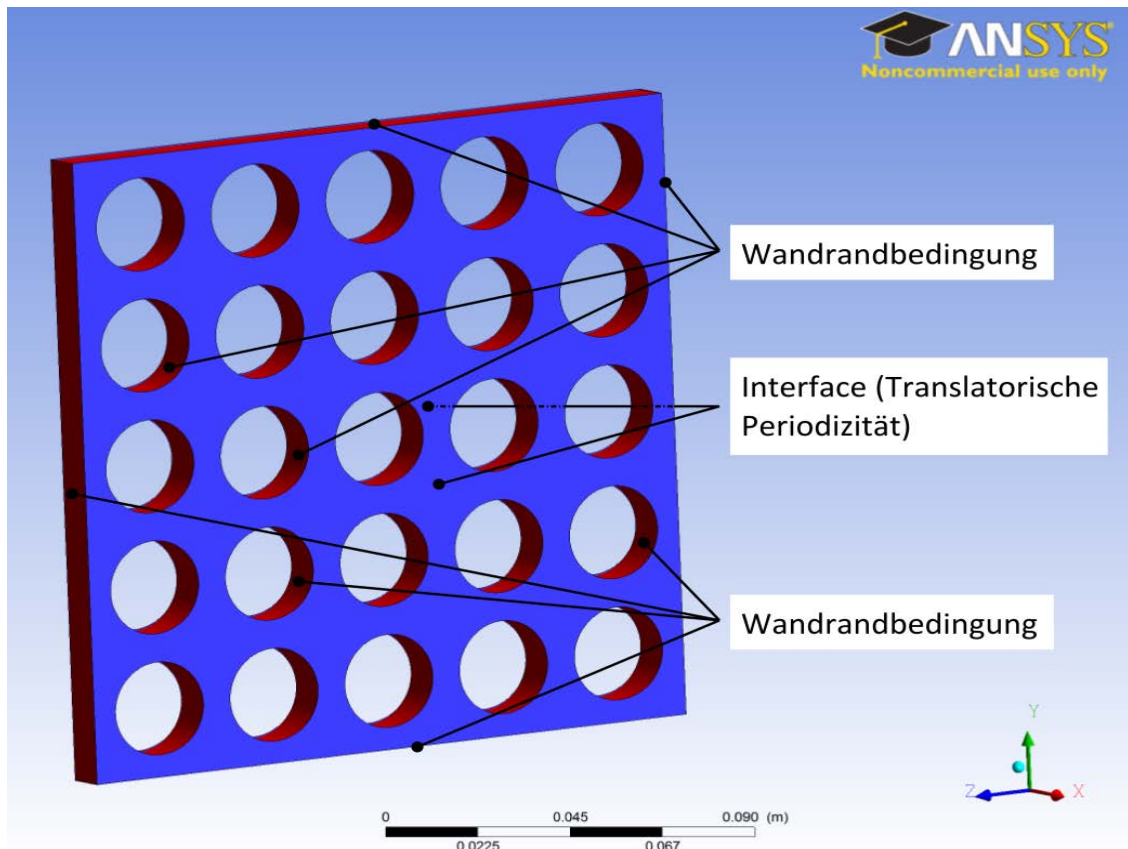
Die Reynoldsspannungen des Reynoldsspannungstensors werden bei den Zweigleichungsmodellen modelliert. Dies ist bei den Reynoldsspannungsmodellen nicht der Fall. Hier werden die Reynoldsspannungen durch zusätzliche Transportgleichungen bestimmt. Außerdem kommt noch eine Gleichung für ein Längenmaß hinzu. Dadurch müssen fünf Gleichungen mehr gelöst werden, als bei den Zweigleichungsmodellen /FRO 12/. Durch die komplexeren Formulierungen sind allerdings die Ergebnisse teilweise genauer als bei der Verwendung eines Zweigleichungsmodells. Die Produktionsraten der Turbulenzen sind exakt. Die Modelle müssen nicht auf Effekte wie Stromlinienkrümmung, Systemrotation und Auftrieb angepasst werden. Für die vorliegenden Rechnungen wurden die Modelle SSG-RSM und Omega-RSM verwendet.

Eine Alternative zu den bisherigen Reynoldsspannungsmodellen 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 /FRO 12/. Das Modell BSL EARSM wurde ebenfalls für die nachfolgenden Rechnungen verwendet.

### **3.3.2.3 Preprocessing**

Für die Rechnungen wurden zum einen Wandrandbedingungen an den Wänden des Kanals sowie an den Stabaußenwänden gesetzt. Zum anderen wurde ein Interface zwischen dem Ein- und Austritt erstellt. Die Option der translatorischen Periodizität gewährleistet, dass das Fluid aus dem Austritt wieder in den Eintritt strömt und der Kanal praktisch unendlich lang ist. Das ist notwendig, weil sich eine voll entwickelte Strömung ausbilden soll. Ein zusätzliches Interface-Modell sorgt dafür, dass durch das Interface der Massenstrom von 24,2 kg/s konstant strömt. Lässt man dieses Modell weg, muss man den Massenstrom in den Startbedingungen angeben. Dann allerdings müsste noch der Druckverlust über den Kanal kompensiert werden, da ansonsten der Massenstrom immer kleiner werden würde, bis er schließlich nicht mehr vorhanden wäre. Zusätzlich

musste noch der „Pressure Update Multiplier“ auf 0,1 gesetzt werden, da ansonsten die Rechnungen nicht konvergierten. Bei Angabe eines Massenstroms ändert CFX den Druckverlust so, dass der Massenstrom den gewünschten Wert erreicht. Dieses Verhalten wird über einen Koeffizienten gesteuert, der nicht für jede Rechnung optimal sein muss. Mit der Einstellung des „Pressure Update Multiplier“ kann das Konvergenzverhalten gesteuert werden. Die Randbedingungen sind in Abb. 3.39 zusammengefasst.



**Abb. 3.38** Randbedingungen

Als Fluid wird Wasser bei einem Druck von 156,9 kPa und einer Temperatur von 35°C simuliert. Die Temperatur ist konstant, es werden keine Energiegleichungen gelöst. Als Initialisierung wird die Bulk-Geschwindigkeit von 1,5 m/s in Strömungsrichtung (x-Richtung) angegeben. Die Geschwindigkeiten in die anderen beiden Richtungen sind 0. Zusätzlich wird ein Turbulenzgrad von 5 % angenommen. Die Einstellungen für den CFX Solver sind in Tab. 3.4 dargestellt.

Zur Konvergenzüberwachung wurden drei Zielgrößen gewählt: Die Eintrittsgeschwindigkeit, Austrittsgeschwindigkeit und die Reynoldszahl am Eintritt. Die

beiden Geschwindigkeiten sind jeweils flächengemittelt. Die Reynoldszahl<sup>4</sup> ergibt sich aus der Dichte, der Geschwindigkeit und der dynamischen Viskosität am Eintritt sowie dem hydraulischen Durchmesser von 24,27 mm des Kanals. Alle drei Größen wurden als Expression dargestellt und über Monitorpunkte sichtbar gemacht.

**Tab. 3.4** Einstellungen für die numerische Berechnung

Option	Wert
Advection Scheme	High Resolution
Turbulence Numerics	First Order
Timescale Control	Auto (Timescale Factor = 1.0)
Convergence Criteria	Max Residual = 1e-9
Conservation Target	0,01
Domain Interface Target	0,01

### 3.3.2.4 Netzunabhängigkeitsstudie

Mit den jeweils drei verschieden feinen Netzen wurde zunächst eine Netzunabhängigkeitsstudie angefertigt um die Höhe des Diskretisierungsfehlers abzuschätzen. Das System der partiellen Differentialgleichungen wird linearisiert in jedem einzelnen Element diskret gelöst. Im Vergleich zum unendlich feinen Gitter kommt es dabei zu Diskretisierungsfehlern, die nicht vermeidbar aber minimierbar sind.

Die Zielgrößen in diesem Fall sind die Geschwindigkeitsverteilungen an vier verschiedenen Stellen im oberen rechten Quadranten, analog zu den Messstellen der LDA. Die entsprechenden Messlinien sind in Abb. 3.39 markiert. In der Abb. 3.41 sind die Geschwindigkeitsprofile in Strömungsrichtung für ausgewählte Messlinien beispielhaft für zwei verschieden feine Hexaeder II Netze dargestellt. Die Geschwindigkeit  $W$  ist dabei auf die mittlere Geschwindigkeit im Strömungskanal  $W_{Bulk}$  normiert. Die Größen  $X$  und  $Y$  sind jeweils auf den Abstand der Mittelpunkte der Stäbe  $P$  bezogen.

---

<sup>4</sup>  $Re = \frac{\rho \cdot u \cdot d_h}{\mu}$

Tab. 3.5 zeigt eine Zusammenstellung der Abweichungen in den vier verschiedenen Messlinien. Es sind sowohl der Mittelwert der Abweichungen sowie deren Maxima eingetragen. Sowohl die Mittelwerte als auch die Maxima nehmen mit der Verfeinerung in jedem Netz ab. Die kleinsten Werte lassen sich im zweiten Hexaedernetz finden. Bis auf den maximalen Fehler an der äußersten Linie liegen sie alle unter 1 %. Eine weitere Verfeinerung würde zu noch kleineren Abweichungen führen, sodass für die Bestimmung der Eintrittsrandbedingungen das zweite feine Hexaedernetz herangezogen wurde.

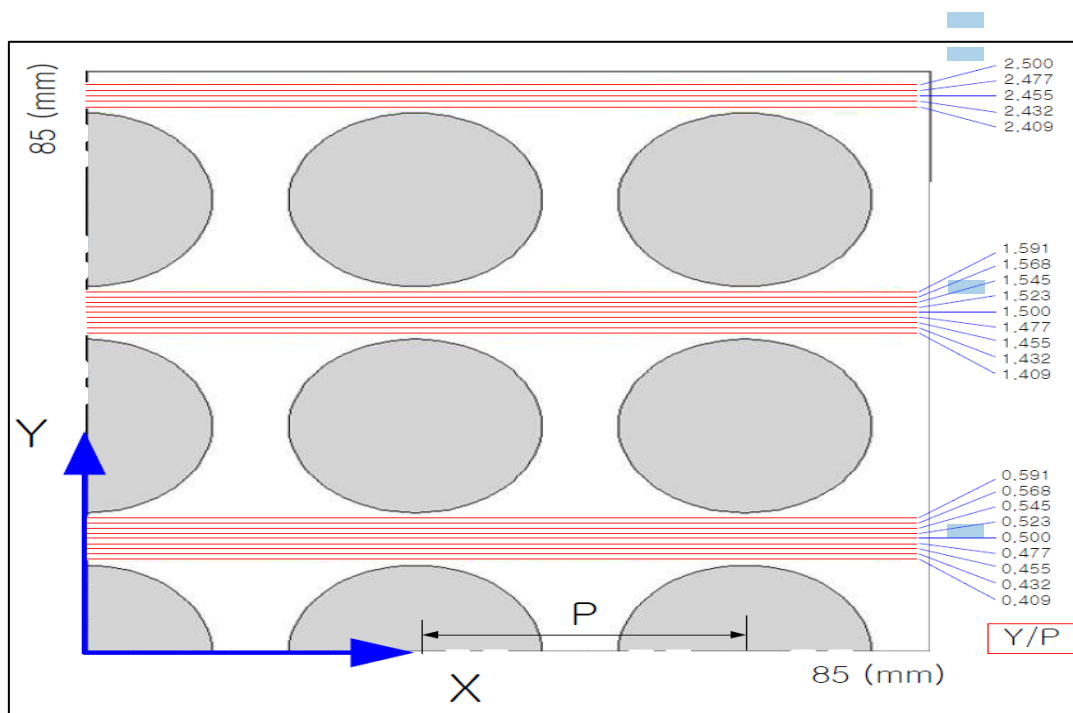
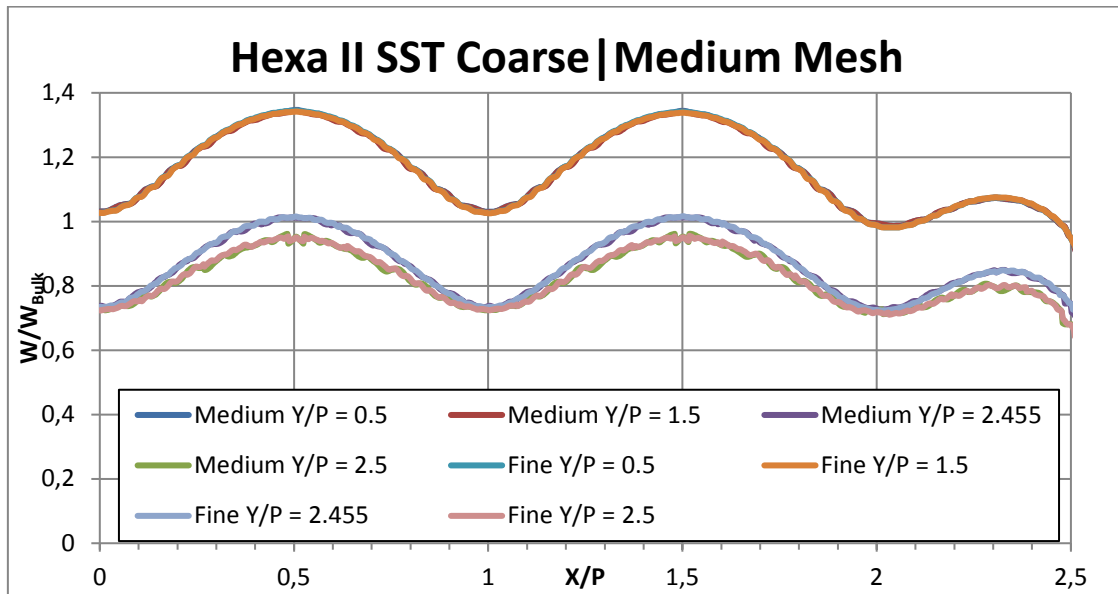


Abb. 3.39 LDA Messlinien



**Abb. 3.40** Ergebnisse auf mittlerem und feinem Hexaeder Netz II

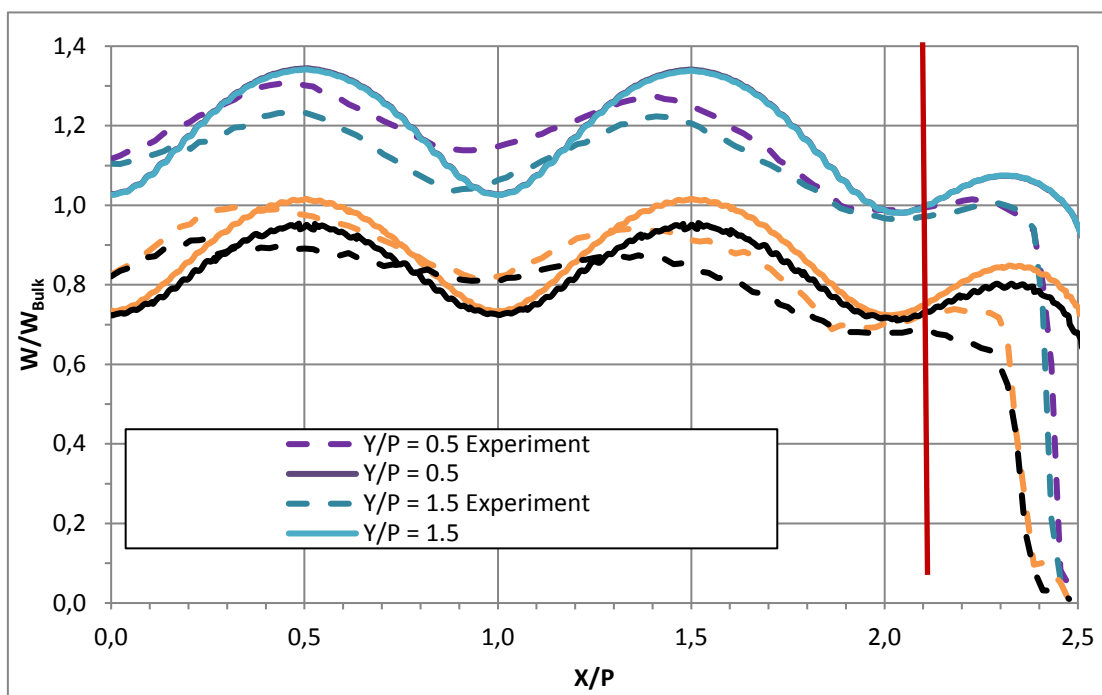
**Tab. 3.5** Abweichungen der Lösungen zwischen den verschiedenen feinen Netzen

Netz	Stelle	Grob - Mittel		Mittel - Fein	
		Mittelwert	Maximum	Mittelwert	Maximum
Hexaeder I	0,500	0,35 %	1,41 %	0,28 %	1,11 %
	1,500	0,33 %	1,37 %	0,28 %	1,20 %
	2,455	0,85 %	2,42 %	0,22 %	1,26 %
	2,500	1,16 %	6,59 %	0,40 %	2,51 %
Hexaeder II	0,500	0,32 %	1,28 %	0,14 %	0,61 %
	1,500	0,32 %	1,30 %	0,14 %	0,61 %
	2,455	0,40 %	1,51 %	0,21 %	0,80 %
	2,500	0,64 %	2,49 %	0,37 %	1,30 %
Sweep Mesh	0,500	1,29 %	3,81 %	0,23 %	0,97 %
	1,500	1,80 %	4,96 %	0,22 %	0,88 %
	2,455	1,42 %	3,86 %	0,40 %	1,29 %
	2,500	1,53 %	3,22 %	0,43 %	1,20 %
Tetra Mesh	0,500	2,17 %	4,29 %	0,36 %	1,32 %
	1,500	2,16 %	4,26 %	0,38 %	1,80 %
	2,455	1,27 %	3,27 %	1,72 %	2,61 %
	2,500	0,69 %	1,84 %	1,30 %	2,11 %

### 3.3.2.5 Bestimmung der Eintrittsrandbedingungen

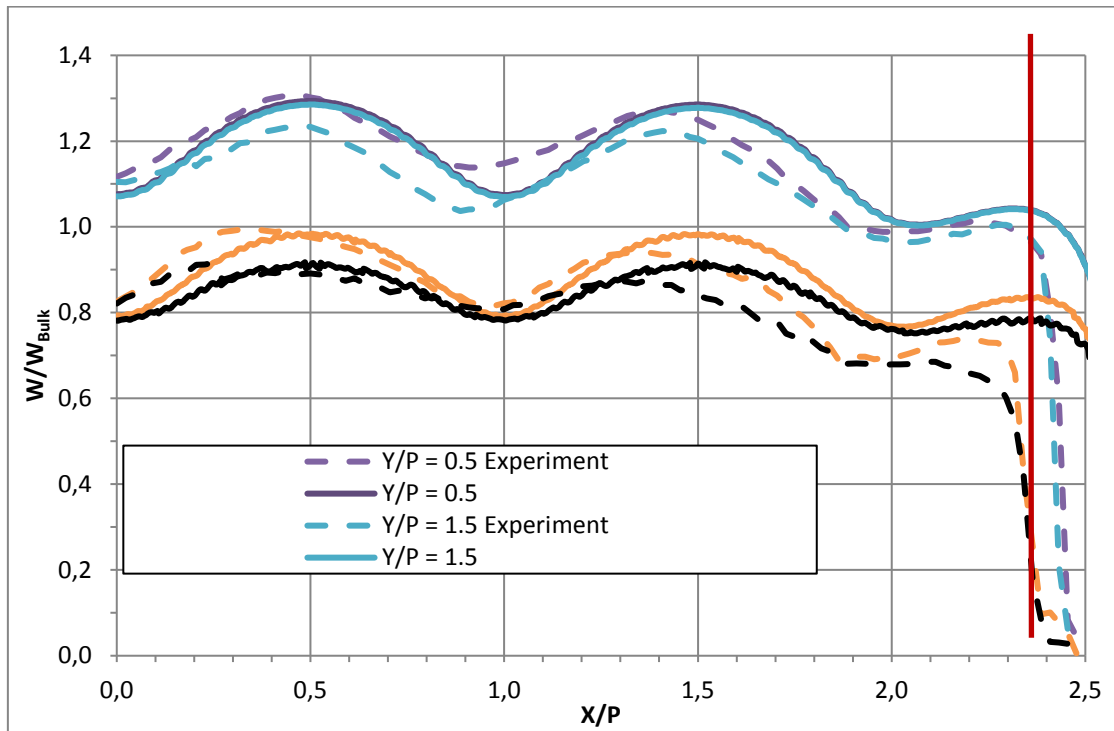
Zur Bestimmung der Randbedingungen wurden die beiden CFX-Turbulenzmodelle SST und SSG RSM untersucht. Im Abschnitt „Verwendete Turbulenzmodelle“ sind beide Modelle beschrieben. Die beiden Rechnungen wurden jeweils auf dem zweiten Hexaeder-Netz (siehe Abschnitt 3.3.2.1) durchgeführt. Anschließend wurden die Experimentaldaten der LDA-Messlinien mit den von CFX bestimmten Geschwindigkeiten verglichen. In den beiden Abbildungen Abb. 3.41 und Abb. 3.42 sind die Ergebnisse dargestellt. In den Diagrammen ist weiterhin die Grenze eingetragen, bis zu der das LDA

System zuverlässige Daten erzeugen konnte. Näher an der Wand kommt es zu Wechselwirkungen der ellipsoiden Messregion der LDA-Messeinrichtung, sodass die dort erzeugten Daten ungenau sind. In der Abb. 3.41 ist zu erkennen, dass das SST-Modell die Geschwindigkeiten in den einzelnen Messlinien höher bestimmt, als in den Experimentaldaten. Die Geschwindigkeiten zwischen den Stäben (Linie 0.5 und 1.5) sind nahezu gleich. Ihre Maxima liegen in der Mitte einzelnen Subchannels, die Minima genau zwischen den Stäben. Die beiden Linien 2.455 und 2.5 liegen an der Kanalwand. Hier sind die Geschwindigkeiten aufgrund viskoser Effekte kleiner. Je näher man an die Wand kommt, desto kleiner werden die Geschwindigkeiten. In der Abb. 3.42 sind die Geschwindigkeitsprofile dargestellt, die mittels SSG-RSM-Modell errechnet wurden. Der Verlauf von  $Y/P = 0.5$  ist gut wiedergegeben. Auch die wandnahen Geschwindigkeitsprofile liegen nah bei den Experimentaldaten. Das Profil bei  $Y/P = 1.5$  wird leicht überschätzt. Generell sind die Ergebnisse mit dem SSG-RSM-Modell besser als mit dem SST-Modell.



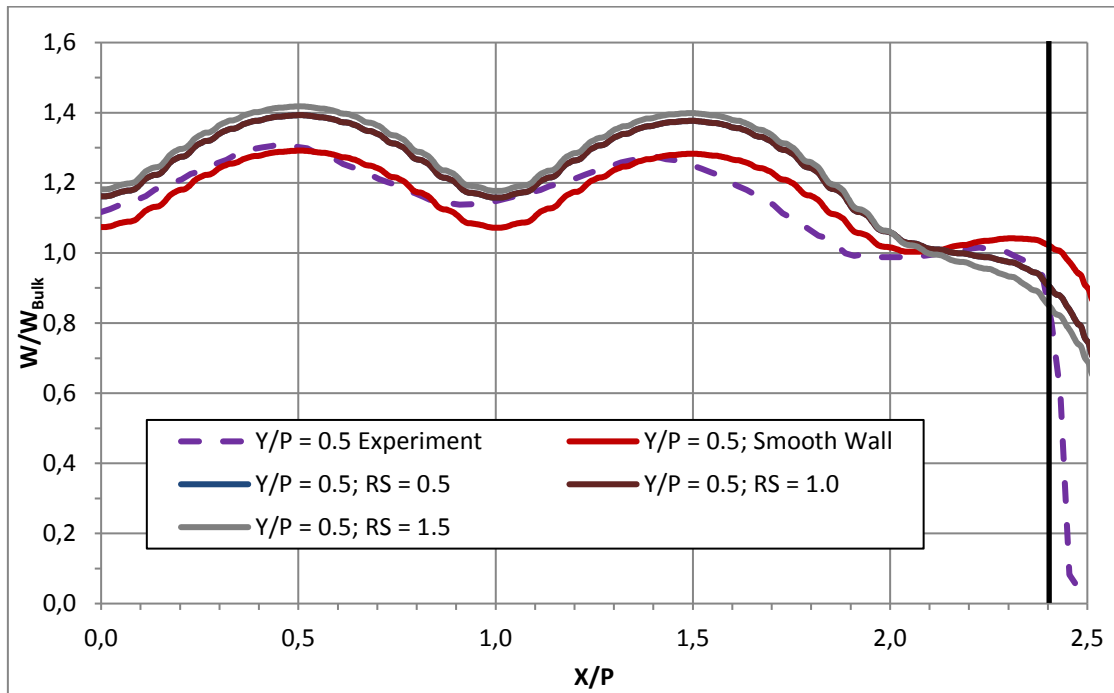
**Abb. 3.41** Vergleich Geschwindigkeitsverläufe SST-Modell mit Experiment





**Abb. 3.42** Vergleich Geschwindigkeitsverläufe SSG-RSM-Modell mit Experiment

Bei beiden Modellen ist zu erkennen, dass es eine Verschiebung der Verläufe in Richtung Mitte des Kanals gibt. In /FRA 12/ ist beschrieben, dass diese Verschiebung mit viskosen Effekten an der Wand zusammenhängen kann. Um den Einfluss der Wandreibung auf die Geschwindigkeiten zu untersuchen wurden vier zusätzliche Rechnungen mit verschiedenen Wandrauheiten durchgeführt. Dabei handelt es sich bei CFX um die sogenannte Sandrauheit (Sand Grain Roughness). Es wurden die drei Rauheiten 0,5 mm, 1,0 mm und 1,5 mm untersucht (siehe dazu Abb. 3.43). Zu erkennen ist, dass durch die erhöhte Rauigkeit an der Wand die Geschwindigkeiten in Wandnähe schneller abfallen. Durch die erhöhte Reibung an der Wand wird die Strömung dort stärker abgebremst. Auf der anderen Seite sind die Geschwindigkeiten zwischen den Stäben größer als bei der glatten Wand und auch größer als in den Experimenten. Durch die geringere Geschwindigkeit an der Wand muss bei gleichem Massenstrom die Geschwindigkeit fern von der Wand größer werden. Der erhoffte Effekt, bei dem die Geschwindigkeitsverläufe in Richtung Zentrum des Kanals verschoben werden, ist nicht eingetreten. Daher wird die Wandreibung für die Bestimmung der Eintrittsrandbedingungen nicht weiter betrachtet.



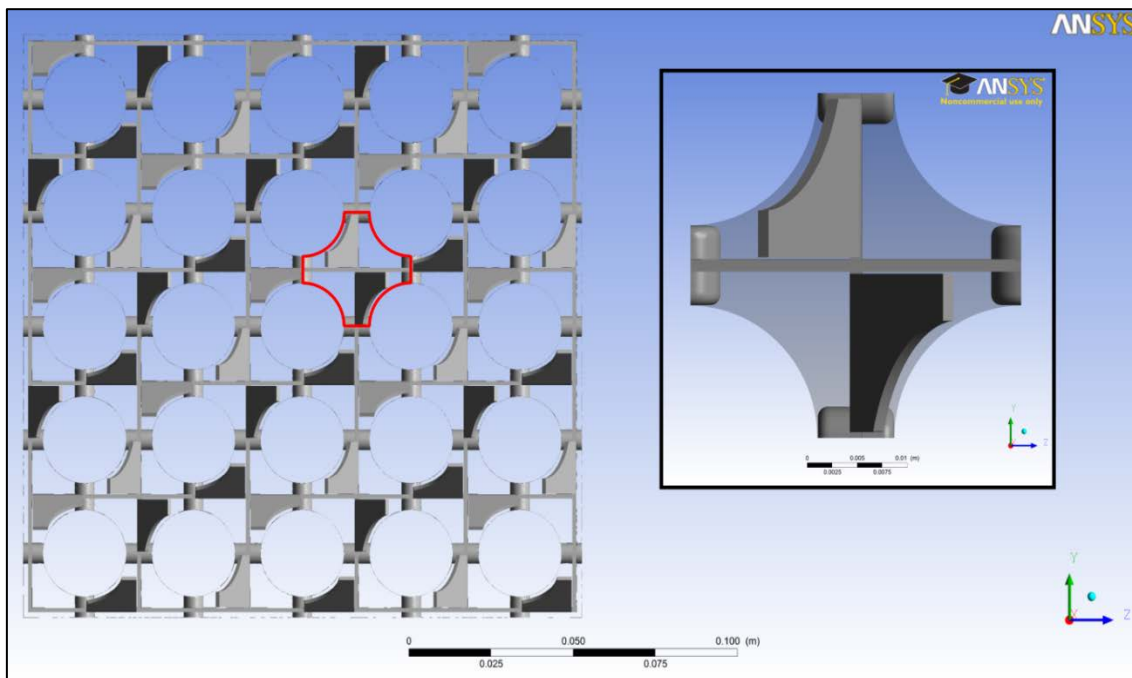
**Abb. 3.43** Vergleich Einfluss verschiedener Sandrauigkeiten

Für die Eintrittsrandbedingungen wurden im Folgenden die Geschwindigkeitsprofile in den drei Richtungskomponenten sowie Verteilungen der turbulenten Dissipationsrate  $\epsilon$  und der turbulenten kinetische Energie  $k$  verwendet. Die fünf Größen konnten mittels CFX-Post als Randbedingungsprofil in .csv-Form<sup>5</sup> exportiert werden. Dieses Profil kann dann mit dem CFX-Pre Programm eingelesen und für die folgenden Rechnungen verwendet werden.

### 3.3.3 Simulation im Subchannel

Um das Strömungsverhalten und den Einfluss der Abstandshalterfähnchen auf die Turbulenz im Detail zu untersuchen wurde Unterkanal, ein sogenannter Subchannel, aus der Gesamtgeometrie herausgeschnitten. Der Strömungsquerschnitt ist mit seiner Position im Abstandshalter in Abb. 3.44 dargestellt. Er beinhaltet einen Kreuzungspunkt des Abstandshalters mit zwei Fähnchen und acht Zylinderhälften.

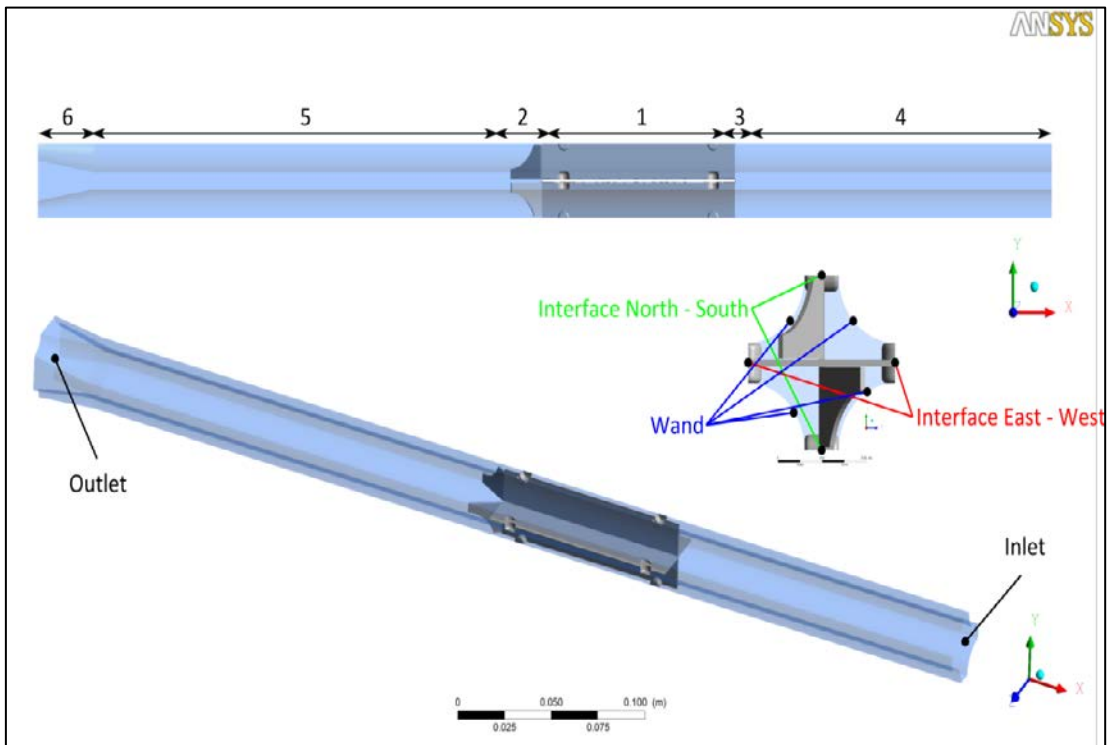
<sup>5</sup> Textdatei mit komma-getrennten Werten (comma separated values)



**Abb. 3.44** Subchannel; Front

Das Modell des Subchannels wurde in sechs Teile zerlegt, damit er optimal vernetzt werden konnte. In Abb. 3.44 (oben) sind die einzelnen Abschnitte gezeigt. Die Zahlen geben ebenfalls Aufschluss über die Vernetzungsreihenfolge. Die Abschnitte 1, 2, 3 und 6 wurden mit Tetraedern vernetzt. Die Verfeinerung zu den Wänden wurde mittels Prismen modelliert. Die Abschnitte 4 und 5 sind reine Prismennetze. Sie konnten aus den Grenzflächen zu den Abschnitten 2 und 3 gesweept werden.

In Abb. 3.45 sind die Randbedingungen für die Rechnungen angegeben. Neben jeweils einem Ein- und Austritt wurden zwei Interfaces modelliert. Das erste verbindet die obere mit der unteren Seite (North – South), das zweite die linke mit der rechten Seite (East – West).



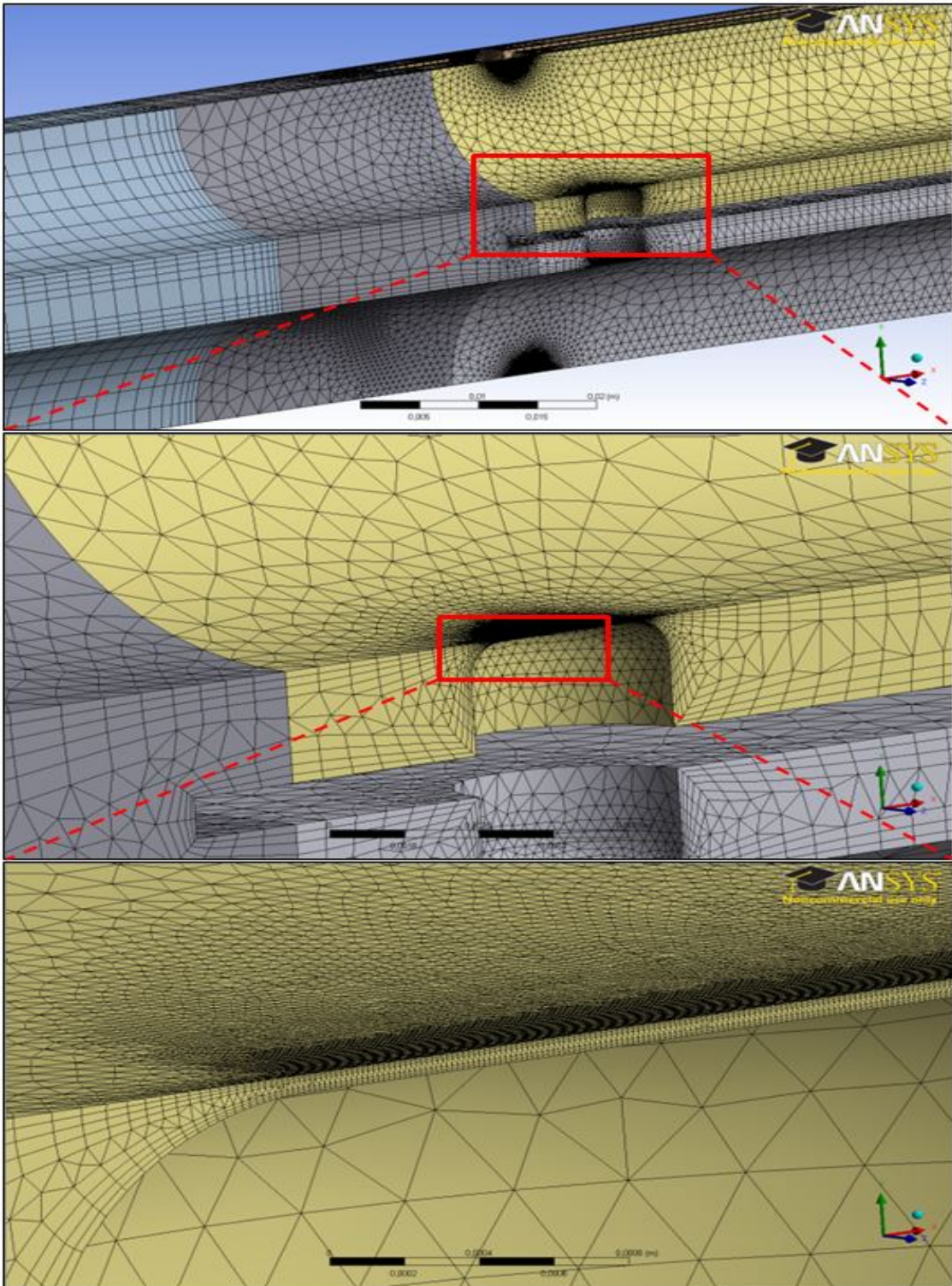
**Abb. 3.45** Randbedingungen und Aufteilung für Vernetzung

Es wurden für eine Netzstudie zunächst drei verschiedene Netze erstellt. Die Eigenschaften der Netze sind in Tab. 3.6 dargestellt. Als Zielgröße wurden flächengemittelte Geschwindigkeiten in Abständen von  $0,5 D_h$ ,  $1,0 D_h$ ,  $4,0 D_h$  und  $10,0 D_h$  gewählt. In diesen Abständen werden bei der vollständigen Geometrie die Geschwindigkeitsfelder der Rechnung mit denen der Experimente verglichen.

**Tab. 3.6** Eigenschaften der Netze

	<b>Grob</b>	<b>Mittel</b>	<b>Fein</b>	<b>Fein vereinfacht</b>
Anzahl der Elemente	2,2 Mio.	3,0 Mio.	4,1 Mio.	1,6 Mio.
Anzahl der Knoten	0,9 Mio.	1,3 Mio.	1,8 Mio.	0,7 Mio.
Maximales $y^+$	75,6	47,9	23,27	19,45
Mittleres $y^+$	5,22	3,71	2,37	5,86
Geschwindigkeit 0,5 $D_h$ [m/s]	1,78591	1,80470 (+1,05 %)	1,81087 (+0,34 %)	1,81004 (-0,05 %)
Geschwindigkeit 1,0 $D_h$ [m/s]	1,75263	1,77084 (+1,04 %)	1,77479 (+0,22 %)	1,78784 (+0,74 %)
Geschwindigkeit 4,0 $D_h$ [m/s]	1,68633	1,69021 (+0,23 %)	1,69274 (+0,15 %)	1,70398 (+0,66 %)
Geschwindigkeit 10,0 $D_h$ [m/s]	1,19326	1,19534 (+0,17 %)	1,19658 (+0,10 %)	1,20240 (+0,49 %)

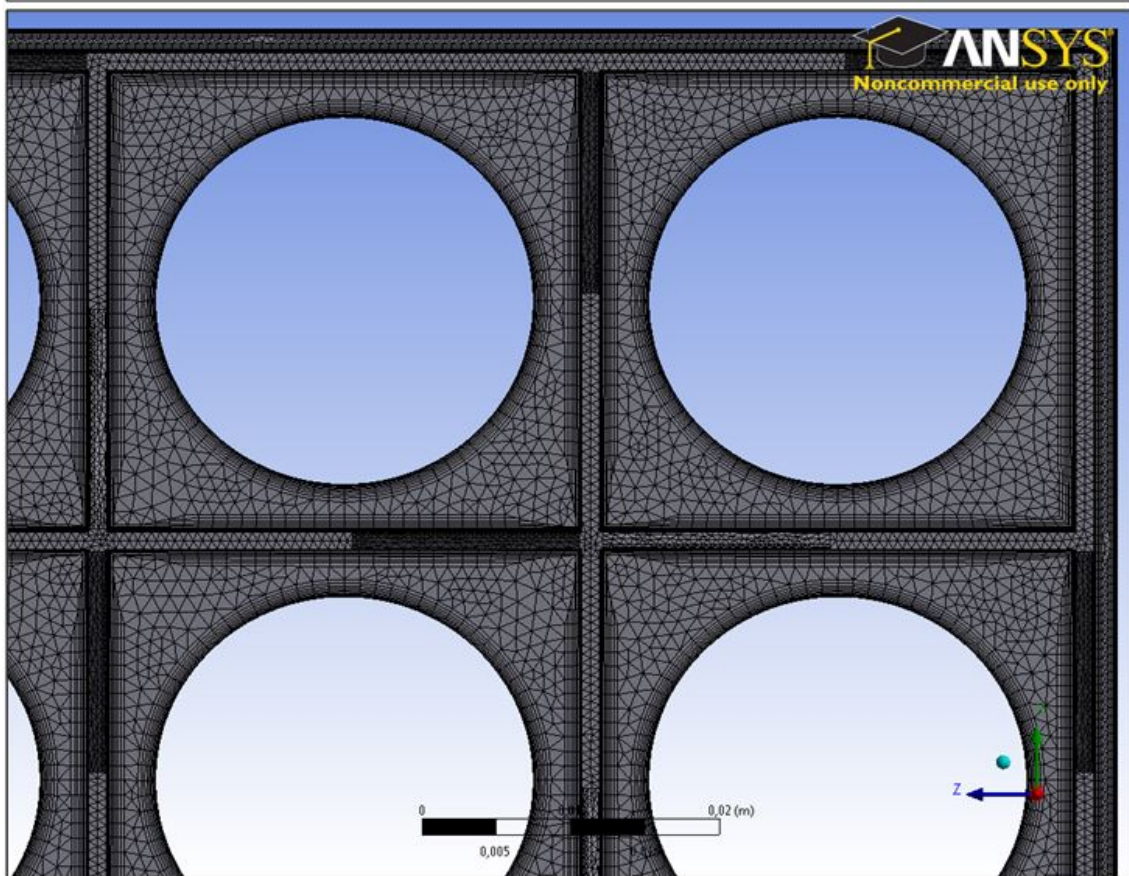
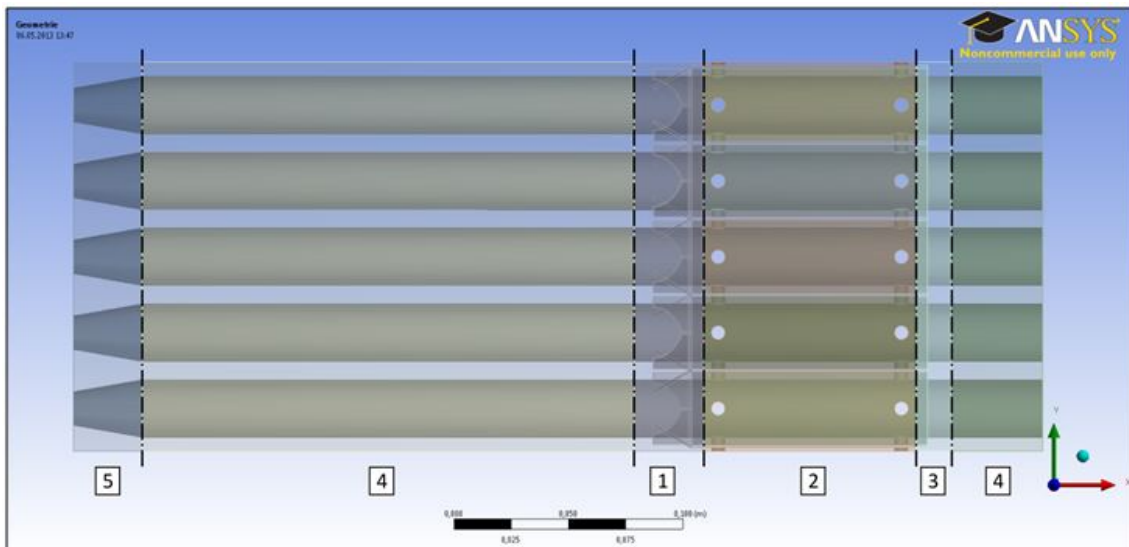
Bei der Erstellung der Netze ist aufgefallen, dass die Dichte der Elemente an den zylindrischen Knöpfen, die die Stäbe in Position halten, besonders groß ist (siehe Abb. 3.46). Da der von den Knöpfen gebildete Strömungsquerschnitt im Gegensatz zum Gesamtquerschnitt sehr klein ist, wurden die Knöpfe durch Zylinder ausgetauscht, die die Stäbe berühren. Der schmale Spalt wird dadurch verhindert. Ein erstelltes Netz mit den gleichen Einstellungen wie das feine Netz besitzt nur 0,7 Millionen Knoten und 1,6 Millionen Elemente. Wie in Tab. 3.6 beim Vergleich der letzten beiden letzten Spalten aber ersichtlich wird, sind die Unterschiede in den Lösungen nur sehr klein. Nur etwa 0,6 % des Gesamtmassenstroms im Subchannel fließt durch die Lücken zwischen den Knöpfen und den Stäben (Gesamtmassenstrom ca. 0,976 kg/s; Massenstrom durch Lücken: 0,00588 kg/s). Die Abweichungen zum feinen Netz in den Zielgrößen liegen unter einem Prozent.



**Abb. 3.46** Konzentration der Gitterelemente an den Stabhalterungen

### 3.3.4 Simulation im Flow Channel

Der eigentliche Strömungskanal wurde analog zu den Subchannel Modellen aufgeteilt und mittels ANSYS Meshing vernetzt. Die Aufteilung ist oben in Abb. 3.46 dargestellt. Die Ziffern geben die Reihenfolge der Vernetzung an. Die Teile 1, 2, 3 und 5 sind Tetraedernetze mit Prismenschichten in den wandnahen Bereichen. Die beiden Teile 4 wurden mittels der Sweep-Methode erstellt. Die für diese Funktion angegebenen Oberflächen sind die Schnittstellen zwischen den Teilen 1 und 4 und 3 und 4. Insgesamt wurden so ebenfalls drei Netze erstellt. In Tab. 3.6 sind die Eigenschaften der drei Netze zusammengefasst. Als Vergleichsvariablen zwischen den Netzen wurden die mittleren Geschwindigkeiten in den Strömungsquerschnitten 0,5 Dh, 1,0 Dh, 4,0 Dh und 10,0 Dh gewählt. Die Unterschiede zwischen dem groben und mittleren Netz in diesen Geschwindigkeiten sind sehr klein (ca. 0,3 %). Beim Vergleich zwischen dem mittleren und dem feinen Netz sind die Unterschiede allerdings erheblich größer (ca. 2,7 %). Es wurde darauf verzichtet, ein noch feineres Netz zu erstellen, da der numerische Aufwand zu groß geworden wäre.



**Abb. 3.47** Split Type Netz; Oben: Seitenansicht, Einteilung für Vernetzung;  
Unten: Kanäle des Abstandhalters nahe der Föhnchen



### 3.3.5 Ergebnisse

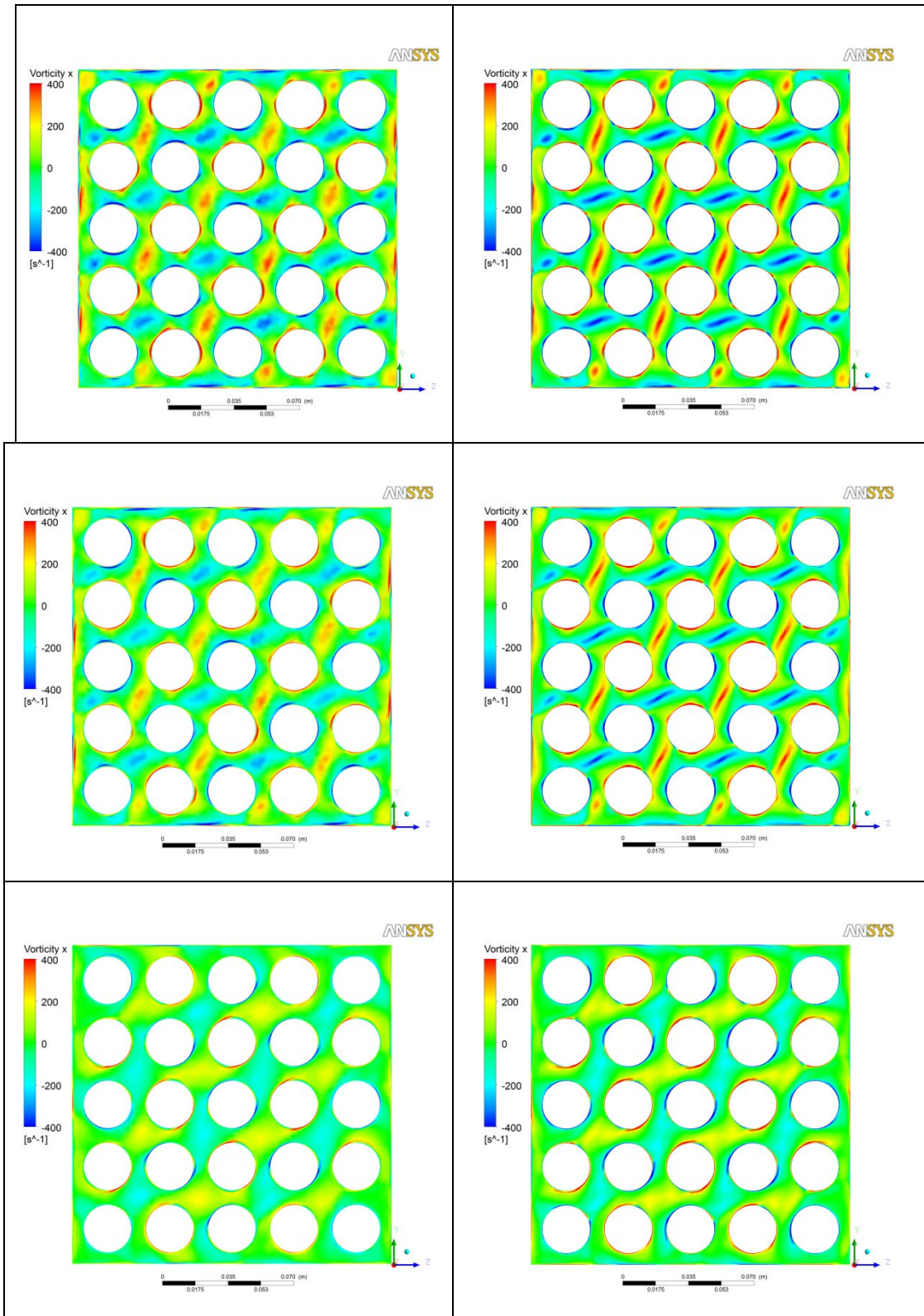
#### 3.3.5.1 Split Type Geometrie

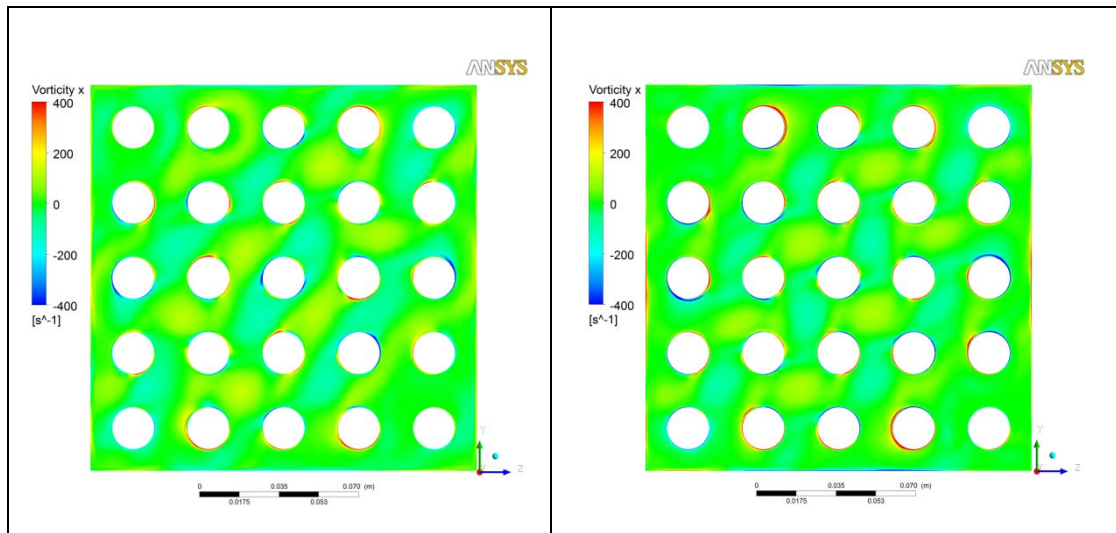
In Abb. 3.48 ist die Komponente  $x$  der Wirbelstärke auf verschiedenen Strömungsquerschnitten im Abstand von  $0,5 D_h$  (oben),  $1,0 D_h$  (oben Mitte),  $4,0 D_h$  (unten Mitte) und  $10,0 D_h$  (unten) vom Abstandshalter dargestellt. Die Wirbelstärke ist dabei die Rotation des Geschwindigkeitsfeldes /ANS 07/ und berechnet sich zu /MER 04/:

$$\boldsymbol{\omega} = \text{rot } \mathbf{u} = \nabla \times \mathbf{u} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u_z}{\partial y} - \frac{\partial u_y}{\partial z} \\ \frac{\partial u_x}{\partial z} - \frac{\partial u_z}{\partial x} \\ \frac{\partial u_y}{\partial x} - \frac{\partial u_x}{\partial y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \omega_x \\ \omega_y \\ \omega_z \end{bmatrix}$$

Da die  $x$ -Koordinate entgegen der Strömungsrichtung verläuft, bedeutet die rote Farbe eine Drehung des Wirbels nach rechts. Blau steht für eine Drehung nach links. Man erkennt deutlich, dass die Wirbel zwischen den Stäben auf dem feinen Netz deutlicher ausgeprägt sind als auf dem weniger feinen Netz. In Abb. 3.50 oben ist die  $x$ -Komponente der Wirbelstärke auf der Ebene  $0,5 D_h$  dargestellt. Die linksdrehenden Wirbel entstehen an den Stellen, bei denen die Fähnchen übereinander angebracht sind. Bei einer waagerechten Anordnung entstehen rechtsdrehende Wirbel. Sie sind beide elliptisch und zu den geraden Flanken der Fähnchen geneigt.

Beim Vergleich der Wirbelstärken in den verschiedenen feinen Netzen (Abb. 3.48) ist zu erkennen, dass beim weniger feinen Netz die Wirbel nicht so gut aufgelöst werden. Sie beginnen schon früher zu dissipieren. Aber auch beim feinen Netz sind die Umrisse der Wirbel in einem Abstand von  $4 D_h$  nicht mehr so klar zu erkennen. Im Abstand von  $10 D_h$  vom Abstandshalter aus ist die Dissipation noch weiter fortgeschritten. In der Abb. 3.49 ist die Entstehung der zentralen Wirbel dargestellt. Die Wirbelstärke der Stromlinien, die an den geraden Flanken der Abstandshalterfähnchen verlaufen, ist kurz hinter den Fähnchen maximal. Dadurch entstehen die zentralen Wirbel zwischen den Stäben. Benachbarte Fähnchen führen zusätzliches Fluid in den Kanal.

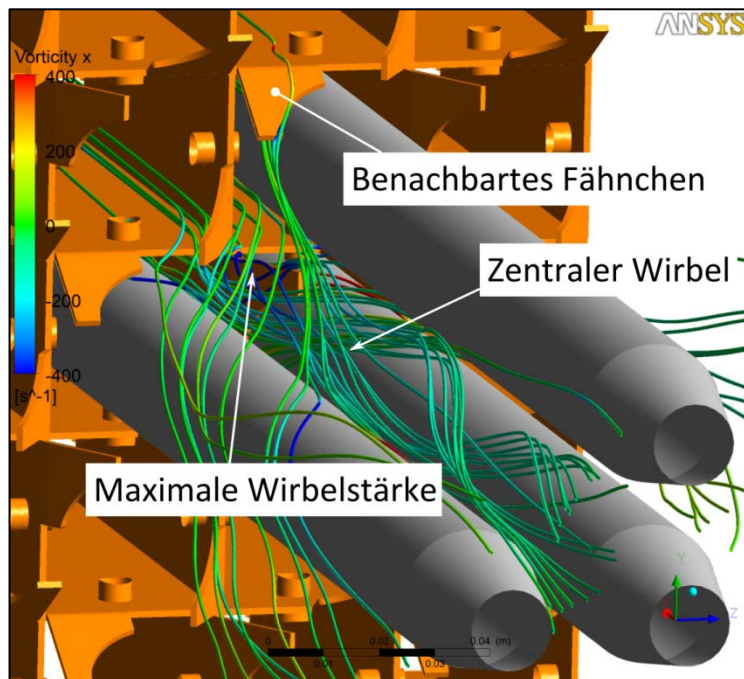
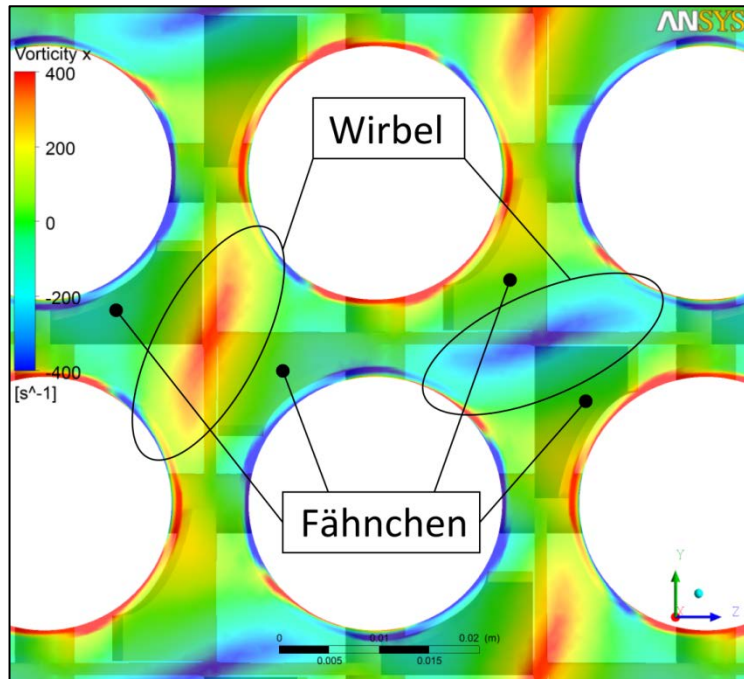




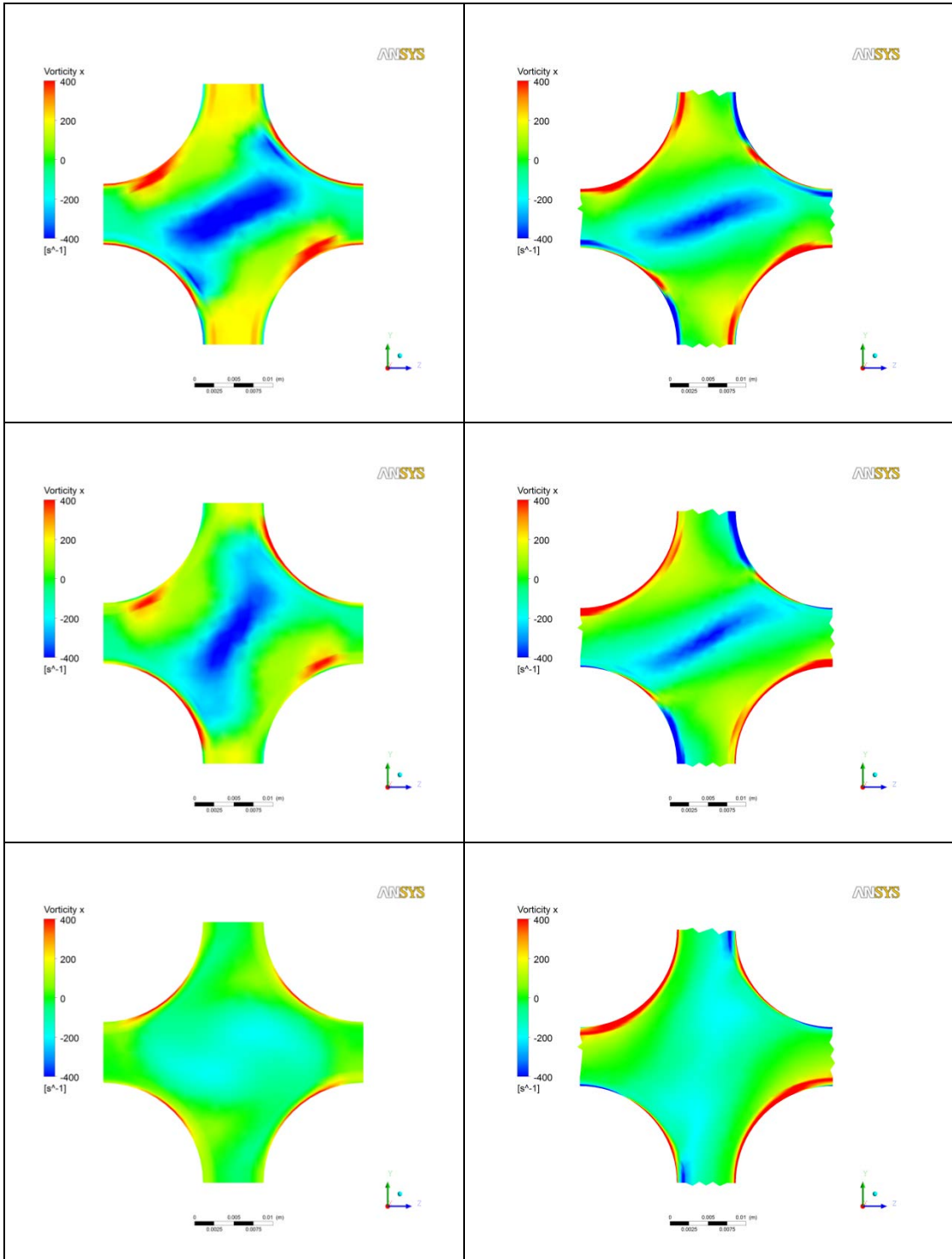
**Abb. 3.48** x-Komponente der Wirbelstärke

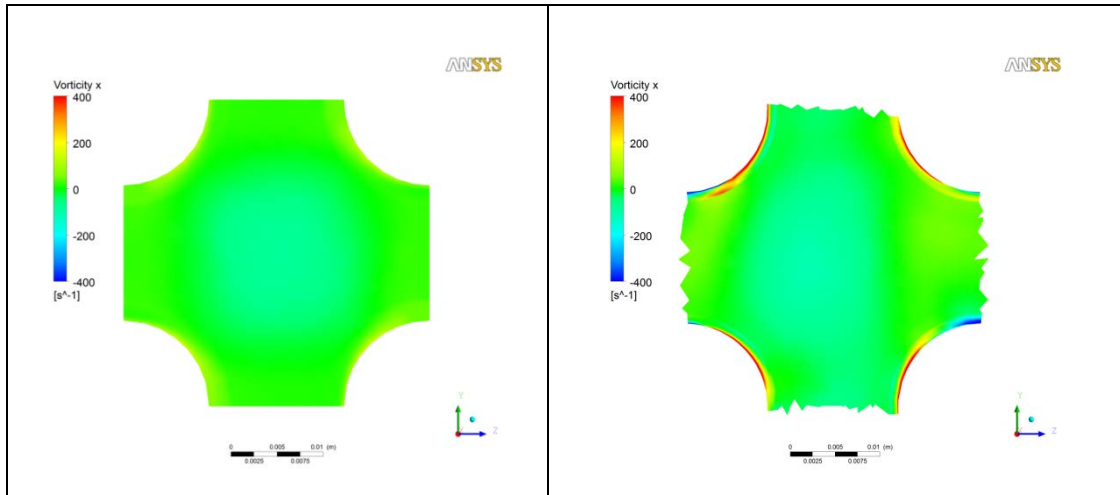
x-Komponente der Wirbelstärke bei an verschiedenen Abständen zum Abstandshalter; Links: mittleres Netz; Rechts: feines Netz; von oben nach unten:  $0,5 D_h$ ,  $1,0 D_h$ ,  $4,0 D_h$ ,  $10,0 D_h$

In der reinen Subchannelrechnung ist der Bereich des Wirbelstärkenmaximums etwas breiter. Außerdem ist er im Abstand von  $4,0 D_h$  mehr in Richtung Föhnchen geneigt, als in den Rechnungen mit der vollständigen Geometrie. Die Abb. 3.50 zeigt einen Vergleich der Wirbelstärken zwischen den reinen Subchannelrechnungen (links) und dem entsprechenden Subchannel in der vollständigen Geometrie (rechts). In Abb. 3.51 sind die Stromlinien im Subchannel dargestellt.



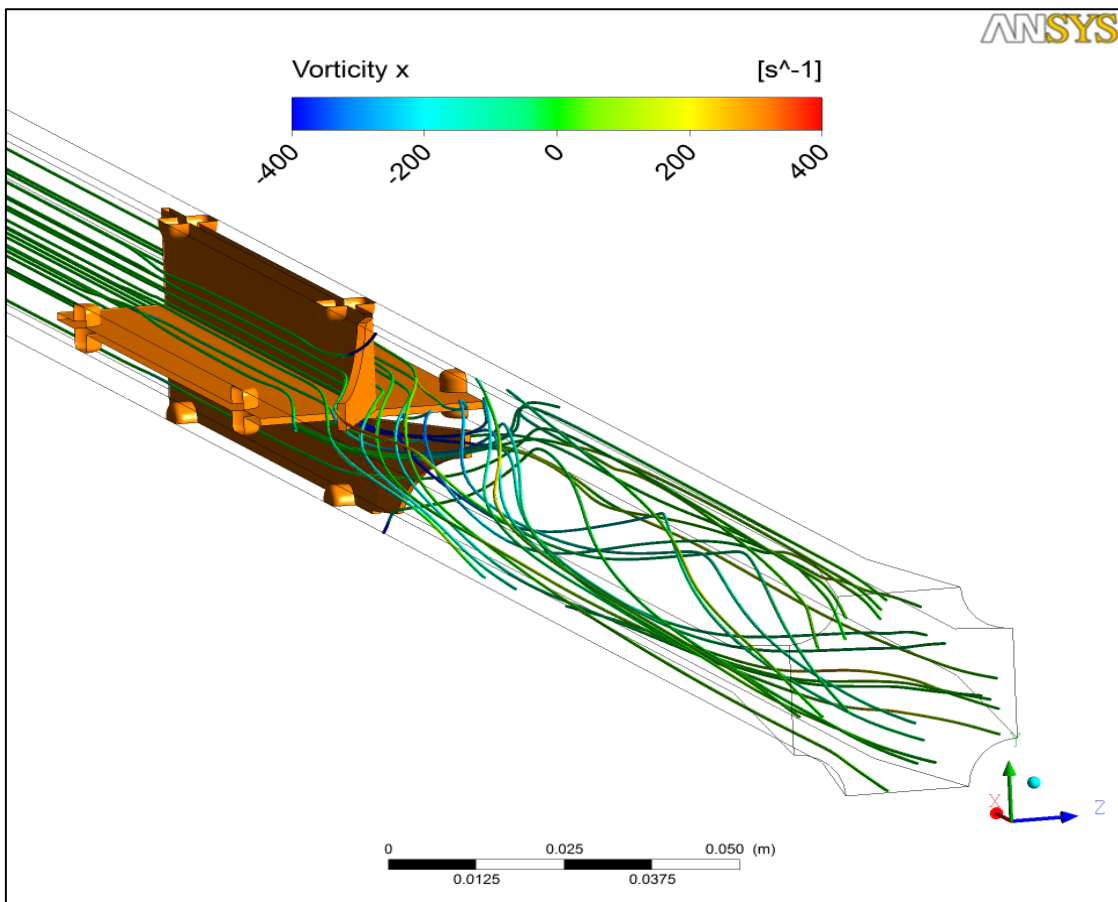
**Abb. 3.49** Entstehung der zentralen Wirbel; Oben: Wirbelstärke bei  $0,5 D_h$  mit Fähnchen; Unten: Stromlinien aus einem Subchannel





**Abb. 3.50** x-Komponente der Wirbelstärke Links: reiner Subchannel; Rechts: Detail des Subchannels

x-Komponente der Wirbelstärke bei an verschiedenen Abständen zum Abstandshalter im Subchannel; Links: reiner Subchannel; Rechts: Detail des Subchannels in gesamter Geometrie; von oben nach unten:  $0,5 D_h$ ,  $1,0 D_h$ ,  $4,0 D_h$ ,  $10,0 D_h$

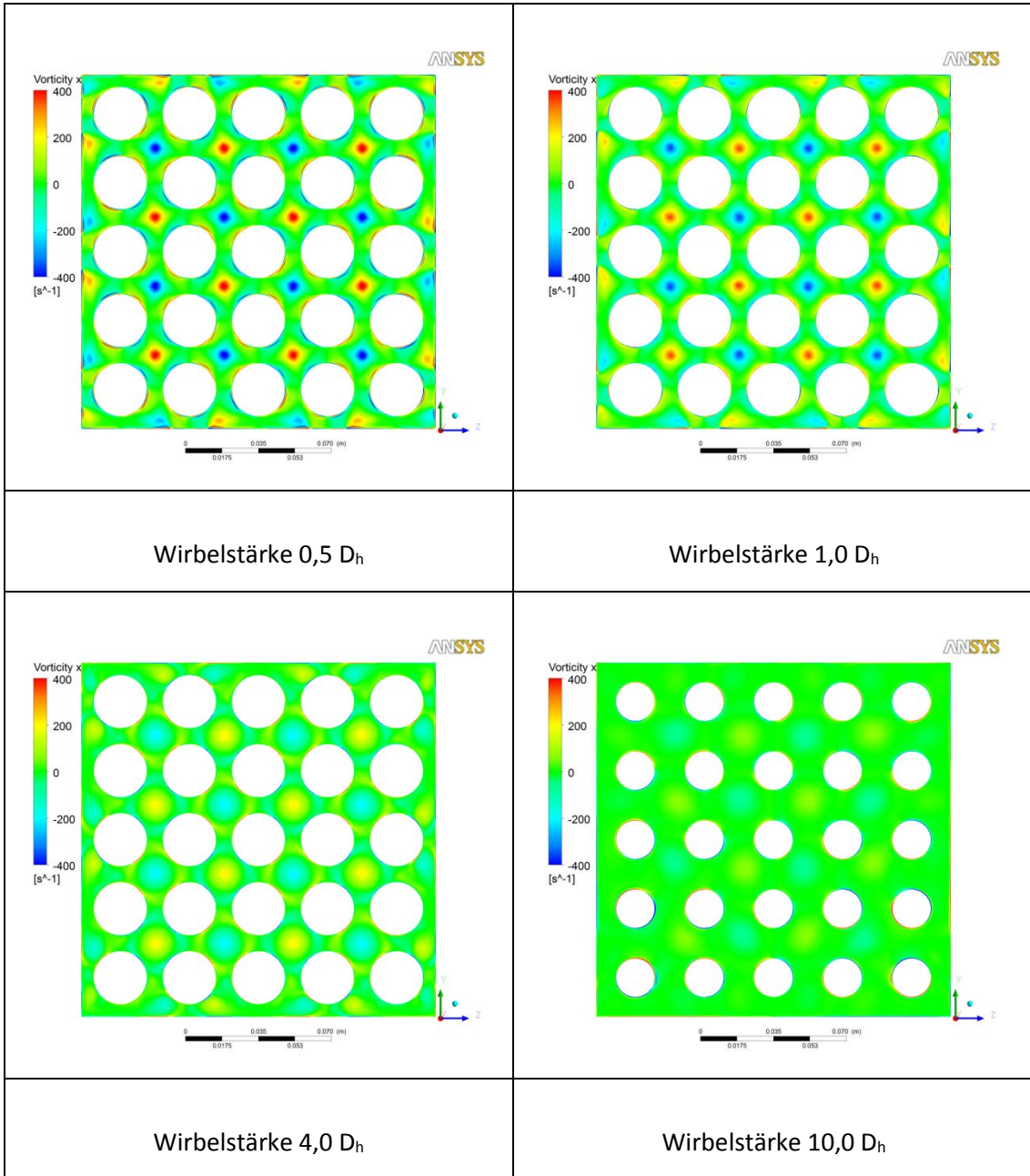


**Abb. 3.51** Stromlinien im Subchannel

### 3.3.5.2 Swirl Type Geometrie

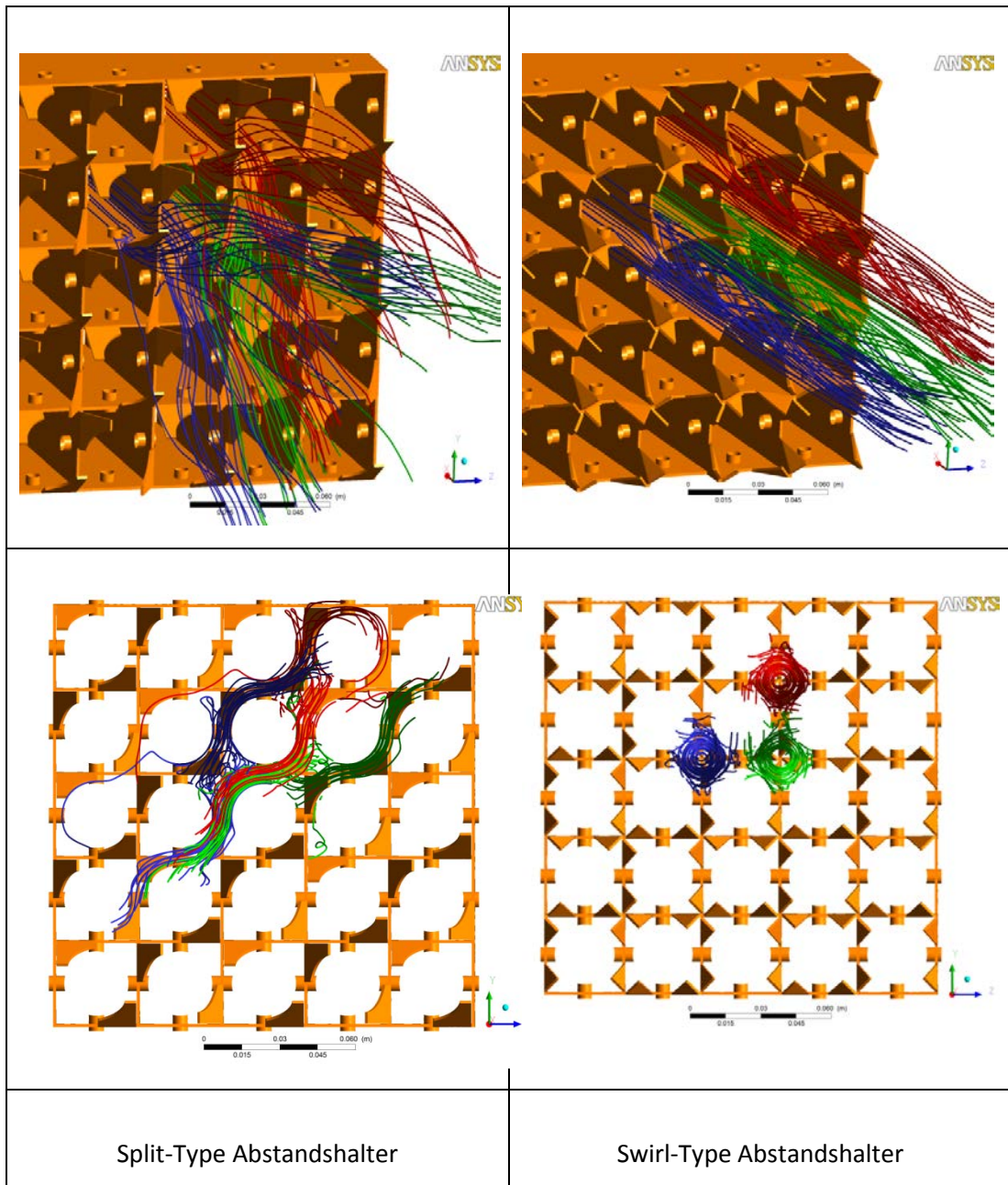
Die Abb. 3.52 zeigt die x-Komponente der Wirbelstärke in den Abständen  $0,5 D_h$ ,  $1,0 D_h$ ,  $4,0 D_h$  und  $10,0 D_h$ . Die Maxima der Wirbelstärke befinden sich lokal zwischen den Stäben. Auch mit wachsendem Abstand zum Abstandshalter sind sie noch zu erkennen. Im Gegensatz zum Split-Type-Abstandshalter sind die Maxima der Wirbelstärke in den einzelnen Kanälen eher kreis- als ellipsenförmig.

Die beiden Typen von Abstandshaltern haben jeweils einen anderen Einfluss auf die Vermischung des Fluids. In Abb. 3.53 sind die Stromlinien dreier benachbarter Subchannel dargestellt. Beim Swirl-Type-Abstandshalter (rechts) bleiben die Stromlinien größtenteils in ihrem entsprechenden Subchannel. Aufgrund der Fähnchengemetrie werden lediglich Wirbel eingebracht, die die Subchannelströmung zum Drehen bringt. Beim Split-Type-Abstandshalter hingegen wird den Subchannelströmungen zwar ebenfalls ein Drall mitgegeben, die Geometrie der Fähnchen führt aber auch dazu, dass Fluid aus einem Subchannel in einen anderen gelangen kann. Die senkrechte Orientierung der Fähnchen (grün) verteilt dabei das Fluid anders als die waagerechte Orientierung (rot und blau).



**Abb. 3.52** Ergebnisse Swirl Type; Oben x-Komponenten der Wirbelstärke, Unten: Stromlinien eines Subchannels





**Abb. 3.53** Vermischungseigenschaften der Abstandshaltertypen; Oben: Schrägansicht; Unten: Frontansicht

### 3.4 Erstellen einer Validierungsmatrix

Das Ziel dieses Arbeitspakets war es, Validierungstestfälle systematisch mit Hilfe einer Validierungsmatrix zu beschreiben und in einer Datenbank so abzulegen, dass sie als Referenzbeispiele für zukünftige CFD-Anwendungen in der Reaktorsicherheit herangezogen werden können. Auf diesem Weg sollte eine Beschreibung der CFD-Berechnungen und der Ergebnisse der CFD-Rechnungen, die oft mehrere Gigabyte umfassen können, zukünftigen Nutzern zentral zur Verfügung gestellt werden.

Die effiziente Verwaltung von Simulationsdaten (Simulation Data Management – SDM) und des damit verbundenen Wissens ist ein immer wichtiger werdendes Element beim Einsatz von Rechenverfahren. Es umfasst Speichertechnologien, Datenbankverwaltung und Zugriffsrechte, bis hin zur Qualitätskontrolle. Im vorliegenden Projekt wurde zu diesem Zweck die von der Firma ANSYS entwickelte Software „Engineering Knowledge Manager – EKM“ getestet und für CFD-Simulationen angewendet. EKM ist in die ANSYS Workbench integriert und erleichtert die Verwaltung und Nutzung von Simulationsdaten aus mehreren Projekten. Der einzelne Benutzer kann mit diesem Werkzeug Dateien von einer lokalen Maschine aus an einem virtuellen Speicherort ablegen. Beim Ablegen der Daten werden die Anwendung beschreibende Meta-Daten automatisch extrahiert. Diese Metadaten sind im Vergleich zu vollständigen Ergebnisdateien sehr klein und können deshalb benutzt werden, um Ordner mit Rechenergebnissen und Vergleichsdaten mit Hilfe von Schlüsselwörtern oder komplexeren Suchkriterien schnell zu finden (Data Mining). Darüber hinaus können zusammenfassende Berichte und Dokumente erzeugt werden, in denen die Eigenschaften verschiedener CFD-Simulationen hinsichtlich ihrer Unterschiede beschrieben werden. Um die Handhabung des von EKM zu testen, wurde ein UPTF-Testfall ausgewählt (siehe Abschnitt 3) und nach folgendem Schema strukturiert:

- Beschreibung
- Referenzen
- CFD-Eingaben und -Ergebnisse
- Präsentationen
- Veröffentlichungen
- Animationen

Die Datei Beschreibung enthält vor allem Angaben zur Veröffentlichung und Vertraulichkeit der Rechenergebnisse und experimentellen Daten. In der Referenzdatei sind alle verfügbaren Veröffentlichungen abgelegt. Im CFD-Ordner sind die Dateien zur Erzeugung der Geometrie, des Rechnernetzes, die Anfangs- und Randbedingungen, die verwendeten Modelle, Stoffwertdateien, Ergebnis- und Auswertungsdateien sowie spezielle Skripten und Referenzdaten abgelegt. Die Ordner Präsentationen, Veröffentlichungen und Animationen enthalten Sammlungen der entsprechenden PowerPoint-Files und Abbildungen.

Es hat sich gezeigt, dass die bei ANSYS vorhandene Validierungsdatenbank auf Basis von EKM sehr gut der von der GRS benötigten Umgebung entspricht. Eine Implementierung des EKM-Systems außerhalb des laufenden Projekts wurde aber durch dann anstehende Lizenzkosten und der fehlenden Verfügbarkeit einer entsprechend ausreichend dimensionierten Hardwareressource verhindert.

### **3.5 Zusammenfassung**

In diesem Arbeitspaket wurden dreidimensionale CFD-Berechnungen für Testfälle mit komplexer Physik in komplexen Geometrien durchgeführt. Die Berechnung des einphasigen Testfall UPTF TRAM C1 Run4a01 hat gezeigt, dass zur korrekten Berechnung der Temperaturtransienten während einer Notkühlein speisung in einen kalten Strang die vollständige Geometrie des Reaktordruckbehälters mit den vier Hauptkühlmittelsträngen notwendig ist. Deutliche Abweichungen von Messungen und Rechnungen treten auf, wenn nur ein Viertel der Geometrie des Reaktordruckbehälters mit einem kalten und einem heißen Strang simuliert werden. Die Simulation der Wärmeleitung an den Reaktorwänden führt dazu, dass die Temperaturschwankungen verzögert werden und, dass die Fluidtemperatur, insbesondere an der Wand ansteigt. Dadurch wird die Übereinstimmung von Rechnung und Messung im kalten Strang verbessert. Wird eine Bypass-Strömung berücksichtigt, treten im oberen Bereich des kalten Strangs stärkere Temperaturschwankungen auf als im unteren Bereich, wo kälteres Wasser zum Ringraum strömt.

Die Berechnung von Zweiphasenströmungen in der UPTF-Anlage mit und ohne Kondensation zeigen gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten. Die Berechnung von zweiphasigen Wasser-Dampfströmungen erfordert im Vergleich zu einphasigen CFD-Simulationen jedoch einen sehr hohen Rechenaufwand. Dies ist vor

allem auf die starke Reduktion der Zeitschrittweiten (bis zu einem Faktor 100) zurückzuführen, die notwendig ist um eine konvergierte Lösung zu erhalten. Deshalb konnten die CFD-Rechnungen für zweiphasige UPTF TRAM C Experimente nur mit stark vereinfachten Geometrien und Rechennetzen durchgeführt werden.

Im geometrisch komplexen Kernbereich wurde die Leistungsfähigkeit der CFD-Programme durch Nachrechnung des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H (Measurement and Analysis of Turbulent Mixing in Subchannels/Horizontal) für die Berechnung der Strömungsphänomene in einem Brennelement mit Abstandshalter geprüft. Dann wurden die experimentellen Randbedingungen implementiert und unter Anwendung von Shear-Stress-Transport und Reynolds-Stress Turbulenzmodellen berechnet. Die Rechnungen zeigen auf systematisch verfeinerten Rechennetzen gutes Konvergenzverhalten. Ein direkter Vergleich mit experimentellen Ergebnissen war nicht möglich, da diese nur den Benchmark-Teilnehmern zur Verfügung gestellt wurden.



## **4 Erweiterung und Validierung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für einphasige gekoppelte Simulationen**

### **4.1 Ausgangssituation und Aufgabenstellung**

Alle bisherigen gekoppelten Simulationen wurden mit einer bzw. zwei Kopplungsstellen zwischen den Strömungsbereichen von ATHLET und ANSYS CFX durchgeführt. Zwei Kopplungsstellen reichen aus, um offene, thermohydraulische Systeme zu simulieren und um dreidimensionale Rohre an geschlossene eindimensionale Kreisläufe von ATHLET anzuschließen /PAP 09, PAP 10/. Mit Hilfe solcher Konfigurationen konnte die Kopplungsmethodik erfolgreich entwickelt und geprüft werden /PAP/. Weiterhin wurden Validierungsrechnungen mit ATHLET-ANSYS CFX durchgeführt. Diese sind in /PAP 12/ dokumentiert.

Ein sinngemäßer nächster Schritt bei der Erweiterung der Simulationsmöglichkeiten von ATHLET-ANSYS CFX ist die Kopplung von größeren dreidimensionalen Primärkreiskomponenten, wie zum Beispiel einem Ringraum, mit mehreren ATHLET Thermofluidobjekten (TFO). Eine mehrdimensionale Berechnung der Strömung im Ringraum ist bei der Simulation bestimmter Transienten und Störfälle, wie Frischdampfleitungsbruch, und Deborierung, wichtig, da sich in diesem Bereich komplexe Vermischungsvorgänge abspielen. Diese Vermischungsvorgänge können die Borkonzentration oder die Kühlmitteltemperaturverteilung am Kerneintritt wesentlich beeinflussen und dadurch signifikante Auswirkungen auf die Reaktivitätsbilanz im Reaktorkern haben. Um das dreidimensionale ANSYS CFX Modell eines Ringraums mit ATHLET Thermo- Fluid Objekten (TFOs) zu koppeln, reichen aber zwei Kopplungsstellen nicht aus. Für die Kopplung eines Ringraums mit zwei Strängen sind mindestens drei Kopplungsstellen und für einen Ringraum mit vier Strängen mindestens fünf Kopplungsstellen notwendig. Um detaillierte gekoppelte Simulationen für den Reaktordruckbehälter ausführen zu können, soll auch die Kühlmittelverteilung vor dem Kerneintritt berechnet werden. Für dieses Ziel müssen mehrere Parallelkanäle modelliert und zahlreiche Kopplungsstellen definiert werden. Da die bestehende ATHLET-ANSYS CFX-Schnittstelle nur zwei Kopplungsstellen gleichzeitig berücksichtigen kann, wird diese für Simulationen mit mehreren Kopplungsstellen weiterentwickelt. Dies wird eine Kopplung von komplexeren dreidimensionalen ANSYS CFX-Komponenten mit ATHLET TFOs ermöglichen und somit die Funktionalität und den Einsatzbereich des Rechenprogramms erweitern.

Ein weiterer wesentlichen Punkt ist die Implementierung von neuen ANSYS CFX und ATHLET-Versionen. Bisher wurden die ANSYS CFX Version 11.0 /ANS 07/ vom Jahr 2007 und ATHLET 2.2 Cycle A /GRS 10/ vom Jahr 2010 angewendet.

## **4.2 Erweiterung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX**

### **4.2.1 Neue ATHLET und ANSYS CFX Programmversionen**

Zunächst wurden die zum Zeitpunkt der durchgeführten Entwicklungsarbeiten aktuellen Versionen von ANSYS CFX V14.5.7 /ANS 12/ und ATHLET 3.0, Cycle A /GRS 12/ auf dem 64-bit Garching Cluster installiert. In einer Zusammenarbeit mit ANSYS Germany GmbH konnten die existierenden FORTRAN-Schnittstellenroutinen angepasst werden. Gekoppelte Simulationen mit vereinfachten Geometrien wurden durchgeführt, um die Funktionalität des neuen Rechenprogramms zu testen. Der Vergleich der erzielten Ergebnisse zeigte eine gute Übereinstimmung zwischen der alten und der neuen Programmversion.

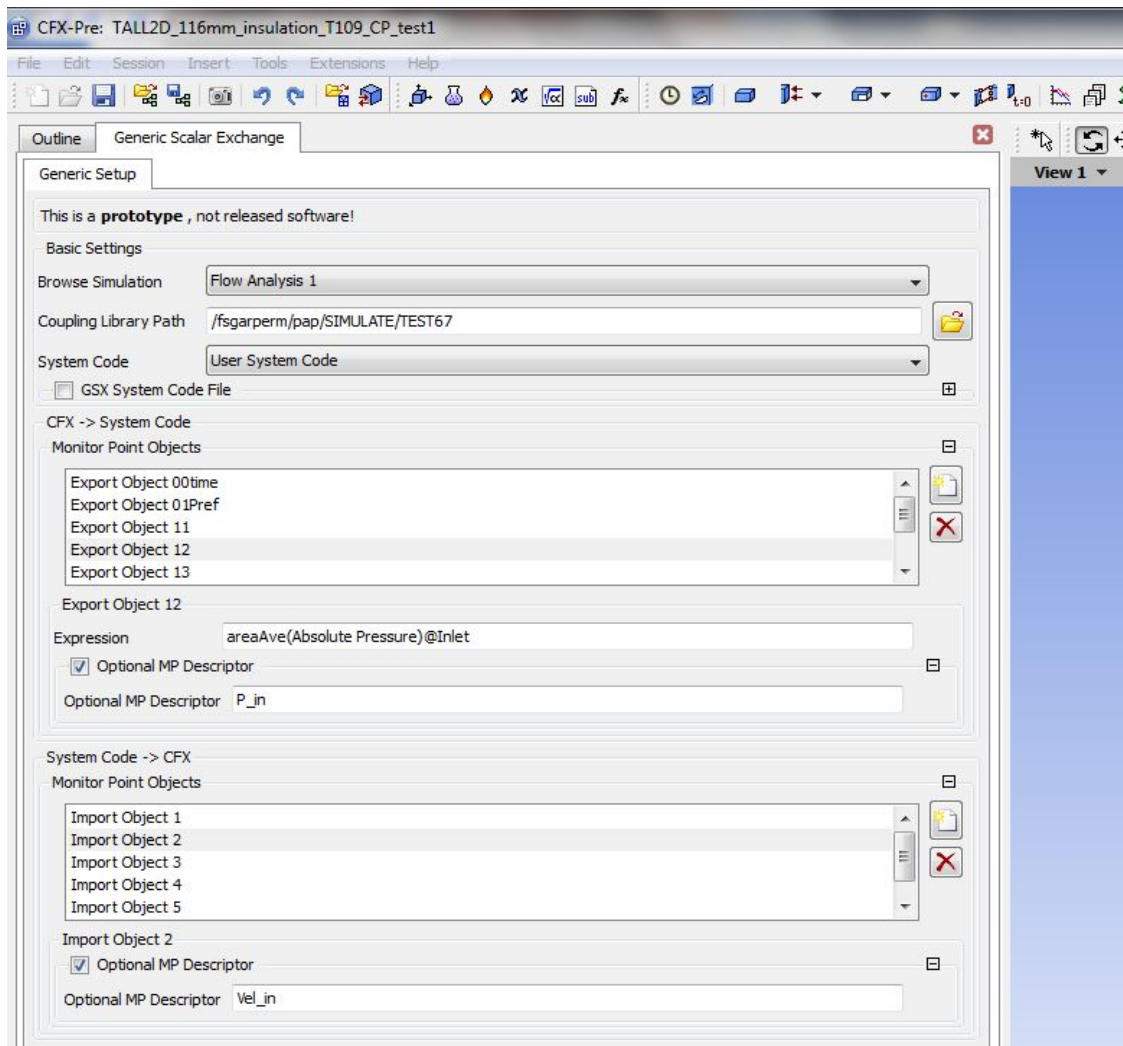
### **4.2.2 Verallgemeinerung der Datenübergabe und Verbesserung der Benutzerfreundlichkeit**

Ein weiterer Arbeitspunkt waren die Verallgemeinerung der Übergabe von Daten (Massenflüssen, Temperaturen, Konzentrationen, etc.) an den Schnittstellen durch Verwendung von sogenannten CEL/CCL-Ausdrücken in ANSYS CFX /ANS 12/. Dies führt zu einer objektorientierten, datengetriebenen Programmierung, mit der beliebige abhängige Variable an den Software-Schnittstellen übergeben werden können, ohne dass der darunter liegende ANSYS CFX Quellcode geändert werden muss. Diese Arbeiten wurden in Kooperation mit ANSYS Germany GmbH durchgeführt. Durch diesen Arbeitsschritt konnte später die bereits für einphasige Strömungen existierende Kopplung von ATHLET und ANSYS CFX ohne aufwendige Zusatzarbeiten und mit einer hohen Flexibilität der Kopplungsschnittstelle auf zweiphasige Strömungen oder Strömungen mit mehreren Komponenten erweitert.

Die Einbindung der Kopplung von ATHLET und ANSYS CFX in die graphische Benutzeroberfläche von ANSYS CFX vereinfacht und verbessert die Benutzbarkeit und

gleichzeitig minimiert die Fehlbedienung. Somit ist das Erstellen einer fehlerfreien und gültigen Beschreibung der gekoppelten Simulation für den Anwender deutlich einfacher.

Abb. 4.1 zeigt die neue Schnittstellenstruktur in ANSYS CFX Pre. Die ausgetauschten thermohydraulischen Größen in einer gekoppelten Rechnung können in der graphischen Oberfläche definiert werden. Mit Hilfe von Monitor Point Objects werden die Importierten und exportierten Parameter spezifiziert.



**Abb. 4.1** ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle in ANSYS CFX Pre

#### 4.2.3 Implementierung eines Bortransportmodells im ATHLET-ANSYS CFX

Bei kleinen Lecks mit Abriss des Naturumlaufs oder beim Ausfall der Nachkühlung im Mitte-Loop-Betrieb kann es zeitweise zum sog. Reflux-Condenser-Mode kommen. Bei dieser Art der Nachwärmeabfuhr wird der im Kern erzeugte Dampf in den



Dampferzeuger-U-Rohren kondensiert. Das deborierte Kondensat läuft auf beiden Seiten der U-Rohre nach unten und vor allem im Pumpenbogen kann sich eine größere Menge niedrig borierten Kühlmittels bilden. Nach dem Einschalten der Hauptkühlmittelpumpen oder der Wiederaufnahme des Naturumlaufs wird dieses 'Deionat' über den kalten Strang, den Ringraum und das untere Plenum in den Kern transportiert. Durch die Deborierung wird dem Kern Reaktivität zugeführt, die damit verbundene Erhöhung der Kernleistung hängt stark vom zeitlichen Verlauf von Durchsatz und Borkonzentration am Kerneintritt ab /PAP 06/. Zur realistischen Berechnung der Borkonzentration am Kerneintritt ist neben der Modellierung der komplexen Mischungsvorgänge im Ringraum und unteren Plenum ein Bortransportmodell erforderlich, das die örtlichen Konzentrationsprofile wirklichkeitsgetreu durch die weitgehend eindimensionalen Strömungswege (kalter Strang , aber auch Ringraum) transportiert.

Um solche Störfallszenarien auch mit ATHLET-ANSYS CFX analysieren zu können, musste auch der Bortransport im Rechenprogramm implementiert werden. Ein Bormodell existiert in ATHLET seit längerer Zeit. Wesentlicher Bestandteil des Borverfolgungsmodells in ATHLET ist eine Methode zur Berechnung der in den Leitungen transportierten Borkonzentrationen. Das Bortransportmodell bildet für jede Kontrollvolumen das örtliche Borkonzentrationsprofil in einer Weise ab, dass über den gesamten Kreislauf ein eindimensionales kontinuierliches Profil entsteht. Dieses wird nach zwei verschiedenen Methoden mit der Wasserströmung transportiert /GRS 12/. Das Bormodell wird mit dem Kontrollwort „BORTRANS“ aktiviert, wobei folgende Annahmen gelten:

- Der Bortransport erfolgt nur mit der flüssigen Phase
- Die Stoffwerte von Wasser werden durch die Borkonzentration nicht beeinflusst
- Die von der Borsäure transportierte Energie und der Impuls werden vernachlässigt

Das Bor wurde in ANSYS CFX als Skalar-Variable definiert. Für diese wird separat eine Transportgleichung gelöst. Genauso wie in ATHLET, das Bormodell in ANSYS CFX hat keinen Einfluss auf die Thermohydraulik. Um die Übergabe der Borkonzentration zwischen den beiden Programmen zu realisieren, wurden mit Hilfe von CEL Expressions Austauschvariablen wie z. B. „MP\_CFX2SYS\_8\_CBoron\_in“ oder „MP\_SYS2CFX\_6\_CBoron\_out“ spezifiziert. Entsprechende Felder zur Speicherung der Borkonzentration wurden in den ATHLET-Subroutinen definiert.

### 4.3 Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX

Um ATHLET-ANSYS CFX und speziell das neu entwickelte Bortransport zu validieren, wurden im Rahmen von RS1195 Simulationen zur Nachrechnung des PSI Double T-Junction Versuchs durchgeführt. Da die Analysen für das bestehende Projekt von großer Bedeutung sind, werden diese hier zusammengefasst. Im bestehenden Projekt wurden auch zusätzliche eigenständige Rechnungen mit ANSYS CFX durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse wurden mit den gekoppelten Ergebnissen und den experimentalen Daten verglichen und analysiert.

#### 4.3.1 Aufbau der Versuchsanlage

Die Versuchsanlage wurde in PSI aufgebaut und besteht aus zwei Strängen, die mit Hilfe eines Doppel-T-Stücks verbunden sind (s. Abb. 4.2 /BER 11/. Das System wird mit Wasser bei Umgebungsdruck und –temperatur betrieben. Alle Rohre wurden aus Plexiglas hergestellt und haben einen Durchmesser von 5 cm. Der Abstand zwischen den Achsen der beiden Seitenrohre beträgt 13 cm. In der Anlage befindet sich eine Pumpe, mit dessen Hilfe in dem Seitenstrang Massenstrom aufgeprägt werden kann. Der Hauptstrang ist offen – an seinem Eintritt wird Wasser eingespeist und an seinem Austritt wird dieses zurück dem Labor-Wasserleitungssystem zugeführt. In den Seitenstrang wird ein Tracer eingespeist. WMS wurden an drei Stellen installiert, um die Tracer-Konzentration im Rohrquerschnitt (16x16 Messpunkte) messen zu können. Die räumliche Auflösung beträgt 3 mm.

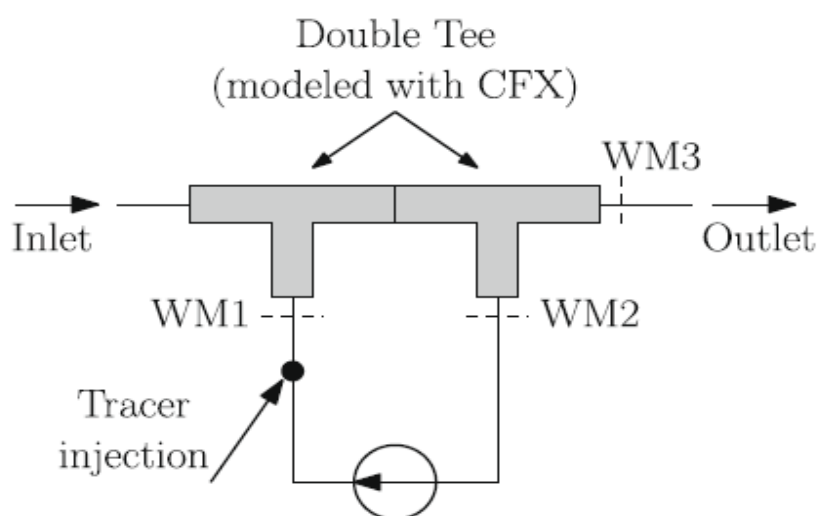
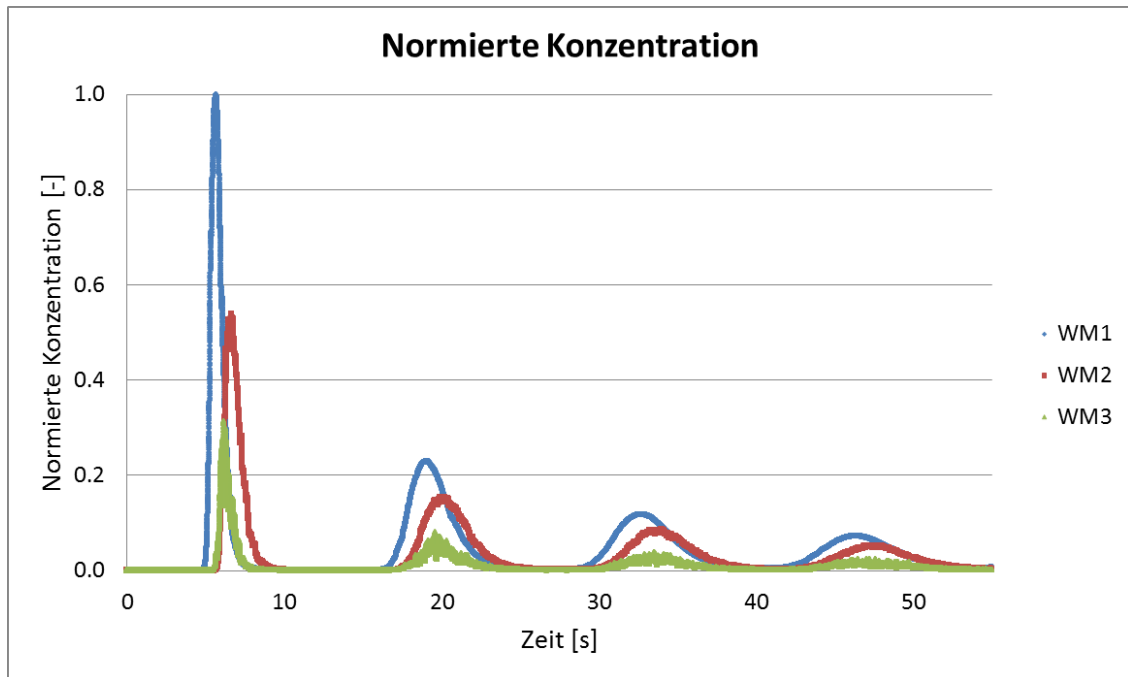


Abb. 4.2 Aufbau der Versuchsanlage

### 4.3.2 Versuchsbeschreibung und Ergebnisse

In der Anlage wurden mehrere Versuche durchgeführt. Aus wissenschaftlicher Sicht ist ein Versuch mit Tracer-Vermischung bei gleichen Massenströmen in den beiden Strängen hochinteressant, da dessen Simulation mit 1D-System Codes eine Herausforderung darstellt /PAP 14/. Aus diesem Grund wurden in jedem der beiden Stränge Massenströme von jeweils 80 l/min bei einer Wassertemperatur von 300 K aufgeprägt. In dem Seitenstrang wurde dann salzfreies Wasser (Tracer) eingespeist (zwischen 10 und 15 ml). Mit Hilfe von WMS wurde die Tracer-Konzentration an den Stellen WM1, WM2 und WM3 (s. Abb. 4.3) gemessen und über den Rohrquerschnitt gemittelt. Die grundsätzliche Fragestellung hier ist, wie viel Tracer verlässt das betrachtete System durch den Hauptstrang (WM3), und wie viel fließt wieder in den Seitenstrang (WM2). Nach jedem Tracer-Umlauf in dem System wird seine Konzentration immer kleiner, da ein Teil dieses Tracers das System durch den Hauptstrang verlässt.

Abb. 4.3 zeigt die experimentellen Ergebnisse von dem PSI Doppel-T-Stück-Versuch. Mit blauer Farbe wird die gemessene, normierte Tracer-Konzentration am WM1, mit roter Farbe – am WM2 und mit grüner Farbe – am WM3 gezeigt. Die gemessene Tracer-Konzentration am WM1 (s. die erste blaue Spitze) wird zwischen dem Hauptstrang (Messstelle WM3, s. die erste grüne Spitze) und dem Seitenstrang (Messstelle WM2, s. die erste rote Spitze) aufgeteilt. Der WM3-Tracerpfropfen verlässt das System, während sich der WM2-Tracerpfropfen auf dem Weg zu WM1 mit dem sich im Seitenstrang befindenden „tracerfreien“ Wasser vermischt. Nach etwa 13 s erreicht der WM2-Pfropfen die WM1-Messstelle mit einer deutlich geringeren Konzentration (s. die zweite blaue Spitze in Abb. 4.3). Dieser Tracer fließt wieder in dem Doppel-T-Stück-Bereich, wobei ein Teil das System verlässt. Es ist zu sehen, dass in WM2 eine höhere Konzentration als in WM3 gemessen wird, d.h. in den Seitenstrang fließt mehr Tracer als in den Hauptstrang. Aufgrund der Vermischung, Tracer-Verlust und Tracer-Diffusion wird mit der Zeit der Pfropfen immer kleiner und breiter. Nach jedem Tracer-Umlauf im System wird eine bestimmte Tracer-Menge durch den Hauptstrang-Auslass das System verlassen. Aus diesem Grund wird nach bestimmter Zeit im betrachteten System kein Tracer vorhanden sein.



**Abb. 4.3** Experimentelle Ergebnisse

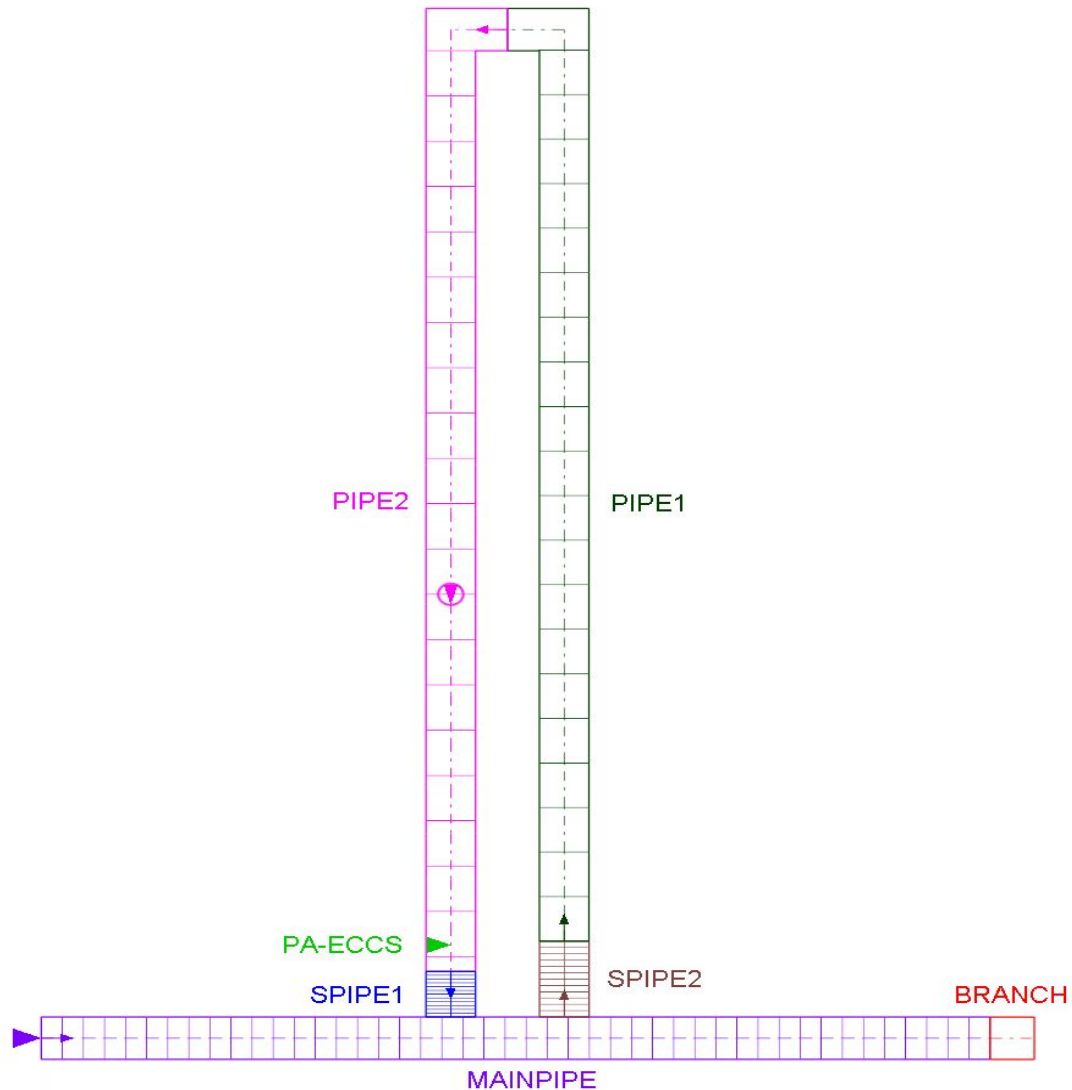
#### 4.3.3 Numerische Simulationen zu dem PSI Doppel-T-Stück Versuch mit ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX

Es wurden gekoppelte ATHLET und ANSYS CFX stand-alone Simulationen zu dem bereits beschriebenen Versuch durchgeführt. Das Ziel dieser Untersuchungen war nicht nur den Bortransport innerhalb ATHLET-ANSYS CFX zu validieren, sondern auch die ATHLET und ANSYS CFX Fähigkeiten zur Simulation von solchen hydraulischen Systemen mit ausgeprägten 3D-Effekten beurteilen zu können.

#### 4.3.4 Erstellung des ATHLET Modells

In einem ersten Schritt wurde ein komplettes 1D ATHLET-Modell der PSI-Anlage vorbereitet (Abb. 4.4). Das Modell wurde mit Hilfe von drei Prioritätsketten erstellt. Die erste stellt den Hauptstrang dar, während die zweite Prioritätskette den Seitenstrang repräsentiert. Mit der dritten Prioritätskette wird die Tracer-Einspeisung simuliert.

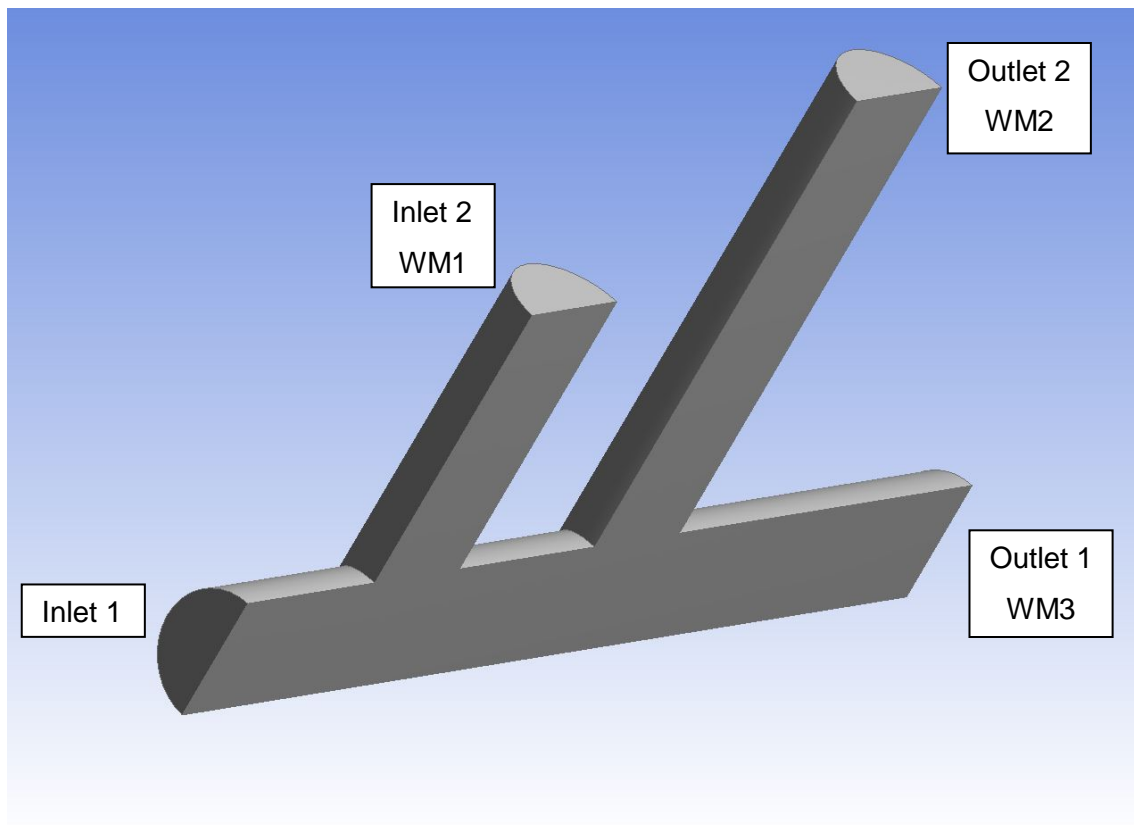
In allen 1D und 1D-3D Simulationen wurde Bor als Tracer eingesetzt. Mit dem Kontrollwort „BORTRANS“ wurde das Bormodell aktiviert und am Anfang der Simulation konnte im kompletten ATHLET-Bereich eine Borkonzentration von 0 ppm spezifiziert werden.



**Abb. 4.4** ATHLET Modell der Anlage

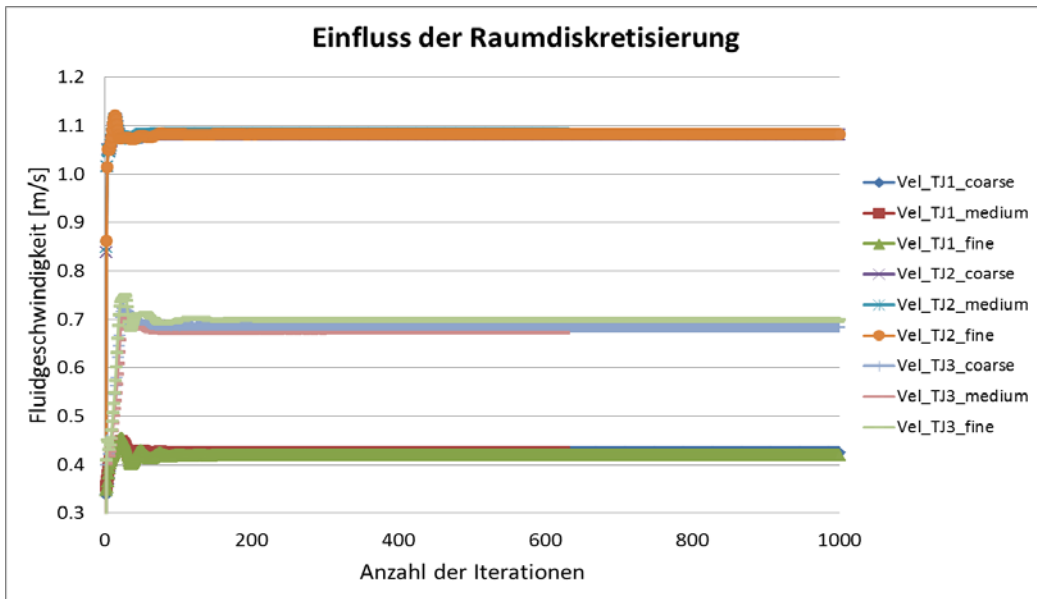
#### 4.3.5 Erstellung des ANSYS CFX Modells

Um gekoppelte Simulationen zu dem ausgewählten Versuch durchführen zu können, musste auch ein ANSYS CFX Modell des Doppel-T-Stücks vorbereitet werden. In einem ersten Schritt wurden die genauen Abmessungen des Doppel-T-Stücks dem /BER 11/ entnommen. Es wurde ein CAD-Modell mit Hilfe des ANSYS Design Modelers erstellt. Da das Doppel-T-Stück symmetrisch aufgebaut ist, stellt das CAD-Modell nur die Hälfte der eigentlichen Geometrie dar (Abb. 4.5). Später konnte dadurch die benötigte Rechenzeit wesentlich reduziert werden.

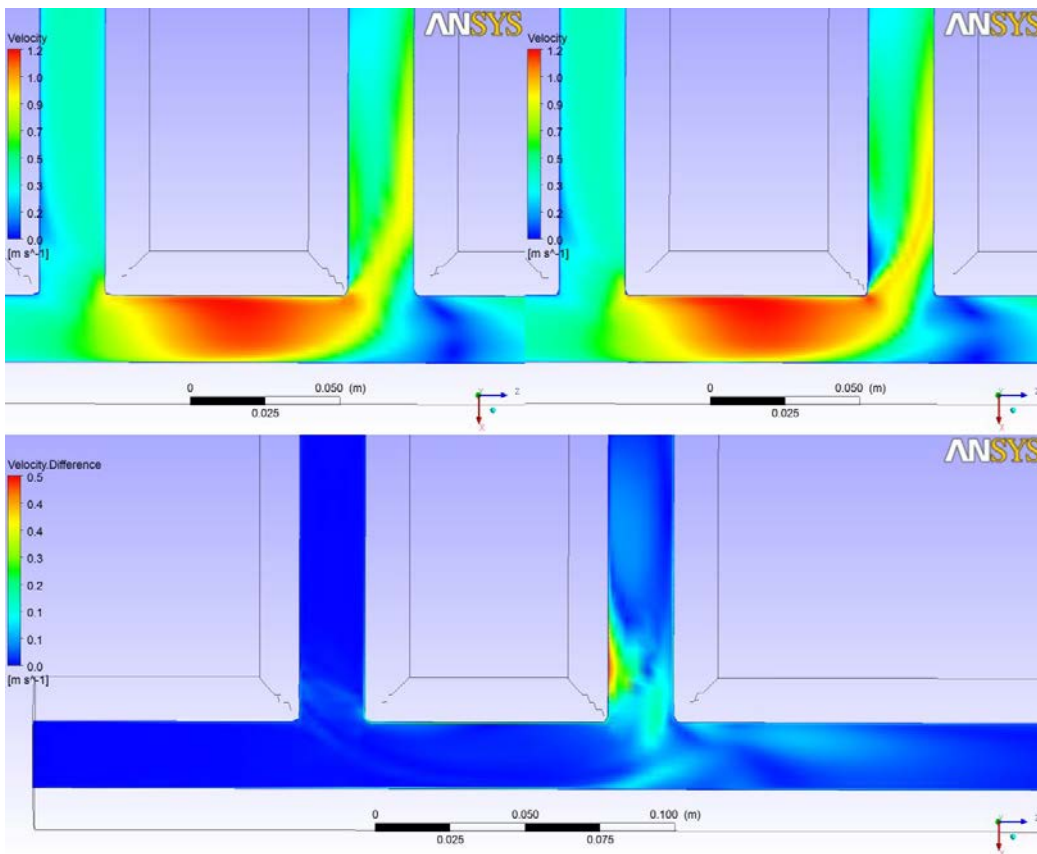


**Abb. 4.5** CAD Modell des Doppel-T-Stücks

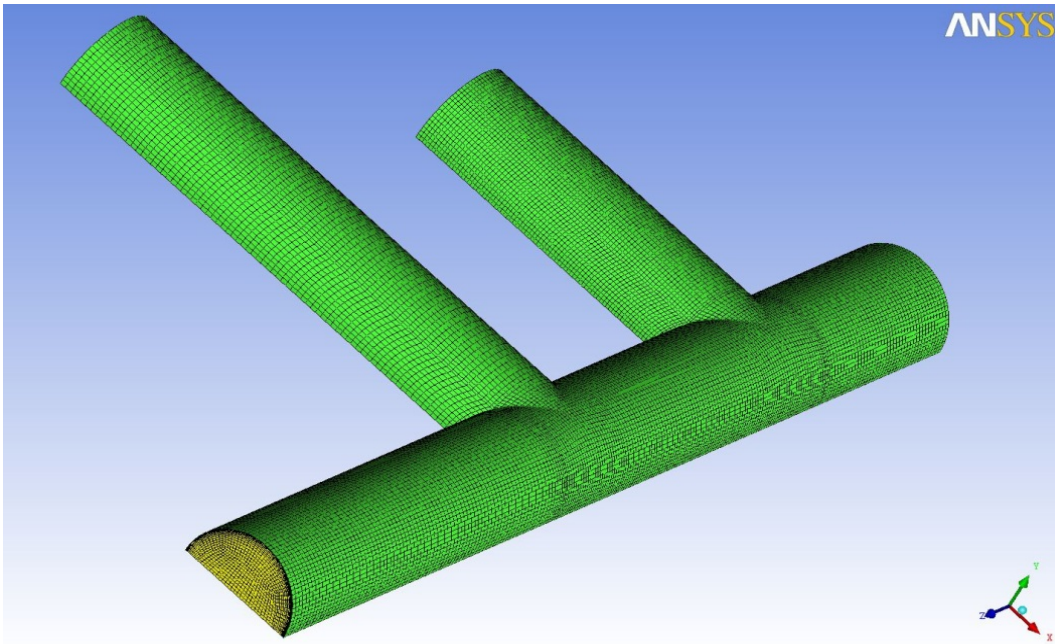
Auf dem Bild können die Ein- und Auslässe gesehen werden, sowie die Positionen der WMS. Diese Geometrie wurde in ICEM CFD exportiert und mit Hilfe dieser Software wurden drei strukturierte, hexagonale Netze mit 150.000 (coarse), 243.000 (medium) und 377.000 (fine) Knoten generiert. Diskretisierungsfehler im Raum wurden mit Hilfe einer Gittersensitivitätsstudie bewertet. Dabei wurden eigenständige ANSYS CFX Rechnungen durchgeführt und die Fluidgeschwindigkeit an drei verschiedenen Stellen verglichen. Es konnte sehr gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen mit den drei verschiedenen Netzen festgestellt werden (Abb. 4.6). Trotzdem wurden die Ergebnisse mit Hilfe von ANSYS CFX-Post noch mal überprüft. Abb. 4.7 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung in der Symmetrieebene für das grobe (oben links) und das mittlere Netz (oben rechts). Die Abweichung wird in absoluten Zahlen im unteren Bild gezeigt. Es kann festgestellt werden, dass im Bereich des zweiten T-Stücks Geschwindigkeitsunterschiede bis zu 0,5 m/s auftreten. Das mittlere und das feine Netz wurden ebenfalls verglichen, die Abweichungen waren geringfügig. Aus diesem Grund wurde das mittlere Netz mit 243.000 Knoten für die Durchführung der eigenständigen ANSYS CFX und der gekoppelten Simulationen ausgewählt (Abb. 4.8).



**Abb. 4.6** Einfluss der Raumdiskretisierung auf die Fluidgeschwindigkeit



**Abb. 4.7** Einfluss der Raumdiskretisierung auf die Fluidgeschwindigkeit



**Abb. 4.8** Strukturiertes Netz für die gekoppelten Simulationen

#### 4.3.6 Modelle und Randbedingungen für die PSI Double T-Junction Simulationen

##### 4.3.6.1 Randbedingungen

Die Versuchsrandbedingungen wurden vom /BER 11/ entnommen. Die Massenströme in den beiden Strängen betrugen 80 l/min zu Beginn der Boreinspeisung, wobei 14 s Simulationszeit für die Einschwingrechnung des gekoppelten Rechenlaufs notwendig war. Eine konstante Temperatur von 300 K wurde in ATHLET und ANSYS CFX definiert. Etwa 14 s nach dem Simulationsbeginn wurden in ATHLET, kurz vor der Kopplungsstelle 2, 10 ml Borsäure eingespeist. Vor der Boreinspeisung war das komplette System borfrei.

In den eigenständigen ANSYS CFX Rechnungen wird nur der T-Stück modelliert. Da die beiden vertikalen Rohre nicht verbunden sind, wie in den ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX Modellen, wurden gemessene thermohydraulische Größen am Inlet 1 und Inlet 2 spezifiziert. Am Inlet 1 wurde der gemessene Massenstrom vorgeschrieben. Am Inlet 2 musste zusätzlich auch die gemessene Tracer-Konzentration spezifiziert werden. Aus diesem Grund ist die ANSYS CFX Kurve für WM1 identisch mit den gemessenen Daten. Die ANSYS CFX Kurven für die Messstellen WM2 und WM3 sind Ergebnisse der CFD-Simulation.

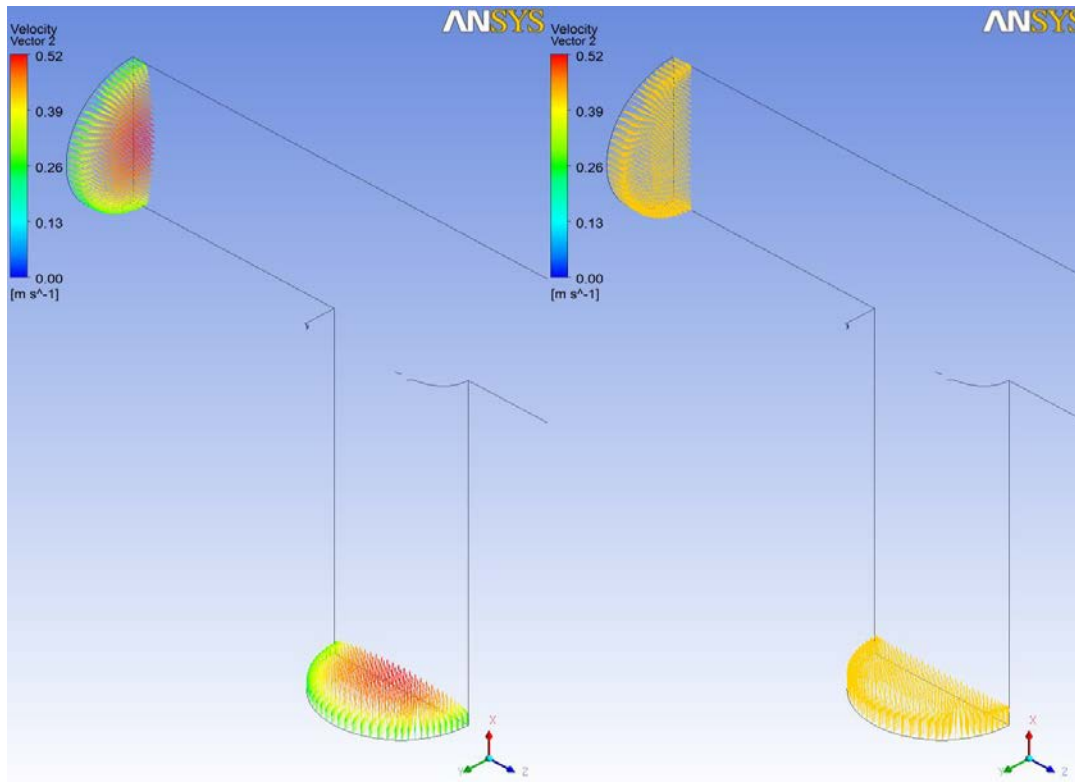


#### 4.3.6.2 ANSYS CFX Setup

Das Bor wurde als Skalargröße in ANSYS CFX definiert und seine Verteilung im System konnte mit Hilfe einer Transportgleichung berechnet werden. Auch hier (wie in ATHLET) hat das Bor keinen Einfluss auf die Strömung im CFD-Bereich.

Für die Wände des Rechengebiets wurde die Randbedingung „no slip walls“ gewählt. Dies bedeutet, dass die Strömungsgeschwindigkeit an der Wand 0 m/s beträgt. Die Geschwindigkeit in Wandnähe berechnet der CFD Code auf Basis von Wandfunktionen /ANS 11/.

An den Einlässen wurde die Temperatur (300 K), die Geschwindigkeit (0,42 m/s, diese entspricht einem Massenstrom von 80 l/min), die Turbulenzintensität (5 %) und die Borsäurekonzentration (0 ppm am Anfang der Rechnung) vorgegeben. Zum ersten Mal wurden bei einer gekoppelten Rechnung auch turbulente Geschwindigkeitsprofile am „Inlet 1“ und „Inlet 2“ definiert. Diese wurden mit Hilfe einer Gleichung berechnet, die aus der mittleren Geschwindigkeit (geliefert von ATHLET am „Inlet 2“) ein radiales Geschwindigkeitsprofil berechnet. Die erweiterte Funktionalität wurde mit Hilfe von CEL (CFX Expression Language) implementiert. Bis jetzt wurden nur flache Geschwindigkeitsprofile in den gekoppelten Rechnungen verwendet. Abb. 4.9 zeigt die beiden Einlässe in dem Doppel-T-Stück mit flachen (rechts) und turbulenten (links) Geschwindigkeitsprofilen. Die Einführung eines realistischen Geschwindigkeitsprofils an der Schnittstelle zwischen ANSYS CFX und ATHLET verbessert die Simulationsmöglichkeiten des gekoppelten Rechensystems.



**Abb. 4.9** Turbulente (links) und flache (rechts) Geschwindigkeitsprofile

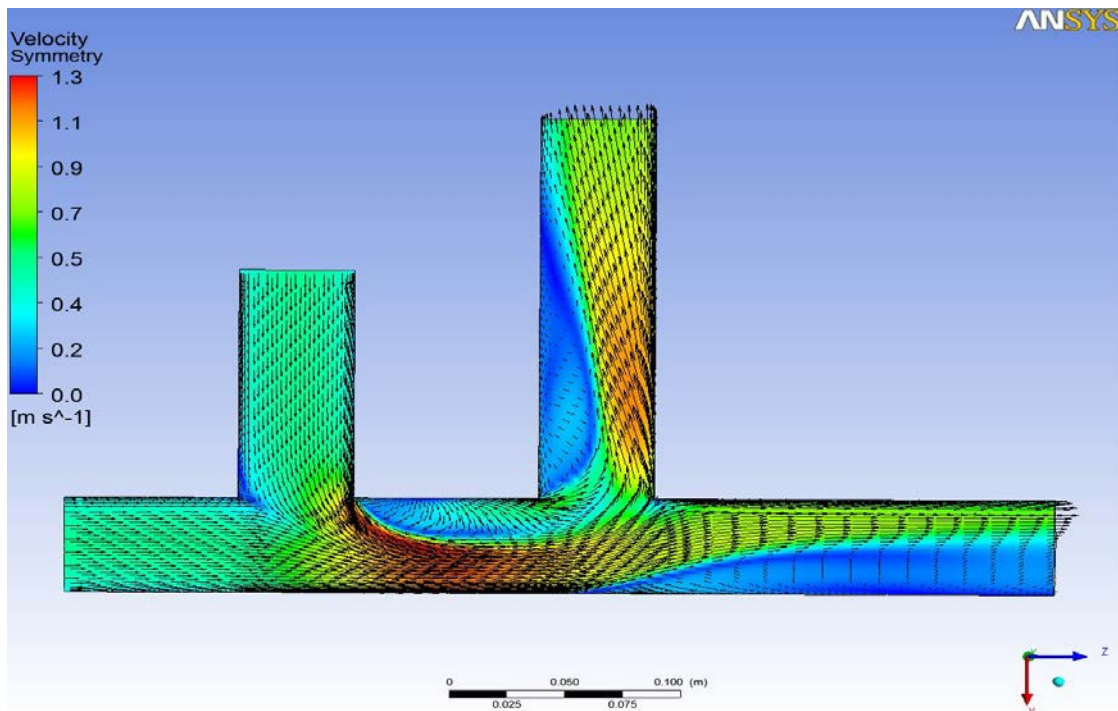
Zwei unterschiedliche Turbulenzmodellen wurden getestet – das SST Modell von Menter /MEN 94/ und eine Modifikation der Baseline-Reynolds Stress Modells von Launder /LAU 75/. Beide Modelle wurden mit automatischen Wandfunktionen kombiniert, die zur Bestimmung der wandnahen Wärmeflüsse in Abhängigkeit vom Abstand des wandnächsten Gitterpunktes lineare oder logarithmische Wandfunktionen einsetzen. Es konnte festgestellt werden, dass mit dem komplexeren BSL Reynolds Stress Turbulenzmodell sehr ähnliche Ergebnisse den SST-Ergebnissen erzielt werden konnten. Weiterhin wurde mit einem verfeinerten Rechennetz eine Scale Adaptive Simulation /MEN 05/ durchgeführt. Die Geschwindigkeit- und die Borverteilung im CFD-Bereich unterschieden sich nur geringfügig von den Verteilungen in den anderen CFD-Rechnungen. Dies konnte auch bei einer Simulation mit der vollständigen Doppel-T-Stück Geometrie beobachtet werden. Aus diesen Gründen wurden die nachstehenden gekoppelten Rechnungen mit dem Symmetriemodell der Anlage und dem SST-Turbulenzmodell durchgeführt.

Die transiente Zeitdiskretisierung wurde mit einem Verfahren der zweiten Ordnung (Second Order Backward Order) und eine „High Resolution“ Advektionsschema durchgeführt. Es wurden auch Analysen zum Einfluss der Zeitschrittgröße auf die

gekoppelten Rechenergebnissen durchgeführt. Diese haben gezeigt, dass ein Zeitschritt von 0.1 s optimal für die geplanten Rechnungen ist.

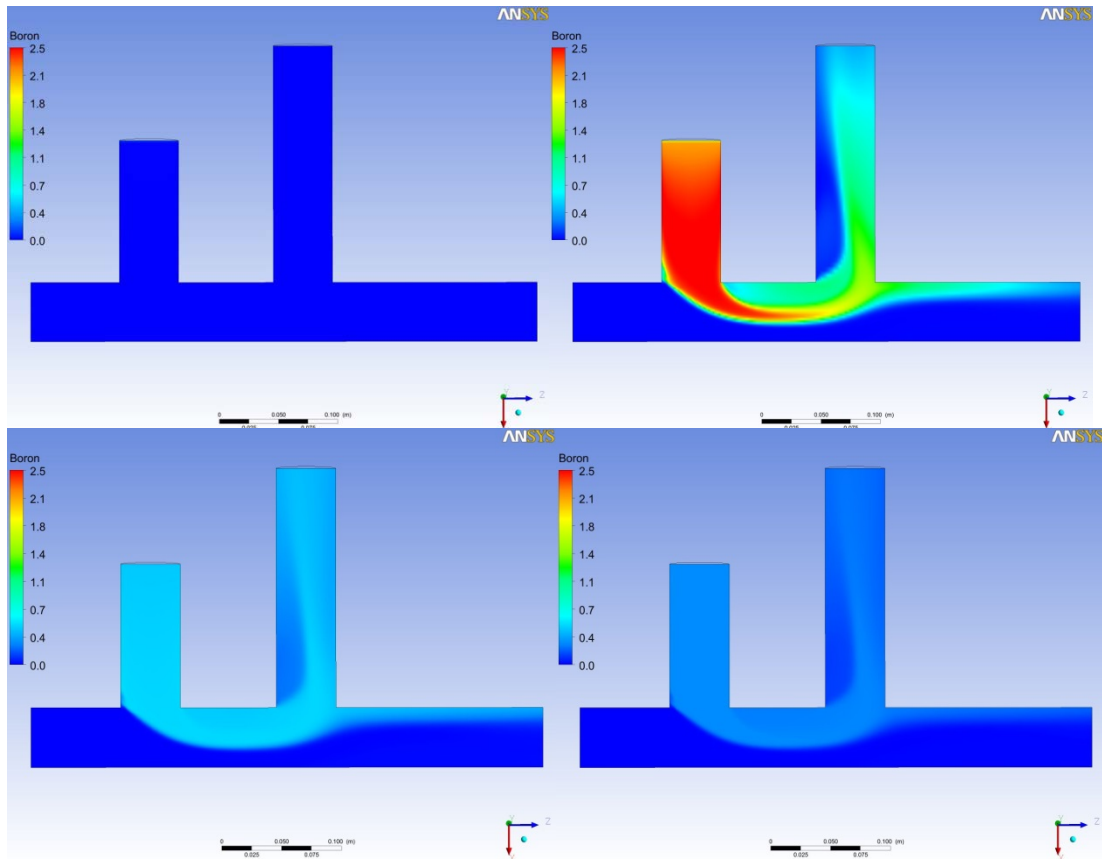
#### **4.3.7 Analyse der erzielten Ergebnissen mit ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX**

Obwohl in dem Doppel-T-Stück keine Auftriebseffekte aufgrund Dichteunterschiede auftreten, spielen in dieser relativ einfachen hydraulischen Konfiguration 3D-Vermischungseffekte eine wichtige Rolle. Das im Seitenstrang fließende Wasser prallt auf den Hauptstrang-Wasserstrahl auf und dies führt zu einer komplexen Geschwindigkeitsverteilung im CFD-Bereich. Abb. 4.10 stellt die Geschwindigkeitsverteilung und die Geschwindigkeitsvektoren in der Symmetrieebene dar, berechnet mit dem Programm ATHLET-ANSYS CFX. Die Geschwindigkeitsvektoren zeigen deutlich, dass sich drei wesentlichen Rezirkulationszonen bilden – zwischen den beiden Abzweigungen, im hinteren Teil des Hauptstrangs sowie an der linken Wand des zweiten Abzweigs. Die Strömung wird im unteren Bereich des Hauptstrangs und an der rechten Wand der zweiten Abzweigung beschleunigt. Die maximale Strömungsgeschwindigkeit erreicht 1,3 m/s. Die Geschwindigkeitsverteilung ist wichtig für die Borverteilung, da das Bor vom Fluid transportiert wird. Die in Abb. 4.10 dargestellte Geschwindigkeitsverteilung bleibt fast unverändert während der gesamten gekoppelten Simulation.



**Abb. 4.10** Geschwindigkeitsverteilung in der Symmetrieebene

Abb. 4.11 zeigt die Borverteilung im Doppel-T-Stück bei Simulationszeit 4 s (links oben), 5 s (rechts oben), 19 s (links unten) und 33 s (rechts unten). Bei  $T = 4$  s wird das Bor am Ende von ATHLET Pipe 2 (kurz vor dem ANSYS CFX „Inlet 2“, s. Abb. 4.4) eingespeist und zu diesem Zeitpunkt ist der CFD-Bereich noch borfrei. Eine Sekunde später verteilt sich das eingespeiste Bor im Doppel-T-Stück-Bereich, wobei ein größerer Teil davon in den Seitenstrang gelangt und ein kleinerer Teil Richtung „Outlet 1“ fließt. Dies wurde auch im Experiment beobachtet. Das im Seitenstrang gelangte Bor wird von ATHLET in Pipe 1 und Pipe 2 transportiert und anschließend dem ANSYS CFX „Inlet 2“ übergeben. Das Richtung „Outlet 1“ fließende Bor verlässt das betrachtete System und ist somit für die Borbilanz in dem betrachteten System verloren. Die Farben bei  $T = 19$  s zeigen eine kleinere Borkonzentration als bei  $T = 5$  s, da bereits ein Teil vom Bor vom System weggespült ist. Dies kann auch in den anderen Bildern ( $T = 33$  s,  $T = 47$  s) beobachtet werden. Nach gewisser Zeit wird das komplette Bor das System verlassen.



**Abb. 4.11** Borverteilung im CFD-Bereich bei  $T = 4$  s (links oben),  $T = 5$  s (rechts oben),  $T = 19$  s (links unten) und  $T = 33$  s (rechts unten)

Abb. 4.11 - Abb. 4.14 zeigen einen Vergleich der gemessenen und den mit ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX berechneten Borkonzentrationen an den WM1-, WM2 und WM3-Positionen. Sowohl die experimentelle als auch die berechneten Borkonzentrationen in diesen Bildern sind normiert. In Abb. 4.12 ist zu sehen, dass die gekoppelten Ergebnisse gut mit den experimentellen Daten übereinstimmen, während ATHLET die Borkonzentration unterschätzt. Der Borpropfen vermischt sich nach jedem Umlauf mit dem borfreien Wasser, das am „Inlet 1“ kontinuierlich eingespeist wird und dies führt zu einer Abflachung der Borspitzen bei  $T = 19$  s,  $T = 33$  s,  $T = 47$  s. Wie bereits oben erwähnt, ist die ANSYS CFX mit der experimentellen Kurve identisch.

Abb. 4.13 zeigt die gemessenen und die berechneten Borkonzentrationen an der Position WM2. Es kann wieder festgestellt werden, dass mit dem gekoppelten Rechenprogramm deutlich bessere Ergebnisse als mit ATHLET erzielt wurden. Nur bei der ersten Borspitze überschätzt ATHLET-ANSYS CFX ein bisschen die tatsächliche

Borkonzentration, während ATHLET diese unterschätzt. Sehr gute Übereinstimmung mit den PSI Daten kann auch für die ANSYS CFX Ergebnisse festgestellt werden.

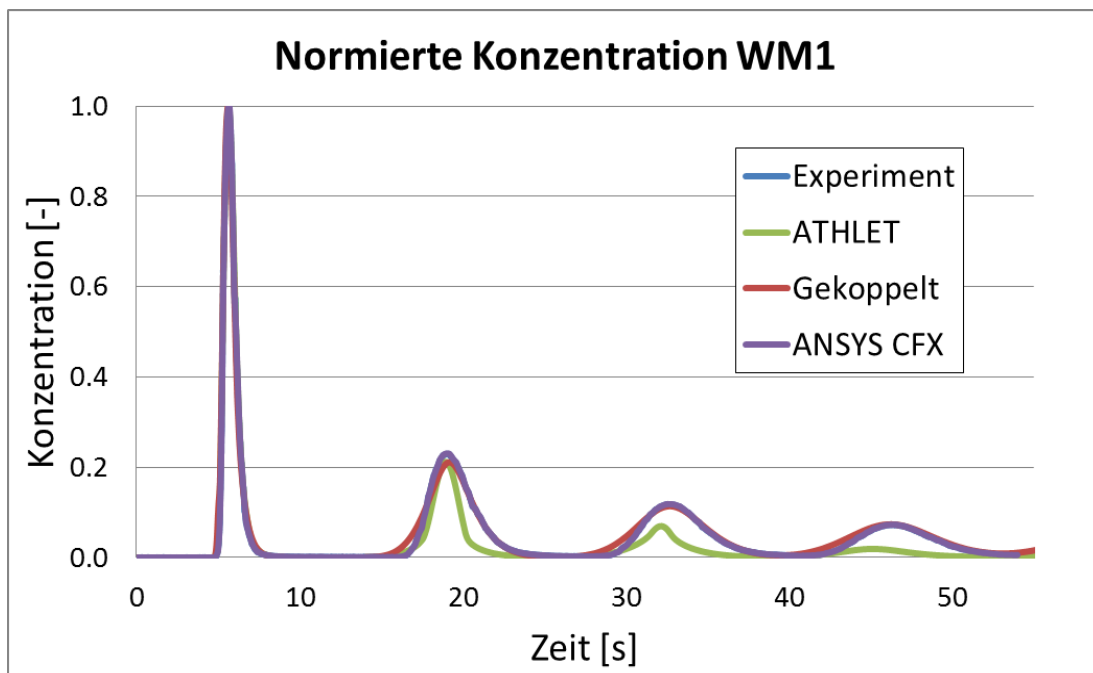
In Abb. 4.14 werden die Ergebnisse für den WM3 dargestellt. ATHLET überschätzt stark die ersten zwei Borspitzen, während diese von dem gekoppelten Rechenprogramm unterschätzt werden. Gute Übereinstimmung zwischen der gemessenen und mit ANSYS CFX berechneten Konzentration festgestellt. Der Versuch zeigt, dass größerer Boranteil in den Seitenstrang und ein kleinerer in Richtung „Outlet 1“ fließt. Generell wird von ATHLET-ANSYS CFX und ANSYS CFX die Realität relativ gut wiedergegeben. Die Bormenge, die in den Seitenstrang gelangt wird von dem gekoppelten Rechenprogramm leicht überschätzt und dies führt natürlich zu einer kleineren Borkonzentration im Hauptstrang (WM3).

Die ATHLET-Ergebnisse unterscheiden sich wesentlich von den experimentellen Daten. Grund dafür ist der vereinfachte 1D-Ansatz in ATHLET, der 3D-Effekte wie z. B. Fluidvermischung oder –stratifizierung nicht berücksichtigen kann. Eine Turbulenzmodellierung ist im thermohydraulischen Simulationsprogramm auch nicht vorhanden. Der Code liefert Mittelwerte für die Fluidgeschwindigkeiten im Strömungskanal und in der Realität entstehen 3D-Geschwindigkeitsprofile. Diese spielen beim Bortransport eine wichtige Rolle. Da die Massenströme in den beiden Doppel-T-Stück-Strängen gleich sind, transportiert ATHLET 50 % der Bormenge in den Seitenstrang und die restlichen 50 % fließen Richtung „Outlet 1“. Diese vereinfachten Annahmen resultieren aus dem 1D-Ansatz, bei dem die transportierte Bormenge nur von dem Massenstrom abhängt. Dies bestätigen auch die Abbildungen Abb. 4.12 - Abb. 4.14. Die erste Borspitze in Abb. 4.12 (normierte Borkonzentration 1,0), wird vom ATHLET zwischen WM2 und WM3 gleich aufgeteilt (normierte Borkonzentrationen 0,5 (Abb. 4.13) und 0,5 (Abb. 4.14)).

Die bessere Übereinstimmung zwischen PSI Daten und ANSYS CFX Ergebnissen im Vergleich zu ATHLET-ANSYS CFX ist den Randbedingungen zurückzuführen. Im gekoppelten Fall wird die Tracer-Menge im ATHLET-Bereich eingespeist. Der Tracer zirkuliert dann im TH-System, während in der ANSYS CFX stand-alone Rechnung gemessene Tracer-Konzentration am Inlet 2 vorgegeben wird. Die Ergebnisse können auch mit Hilfe von Zeitintegralen dargestellt werden. Abb. 4.15, Abb. 4.16 und Abb. 4.17 zeigen die über die Zeit integrierte und über den Rohrquerschnitt gemittelte Borkonzentration. Auch hier sind die Vorteile der gekoppelten 1D-3D und der

eigenständigen ANSYS CFX Rechnung im Vergleich zu der 1D-Simulation deutlich zu sehen.

Es wurde gezeigt, dass der in ATHLET-ANSYS CFX implementierte Bortransport funktioniert und plausible Ergebnisse liefert. Weiterhin konnte mit der Simulation dieses Versuchs auch die neue Schnittstelle zwischen ATHLET und ANSYS CFX erfolgreich überprüft werden. Die Nachrechnung des PSI Doppel-T-Stück-Versuchs mit Hilfe von ATHLET, ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS CFX hat gezeigt, dass 1D-Modelle nicht in der Lage sind Strömungen mit komplexen 3D-Effekten realistisch zu simulieren. Solche Simulationscodes verwenden Vereinfachungen in den mathematischen Modellen zur Beschreibung des simulierten Systems. Die über räumlich grobe Rechennetze gemittelten Bilanzgleichungen für Masse, Impuls und Energie werden eindimensional gelöst und können eine realistische Geschwindigkeits- und Tracer-Verteilung nachbilden.



**Abb. 4.12** Normierte Borkonzentration an der Position WM1

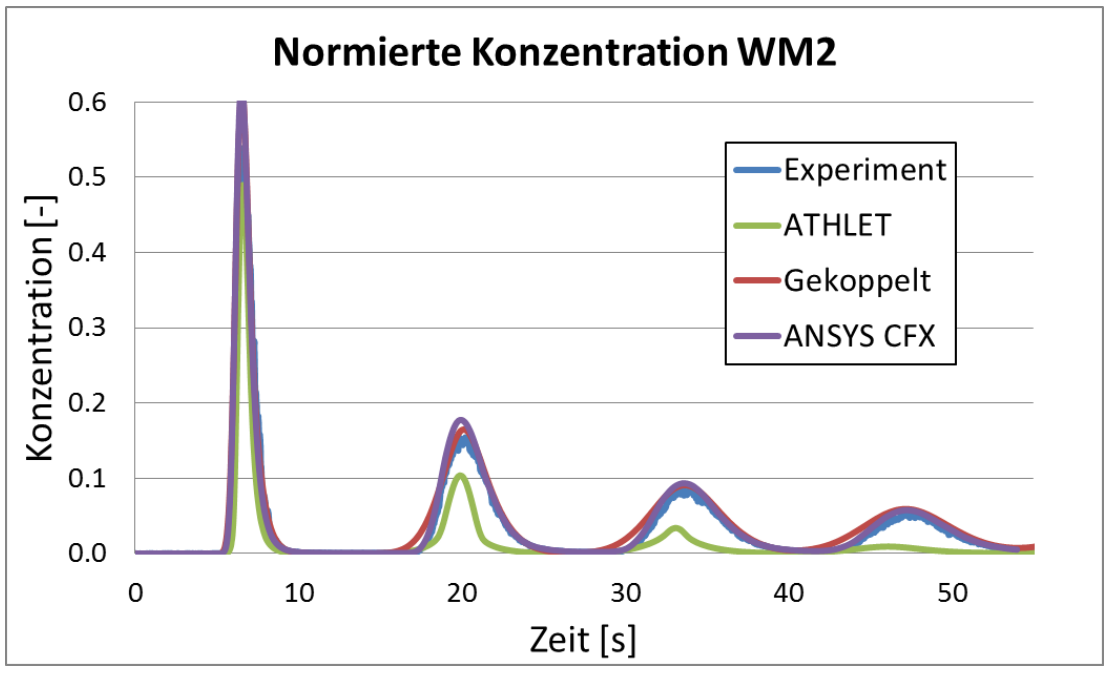


Abb. 4.13 Normierte Borkkonzentration an der Position WM2

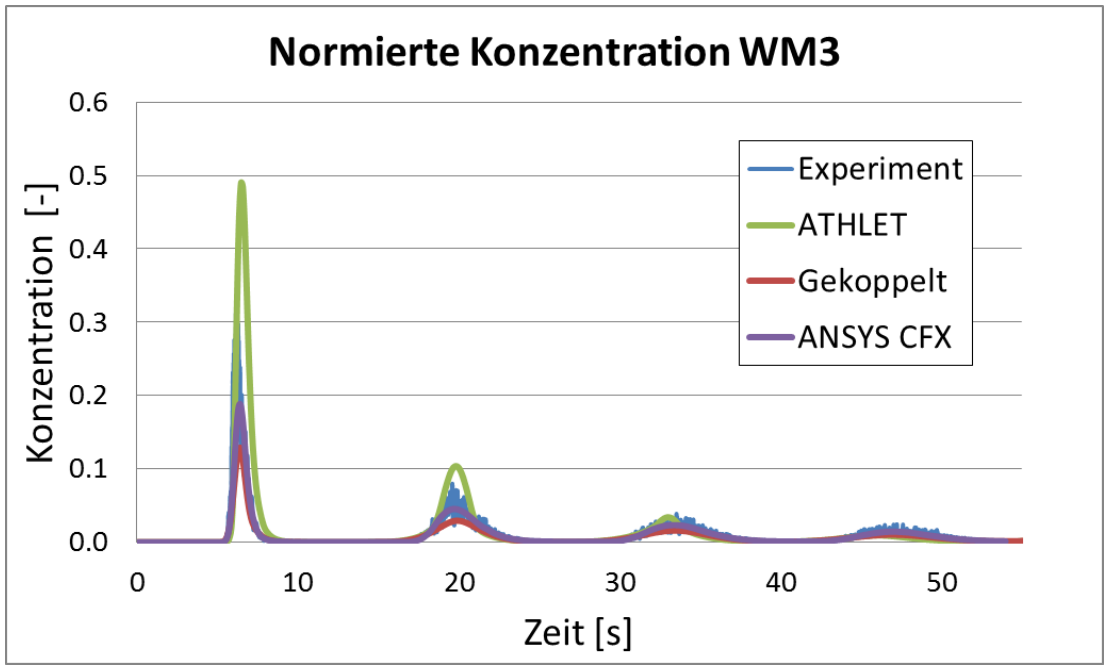


Abb. 4.14 Normierte Borkkonzentration an der Position WM3



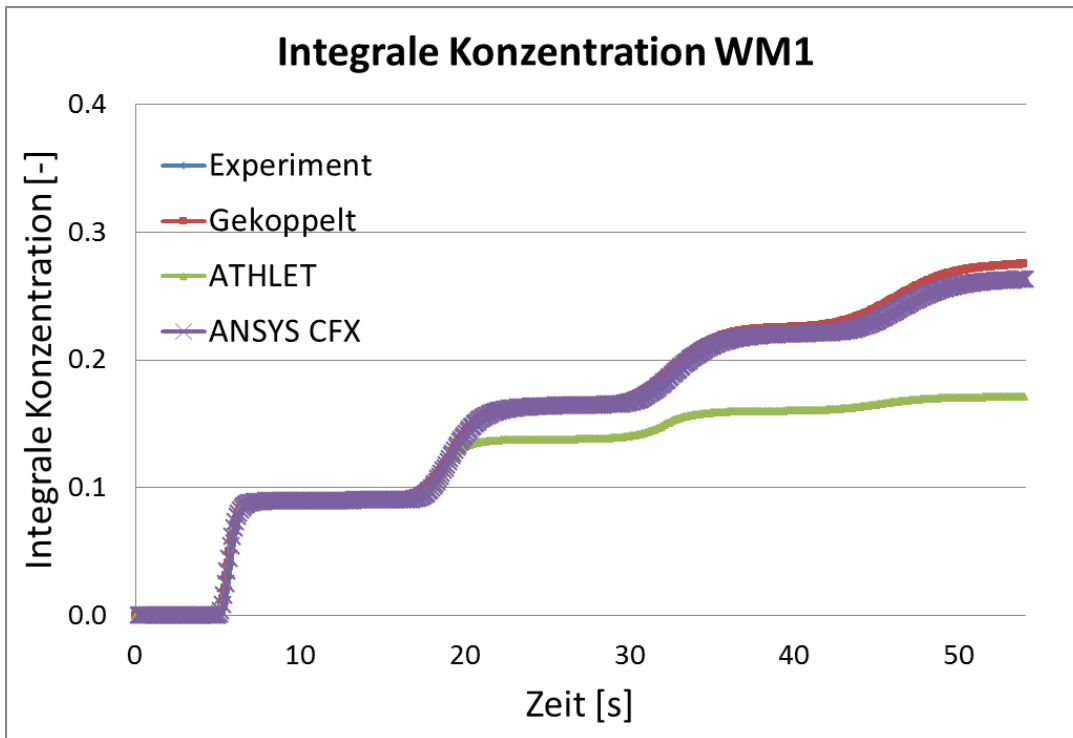


Abb. 4.15 Integrale Borkonzentration an der Position WM1

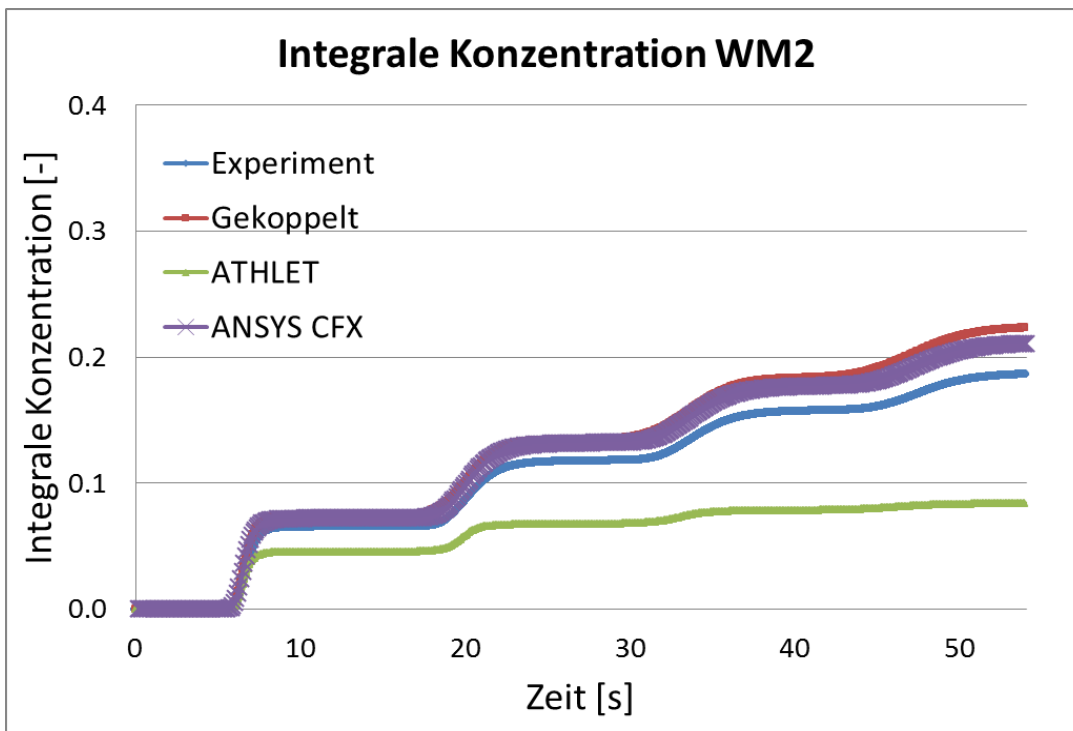
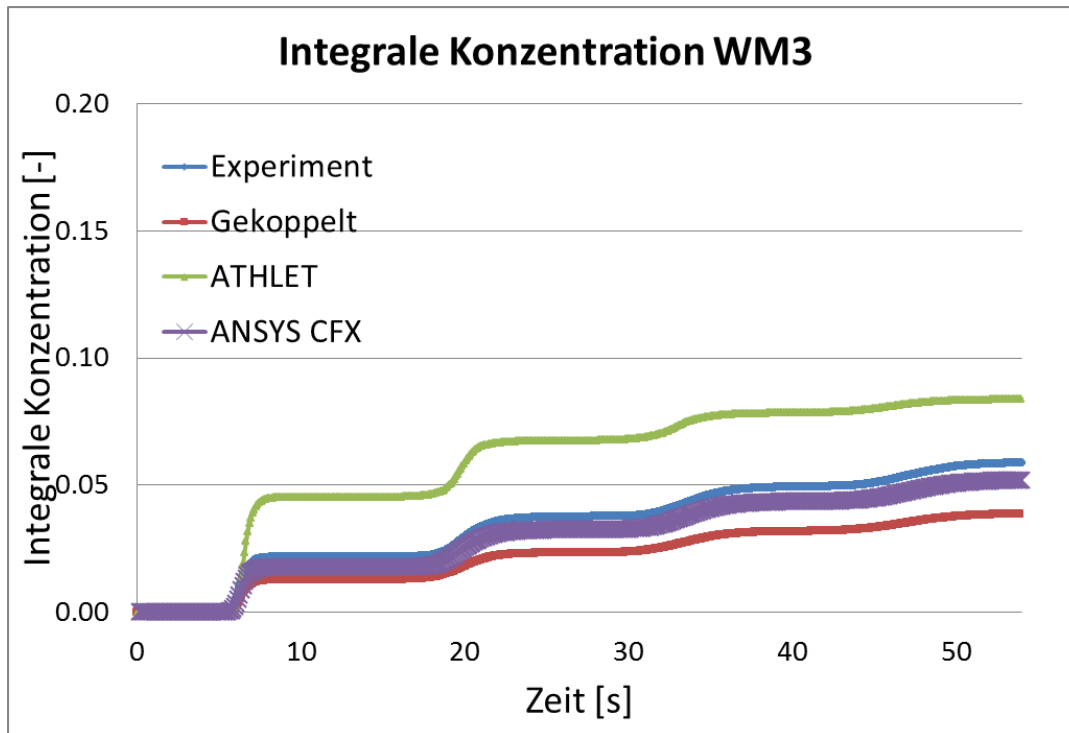


Abb. 4.16 Integrale Borkonzentration an der Position WM2



**Abb. 4.17** Integrale Borkonzentration an der Position WM3

#### 4.4 Anwendung der neuen Kopplungsschnittstelle für Reaktoren der vierten Generation

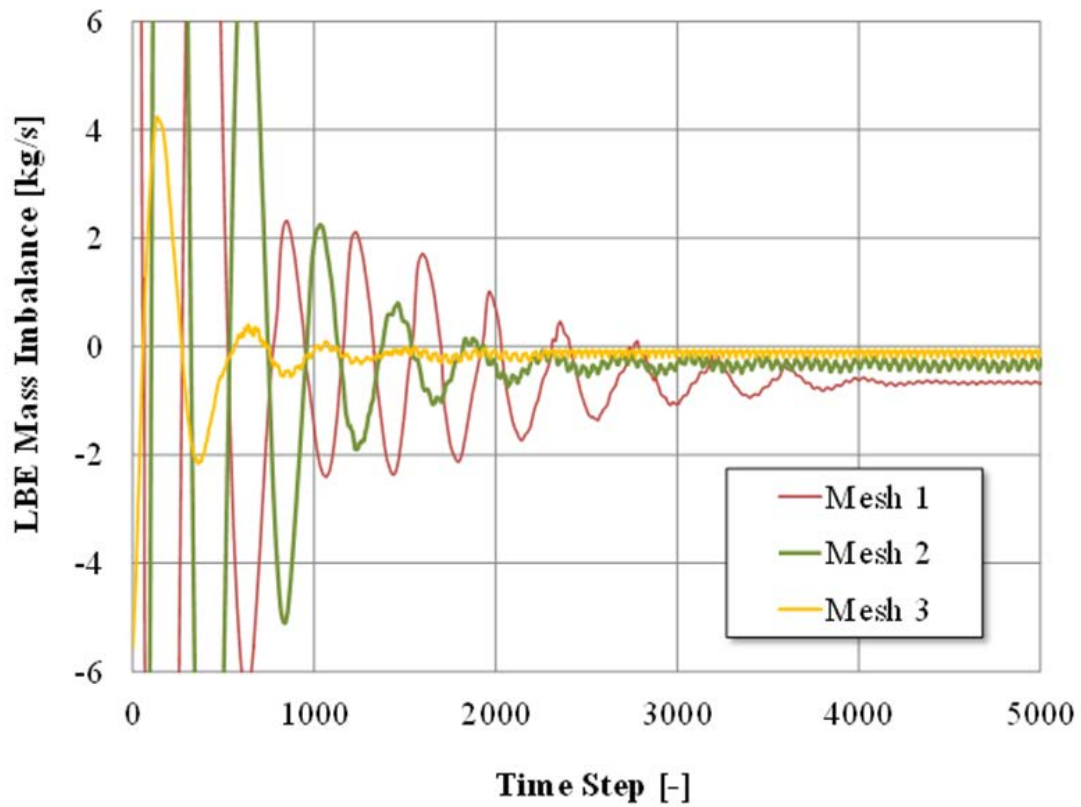
Im Rahmen einer Diplomarbeit an der Universität Pisa in Kooperation mit GRS /PAL 13/ wurden thermohydraulischen Untersuchungen zu dem Spallation-Strang der ADS Anlage MYRRHA (Multi-Purpose Hybrid Research Reactor for High-Tech Application) durchgeführt. Im belgischen Forschungszentrum SCK CEN in Mol soll der erste Demonstrator für ein ADS errichtet werden. Der Forschungsreaktor MYRRHA soll als Ersatz für den bisherigen Forschungsreaktor BR2 dienen. Zu den Zielen von MYRRHA zählen unter anderem die Demonstration der technischen Machbarkeit einer schwermetallgekühlten ADS-Anlage sowie die Erforschung der Sicherheitsparameter von unterkritischen Reaktorsystemen. Das Reaktorkonzept MYRRHA wird von dem belgischen Institut SCK CEN zusammen mit weiteren Partnern im Rahmen von zahlreichen europäischen Projekten (EUROTRANS, THINS, SESAME, MYRTE, usw.) entwickelt. Der neue Reaktor ist auch als Demonstrationsanlage für die Transmutation von hoch radioaktiven Abfällen vorgesehen. Der Kern von MYRRHA soll mit schnellen Neutronen arbeiten und könnte einen Teil der in den konventionellen Reaktoren anfallenden Transurane „verbrennen“. Durch Neutroneneinfang und radioaktive Zerfälle entstünden dabei aus den langlebigen Isotopen kurzlebige oder stabile Isotope.

Dem Konzept liegt ein leistungsstarker, supraleitender Protonenlinearbeschleuniger zugrunde und als Kühlmittel wurde für MYRRHA ein flüssiges Blei-Wismut-Eutektikum gewählt. Der Spallation-Strang ist einer der innovativsten MYRRHA-Komponenten. Dieser kann als Schnittstelle zwischen dem Protonenlinearbeschleuniger und einem unterkritischen Kern betrachtet werden. Die Grundlage für die nachfolgenden Untersuchungen ist das „fensterlose Target“ Design, bei dem keine physikalische Trennung zwischen dem Protonenstrahl und dem Blei-Wismut-Eutektikum Target existiert. Die Hauptaufgabe dieser Auslegung ist ein präzises Aufprallen des Protonenstrahls auf das Flüssigmetalltarget und gleichzeitig effiziente Abfuhr der Wärme von der Spallationsreaktion zu gewährleisten.

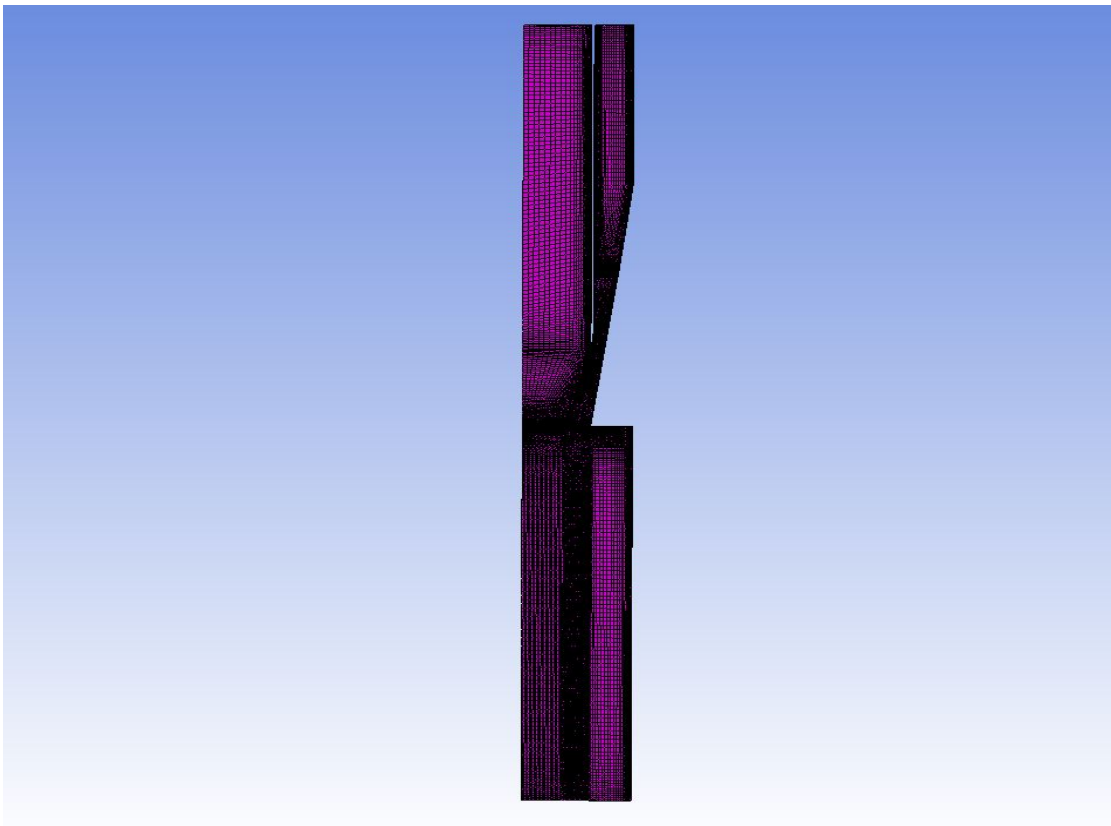
Im Rahmen dieses Arbeitspunktes wurde ein Modell zur Simulation des Spallation-Stranges mit Hilfe von ATHLET-ANSYS CFX entwickelt. Der gesamte Strang wurde mit ATHLET dargestellt, während der Target-Bereich mit ANSYS CFX berechnet.

#### **4.4.1 Modellierung des MYRRHA Spallation-Strangs**

Mit dem gekoppelten ATHLET-ANSYS CFX Programm wurde der gesamte Spallation-Kreislauf des MYRRHA Versuchsreaktors als offenes und geschlossenes hydraulisches System berechnet. Die Randbedingungen wurden aus CFD-Studien des Karlsruher Instituts für Technologie /BAT 10/ abgeleitet. Für das Ziel musste zunächst ein dreidimensionales ANSYS CFX Modell des Spallation-Target-Bereichs entwickelt werden. Dazu wurden drei verschiedene Netze, deren Grad der Gitterverfeinerung schrittweise erhöht wurde, getestet (MESH1 - grobes Netz (117.000 Elemente), MESH2 - mittlerer Netz (316.000 Elemente), MESH3 – feinstes Netz (498.000 Elemente)). Die eigenständigen ANSYS CFX Simulation wurde für jedes Netz wiederholt, um den Einfluss der Gitterverfeinerung auf die Stabilität der Berechnung und auf die LBE Massenerhaltung in der CFD-Domäne zu beweisen. Es wurde beobachtet, dass die feineren Vernetzungen zu geringeren Ungleichgewicht der LBE Masse führt (Abb. 4.18). MESH2 wurde schließlich für die weiteren Berechnungen ausgewählt, weil es ein geringes Massenungleichgewicht aufweist bei deutlich reduzierten Rechenaufwand. Abb. 4.19 zeigt das endgültige strukturierte Netz für den MYRRHA Spallation-Target-Bereich, der mit Hilfe von ANSYS CFX berechnet wird.



**Abb. 4.18** Ungleichgewicht der LBE-Masse in CFD-Bereich

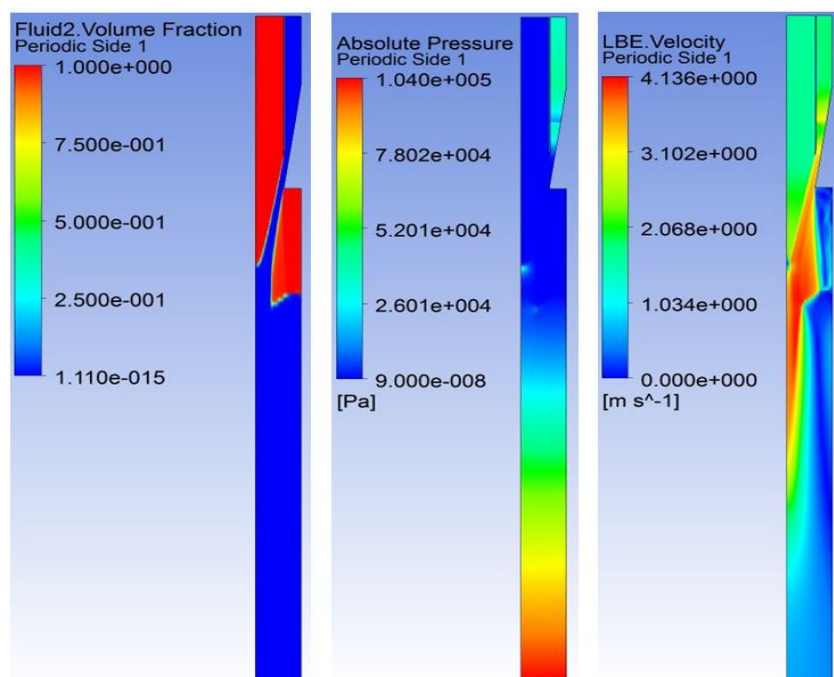


**Abb. 4.19** Endgültiges strukturiertes Netz für den MYRRHA Spallation-Target-Bereich

Für die numerische Simulation wurde ein homogenes Mehrkomponentenmodell angewendet. Im CFD-Bereich befindet sich neben dem LBE auch das Inertgas Argon. Diese sind durch eine freie Oberfläche getrennt, besitzen aber ein gemeinsames Druck- und Geschwindigkeitsfeld. Die Turbulenz in beiden Komponenten wurde mit dem SST Modell in Kombination mit automatischen Wandfunktionen berechnet.

#### 4.4.2 Eigenständige ANSYS CFX Simulationen

Zunächst wurden stationäre Rechnungen mit Hilfe von ANSYS CFX durchgeführt. Am Einlass der CFD-Bereiche wurde eine LBE- und Gas-Geschwindigkeit von 1,8 m/s spezifiziert. Als erste Näherung wurde die Temperatur im gesamten Strömungsgebiet bei  $T = 300 \text{ °C}$  konstant gehalten. Am Auslass der Teststrecke wurde ein konstanter Druck vorgegeben. Abb. 4.20 zeigt auf der linken Seite den Volumenanteil der beiden Fluide. In der Mitte des Targets bildet sich eine freie Oberfläche zwischen den beiden Fluiden. Die Druck- und die Geschwindigkeitsverteilung werden in derselben Abbildung vorgestellt. Aufgrund der hohen LBE-Dichte, steigt am Auslass der Teststrecke der hydrostatische Druck und dadurch auch der absolute Druck (Abb. 4.20, Mitte) Die höchste Geschwindigkeit erreicht der LBE-Strahl über der freien Oberfläche (Abb. 4.20, rechts).



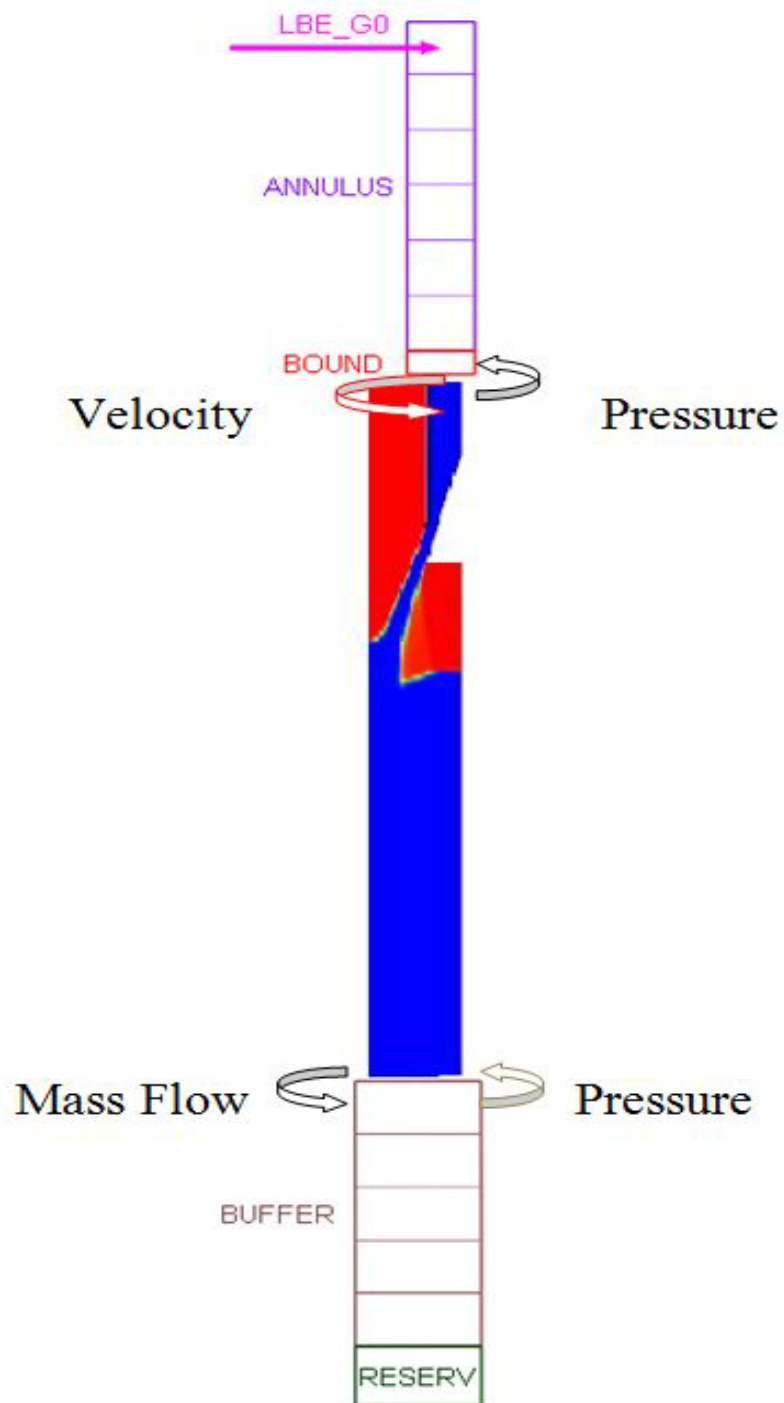
**Abb. 4.20** Volumenanteil der beiden Fluide (links, blau-LBE, rot (Argon)), Druck- (Mitte) und Geschwindigkeitsverteilung (rechts) im CFD-Bereich

#### 4.4.3 Gekoppelte ATHLET-ANSYS CFX Simulationen

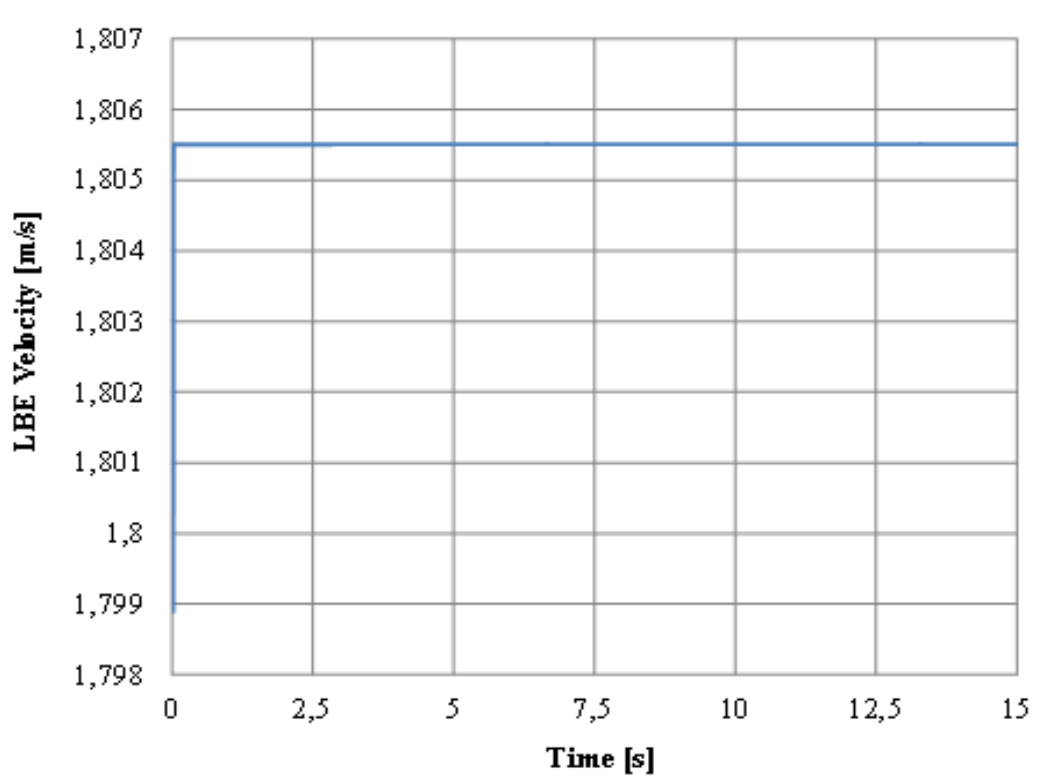
Um die neue Kopplung zunächst mit einer vereinfachten MYRRHA Konfiguration zu testen, wurden zwei Rohre an dem CFD-Einlass und am Auslass gekoppelt. Für das offene thermohydraulische System wurden Kopplungsoptionen 1 und 2 verwendet. Da die MYRRHA Simulationen isotherm sind, wird mit einer konstanten Dichte gerechnet. Die Energiegleichung wird nicht gelöst und aus diesem Grund werden zwischen den beiden Codes nur die hydraulischen Größen Druck, Fluidgeschwindigkeit und Massenstrom ausgetauscht. Abb. 4.21 stellt das offene thermohydraulische System dar.

Die geodätische Höhe jedes Rohres wurde so genau wie möglich in den Datensatz von ATHLET eingegeben, um mit dem aus der zuvor in der eigenständigen ANSYS CFX Simulation berechneten Druck übereinzustimmen. Es wurde beobachtet, dass die ausgetauschten Parameter stabil für die gesamte Dauer der Kopplungssimulation blieben. Damit wurde die Fähigkeit des gekoppelten ATHLET-ANSYS CFX auch bei dreidimensionalem Strom von flüssigen Metallen bewiesen. Eine zusätzliche Herausforderung stellt hier das Argon in dem CFD-Bereich dar. Dieser erfordert den Einsatz eines homogenen Mehrphasenmodells in ANSYS CFX, was die Rechenstabilität sicherlich beeinflusst.

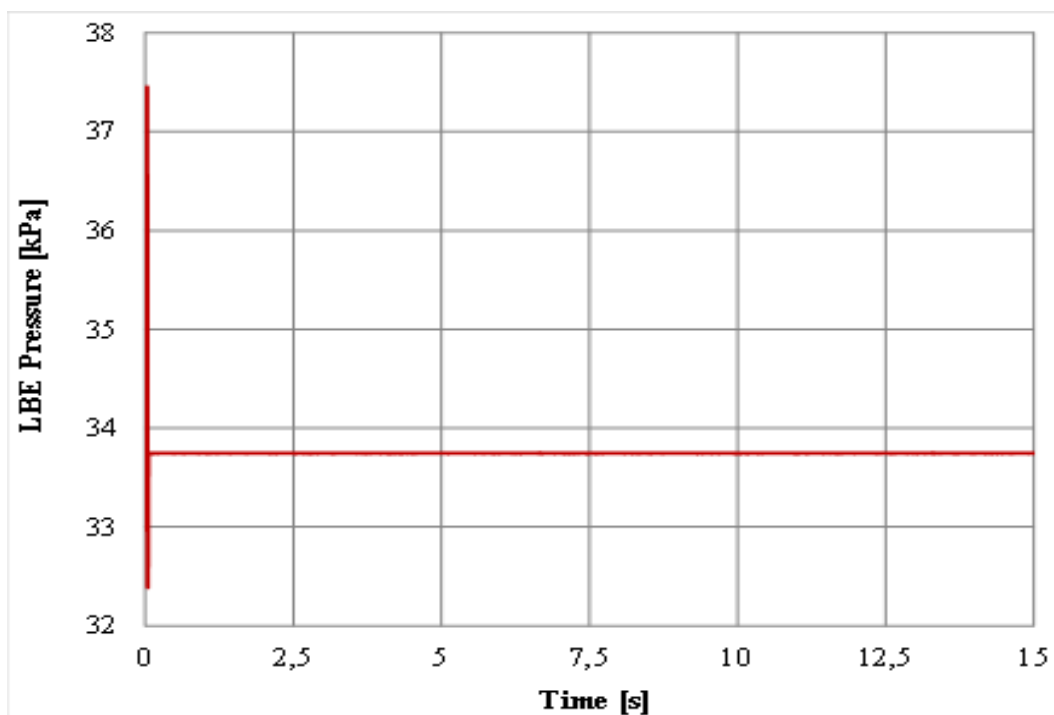
Mit Hilfe von ATHLET-ANSYS CFX wurde der gleiche Nennbetrieb-Reaktorzustand simuliert, wie auch in den vorherigen eigenständigen Simulationen. Die berechneten Druck- und Geschwindigkeitsfelder, sowie die Verteilung des Volumenanteils von LBE zeigen plausible Übereinstimmung mit den theoretischen Ergebnissen. Diese sind den eigenständigen ANSYS CFX Ergebnissen in Abb. 4.20 sehr ähnlich, da die Randbedingungen identisch sind. Konvergenzprobleme im dreidimensionalen CFD-Simulationsbereich, die durch eine Rezirkulationszone unterhalb des LBE-Strahls verursacht wurden, konnten dadurch behoben werden, dass die CFD-Domäne verlängert wurde, wodurch die Kopplungsstelle nicht mehr im Rezirkulationsgebiet liegt. Dadurch konnte die Massenbilanz verbessert und eine konvergente Lösung des gekoppelten Systems erreicht werden. Abb. 4.22 und Abb. 4.23 zeigen den Verlauf der ausgetauschten Größen an der Kopplungsstelle 1, Abb. 4.24 und Abb. 4.25 an der Kopplungsstelle 2. Es ist zu sehen, dass etwa 3 s nach dem Beginn der gekoppelten Simulation stabile Werte der thermohydraulischen Größen erreicht werden können.



**Abb. 4.21** Offenes thermohydraulisches System

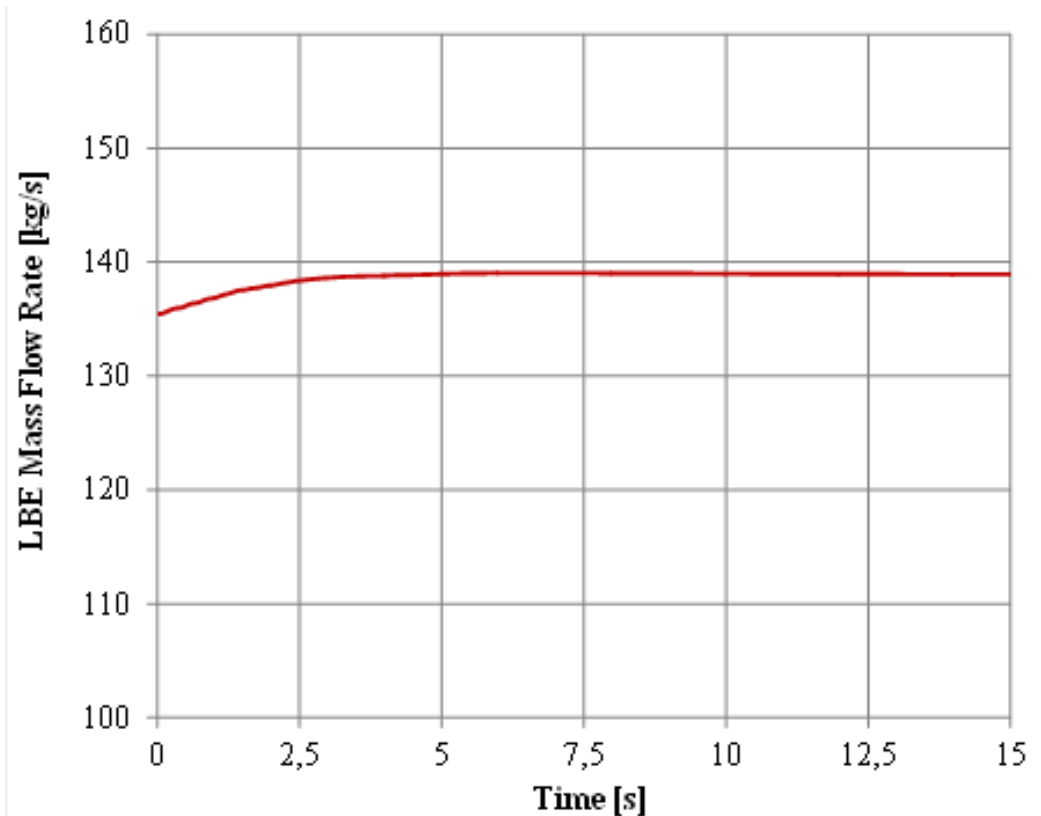


**Abb. 4.22** LBE-Geschwindigkeit, berechnet von ATHLET an der Kopplungsstelle 1

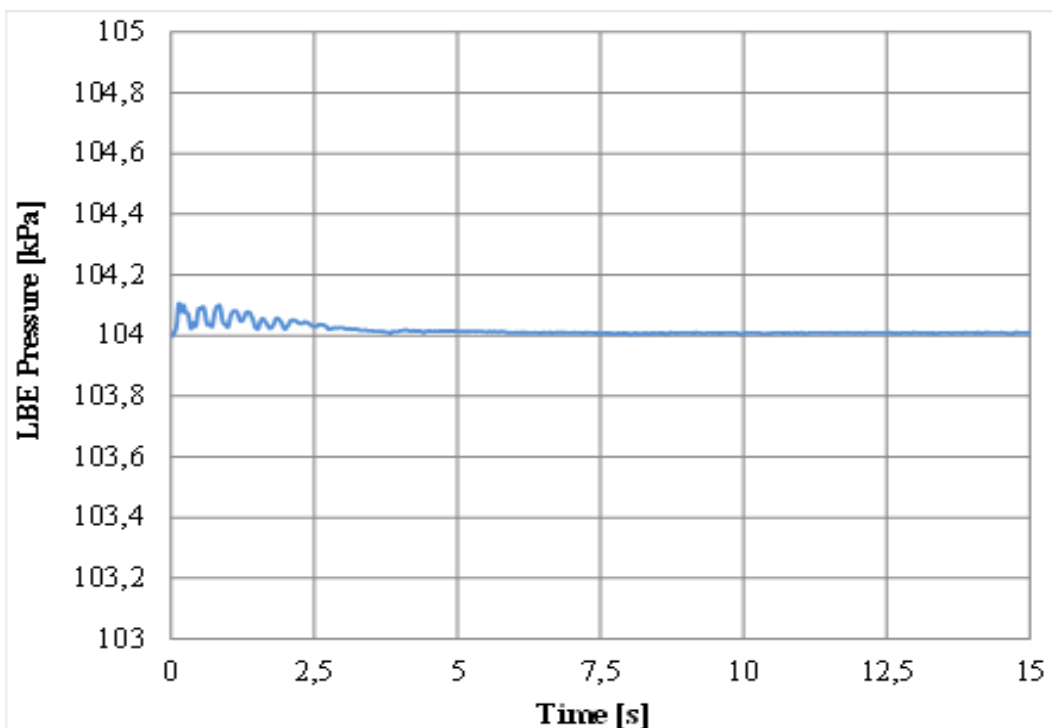


**Abb. 4.23** Absoluter Druck, berechnet von ANSYS CFX an der Kopplungsstelle 1





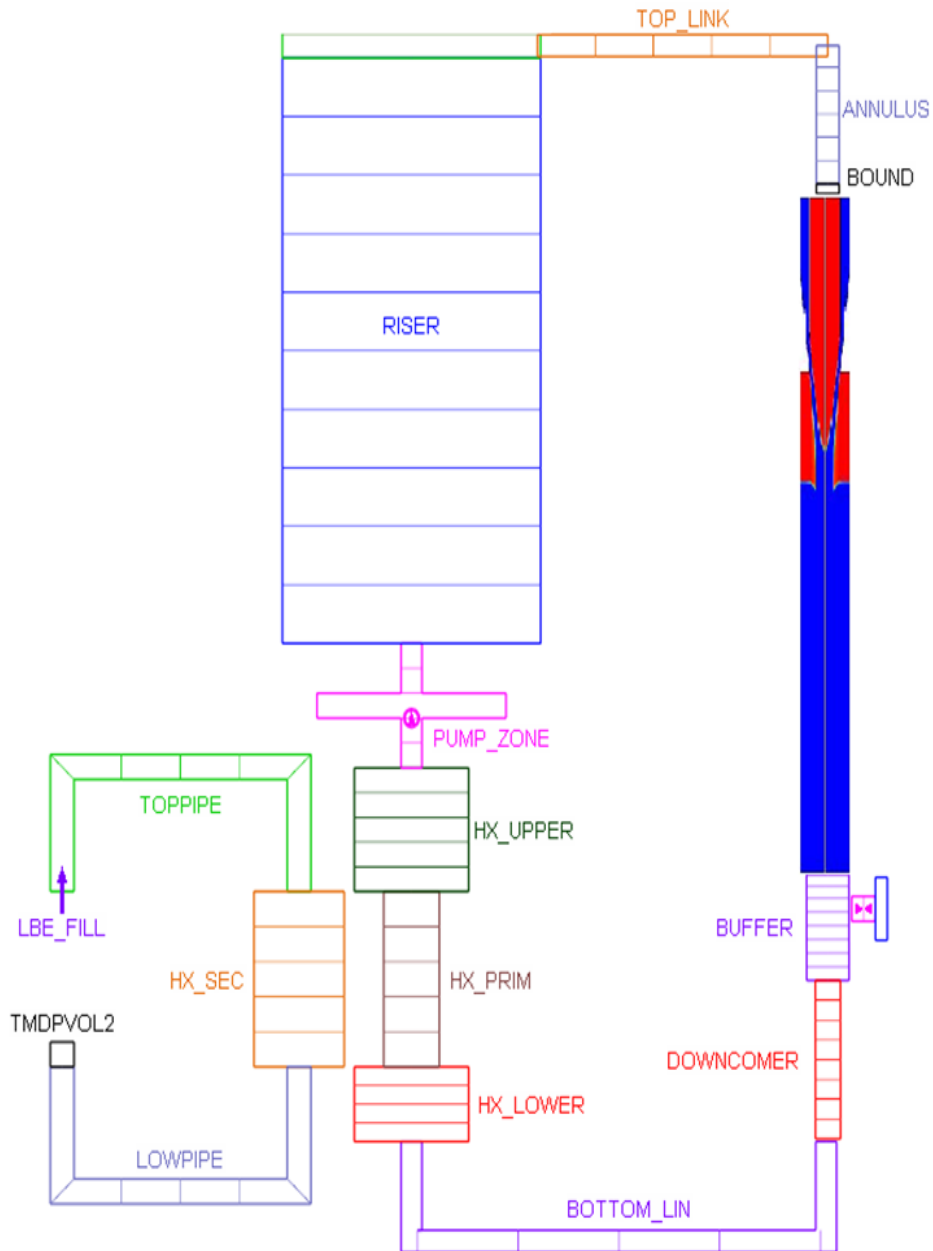
**Abb. 4.24** LBE-Massenstrom, berechnet von ANSYS CFX an der Kopplungsstelle 2



**Abb. 4.25** Absoluter Druck, berechnet von ATHLET an der Kopplungsstelle 2

In einem nächsten Schritt wurde ein ATHLET-Modell des Spallation-Stranges vorbereitet. Das Modell besteht aus mehreren ATHLET Thermofluid- und Wärmeobjekten: Die wesentlichen davon sind das Target, der Ringraum, der Wärmetauscher, die Pumpe, der Riser, sowie die unteren und oberen Rohre. Die Sekundärseite wurde vereinfacht mit Hilfe von drei Rohren, einem FILL sowie einem TDV gebildet. In den gekoppelten Rechnungen wurde das ATHLET-Target durch das ANSYS CFX-Target ersetzt. Abb. 4.26 zeigt das gekoppelte ATHLET-ANSYS CFX Modell des MYRRHA-Spallation-Stranges.

In den ersten Rechnungen mit dem kompletten gekoppelten Modell des MYRRHA Spallation-Strangs wurde der bereits beschriebene Nennbetrieb-Reaktorzustand simuliert. Wie auch erwartet, waren die erzielten Ergebnisse den bereits vorgestellten Ergebnissen sehr ähnlich. Zusätzlich wurden im Rahmen der Diplomarbeit zwei verschiedene Transienten analysiert, wobei ein rascher Anstieg und Abfall des LBE Eingangsmassenstroms simuliert wurden. Transienten mit einer schnellen Änderung des Massenstroms im Spallation-Strang könnten Schwankungen bei dem LBE-Strahl und der freien LBE-Oberfläche verursachen und somit die Spallationsreaktion im Kern beeinflussen.

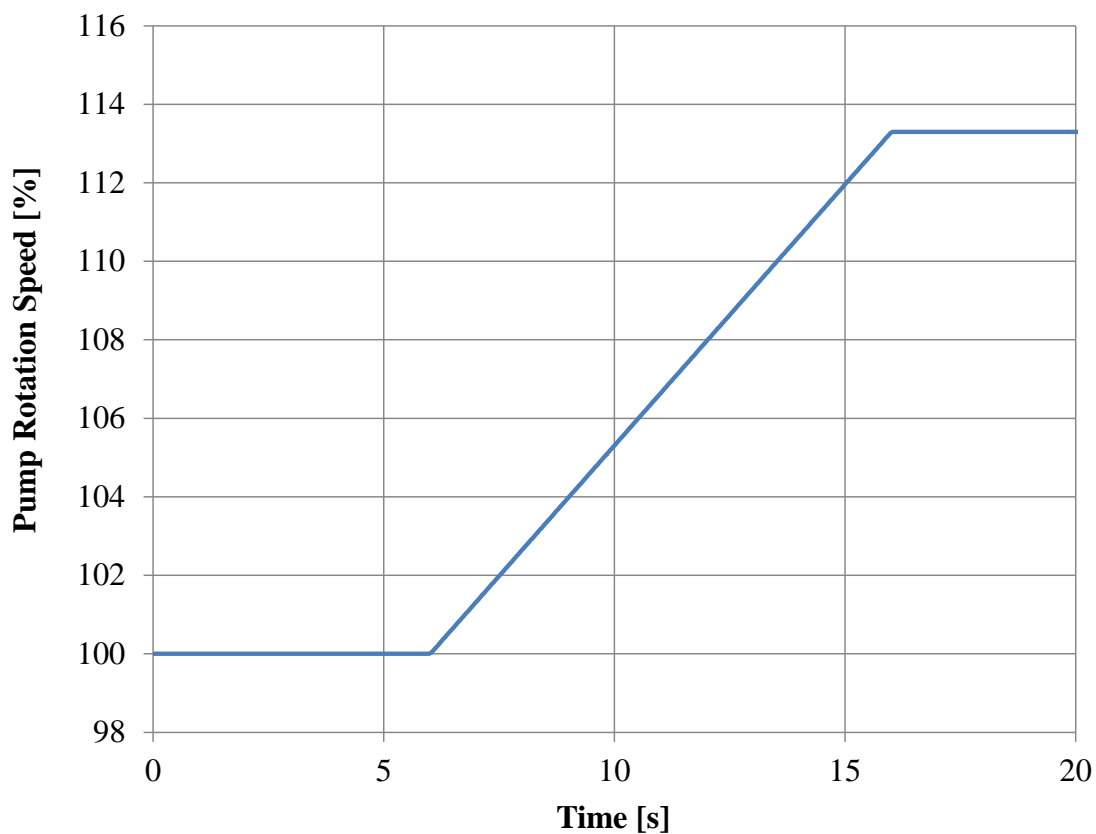


**Abb. 4.26** Gekoppeltes Modell für den MYRRHA-Spallation-Strang

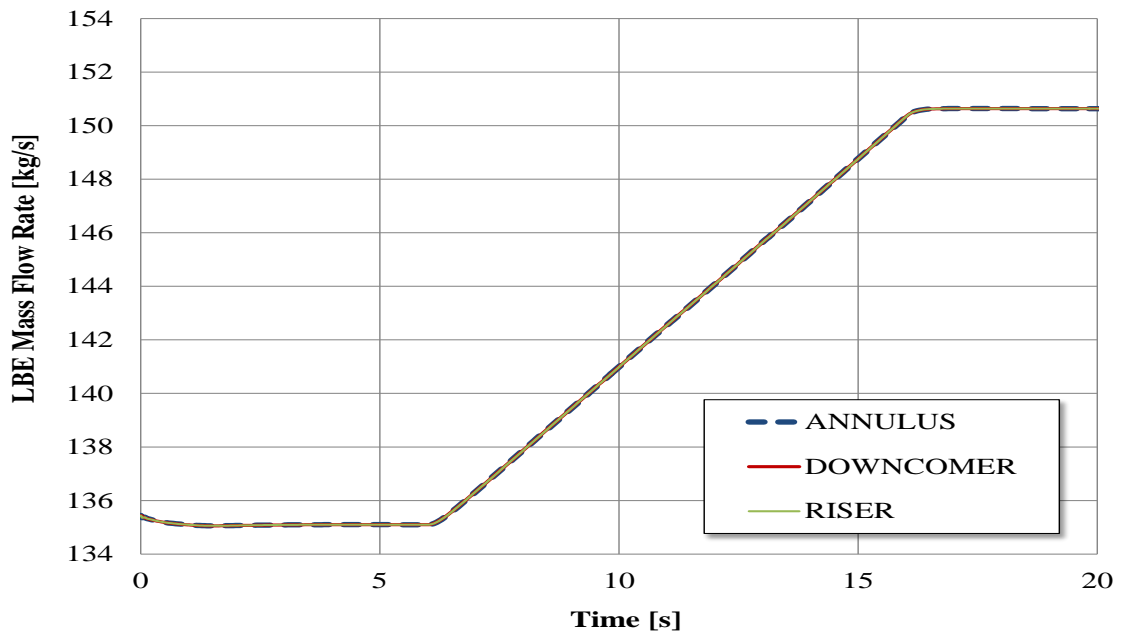
#### 4.4.3.1 Massenstromerhöhung in dem Spallation-Strang

In diesem Fall wurde innerhalb von 10 s die Pumpengeschwindigkeit von 100 % auf 113 % erhöht (Abb. 4.27). Dies führte zu einer Massenstromerhöhung von 135 kg/s auf fast 151 kg/s im gesamten Kreislauf (Abb. 4.28).

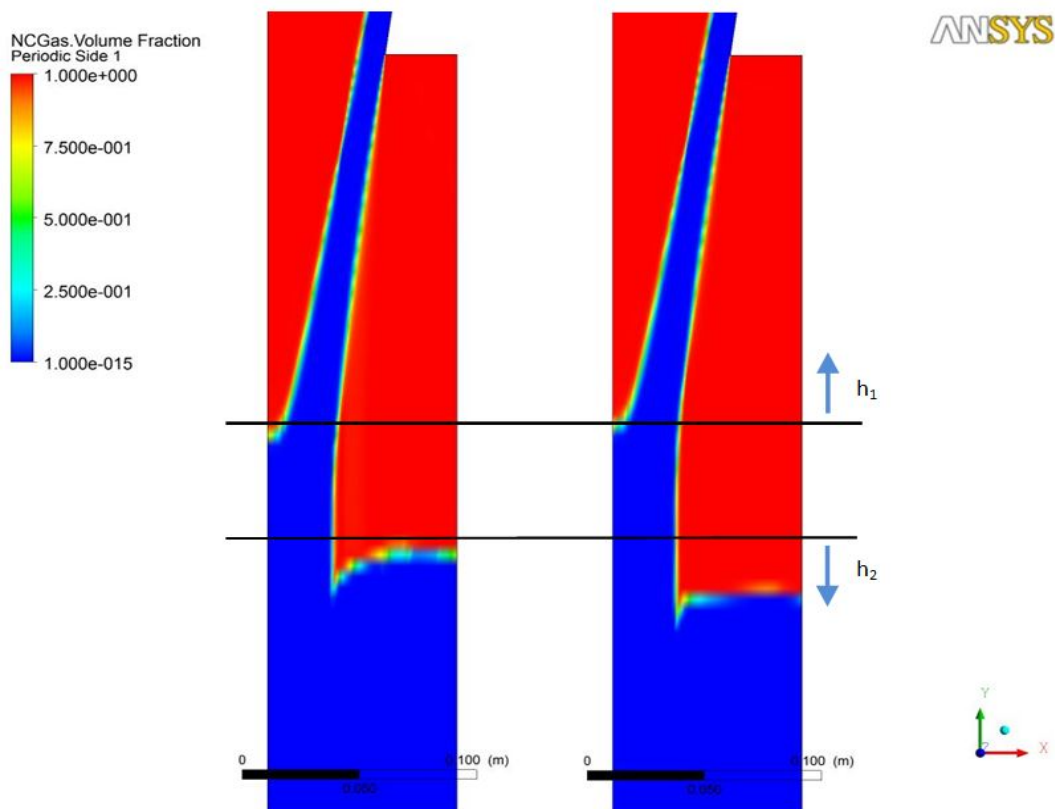
Die Massenstromerhöhung während der simulierten Transiente beeinflusst die Form der beiden freien Oberflächen in der CFD-Domäne. Die erste ist klein und hat eine konische Form, während die zweite wesentlich größer ist und liegt horizontal. Die beiden sind in Abb. 4.29 gut zu erkennen. Sie zeigt die Volumenteile der beiden Fluide vor und nach der Transiente. Es ist zu sehen, dass sich die Höhen der beiden freien Oberflächen nach der Massenstromerhöhung verändert haben. Die konische Oberfläche erhöht sich etwas (s. h1 - Linie), während sich die große horizontale Oberfläche nach unten bewegt.



**Abb. 4.27** Pumpengeschwindigkeit



**Abb. 4.28** Massenstrom an verschiedenen Stellen im MYRRHA-Kreislauf



**Abb. 4.29** Volumenanteil der beiden Fluide vor ( $t = 5$  s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung ( $t = 19$  s; Bild rechts)

#### 4.4.3.2 Massenstromreduktion in dem Spallation-Strang

Die gleiche Transiente aber mit einer Reduktion des Massenstroms wurde durchgeführt. Die Pumpengeschwindigkeit und der resultierende Massenstrom sind in Abb. 4.30 und Abb. 4.31 dargestellt. Die Volumenteile der beiden Fluide vor und nach der Transiente sind in Abb. 4.32 dargestellt. Es ist zu sehen, dass sich nur die Höhe der horizontalen freien Oberflächen etwas nach oben bewegt (s.  $h_2$  - Linie). Die Position der konischen Oberfläche hat sich kaum verändert.

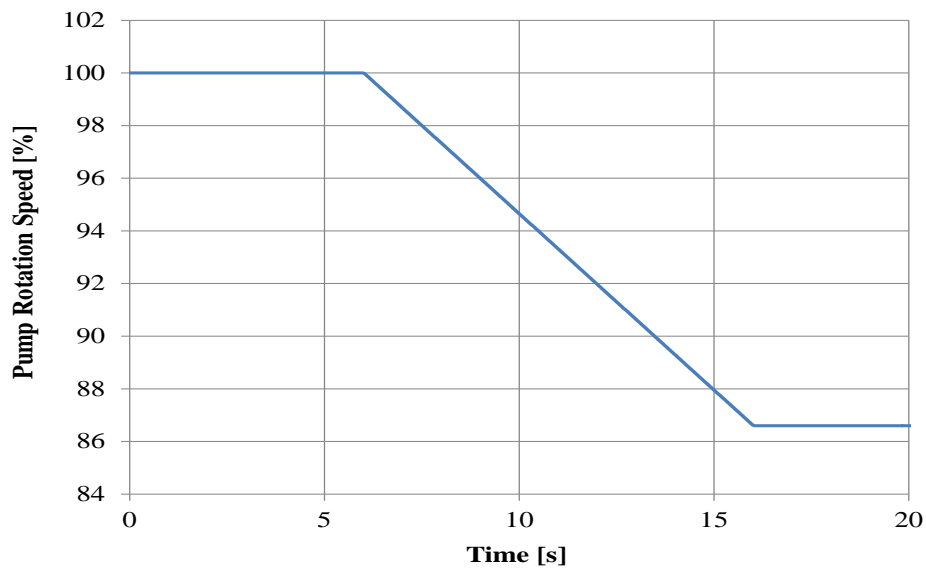


Abb. 4.30 Pumpengeschwindigkeit

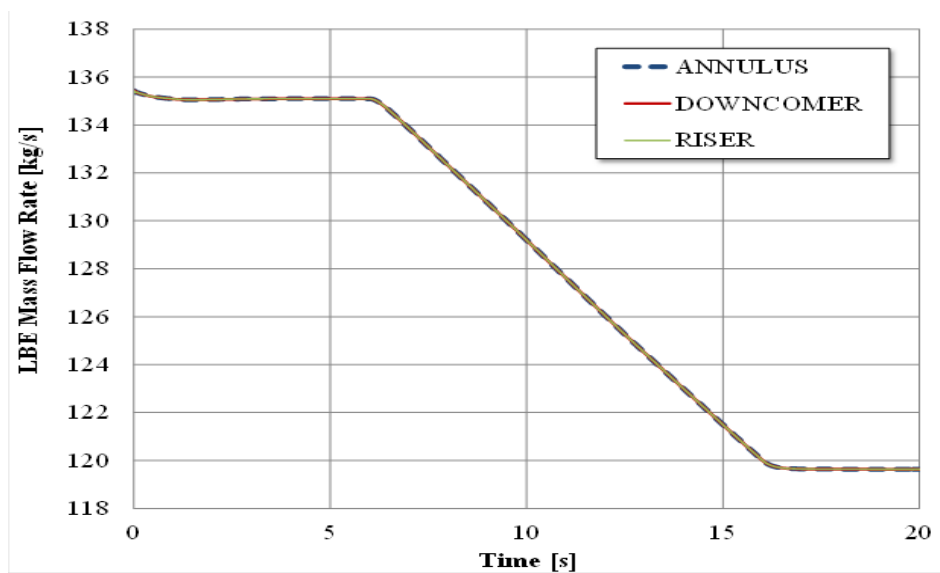
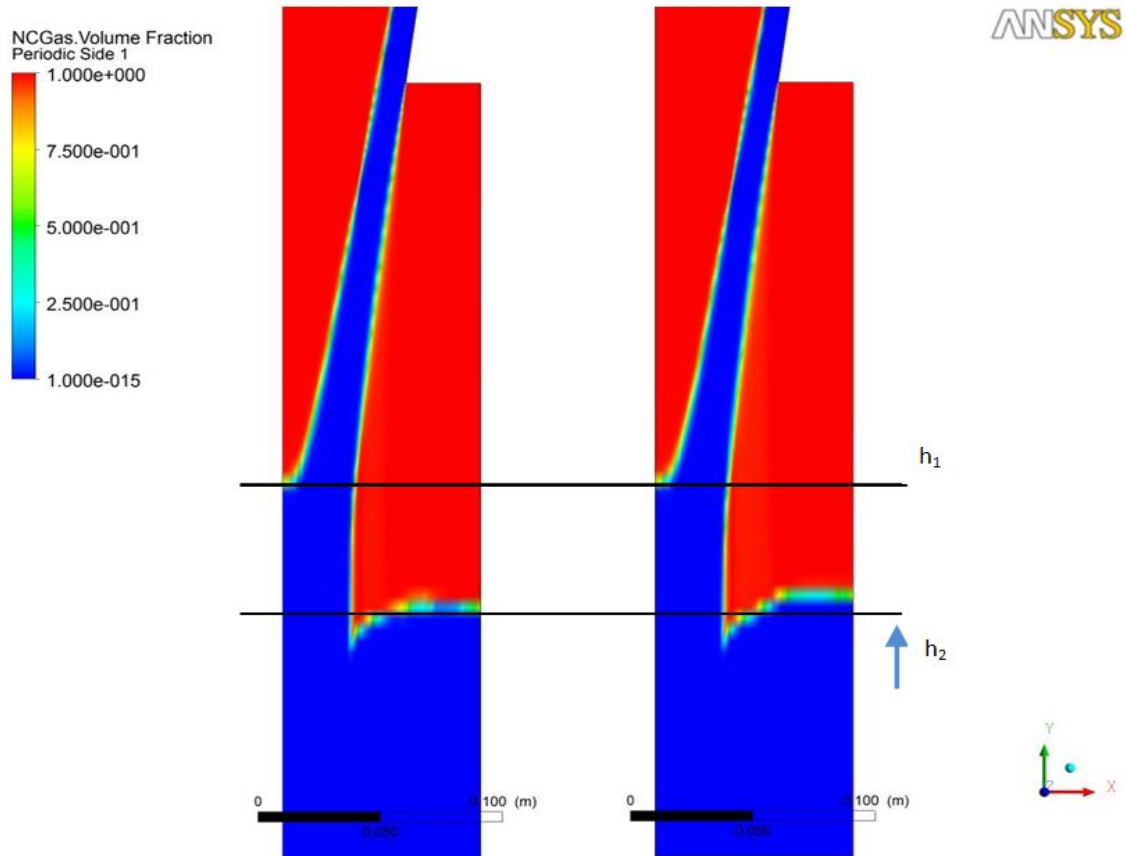


Abb. 4.31 Volumenanteil der beiden Fluide vor ( $t = 5$  s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung ( $t = 19$ ; Bild rechts)



**Abb. 4.32** Volumenanteil der beiden Fluide vor ( $t = 5$  s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung ( $t = 19$ ; Bild rechts)

Es stellt sich heraus, dass der Einfluss der Massenstromreduktion auf die beiden freien Oberflächen deutlich kleiner als bei einer Massenstromerhöhung ist. Die Volumenanteile vom Argon und LBE im Target haben sich aber in beiden Transienten wenig geändert. Dies ist wichtig für eine stabile Spallationsreaktion in MYRRHA.

Die Änderung der Position der freien Oberflächen in den transienten Simulationen beeinflusst vor allem die LBE Massenbilanz zwischen ANSYS CFX Einlass und Auslass. ATHLET-ANSYS CFX konnte das Ungleichgewicht bewältigen, weil es sich in den ersten Simulationen um ein offenes System handelte. Im Falle einer geschlossenen Konfiguration führte zunächst das Ungleichgewicht jedoch zu numerischen Instabilitäten. Grund für die auftretende numerische Instabilitäten ist die komplexe Zweiphasenströmung in dem CFD-Target. Ein stabiler stationärer Zustand der Simulation mit einer geschlossenen Konfiguration des MYRRHA Spallationskreislaufs konnte durch Anbringen eines TDV im ATHLET in der Nähe des Ausgangsrandes der CFD-Domäne, erreicht werden. Dieses Element erlaubt es Masse aus dem Kreislauf

hinzufügen oder zu subtrahieren. Alle hydraulischen Parameter haben während der Transienten Simulation in den verschiedenen Abschnitten der geschlossenen Konfiguration ein sehr stabiles Verhalten aufgrund der Anwesenheit der TDV in der Nähe des CFD-Auslasses gezeigt. Trotzdem sind hier weitere Untersuchungen zu der numerischen Stabilität notwendig. Diese soll von der genauen TDV-Position nicht beeinflusst werden.

Es wurde gezeigt, dass das gekoppelte ATHLET-ANSYS CFX Programm auch dreidimensionale Strömungen von flüssigen Metallen berechnen kann. Dazu wurden zwei verschiedene Transienten analysiert, wobei ein rascher Anstieg und Abfall des LBE Eingangsmassenstroms simuliert wurden. Derartige Variationen wurden durch einfache Veränderung des Massenstroms im FILL-Übergang der ATHLET Nodalisierung erhalten. Es wurde festgestellt, dass sich die Position der beiden freien Oberflächen in beiden transienten Simulationen verändert, was insbesondere zur Beeinflussung der LBE Massenbilanz zwischen ANSYS CFX Einlass und Auslass führte. Transient Simulationen wurden auch mit der oben genannten geschlossenen Konfiguration ausgeführt, bei der die Geschwindigkeit der Kreiselpumpe von  $\pm 13\%$  der nominalen Drehzahl variiert. Alle hydraulischen Parameter haben während der Transienten Simulation in den verschiedenen Abschnitten der geschlossenen Konfiguration ein sehr stabiles Verhalten aufgrund der Anwesenheit der TDV gezeigt. Diese Studie hat gezeigt, dass die 3D-Strömungsphänomene im Zielbereich stark die Stabilisierung der hydraulischen Parameter, die an den Domain-Grenzen bei plötzlichen Schwankungen des LBE Massenstroms berechnet wurden, beeinflusst.

#### **4.5 Zusammenfassung**

In diesem Arbeitspaket wurde die einphasige Kopplungsschnittstelle zwischen ATHLET und ANSYS CFX erweitert. Die Datenübergabe wurde verallgemeinert die Benutzerfreundlichkeit verbessert. Mit Hilfe der neuen Kopplungsversion ist nun es möglich, eine beliebige Anzahl von Kopplungsstellen zu berücksichtigen. Weiterhin können neue Austauschvariablen einfacher definiert werden.

Auf der Grundlage der neuen Kopplungsstruktur wurde auch ein Bormodell innerhalb ATHLET-ANSYS CFX entwickelt. Das Bor hat keine Auswirkung auf die Fluidynamik in den beiden Rechenprogrammen. Zur Validierung des neuen Modells und des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX wurde der PSI Doppel-T-Stück-



Versuch nachgerechnet. Die Versuchsanlage wurde in der Schweiz aufgebaut und besteht aus zwei T-Stücken, die mit einem Seitenstrang verbunden sind. In den Seitenstrang wurde Tracer eingespeist und dessen Konzentration konnte mit Hilfe von WMS gemessen werden. Um ATHLET-ANSYS CFX und ANSYS CFX zu validieren und die neue Kopplungsstruktur zu überprüfen, wurde der beschriebene Versuch mit dem 1D-3D Programm nachgerechnet. Darüber hinaus wurden auch Simulationen mit dem System Code ATHLET durchgeführt, um dessen mit den gekoppelten Ergebnissen direkt zu vergleichen. Die experimentellen Daten konnten mit ATHLET nicht wiedergegeben werden, da mit einem 1D-Ansatz 3D-Vermischungsvorgänge nicht berücksichtigt werden können. Diese spielen hier eine wichtige Rolle. Die mit ANSYS CFX und ATHLET-ANSYS erzielten Ergebnisse stimmen gut mit den experimentellen Daten überein. Die bessere Übereinstimmung zwischen PSI Daten und ANSYS CFX Ergebnissen im Vergleich zu ATHLET-ANSYS CFX ist den Randbedingungen zurückzuführen. Gewisse Abweichungen wurden an der Position WM3 festgestellt. Trotzdem konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von gekoppelten 1D-3D Rechenprogrammen für eine realistische Simulation von Strömungen mit ausgeprägten 3D-Phänomene wie z. B. Vermischung oder Stratifizierung von großer Bedeutung ist. Aus diesem Grund sollten bei spezifischen Reaktorsicherheitsproblemen mit ausgeprägten 3D-Strömungs- und Vermischungsprozessen, wie z. B. beim Deborierungsstörfall oder beim Frischdampfleitungsbruch, fortschrittliche gekoppelte Rechenprogrammen wie ATHLET-ANSYS CFX eingesetzt werden.

Im Rahmen einer Diplomarbeit wurde die LBE-Strömung innerhalb der MYRRHA Spallation-Strang und vor allem im MYRRHA-Target untersucht. Zwei Transienten – eine mit Massenstromerhöhung und eine mit Massenstromreduktion um jeweils 13 % führten zur Veränderung der freien Oberflächen in dem Target. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass die Strömung sich nicht ändert, was sehr wichtig für eine stabile Spallationsreaktion in MYRRHA ist.

## **5 Kopplung von großen Primärkreiskomponenten mit komplexen ATHLET Datensätzen**

Durch den gekoppelten Ansatz ist es möglich, komplexe thermohydraulische Systeme unter Berücksichtigung des gesamten Anlagenverhaltens dreidimensional aufzulösen. Eine mehrdimensionale Berechnung der Strömung im Ringraum oder sogar im RDB ist bei der Simulation bestimmter Transienten und Störfälle, wie Frischdampfleitungsbruch, und Deborierung, wichtig, da sich in diesem Bereich komplexe Vermischungsvorgänge abspielen. Diese Vermischungsvorgänge können die Borkonzentration oder die Kühlmitteltemperaturverteilung am Kerneintritt wesentlich beeinflussen und dadurch signifikante Auswirkungen auf die Reaktivitätsbilanz im Reaktorkern haben. Bisher wurde der gekoppelte Ansatz für Testfälle mit vereinfachten Geometrien wie z. B. Rohrleitungen oder Vermischungsbehältern verifiziert und validiert /PAP 12, PAP 14/.

Der sinngemäße nächste Schritt bei der Erweiterung der Simulationsmöglichkeiten von ATHLET-ANSYS CFX ist die Kopplung von größeren dreidimensionalen Primärkreiskomponenten (Ringraum oder Reaktordruckbehälter) mit einem 4-Strang ATHLET-Datensatz. Als erster komplexer ATHLET-ANSYS CFX Demonstrationsfall wurde die Transiente „Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe“ ausgewählt. Die Herausforderung bestand darin, den gesamten Reaktordruckbehälter in drei Dimensionen mit ANSYS CFX nachzubilden und diesen mit einer generischen DWR Anlage, repräsentiert mit ATHLET, zu koppeln.

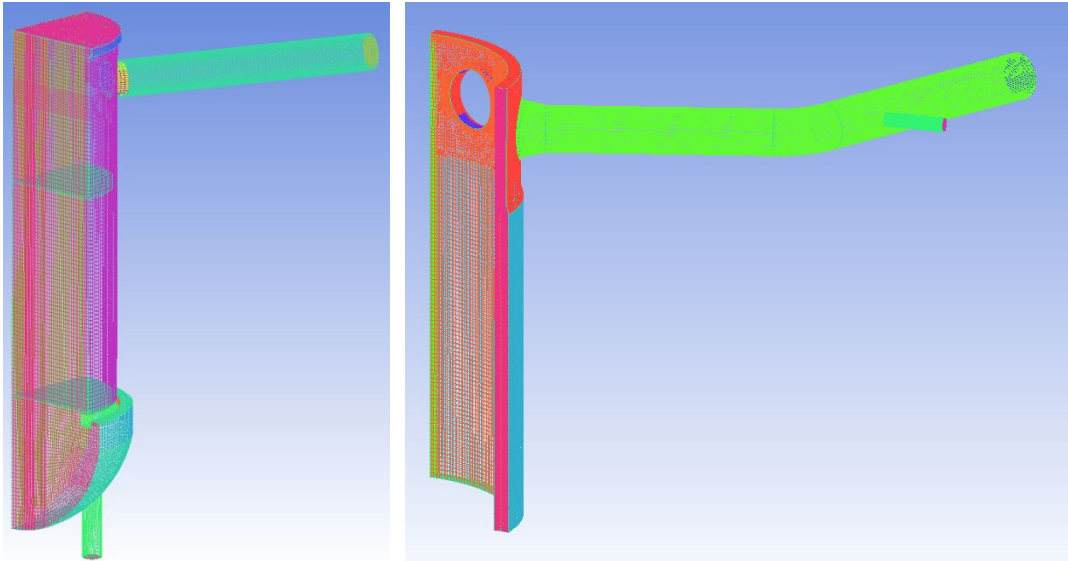
### **5.1 Vorbereitung des 3D RDB Modells**

Es wurde beschlossen das im Rahmen von AP1 entwickelte UPTF-Modell mit ATHLET zu koppeln. Dieses Modell stellt ein Viertel der UPTF-Reaktorgeometrie mit einem kalten, einem heißen Strang und einer HKMP dar (siehe Abb. 5.1). Die Abmessungen dieser Geometrie entsprechen etwa die Abmessungen eines generischen deutschen DWRs. Im Gegensatz zu diesem, sind aber im UPTF-Kernbereich Heizrohre installiert. Diese waren zur Dampfeinspeisung während der UPTF-Experimenten vorgesehen.

In einem ersten Schritt musste das bestehende Modell vereinfacht werden. Da Heizrohre im Kernbereich eines DWRs nicht vorhanden sind, wurden diese mit Hilfe von ICEM CFD entfernt. Mit dem vereinfachten strukturierten Netz wurden erste eigenständige Simulationen mit ANSYS CFX durchgeführt. Die Konvergenz der CFD-Lösung war gut,

jedoch wurde vom ANSYS CFX-Solver eine große Anzahl von Iterationen pro Zeitschritt benötigt, um die spezifizierten Konvergenzkriterien ( $RMS < 10E-5$ ) zu erreichen. Dies führte zu erheblichen Simulationszeiten. Nach einer Analyse hat sich herausgestellt, dass die komplexe Pumpengeometrie, in der sich der Einlass vom kalten UPTF-Strang befindet der Grund für die hohe Anzahl der Iterationen war. Mit einer Fluidgeschwindigkeit von 14 m/s, die typisch für den Normalbetrieb eines Reaktors ist, prallt das Wasser etwa 0,5 m nach dem Eintritt auf die obere Pumpenwand auf und wird dann stark Richtung Pumpenauslass umgelenkt. Das komplexe Strömungsbild in diesem Bereich erfordert eine hohe Anzahl von Iterationen. Da die HKMP für die nachstehenden gekoppelten Simulationen von untergeordneter Bedeutung ist, wurde diese entfernt. Im kalten Strang wurde eine flache Einlass-Fläche modelliert. Obwohl die Anzahl der Knoten kaum reduziert werden konnte, verringerte sich die Rechenzeit wesentlich mit dem neuen Netz.

Das strukturierte Netz besteht aus zwei Teilen. Das erste Teil stellt das untere Plenum, den Kernbereich, das obere Plenum und ein Teil des heißen Strangs dar (Abb. 5.1). Das zweite Teil fasst den kalten Strang und den Ringraum um. Das Gesamtnetz besteht aus etwa 1,95 M Knoten. Im RDB sind keine Kerneinbauten, wie z. B. Brennelemente, Steuerstäbe oder weitere Strukturen vorhanden, da deren Modellierung sehr aufwändig gewesen wäre. Außerdem sind diese für das Testen der ATHLET-ANSYS CFX Kopplung mit mehreren Kopplungsstellen von einer untergeordneten Bedeutung. Aus diesem Grund wurde der RDB mit Hilfe von porösem Medium simuliert. Für das Ziel wurde ein Druckverlust-Koeffizient spezifiziert, mit dem einen Druckabfall von etwa 3 bar erzielt werden konnte. Dieser Wert ist typisch für die bestehende Reaktoren. Weiterhin wurde im Kernbereich eine Unterdomäne definiert, um die Wärmeerzeugung zu realisieren. Die konstante Volumenleistung von  $61.061.833 \text{ W/m}^3$  entspricht einem Viertel der thermischen Leistung eines DWRs (950 MW).



**Abb. 5.1** ICEM CFD Netz von dem UPTF RDB

Die ersten stationären Rechnungen wurden mit dem SST-Modell von Menter durchgeführt, einem RANS-Modell (Reynolds Averaged Navier Stokes). Turbulenzen in der Strömung werden hier über zusätzliche Differentialgleichungen der turbulenten kinetischen Energie (Turbulence Kinetic Energy,  $k$ ) sowie der turbulenten Wirbeldissipationsrate (Turbulence Eddy Dissipation,  $\epsilon$ ) bzw. der turbulenten Wirbelfrequenz (Turbulence Eddy Frequency,  $\omega$ ) modelliert und somit nicht direkt aufgelöst. High Resolution Advection Schema wurde für die Advektion der Terme benutzt. Die Zeitdiskretisierung in den transienten Simulationen wurde mit Hilfe von dem Second Order Backward Euler Schema realisiert.

Zwei „Opening“-Randbedingungen wurden am Einlass des kalten und am Auslass des heißen Stranges in ANSYS CFX Pre definiert. Typische DWR thermohydraulische Zustände wurden in dem CFD-Bereich einprogrammiert: am Einlass wurden im kalten Strang 14 m/s Wassergeschwindigkeit und eine Wassertemperatur von 290 °C spezifiziert. Die Turbulenzintensität betrug 5 %. Dies bedeutet, dass 5 % der gesamten kinetischen Energie entsprechen der turbulenten kinetischen Energie. Am Auslass wurde der Druck konstant auf 156 bar gehalten.

## 5.2 Eigenständige CFD Simulationen mit dem 3D RDB Modell

Zahlreiche stationäre und transiente Rechnungen wurden mit den beschriebenen Einstellungen durchgeführt. Aufgrund der komplexen Geometrie und der

Wärmeerzeugung im CFD-Bereich wurden die transienten ANSYS CFX Simulationen mit einem Zeitschritt von 0,01 s durchgeführt. Die eigenständigen Simulationen haben gut konvergiert. In einem nächsten Schritt wurde die vollständige Geometrie mit Hilfe der Spiegelung-Funktion in ANSYS CFX Pre erstellt. Das Gesamtnetz bestand aus 7,8 M Elementen. Die gleichen Randbedingungen wie in der vorherigen Rechnungen mit dem Symmetrie-Sektor wurden an den zusätzlichen neuen Einlässen und Auslässen spezifiziert.

Die numerischen Strömungsberechnungen befassten sich mit der Berechnung des thermohydraulischen Reaktorzustandes im Normalbetrieb. Mit der vorgegebenen Randbedingungen (3800 MW thermische Leistung, 290 °C Einlasstemperatur, 14 m/s Fluidgeschwindigkeit im kalten Strang) berechnete ANSYS CFX eine gemittelte über den Durchmesser vom heißen Strang Austrittstemperatur von 326 °C. Abb. 5.2 zeigt die Temperaturverteilung im kompletten CFD-Bereich. Die kalten Stränge und der Ringraum sind mit 290 °C kaltem Wasser gefüllt. Dieses Wasser wird dann im Kernbereich bis zu 330 °C aufgeheizt. Eine symmetrische Temperaturverteilung in einem XY-Schnitt zeigt Abb. 5.3. Die Verteilung der Fluidgeschwindigkeit in demselben Schnitt ist in Abb. 5.4 zu sehen. Das kalte Wasser fließt mit etwa 14 m/s in den kalten Strängen und dann wird in den Ringraum umgelenkt. Das Fluid strömt in das untere Plenum und gelangt dann in dem Kernbereich. Aufgrund des großen Kerndurchmessers verringert sich die Fluidgeschwindigkeit auf etwa 3 bis 4 m/s. Vom Kernbereich und letztendlich von dem oberen Plenum wird das warme Wasser in den vier heißen Strängen gedrückt. Dort wird das Kühlmittel auf 17 bis 18 m/s beschleunigt. Obwohl die kalten und die heißen Strängen den gleichen Durchmesser vom 0,75 m haben, liegt die Fluidgeschwindigkeit in den heißen Strängen höher. Da die Masse im System erhalten bleibt, steigt bei einer niedrigeren Dichte die Fluidgeschwindigkeit an. Stromlinien, gefärbt mit Fluidgeschwindigkeit zeigen die Strömung im kompletten CFD-Bereich (Abb. 5.5). Die symmetrische Geometrie und Randbedingungen führen zu einer symmetrischen Strömungsverteilung im RDB.

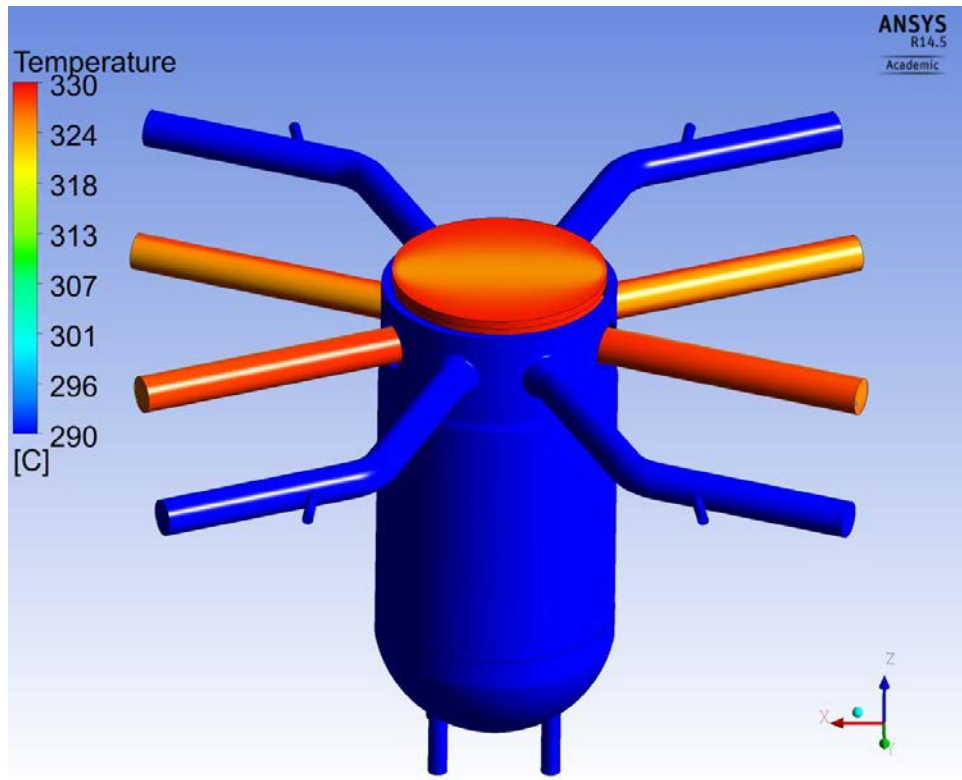


Abb. 5.2 Temperaturverteilung im CFD-Bereich

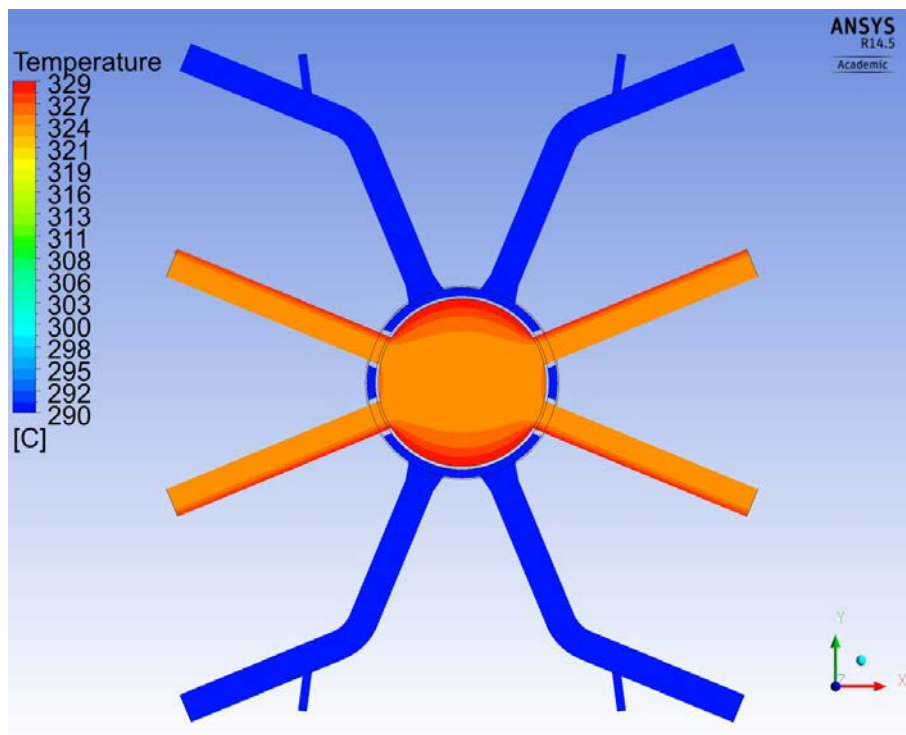
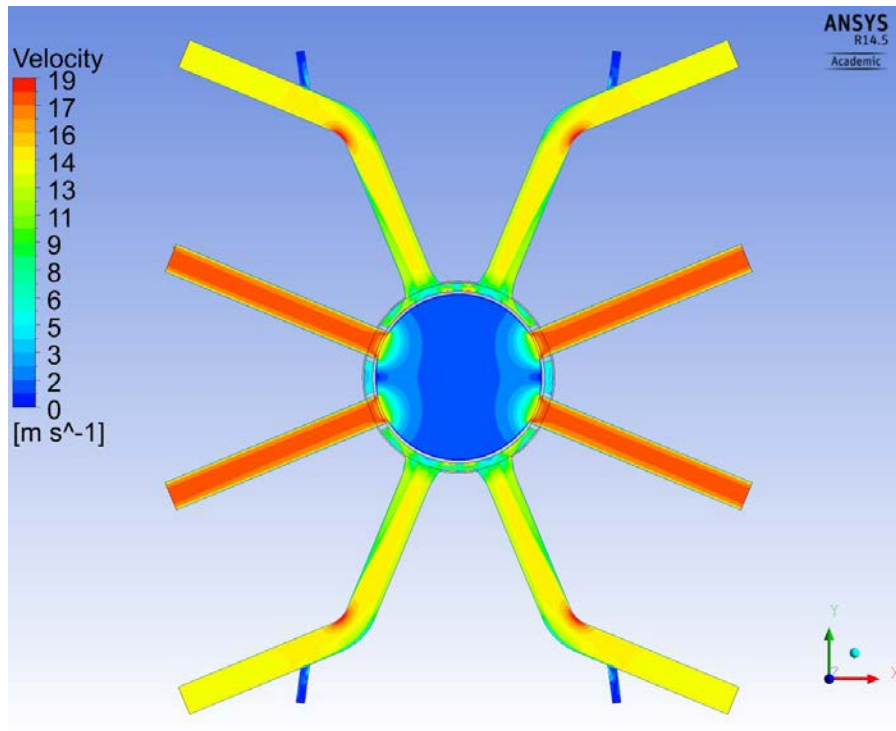
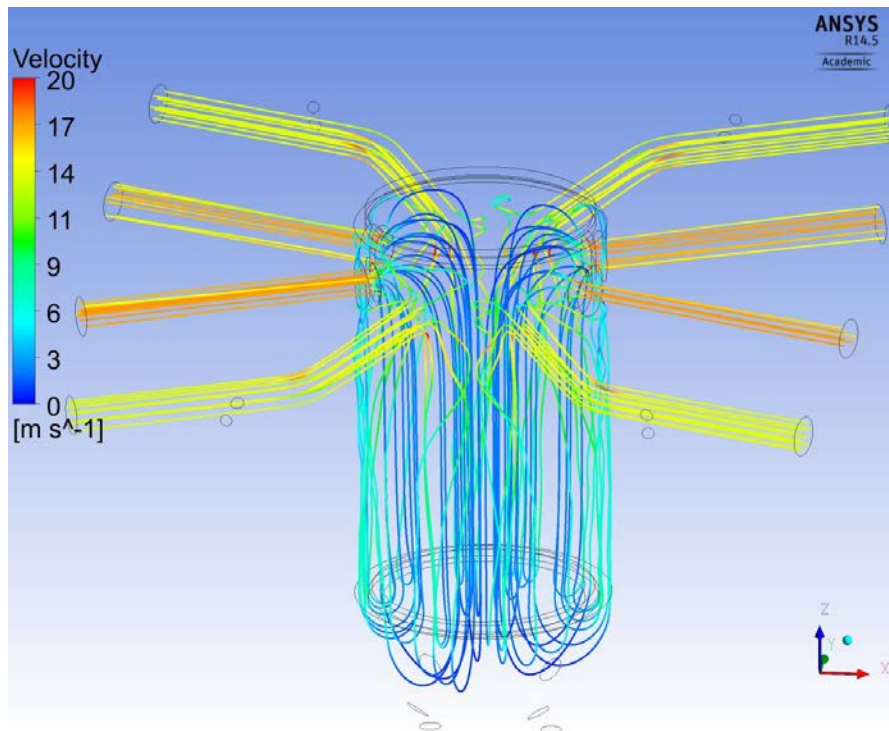


Abb. 5.3 Temperaturverteilung im CFD-Bereich



**Abb. 5.4** Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt



**Abb. 5.5** Stromlinien gefärbt mit Fluidgeschwindigkeit

### 5.3 Vorbereitung des ATHLET- Modells und eigenständige Rechnungen

Um die geplanten Untersuchungen zur Kopplung von Großkomponenten wie z. B. Ringraum oder RDB mit ATHLET durchführen zu können, wurde auch ein ATHLET vorbereitet. Für das Ziel wurde der *sample1.in* Datensatz ausgewählt. Dieser stellt ein Viertel einer generischen DWR-Anlage dar und wird standardmäßig als Beispiel mit dem System Code ATHLET übergeben

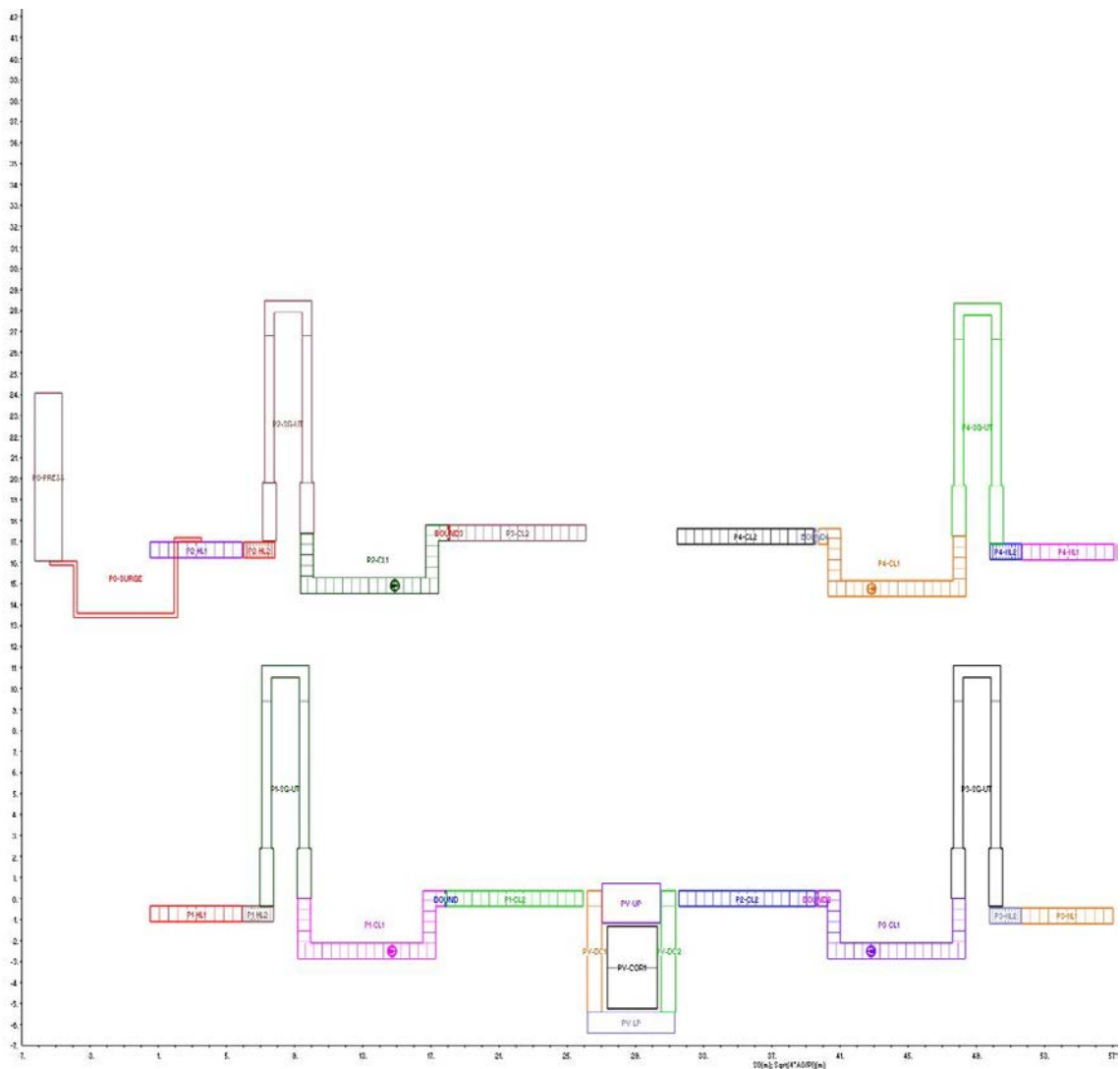
Fünf Prioritätsketten beschreiben die Primär- und die Sekundärseite. Die RDB Darstellung ist relativ einfach, da der Ringraum und Kern aus jeweils einem thermohydraulischen Kanal bestehen. In dem Datensatz sind keine Cross-Connection-Objekte zur Simulation von Querströmungen eingeführt. Der Kern wird mit Hilfe von 11.400 elektrischen Stäben beheizt, die eine Gesamtleistung von 950 MW liefern. Dadurch werden auch keine Reaktivitätsrückwirkungen berücksichtigt. Zur Druckregelung im System ist an dem heißen Strang ein Druckhalter angeschlossen. In der Primärseite wurde auch ein Bruch in dem kalten Strang vorbereitet, um die Simulation von Leckstörfällen zu ermöglichen. Die Sekundärseite wurde explizit mit Hilfe von TFOs detailliert dargestellt. Die Dampferzeuger-Sekundärseite, die Frischdampfleitung, der Kondensator und die Speisewasserleitung wurden in einer thermohydraulischen Prioritätskette angeordnet. Die Regelung der Sekundärseite bei einem Leckstörfall ist mit Hilfe von GCSM-Signalen vereinfacht dargestellt. Abb. 5.6 zeigt die Primärseite des 4-Strang Datensatzes.

In dieser Form war der ATHLET-Datensatz zur Kopplung mit dem CFD RDB Modell nicht geeignet. Deswegen wurde dieser in einem nächsten Schritt auf 4-Strängen erweitert. Neue Prioritätsketten für die zusätzlichen Schleifen wurden programmiert. Der Druckhalter wurde an dem heißen Strang 2 angeschlossen. Die RDB-Volumen und die Kernleistung wurden vervierfacht. Vier getrennte Schleifen wurden für die Sekundärseite vorbereitet, wobei die Regelung entsprechend angepasst werden musste.

Mit diesem Modell wurden eigenständige ATHLET-Rechnungen durchgeführt. Der simulierte Reaktorzustand war Volllast, zusätzlich wurden keine Transienten oder Störfälle programmiert. Ziel dieser Untersuchungen war ein Vergleich der berechneten thermohydraulischen Parameter in ATHLET und ANSYS CFX vor der Kopplung der beiden Rechenprogramme.



Eine gute Übereinstimmung zwischen ATHLET und ANSYS CFX Ergebnissen konnte festgestellt werden. Jedoch wurden kleine Asymmetrien bei den Massenströmen in den vier ATHLET-Strängen beobachtet. Drei Stränge haben identische Massenströme von 4627 kg/s und der vierte zeigte eine Abweichung von etwa 2 % von diesem Wert. Dies galt auch für die Druckverteilung im Primärkreis der DWR-Anlage. Da sich diese Asymmetrien auch in der gekoppelten Rechnung fortpflanzen werden konnten, wurde im Primärkreis mit Hilfe des Keywords BRANCHING in unteren und oberen Plena eine gleichmäßige Massenstrom und Druckverteilung erreicht.



**Abb. 5.6** Primärkreis einer generischen 4-Strang DWR Anlage modelliert mit ATHLET

#### **5.4 Simulation der Transiente „Ausfall einer HKMP“ mit Hilfe von ATHLET-ANSYS CFX**

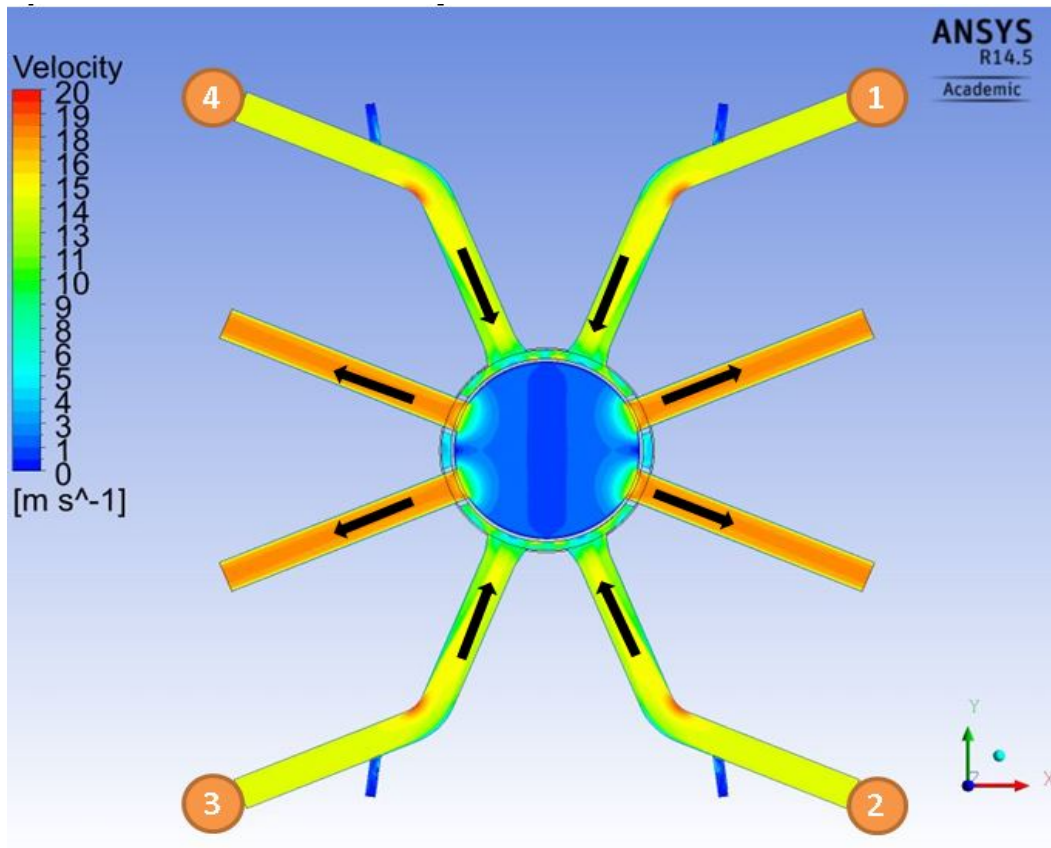
Um die Transiente „Ausfall einer HKMP“ durchführen zu können, mussten die oben beschriebenen 1D und 3D Modelle gekoppelt werden. Für das Ziel wurden insgesamt 8 Kopplungsstellen vorbereitet: 4 in den kalten und weitere 4 in den heißen Strängen. Diese befinden sich an den Ein- und Auslässen des CFD-Modells. Um diese Schnittstellenflächen an den gleichen Stellen auch in ATHLET definieren zu können, mussten 8 Rohre in zwei Stück geteilt werden. An den 8 Kopplungsstellen werden TH Größen wie z. B. Druck, Massenstrom, Energiestrom, Fluidgeschwindigkeit und Temperatur zwischen den beiden Rechenprogrammen ausgetauscht.

In einem ersten Schritt wurde die Simulation vom Normalbetrieb der DWR-Anlage mit ATHLET-ANSYS CFX wiederholt. ATHLET lief zunächst 400 s im Stand-alone Modus um sich mit der vorgegebenen Randbedingungen die Primär- und die Sekundärseite zu stabilisieren. Danach wurde die Kopplung gestartet. Die wesentlichen TH-Parameter erreichten stabile Werte innerhalb von 20 s Simulationszeit. Ab diesem Zeitpunkt wurde die HKMP im kalten Strang 3 abgeschaltet. Die Anfangs- und Randbedingungen sind in der Tab. 5.1 dargestellt.

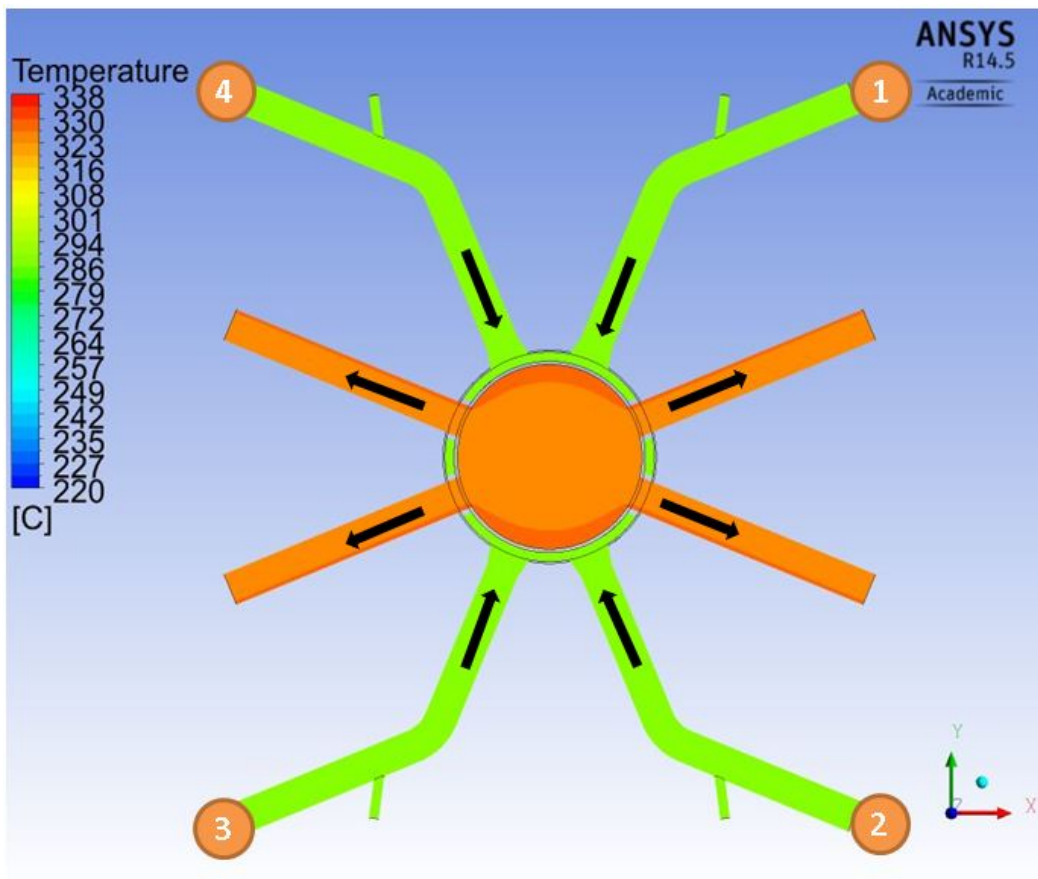
**Tab. 5.1** Anfangs- und Randbedingungen

Parameter	Wert/Zustand
Ausfall der HKMP im Strang 3 (Simulationszeit)	420 s
Reduktion der thermischen Reaktorleistung auf 65 %	423 s
Thermische Reaktorleistung	3800 MW
RDB-Einlasstemperatur	290 °C
RDB-Auslasstemperatur	326 °C
Massenstrom in den kalten Strängen (pro Strang)	4620 kg/s
Mittlere Fluidgeschwindigkeit in den kalten Strängen	14 m/s
Mittlere Fluidgeschwindigkeit in den heißen Strängen	16 m/s
Speisewassermassenstrom in der Sekundärseite (pro Strang)	485 kg/s
Speisewassertemperatur in der Sekundärseite	202 °C
Frischdampfmassenstrom in der Sekundärseite (pro Strang)	485 kg/s
Frischdampftemperatur in der Sekundärseite	265 °C

Abb. 5.7 zeigt die Geschwindigkeitsverteilung in einem XY-Schnitt. Dieser Schnitt schneidet den CFD-Bereich durch das obere Plenum und durch die Mitte der kalten und heißen Stränge. Mit schwarzen Pfeilen sind die Strömungsrichtungen dargestellt. Im stationären Zustand ergibt sich für die Geschwindigkeitsverteilung ein symmetrisches Bild. Die höchste Fluidgeschwindigkeit ist in den heißen Strängen zu sehen. Aufgrund des großen RDB-Durchmessers strömt im Reaktor das Kühlmittel deutlich langsamer. Die symmetrische Verteilung der Strömung führt auch zu einer symmetrischen Temperaturverteilung (Abb. 5.8). Das Kühlmittel wird im Kernbereich von 290 °C bis auf 326 °C erhitzt.

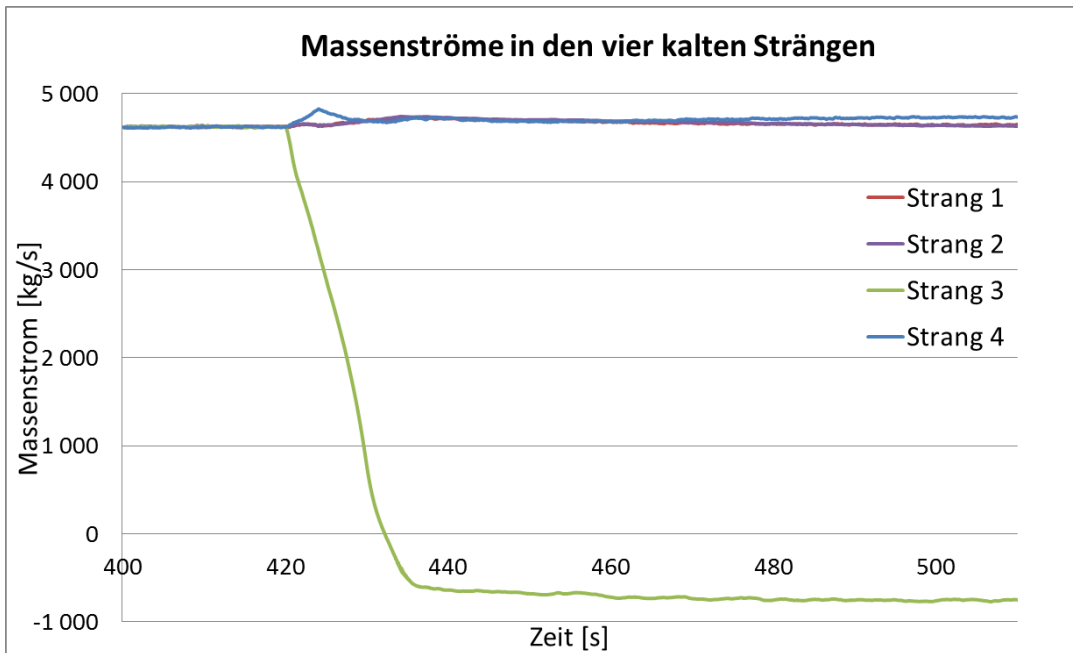


**Abb. 5.7** Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei  $t = 0$  s

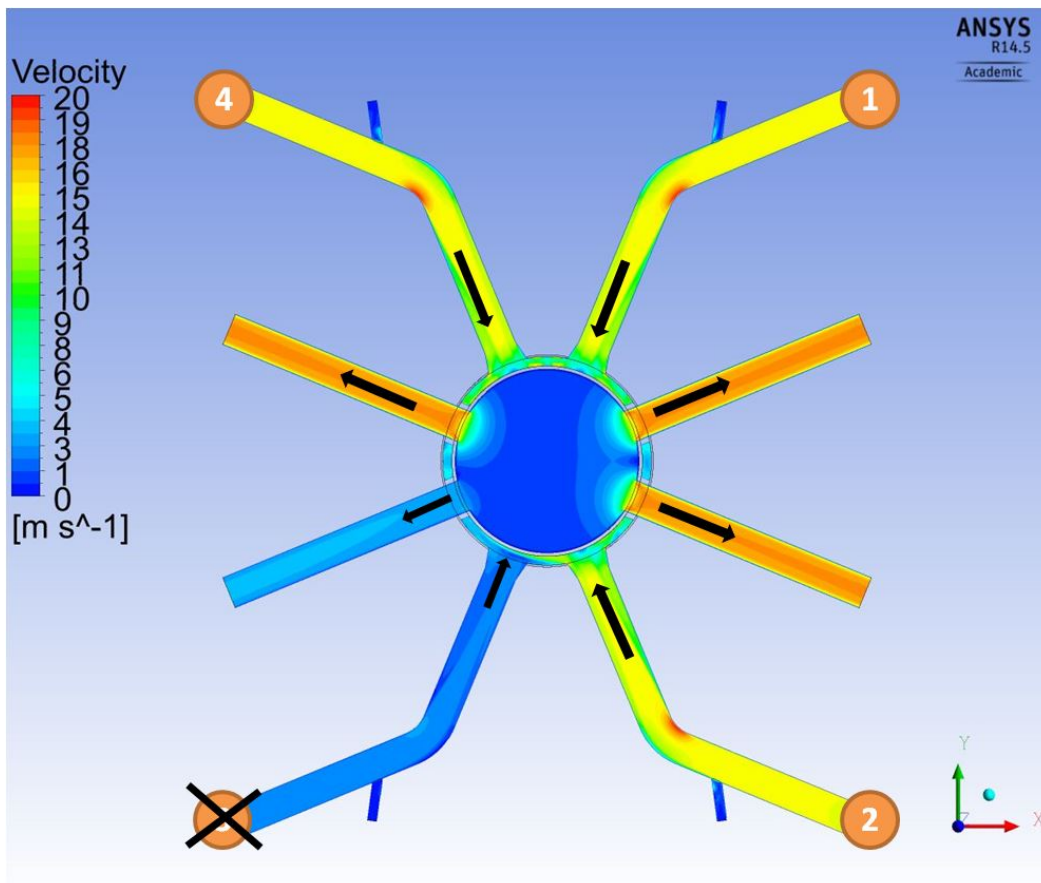


**Abb. 5.8** Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei  $t = 0$  s

Bei  $t = 420$  s wird die HKMP im kalten Strang 3 (ATHLET-Bereich) abgeschaltet. Durch die fehlende Antriebskraft der Pumpe verringert sich innerhalb von 10 s der Massenstrom in diesem Strang um etwa 86 % (Abb. 5.9). Aufgrund der kleinen Fluidgeschwindigkeiten (Abb. 5.10) und dadurch längere Verweilzeit in den Dampferzeugern, kühlt sich das Wasser im Strang 3 stärker als in den anderen Strängen ab. Abb. 5.11 stellt die Temperaturverteilung im XY-Schnitt dar. Die dunkelgrüne Farbe in der Nähe der Pumpe 3 zeigt das kältere Kühlmittel, das vom Dampferzeuger 3 durch die auslaufende Pumpe Richtung RDB fließt. Weiterhin sind in Abb. 5.12 und Abb. 5.13 die über den Rohrquerschnitt gemittelten Temperaturen in den kalten und den heißen Strängen zu sehen.



**Abb. 5.9** Massenströme in den vier kalten Strängen



**Abb. 5.10** Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei t = 430 s

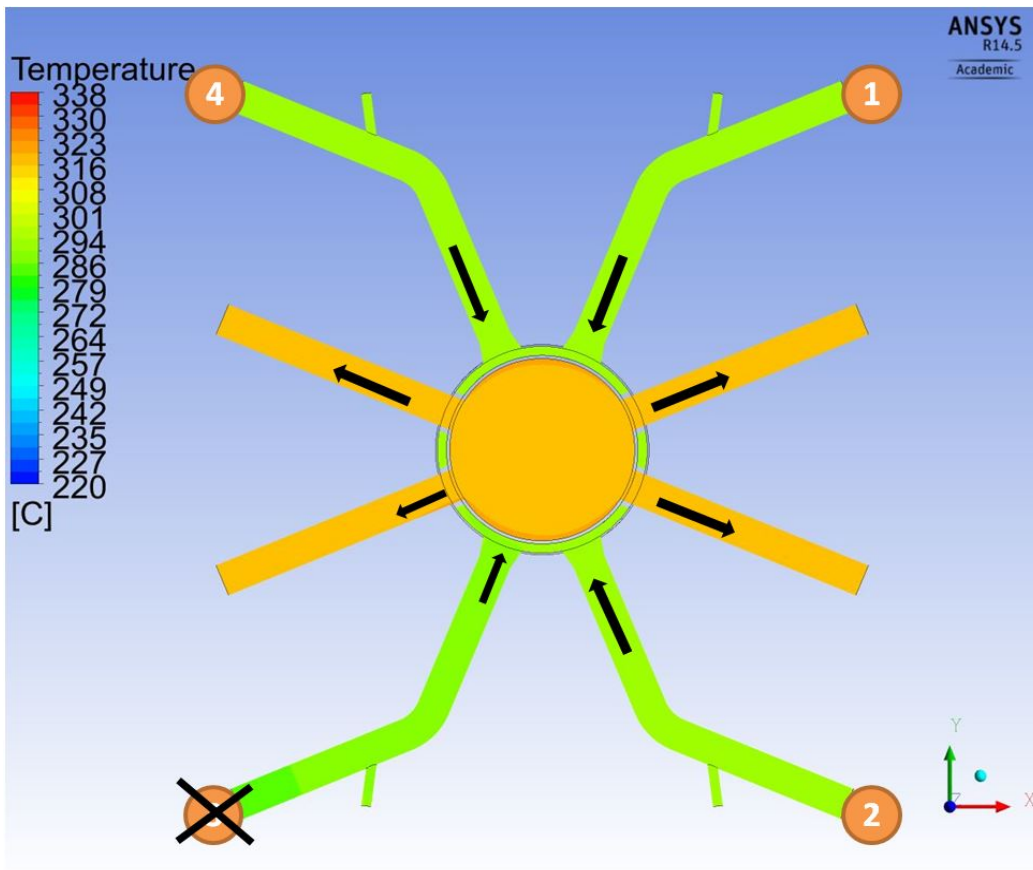


Abb. 5.11 Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei  $t = 430$  s

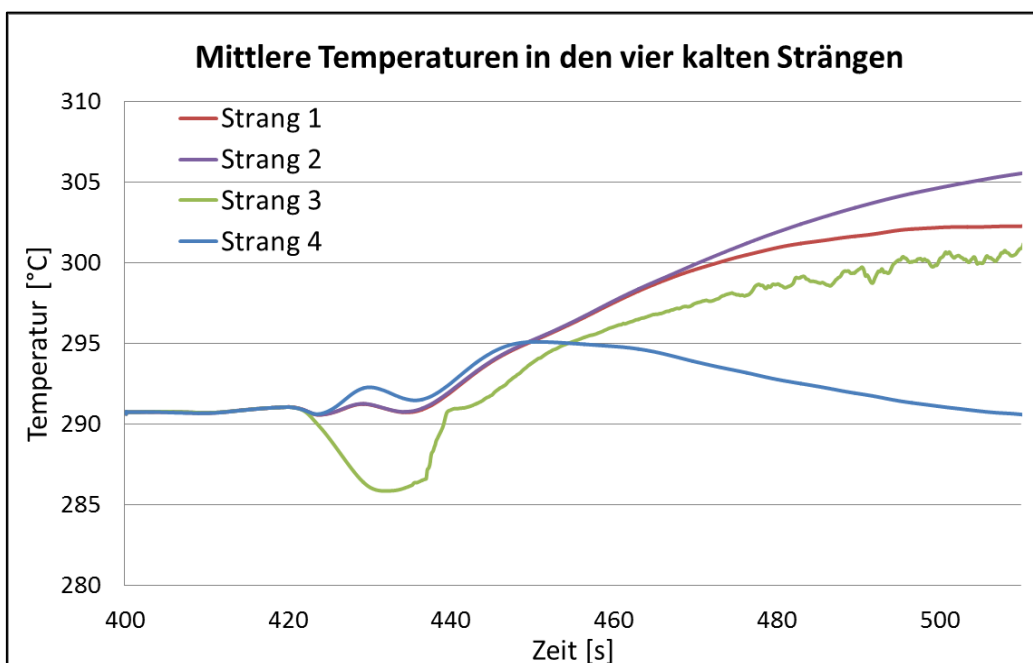
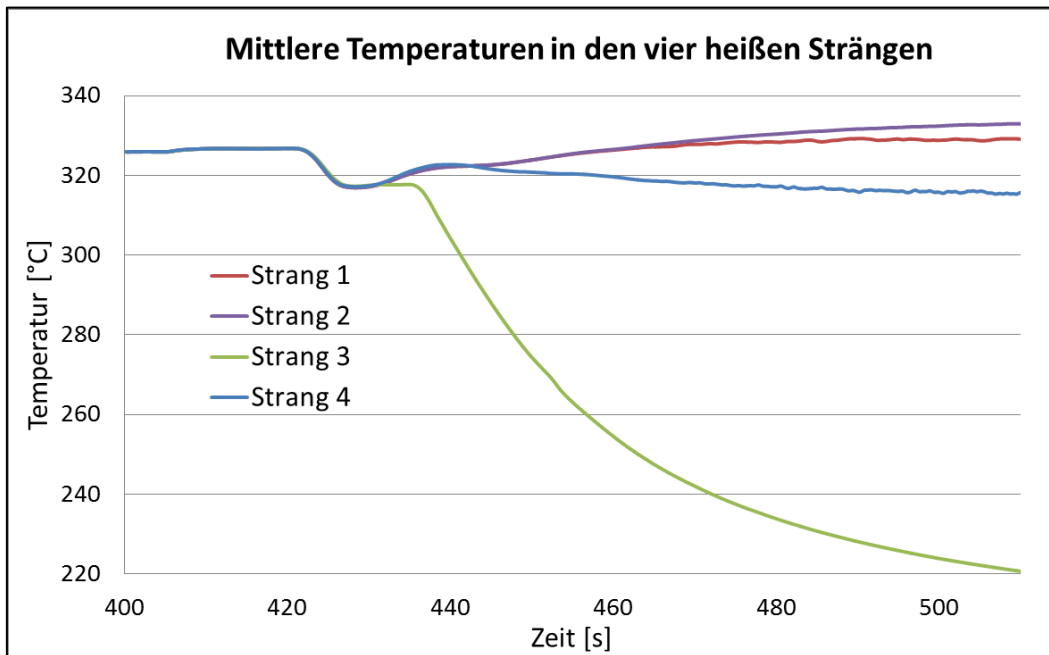


Abb. 5.12 Mittlere Temperaturen in den vier kalten Strängen



**Abb. 5.13** Mittlere Temperaturen in den vier heißen Strängen

Etwa zwei Sekunden später ( $t = 432$  s) kommt die Strömung im Strang 3 zum Stillstand. Ab diesem Zeitpunkt kehrt in dem betroffenen Strang 3 die Strömung seine Richtung um (Abb. 5.9). Das kalte Wasser von den Strängen 1, 2 und 4 dringt in den kalten Strang 3 ein. Aufgrund der kleinen Fluidgeschwindigkeiten (Abb. 5.14) und dadurch längere Verweilzeit in den Dampferzeugern, kühlt sich dieses kalte Wasser weiter ab. Als Folge sinkt die Kühlmitteltemperatur im heißen Strang 3 bemerkbar (s. Abb. 5.13).

Nach etwa 30 s beträgt die mittlere Kühlmitteltemperatur im heißen Strang nur noch  $254$  °C von den ursprünglichen  $326$  °C (Abb. 5.15,  $t = 460$  s). Dieses kalte Wasser gelangt in das obere Plenum, wo es sich mit dem dort befindenden heißen Wasser teilweise vermischt. Da die Pumpen 1, 2 und 4 weiter in Betrieb bleiben, wird ein Teil dieses kalten Wassers in den heißen Nachbarstrang 4 angesaugt. Als Folge sinkt die Wassertemperatur im kompletten Strang 4 im Vergleich zu den anderen intakten Strängen 1 und 2 (s. Abb. 5.12 und Abb. 5.13).



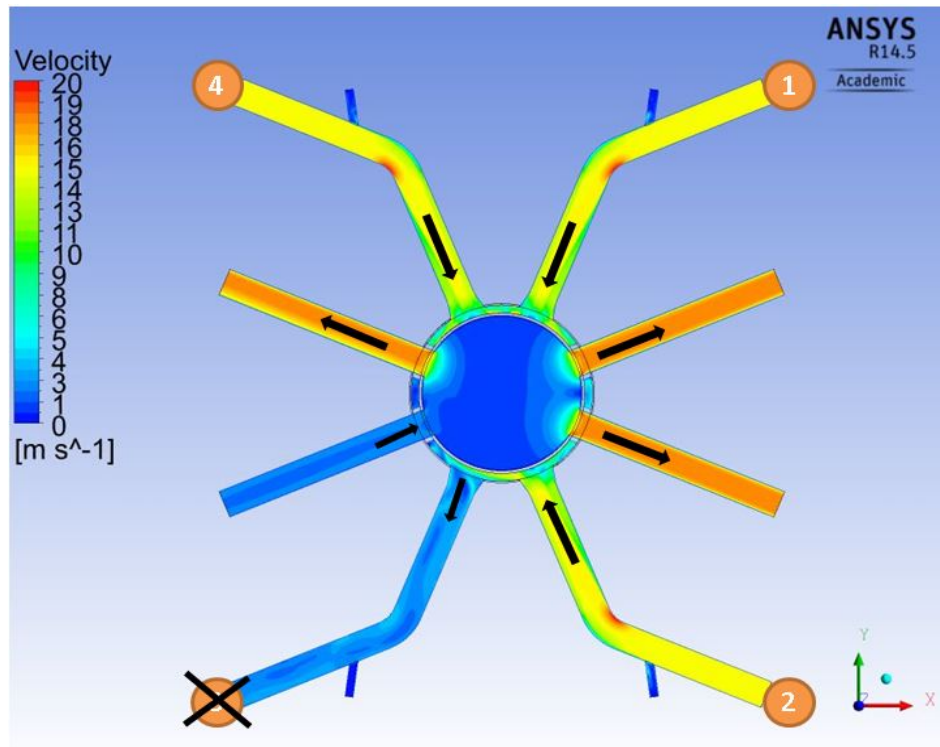


Abb. 5.14 Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei t = 460 s

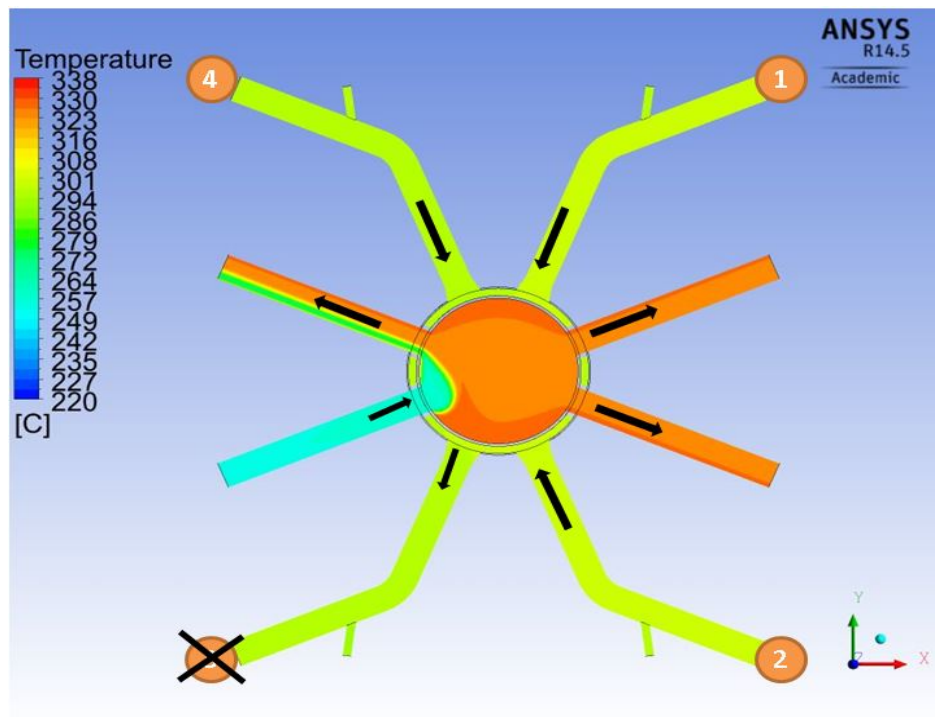
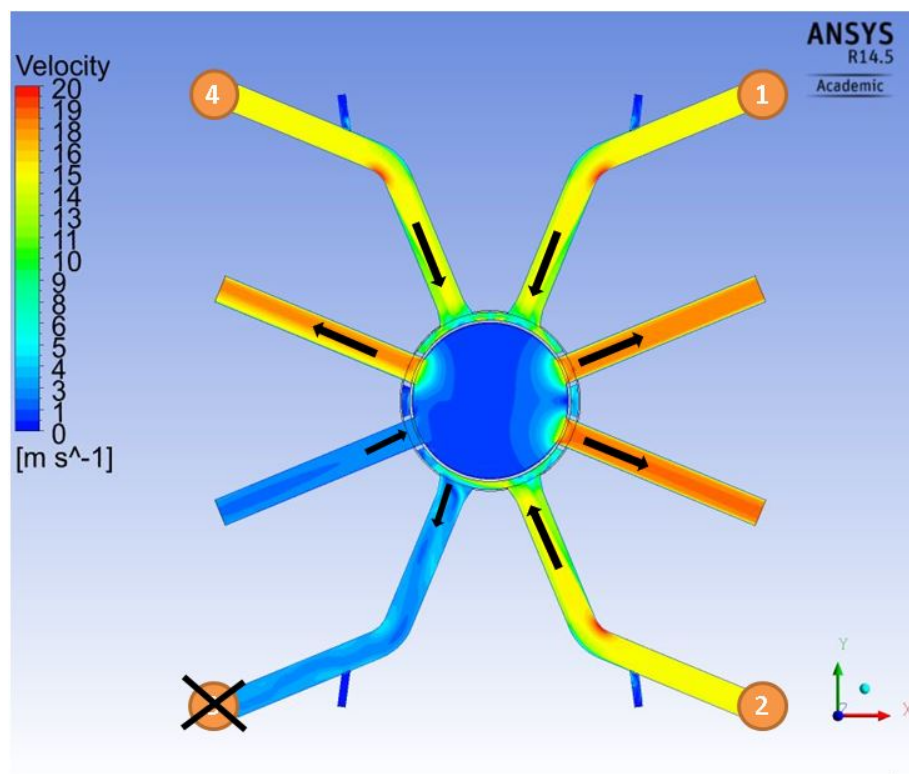


Abb. 5.15 Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei t = 460 s

Mit der Zeit entwickelt sich eine stabile Rückströmung in dem betroffenen Strang 3. Etwa 90 s nach dem Ausfall der HKMP 3 beträgt die mittlere Fluidgeschwindigkeit im heißen Strang 3 etwa 2,7 m/s (Abb. 5.16). Das Kühlmittel strömt mit einer Temperatur von nur 220 °C und gelangt in das obere Plenum.

Es ist zu sehen, dass in dem heißen Strang 4 keine vollständige Kühlmittelvermischung stattfindet. Das kalte Medium wird von dem heißen Wasser an der Seitenwand gedrückt und dadurch bildet sich eine Temperaturschichtung in horizontaler Richtung (Abb. 5.17). Abb. 5.18 zeigt die Temperaturverteilung auch am Auslass des heißen Strangs 4. Der kalte Strahl ist 5,5 m nach dem RDB-Austritt immer noch intakt und unvermischt mit dem heißen Wasser.



**Abb. 5.16** Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei  $t = 490$  s

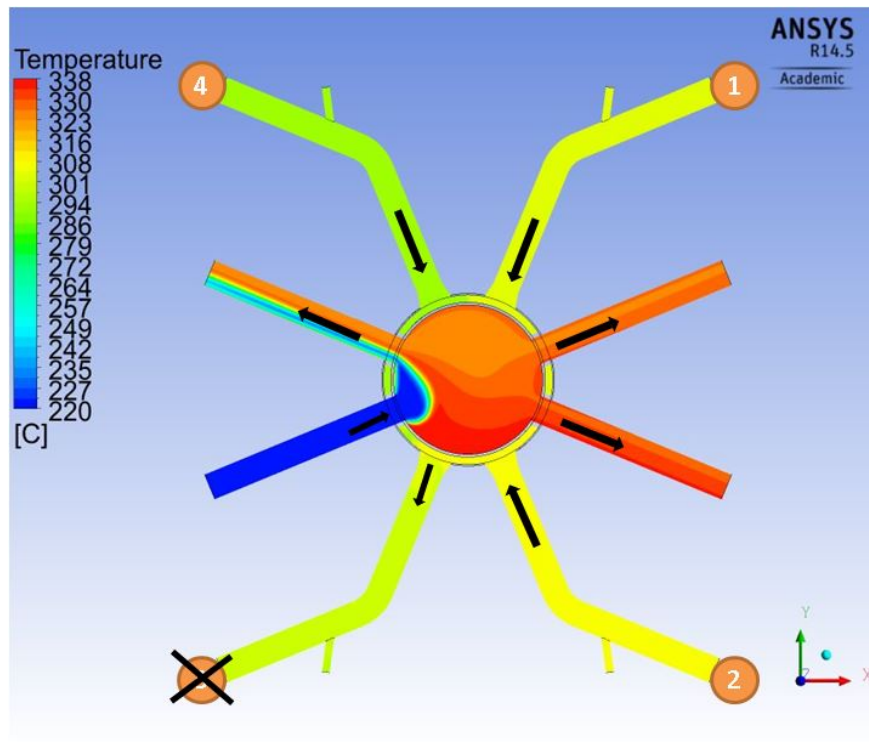


Abb. 5.17 Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei  $t = 490$  s

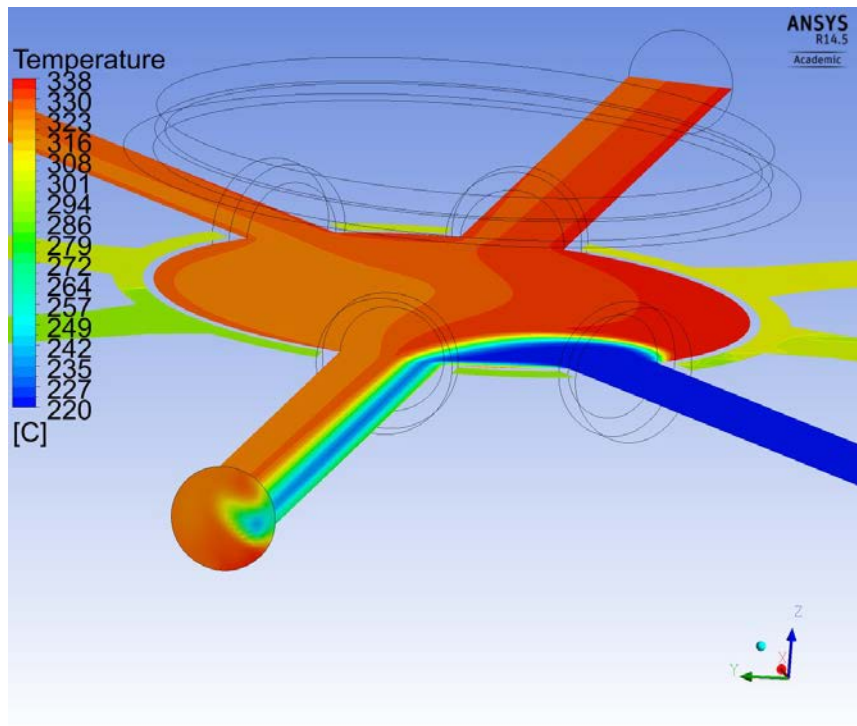
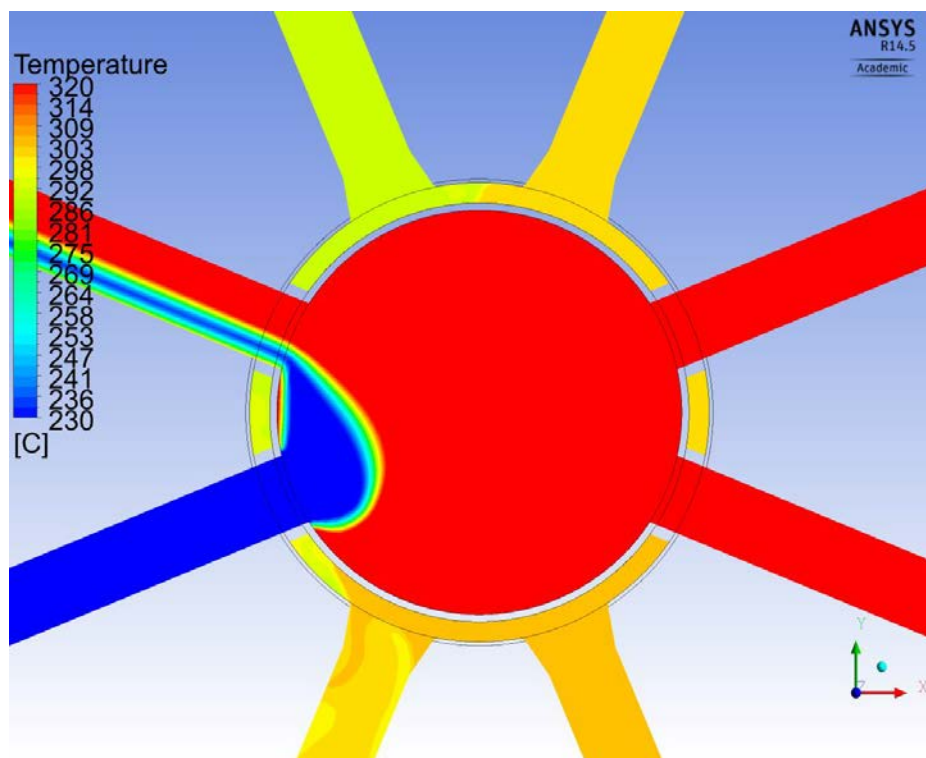


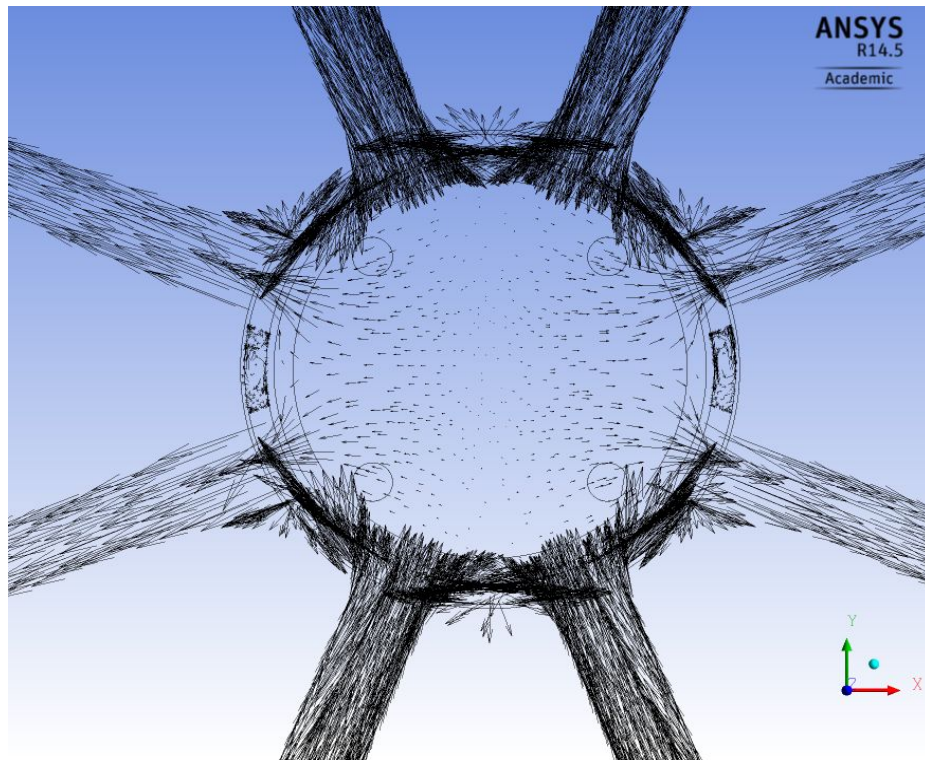
Abb. 5.18 Temperaturverteilung im XY-Schnitt und am Auslass des heißen Strangs 4 bei  $t = 490$  s

Abb. 5.9 und Abb. 5.12 zeigen eine niedrigere Temperatur in den kalten Strängen 3 und 4 im Vergleich zu den anderen zwei. Grund dafür ist das kalte Wasser im heißen Strang 4, das in den kalten Strang 4 und letztendlich in den Ringraum gelangt. Da die Pumpen 1 und 2 weiter im Betrieb bleiben, strömt ein Teil des kälteren Wassers in den kalten Strang 3. Als Folge sinkt seine Temperatur weiter ab.

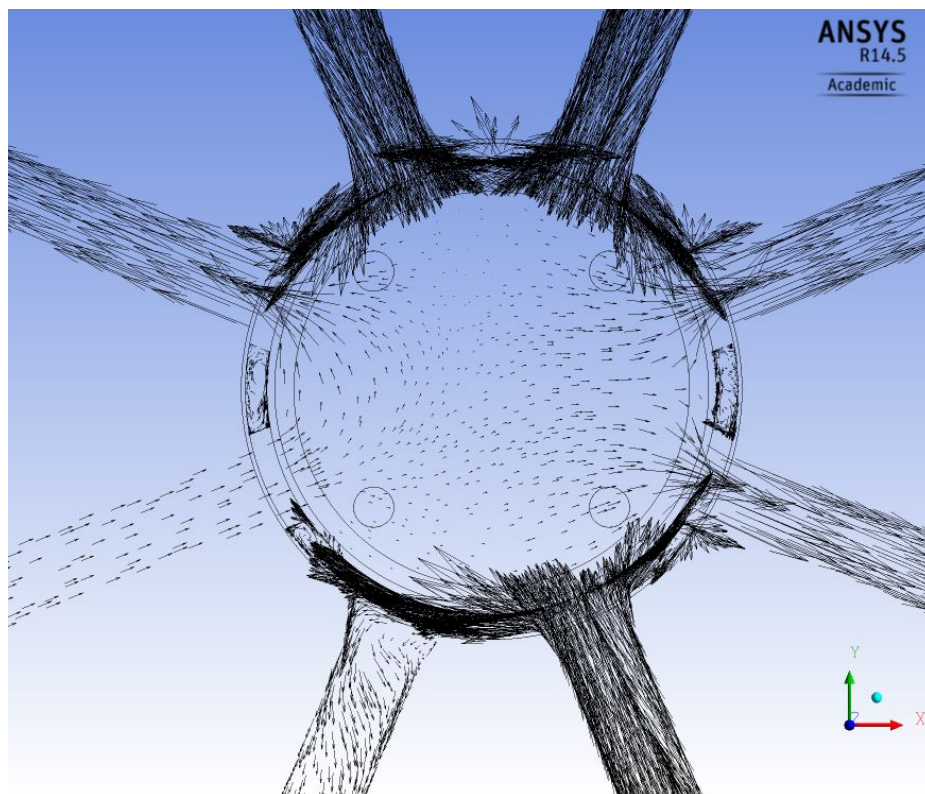
Abb. 5.20 und Abb. 5.21 zeigen die Strömungsrichtung mit Hilfe von Geschwindigkeitsvektoren am Anfang und am Ende der Simulation. Die endgültige Temperaturverteilung im kompletten CFD-Bereich zeigt Abb. 5.22.



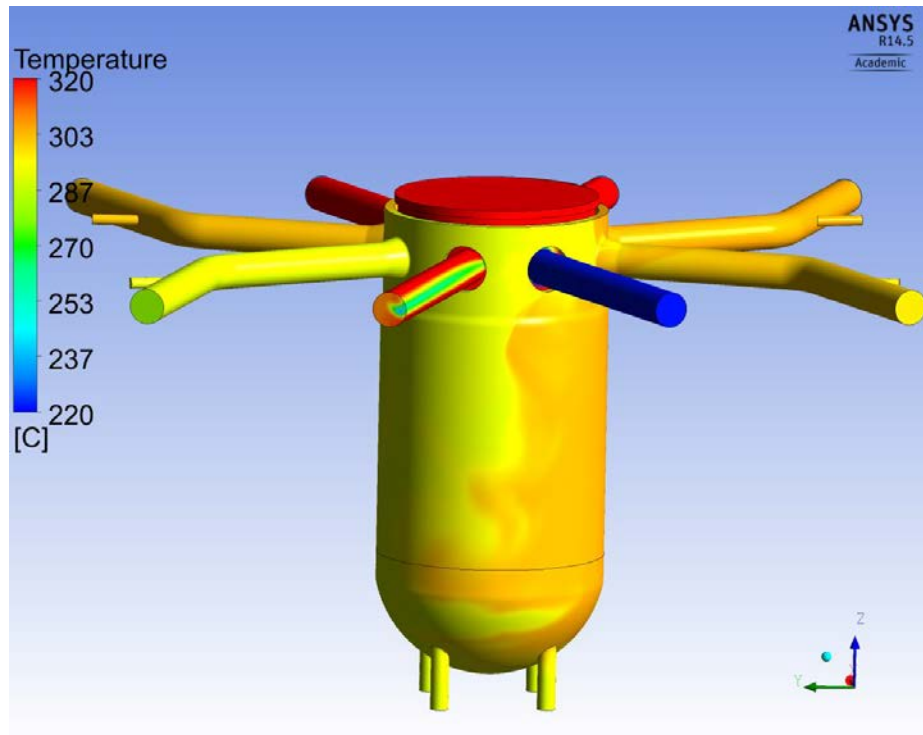
**Abb. 5.19** Kaltes Kühlmittel vom kalten Strang 3 fließt über den Ringraum in den kalten Strang 3 ( $t = 500$  s)



**Abb. 5.20** Geschwindigkeitsvektoren im XY-Schnitt bei  $t=0$  s



**Abb. 5.21** Geschwindigkeitsvektoren im XY-Schnitt bei  $t=490$  s



**Abb. 5.22** Temperaturverteilung im kompletten CFD-Bereich bei  $t=490$  s

## 5.5 Zusammenfassung

Mit Hilfe der erweiterten einphasigen Schnittstelle zwischen ATHLET und ANSYS CFX konnte gekoppelte Rechnung mit einem 4-Strang ATHLET Datensatz und einem RDB, modelliert in ANSYS CFX erfolgreich durchgeführt werden. Dies wurde mit Hilfe 8 Kopplungsstellen realisiert. In der Simulation wurden die wesentlichen Strömungsphänomene, die beim Ausfall einer HKMP auftreten, gezeigt und analysiert werden. Bei der Analyse stellte sich heraus, dass diese Transiente nicht nur asymmetrisch, sondern auch von 3D Strömungsphänomenen, wie z. B. Kühlmittelschichtung, geprägt ist. Weiterhin zeigte die 1D-3D Simulation, dass das kalte Kühlmittel im betroffenen Strang 3 die Temperaturverteilung im Nachbarstrang 4 stark beeinflusst und ein Teil davon über den Ringraum wieder in kalten Strang 3 gelangt. Aus diesem Grund ist der Einsatz von gekoppelten 1D-3D Rechenprogramme wie z. B. ATHLET-ANSYS CFX für die Berechnung solcher komplexen Strömungsdynamik zusammen mit 3D Strömungsphänomenen von übergeordneter Bedeutung.



## 6 Einfluss der Wandstrukturen auf die CFD-Ergebnisse

In den letzten Jahren gibt es einen Trend zur Simulation von vollständigeren Modellen durch Einsatz von Multiphysik-Algorithmen. Beispiele sind die simultane Kopplung und Berechnung der Wechselwirkung des Wärmeübergangs in Strukturen und in Fluiden mit Hilfe der „Conjugate Heat Transfer -Technik (CHT) sowie die Berechnung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung. Beide Methoden sind wichtig, um Untersuchungen zur Integrität druckführender Komponenten, insbesondere zur Bruchsicherheit des Reaktordruckbehälters sowie zur Bildung von Leckagen in Rohrleitungskomponenten infolge der Schadensmechanismen Ermüdung und Korrosion, durchzuführen.

Ein erster Schritt zur Berechnung der Fluid-Struktur-Wechselwirkung ist die Berücksichtigung der Festkörperstrukturen mit CHT. Bei den 3D Strömungsberechnungen wird oft nur der Fluidbereich modelliert, um Rechenzeit zu sparen und den Modellierungsaufwand in Grenzen zu halten. Die Festkörperstrukturen (Wände, Isolationsmaterialien etc.) werden vernachlässigt oder nur vereinfacht mit Hilfe von Randbedingungen berücksichtigt. In bisherigen CFD-Simulationen wurden vereinfachende Randbedingungen, sogenannte adiabate Wandrandbedingungen angenommen. Diese vernachlässigen den Wärmeaustausch mit den Wandstrukturen und daher können die physikalischen Prozesse, die in der Natur existieren, nicht richtig nachgebildet werden.

Aus diesem Grund wurde beschlossen in Rahmen von diesem Arbeitspaket den Einfluss der Wandstrukturen auf die CFD-Ergebnisse genauer zu untersuchen. Als Grundlage für die Untersuchungen wurden experimentelle Daten, die im Rahmen des Europäischen Projekts THINS erzeugt worden sind /GRI 15/. Im THINS wurden dedizierte Versuche durchgeführt, um gekoppelte Rechenprogramme wie z.B. ATHLET-ANSYS CFX und RELAP5-STAR CCM+ /JEL 13/ zu validieren. Um hoch qualitative experimentelle Daten zu erzeugen wurde die TALL-3D Anlage an der KTH in Stockholm errichtet. Im Rahmen verschiedener Versuchsreihen führten die schwedischen Wissenschaftler zahlreiche thermohydraulische Untersuchungen mit Blei-Wismut-Eutektikum (LBE) durch. Die erzeugten experimentellen Daten eignen sich auch zur Untersuchung der Wandmodellierung auf die CFD-Ergebnisse.

Der TALL-3D Versuch T06 beschäftigt sich mit dem Übergang von Natur- zur Zwangskonvektion. Im T01 wird umgekehrt der Übergang von Zwangs- zur



Naturkonvektion untersucht. Die beiden Transienten wurden mit Hilfe der elektromagnetische Pumpe in der TALL-Anlage durchgeführt: im ersten Fall wurde diese nach einer stationären Naturumlauf-Phase eingeschaltet, während in T01 wurde ihre Leistung von 100 % auf 0 % schlagartig reduziert.

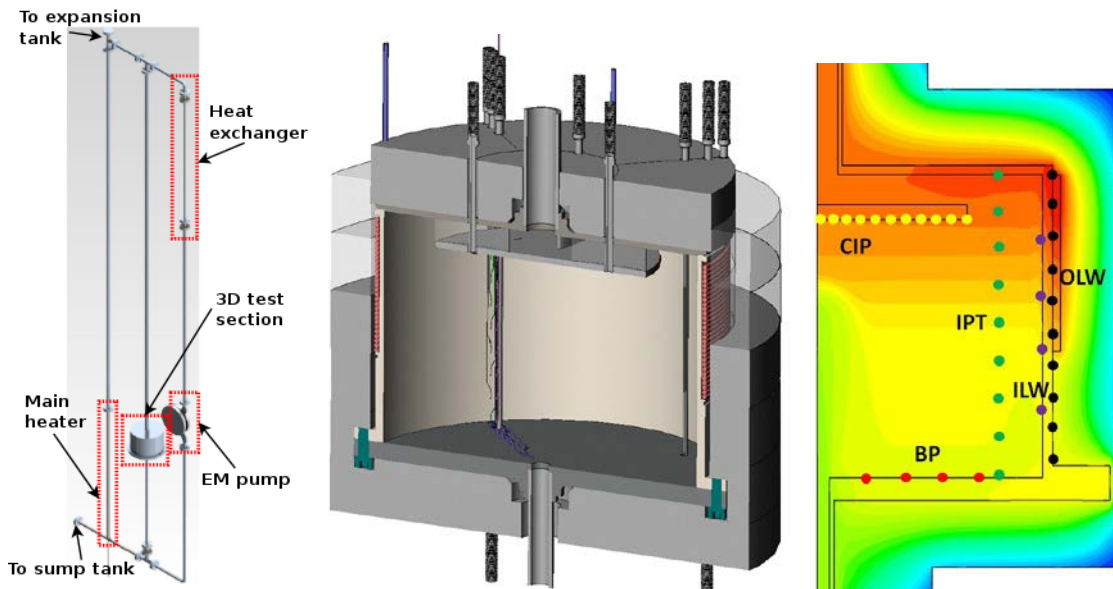
Die Simulation dieser Transienten stellt eine Herausforderung an die Rechenprogramme dar. Grund dafür sind die auftretende Auftriebseffekte sowie die 3D Strömungseffekte wie z. B. Kühlmittelvermischung und –schichtung und die Berücksichtigung solcher Phänomene erfordert den Einsatz von 3D Simulationscodes wie z.B. ANSYS CFX oder STAR CCM+. Die Strömungsprozesse in den beiden Transienten sind dynamisch. Daher sind die erzeugten experimentellen Daten geeignet, um den Einfluss der CHT und der Wandmodellierung auf die Ergebnisse zu untersuchen.

## **6.1 Beschreibung der TALL-3D Anlage**

Die TALL-3D Anlage an der KTH, Stockholm ist 7 m hoch und besteht aus zwei gut instrumentierten Kreisläufen. Drei vertikale Stränge, gefüllt mit LBE bilden den Primärkreis (Abb. 6.1, links). In dem mittleren Strang befindet sich die zylinderförmige 3D Teststrecke, in der komplexe 3D Phänomene stattfinden (Abb. 6.1 links, Mitte). Diese beeinflussen das Verhalten der Gesamtanlage. Um die obere Hälfte der äußeren Zylinderwand ist ein Heizband umgewickelt /PAP 14a/. Dieser sorgt für Auftriebseffekte im 3D Pool-Bereich bei kleinen Fluidgeschwindigkeiten (Naturumlauf). Innerhalb des 3D Pools befindet sich eine Metallplatte, die für die LBE-Durchmischung im Pool eine übergeordnete Rolle spielt. Die Metallplatte verhindert, dass das einströmende kalte Kühlmittel den 3D Pool ohne Vermischung mit dem bereits erwärmten LBE verlässt. Im unteren Teil des linken Strangs befindet sich der Hauptheizer. Dieser ist stabförmig und ist mit Hilfe von Abstandhaltern in der Rohrmitte befestigt. Der Wärmetauscher ist im oberen Teil des rechten Strangs installiert. Dieser überträgt die im Primärkreis produzierte Wärme in den Sekundärkreis, zur dessen Kühlung Öl verwendet wird.

TALL-3D ist mit Thermoelementen (TE) gut instrumentiert. Diese befinden sich an verschiedenen Stellen im Primär- und Sekundärkreis. Allein in der 3D Teststrecke wurden mehr als 140 TE installiert. Die wesentlichen TE-Gruppen sind in Abb. 6.1, rechts, dargestellt: CIP (circular inner plate TCs), BP (bottom plate TCs), IPT (inner pipe TCs), ILW (inner lateral wall TCs), OLW (outer lateral wall TCs). Jede TE-Gruppe existiert vier Mal in dem zylindrischen Pool – bei 0°, 90°, 270° und 360°. Grund für diese

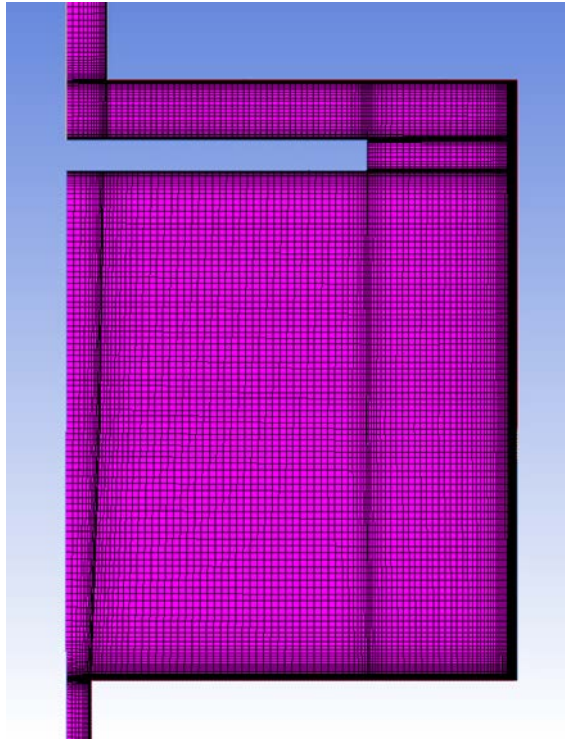
Anordnung ist die Möglichkeit asymmetrische Strömungsphänomene zu erfassen. Da die Versuche T01.09 symmetrisch ist, wird ein Mittelwert von vier symmetrischen TE einer Gruppe gebildet. Dieser Wert wird dann mit dem Rechenergebnis verglichen.



**Abb. 6.1** TALL-3D Primärkreis (links), 3D Teststrecke (Mitte) und Position der Thermoelemente im 3D Pool

## 6.2 Modellierung der TALL-3D Anlage mit ATHLET-ANSYS CFX

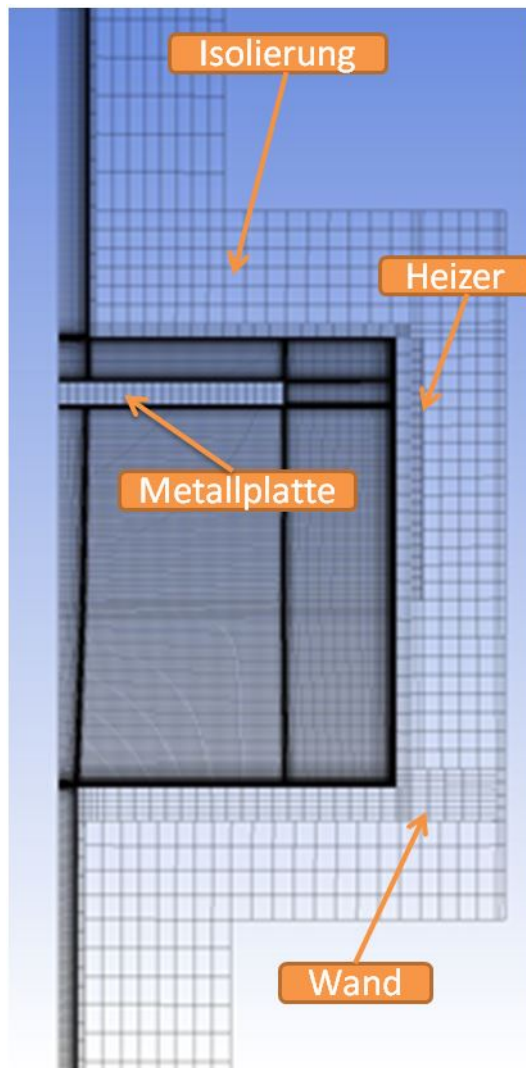
Da die TALL-3D Versuche lang sind, musste ein schnell laufendes CFD-Modell erstellt werden. Für das Ziel wurde ein 2D Modell vorbereitet, das ein  $1^\circ$  Symmetriesektor von dem Fluidbereich der Teststrecke darstellt. Diese Vereinfachung ist akzeptabel, da die Strömung in der Teststrecke symmetrisch ist. In einem ersten Schritt wurde nur der Fluidbereich vernetzt. Das strukturierte Netz ist ein Ergebnis von mehreren Netzanalysen, die nach den OECD/NEA BPG /MAH 07/ durchgeführt worden sind (Abb. 6.2). Die Netzqualität ist hoch (min. Winkel  $88^\circ$ , max. Expansionsfaktor 13, Aspektverhältnis 216) und es besteht aus 103 000 Hexa-Elementen.



**Abb. 6.2** Strukturiertes Netz für den Fluidbereich der TALL-3D Teststrecke

Um den Einfluss der Wandmodellierung beurteilen zu können, mussten auch die Metallstrukturen in Design Modeller gezeichnet und später vernetzt werden. Separate Netze wurden für die Wände, die Metallplatte, die Isolierung sowie für den Heizer erstellt. Diese wurden in ANSYS CFX-Pre dem bestehenden Modell (Fluidbereich) zugefügt. Das endgültige strukturierte Netz bestand aus 109.000 Elementen. Abb. 6.3 zeigt das endgültige Netz für die CHT-Berechnungen.

Alle ANSYS CFX Simulationen wurden mit dem SST Turbulenzmodell durchgeführt, Da die Länge des Einlassrohres ausreicht um sich die LBE-Strömung bis zum Pool-Eintritt voll zu entwickeln, wurde am Einlass der Teststrecke ein flaches Geschwindigkeitsprofil spezifiziert. Für die Advektion der Terme wurde das High Resolution Advection Schema benutzt, während für die Zeit-Diskreditierung Second Order Backward Euler Schema ausgewählt wurde. Die Grenzwerte für die adaptive Zeitschrittgröße lagen zwischen 0.05 s und 0.1 s.



**Abb. 6.3** Endgültiges strukturiertes Netz mit Modellierung der Festkörperstrukturen der TALL-3D Teststrecke (Metallplatte, Wände, Heizer, Isolierung)

### 6.3 Einfluss der Wandmodellierung auf die Ergebnisse bei dem TALL-3D Versuch T06

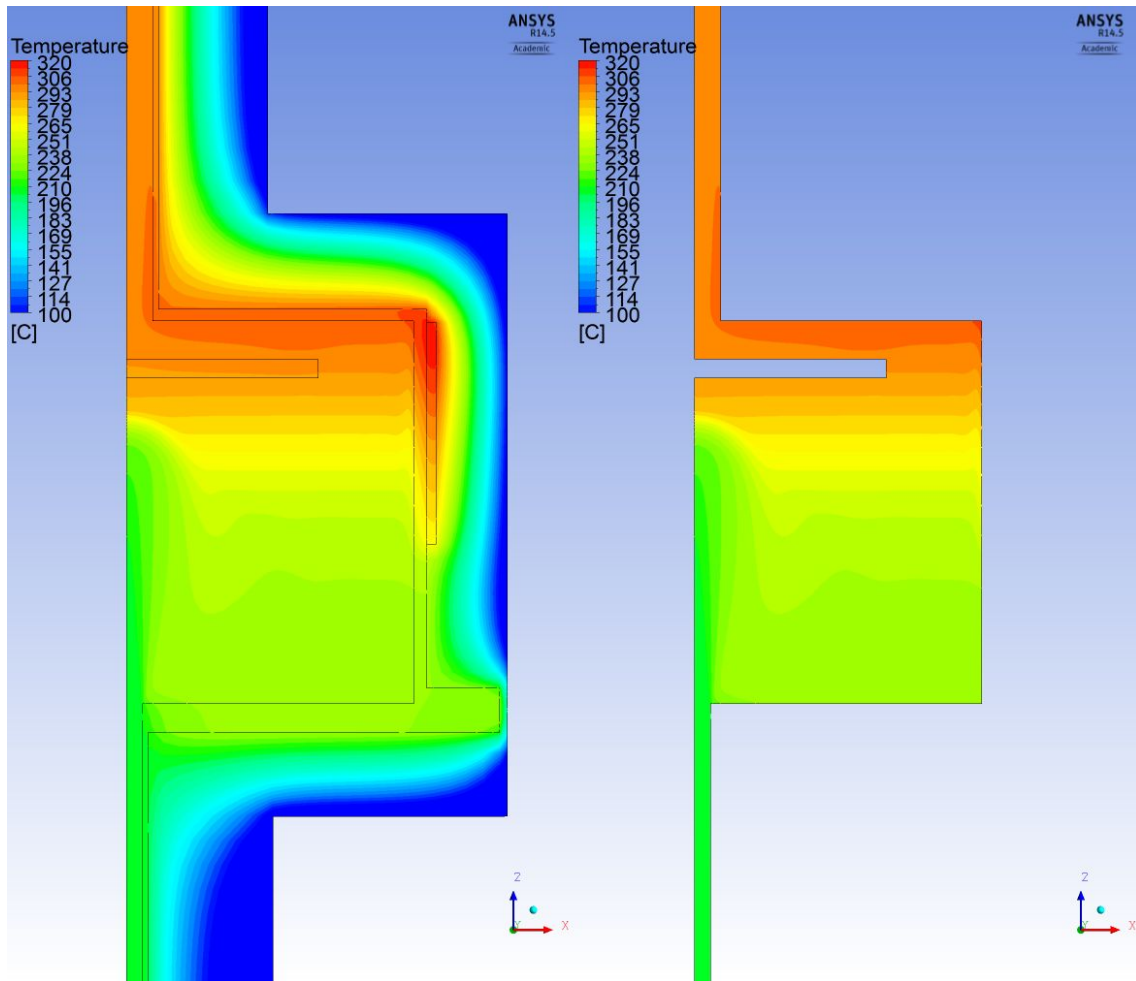
Der Versuch T06 beginnt mit ausgeschalteter elektromagnetischer Pumpe von einem stationären Naturumlauf-Zustand. Der Massenstrom im 3D Strang beträgt 0.3 kg/s und dem 3D Heizer ist eine elektrische Leistung von 4810 W aufgeprägt. Die Pumpe wird bei  $t=0$  s eingeschaltet. Die wesentlichen Randbedingungen werden in der Tab. 6.1 zusammengefasst.

**Tab. 6.1** Anfangs- und Randbedingungen im Versuch T06

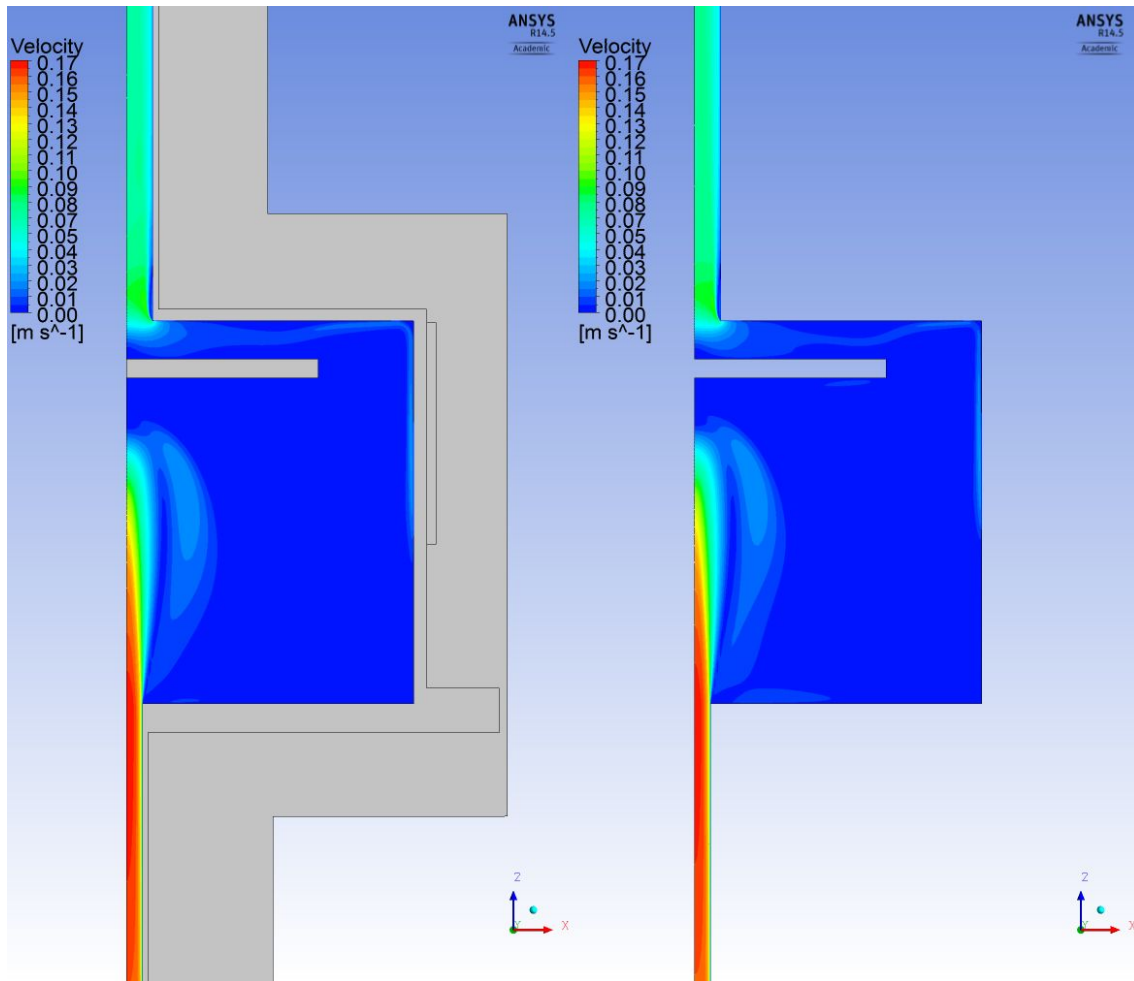
Parameter	Wert/Zustand
Anfahren der Primärpumpe (Simulationszeit)	0 s
Hauptheizer und 3D Heizer	immer EIN
Leistung Hauptheizer	2578 W
Leistung 3D Heizer	4810 W
Massenstrom im Wärmetauscher-Strang	0.52 kg/s
Massenstrom im 3D-Strang	0.31 kg/s
Massenstrom im Hauptheizer-Strang	0.21 kg/s
LBE Temperatur am Einlass der Teststrecke und des Hauptheizers	208 °C
Öltemperatur am Einlass des Wärmetauschers (Sekundärseite)	61 °C

Am Anfang der Simulation befindet sich die TALL-3D Anlage in einem stationären Naturumlauf-Zustand. Beide Heizer heizen mit ihren nominalen Leistungen und die erzeugte Wärme wird an die Sekundärseite abgegeben. Dies geschieht durch Naturkonvektion im Primärkreis. Grundlage für die Naturkonvektion sind die Höhen- und die Dichteunterschiede im Primärkreis. Die beiden Heizer befinden sich im unteren Teil der Anlage, während der Wärmetauscher – im oberen. Das LBE wird unten aufgeheizt und dadurch leichter. Es steigt nach oben zu dem oberen horizontalen Rohr und dann wird im Wärmetauscher gekühlt. Das schwere Kühlmittel fließt nach unten Richtung unteres Rohr und von dort gelangt er wieder in den Primärkreis mit Aufheizung.

Bei diesem stationären Zustand entwickelt sich in der Teststrecke eine Kühlmittelschichtung (Abb. 6.4). Das kalte und schwere LBE stratifiziert am Pool-Boden, während sich im oberen, geheizten Bereich das aufgewärmte LBE befindet. Insgesamt ergeben sich ähnliche Temperaturverteilungen in den beiden Simulationen. In der CHT-Rechnung ist die Temperatur im Bereich der Deckelwand etwas höher als in der reinen CFD-Rechnung. Grund dafür ist die Wärmeleitung von der beheizten Seitenwand zur Deckelwand, die in der komplexeren CFD Simulation mit CHT berücksichtigt werden kann. In den beiden Simulationen können auch ähnliche Geschwindigkeitsverteilungen festgestellt werden. Die höchsten Fluidgeschwindigkeiten sind im Einlassrohr (0.17 m/s), im Auslassrohr (0.08 m/s) sowie im Bereich des Strahls, während im restlichen Pool-Bereich sehr niedrige Fluidgeschwindigkeiten herrschen (Abb. 6.5).



**Abb. 6.4** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02,  $t=0$  s)



**Abb. 6.5** Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen  
(Versuch T02,  $t=0$  s)

Abb. 6.6 (Versuch T02) zeigt den Massenstrom am Einlass der Teststrecke. Die Temperatur an der gleichen Stelle zeigt Abb. 6.7. Bei  $t=0$  s wird die elektromagnetische Pumpe eingeschaltet und nach etwa 100 s wird ein neuer konstanter Massenstrom von etwa 1.64 kg/s erreicht. Kurz nach der Pumpeneinschaltung ( $t=10$  s) führt der hohe Massenstrom zu einer Kühlmittelvermischung im Poolbereich. Abb. 6.8 und Abb. 6.9 zeigen die Temperatur- und die Fluidgeschwindigkeitsverteilung in den beiden Simulationen. Etwa 10 s später ist das Kühlmittel im Pool-Bereich vollständig vermischt. Der Einfluss der Wärmeleitung in der Wand In ist Abb. 6.10 deutlich zu sehen. Die Deckelwand wird durch ihre Verbindung mit der Seitenwand erwärmt und sie gibt einen Teil der Wärme an das Fluid. Dieser Prozess geschieht sogar auch im Auslassrohr.

Durch die Pumpeneinschaltung und die Kühlmittelvermischung im Pool sinkt die Auslasstemperatur auf etwa 256°C (s.Abb. 6.11). Auf diesem Bild ist es zu sehen, dass

die CHT-Ergebnisse näher an den Experimentalwerte liegen. Die Dynamik in der transienten Phase ( $0 < t < 200$  s) kann in der CFD Rechnung ohne Wandmodellierung nicht richtig erfasst werden.

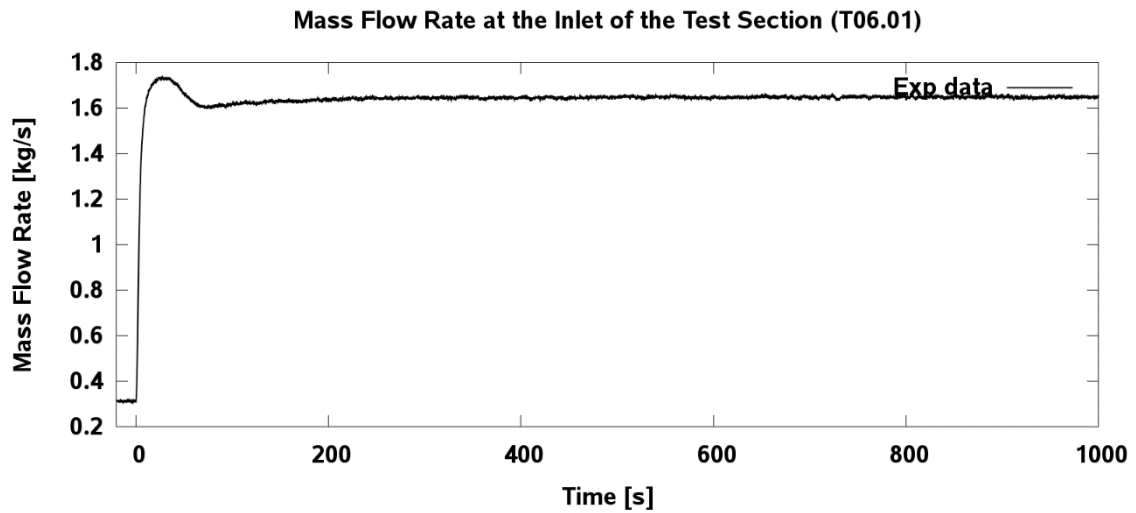


Abb. 6.6 Massenstrom am Einlass der Teststrecke (Versuch T02)

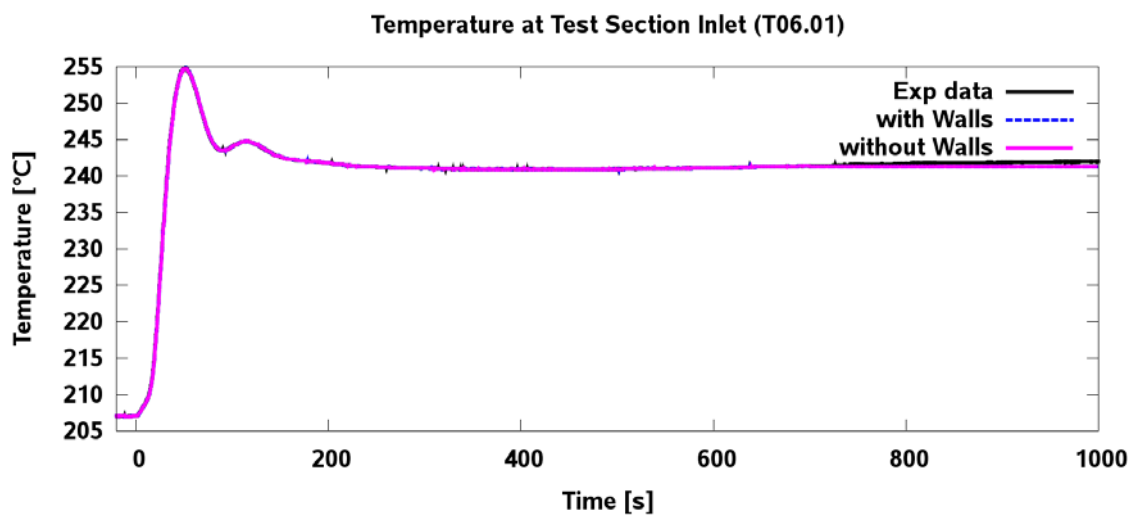
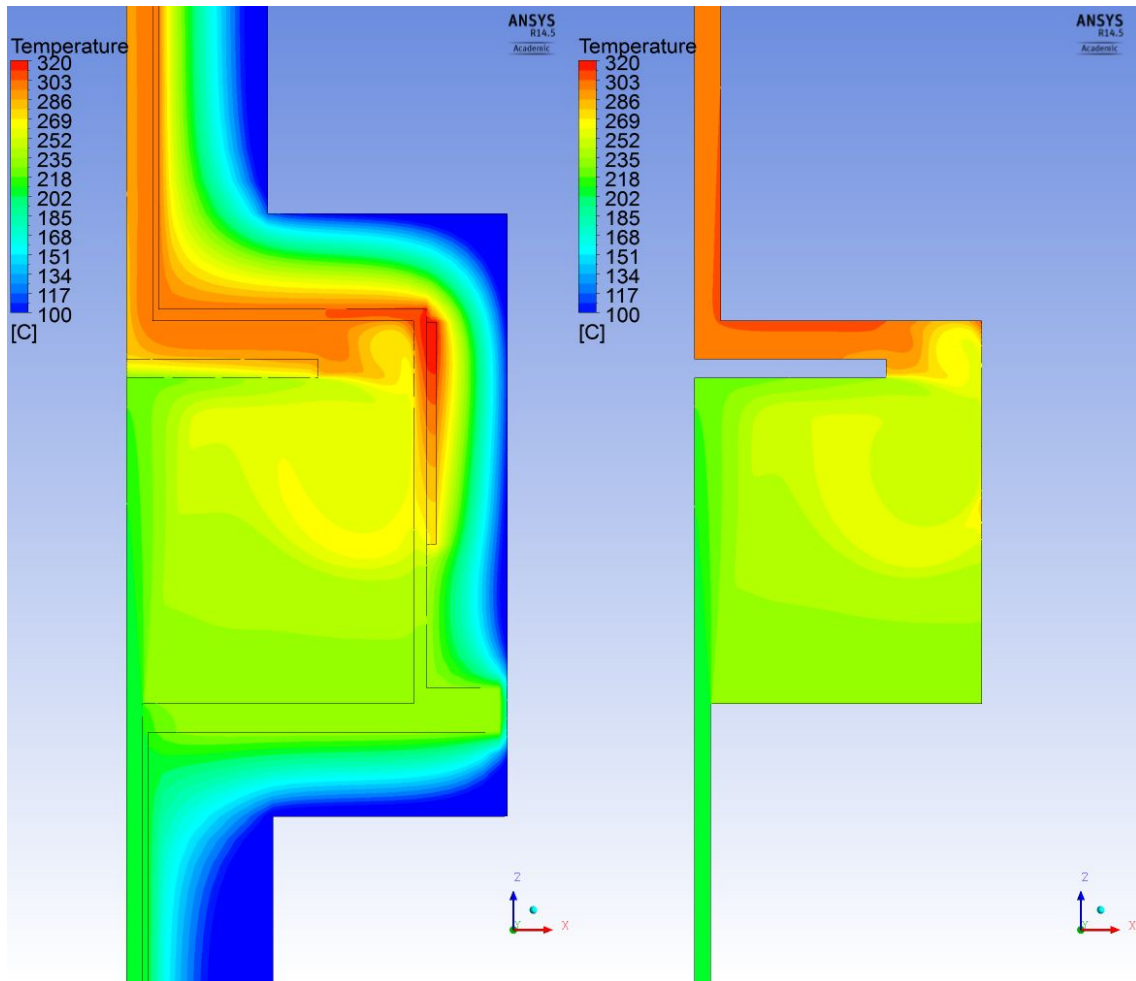
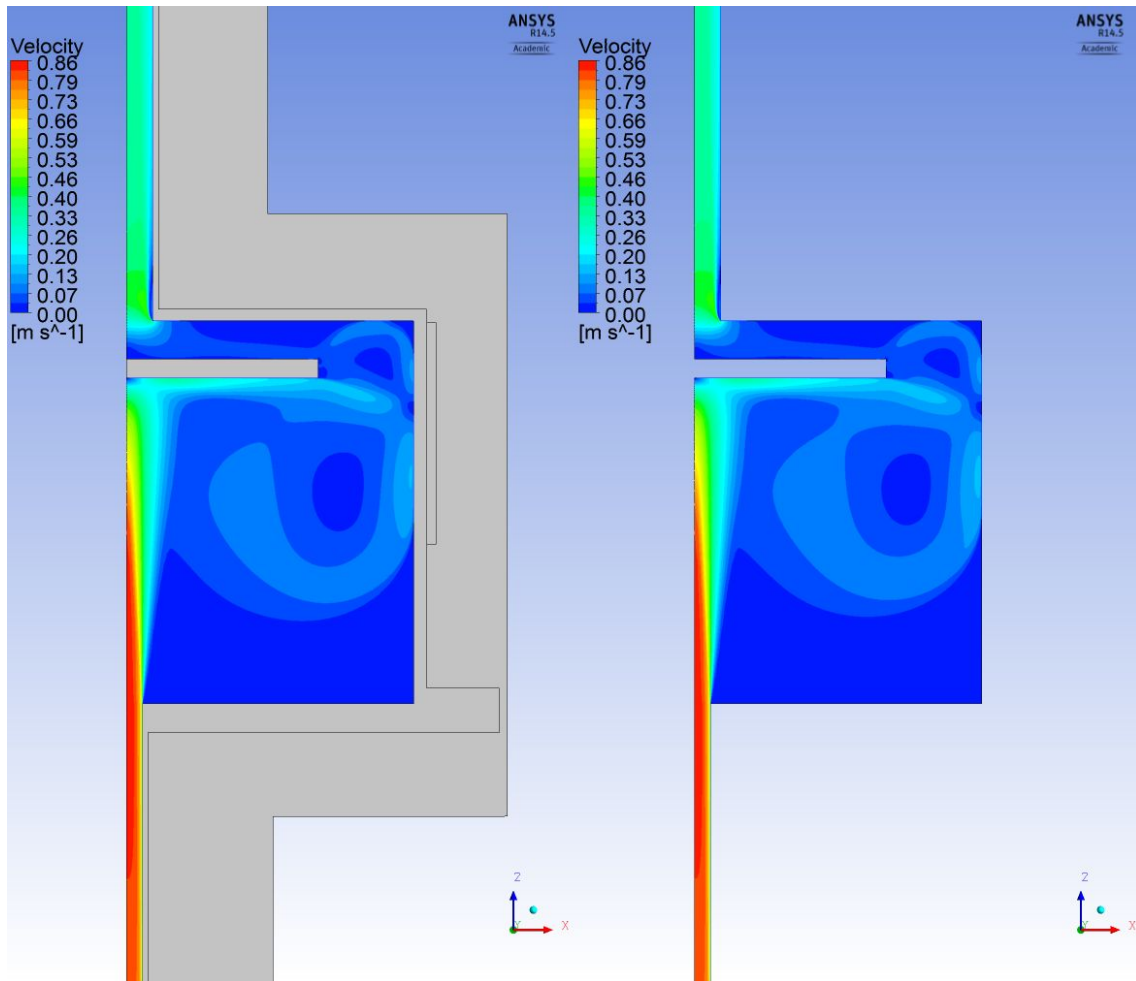


Abb. 6.7 Temperatur am Einlass der Teststrecke (Versuch T02)





**Abb. 6.8** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02,  $t=10$  s)



**Abb. 6.9** Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen  
(Versuch T02,  $t=10$  s)

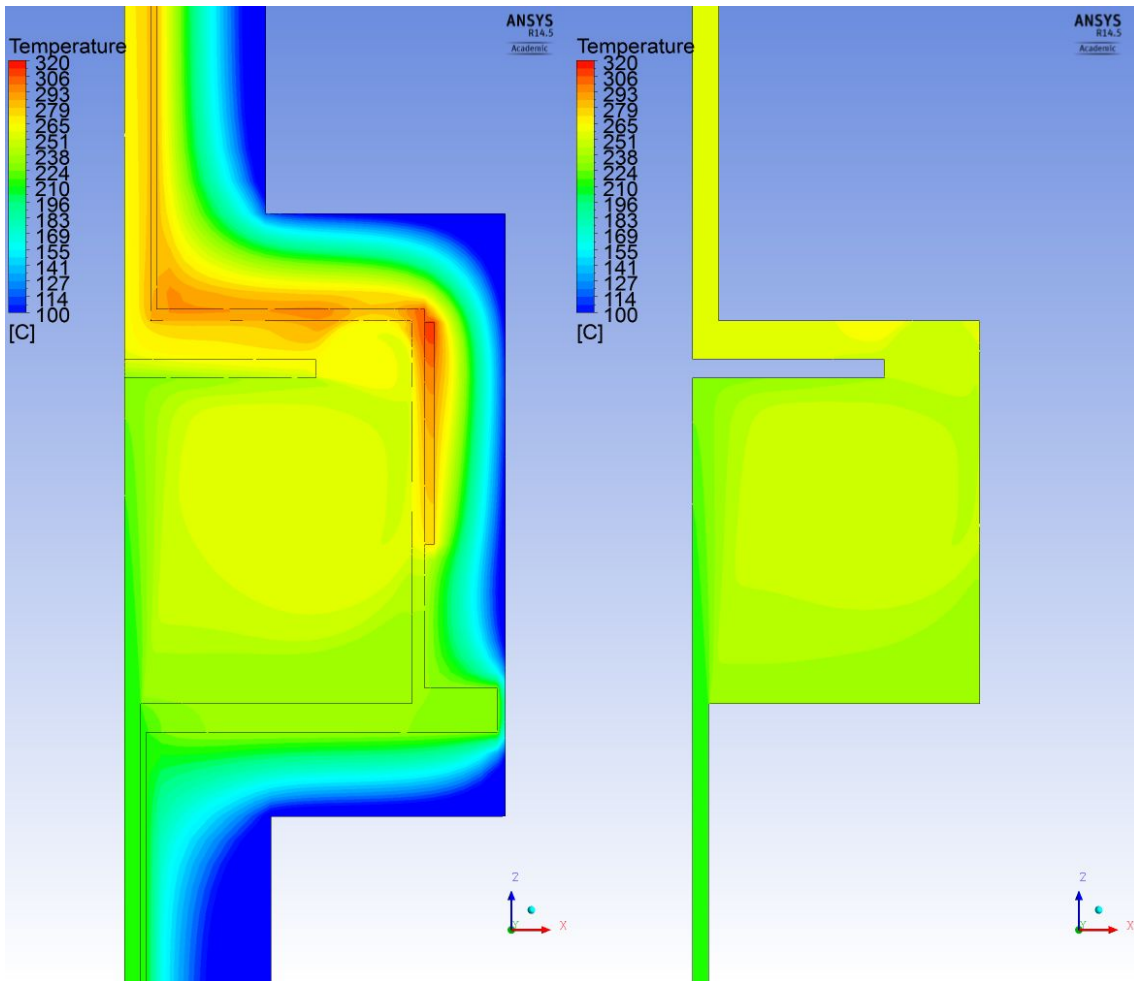


Abb. 6.10 Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02,  $t=20$  s)

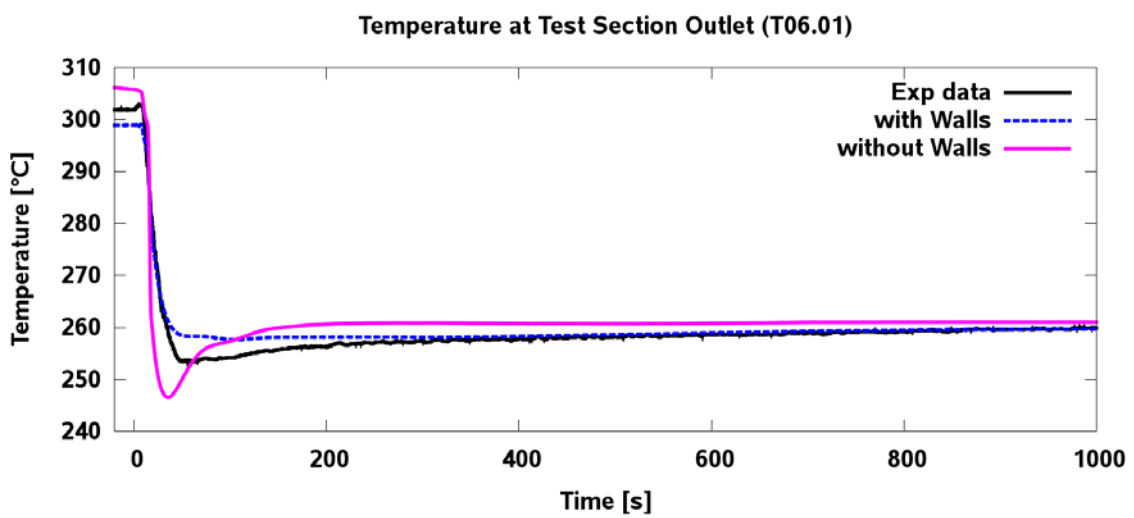


Abb. 6.11 Temperatur am Auslass der Teststrecke (Versuch T02)

Abb. 6.12 und Abb. 6.13 zeigen Vergleich der Temperaturen an der Bodenplatte. Nach der Einschaltung der Pumpe steigt die Temperatur, da durch die Kühlmittelvermischung die kalte LBE-Schicht am Boden nicht mehr vorhanden ist. Hier kann wieder festgestellt werden, dass die Ergebnisse der CHT-Rechnung näher an den Experimentaldaten als die reinen CFD-Ergebnisse liegen. Mit der Zeit gleichen sich die beiden Kurven an, da ein neuer stationärer Zustand erreicht wird. Für die ILW (innere Wand) Thermoelemente Abb. 6.14 und Abb. 6.15 ergibt sich ein ähnliches Bild. Die Verbesserung durch die Berücksichtigung der CHT in der CFD-Simulation ist in Abb. 6.14 deutlich zu sehen. Die Standard CFD-Rechnung unterschätzt die ILW2 bei  $t=40$  s um etwa  $12$  °C, während mit Hilfe der Wandmodellierung wird die Wandtemperatur korrekt berechnet.

Bei den IPT-Thermoelementen (Abb. 6.16, Abb. 6.17, Abb. 6.18) wird die Fluidtemperatur generell von der CHT-Simulation leicht überschätzt (etwa 4 K), während diese von der reinen CFD-Simulationen unterschätzt wird. Abb. 6.19, Abb. 6.20 und Abb. 6.21 zeigen Ergebnisse für die Temperaturen der CIP-Thermoelementen. Diese liegen an der unteren Oberfläche der Metallplatte, die im oberen Pool-Bereich befestigt ist und daher vom heißen LBE umschlossen wird. Nach der Einschaltung der Pumpe prallt das kalte LBE auf der Platte und dadurch sinkt die gemessene Temperatur auf ca.  $253$  °C. Sehr gute Übereinstimmung zwischen CHT-Rechnung und Experiment kann beobachtet werden. Im Gegensatz dazu können Abweichungen bis zu 10 K in der reinen CFD-Simulation festgestellt werden.

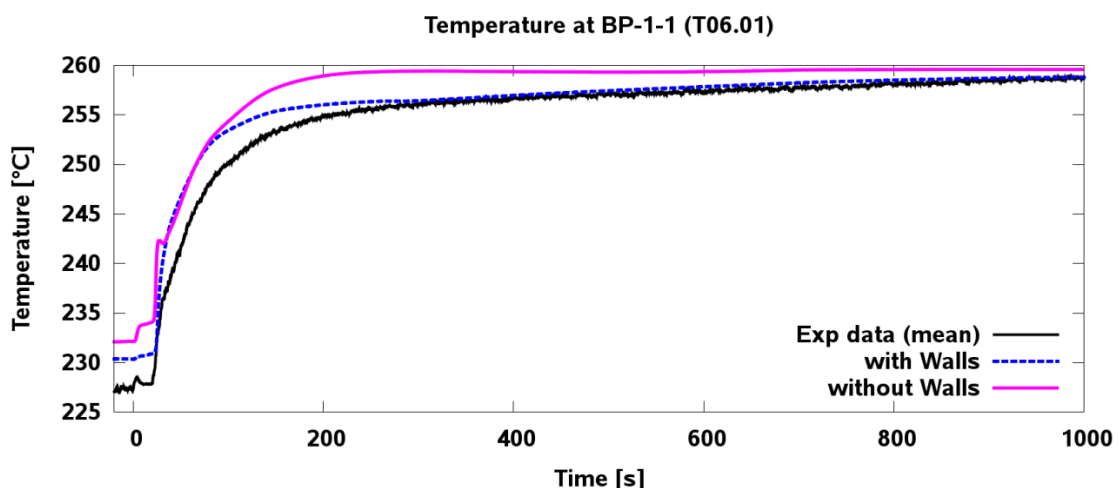


Abb. 6.12 Temperatur an der Position BP1 (Versuch T02)

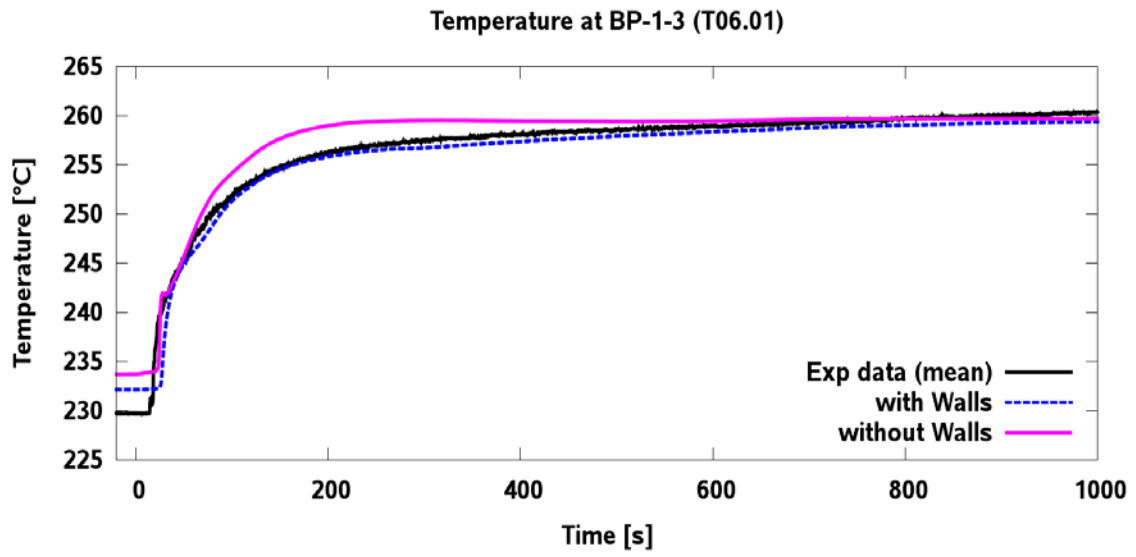


Abb. 6.13 Temperatur an der Position BP3 (Versuch T02)

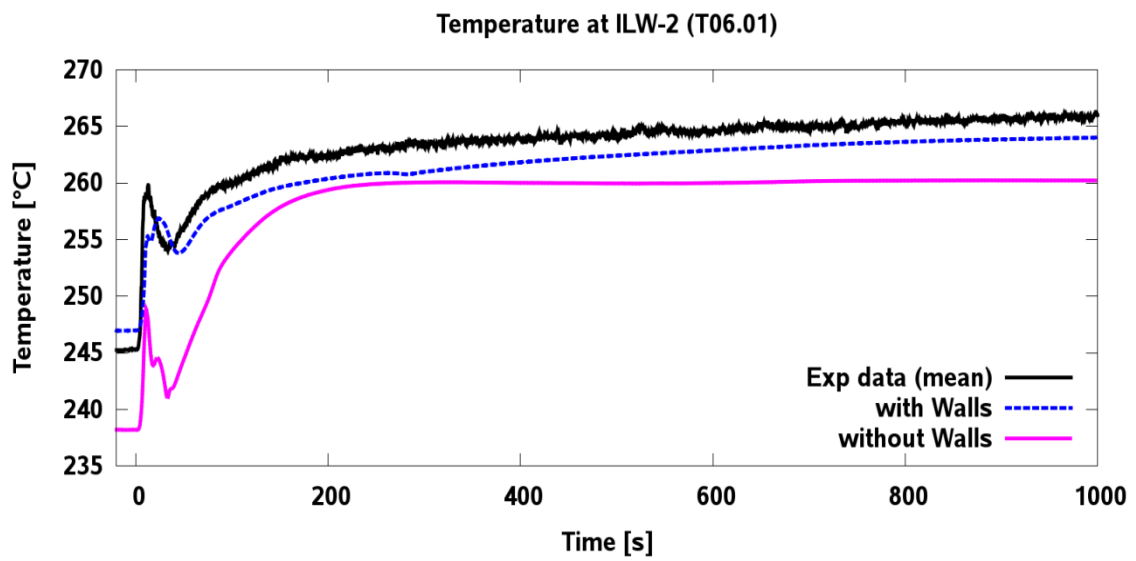


Abb. 6.14 Temperatur an der Position ILW2 (Versuch T02)

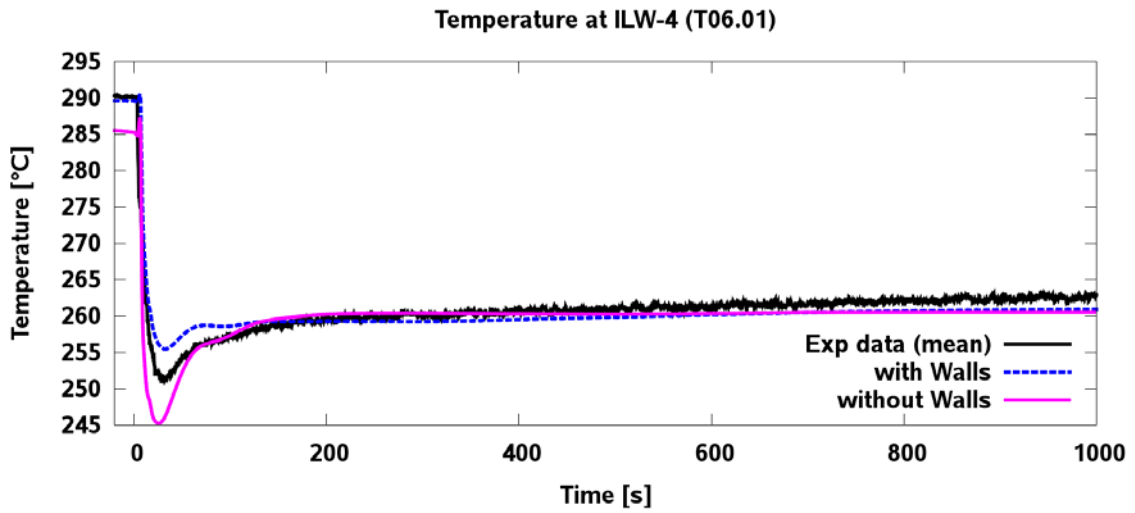


Abb. 6.15 Temperatur an der Position ILW4 (Versuch T02)

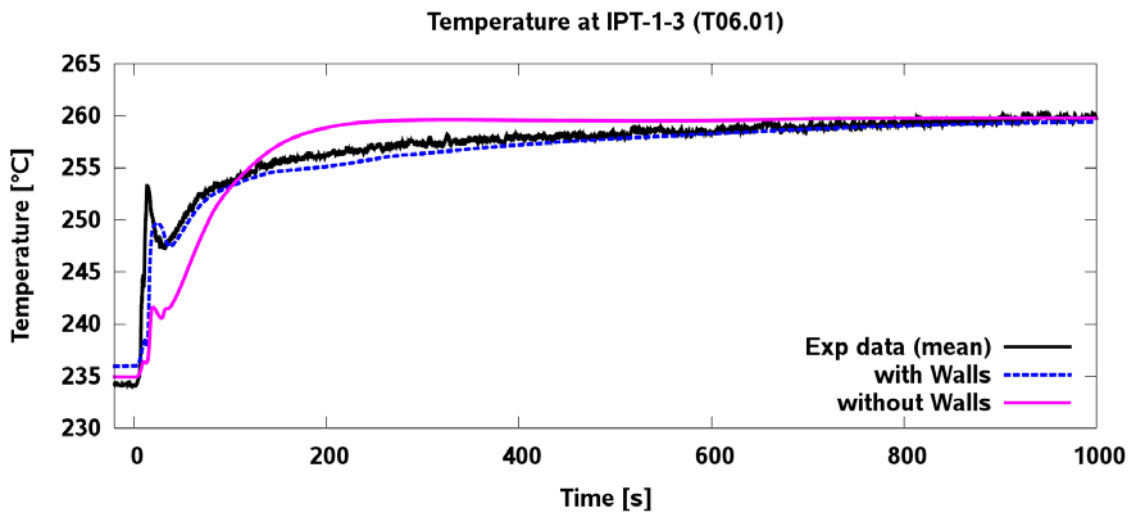


Abb. 6.16 Temperatur an der Position IPT3 (Versuch T02)

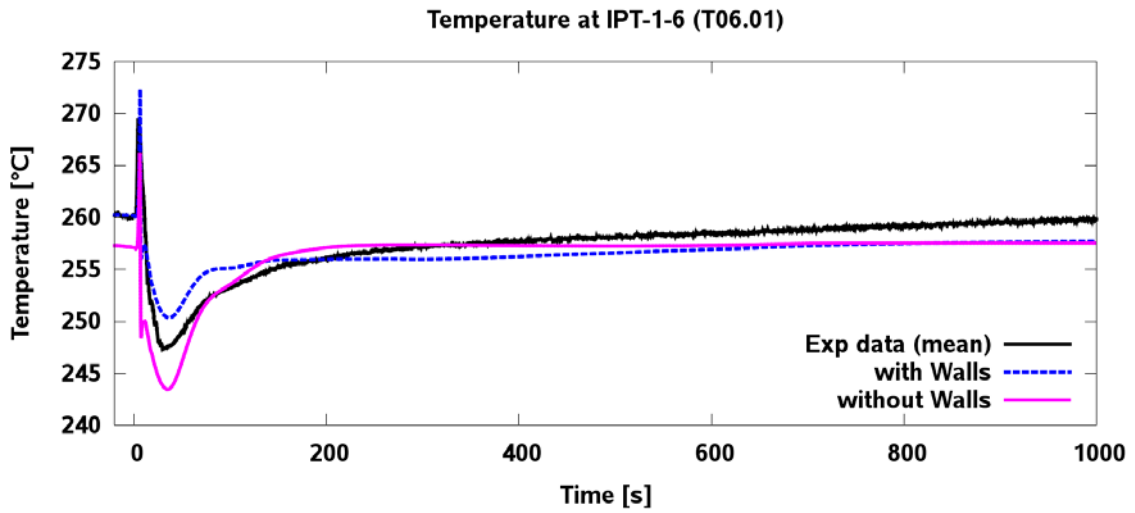


Abb. 6.17 Temperatur an der Position IPT6 (Versuch T02)

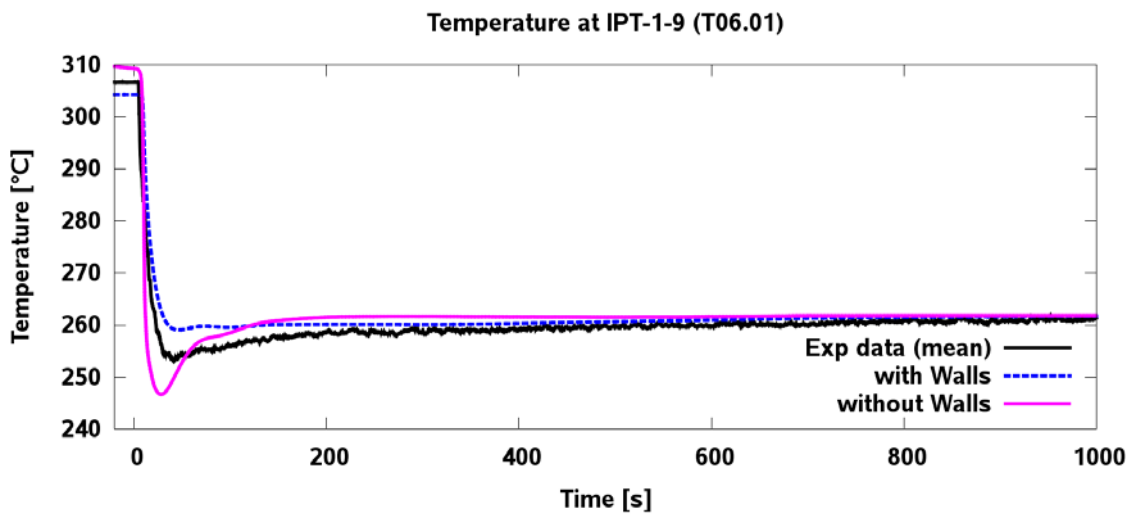


Abb. 6.18 Temperatur an der Position IPT9 (Versuch T02)

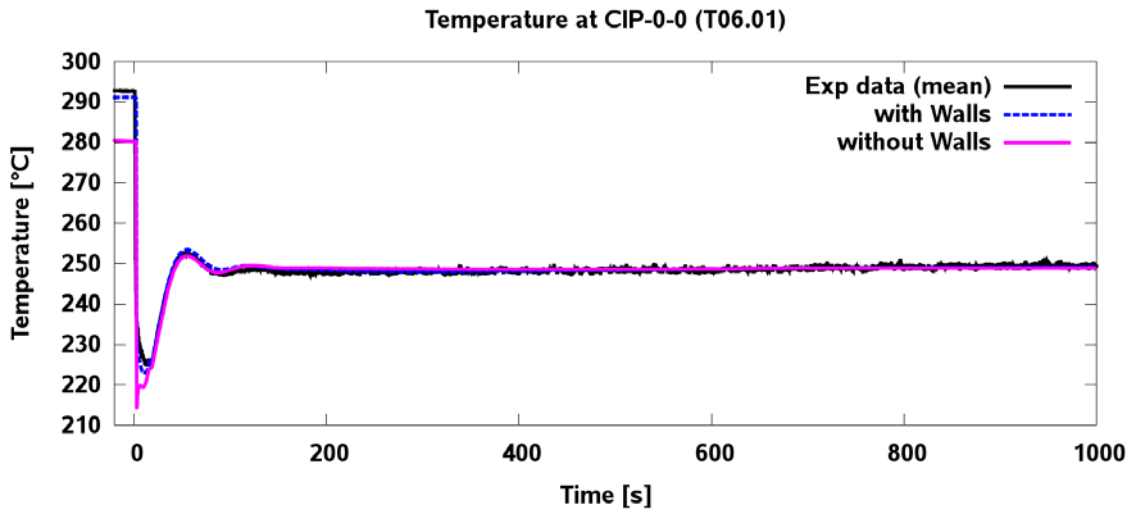


Abb. 6.19 Temperatur an der Position CIP0 (Versuch T02)

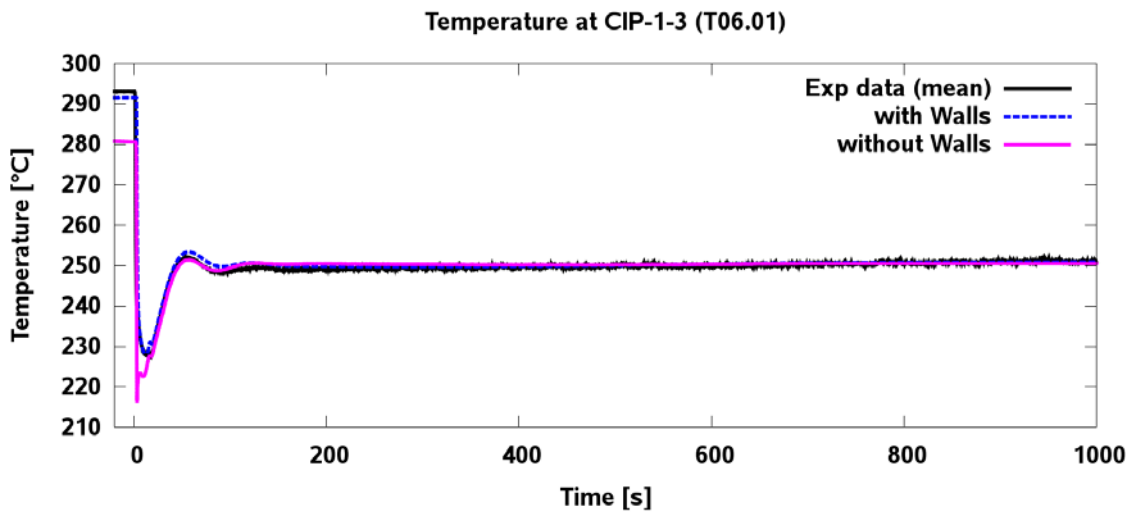
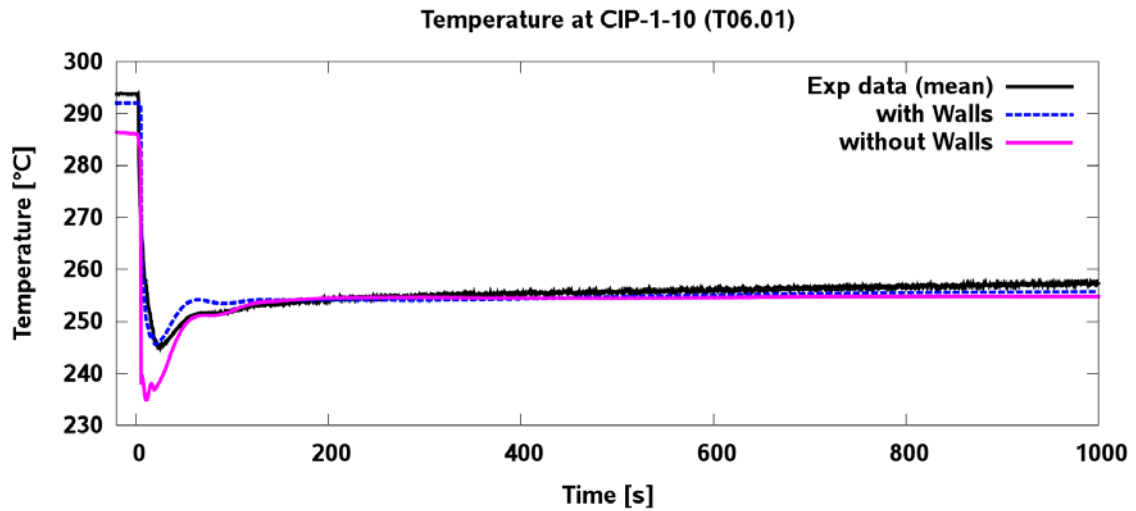


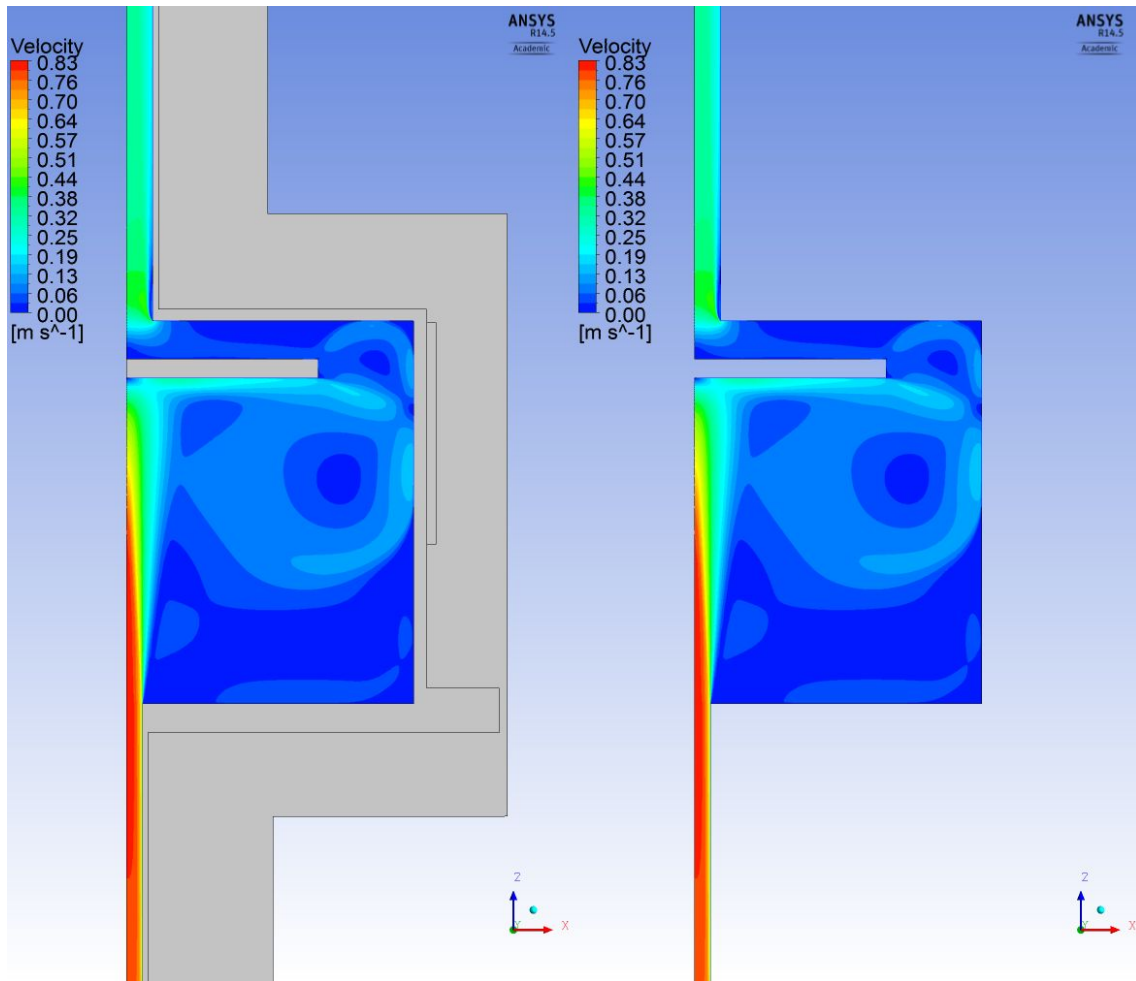
Abb. 6.20 Temperatur an der Position CIP3 (Versuch T02)



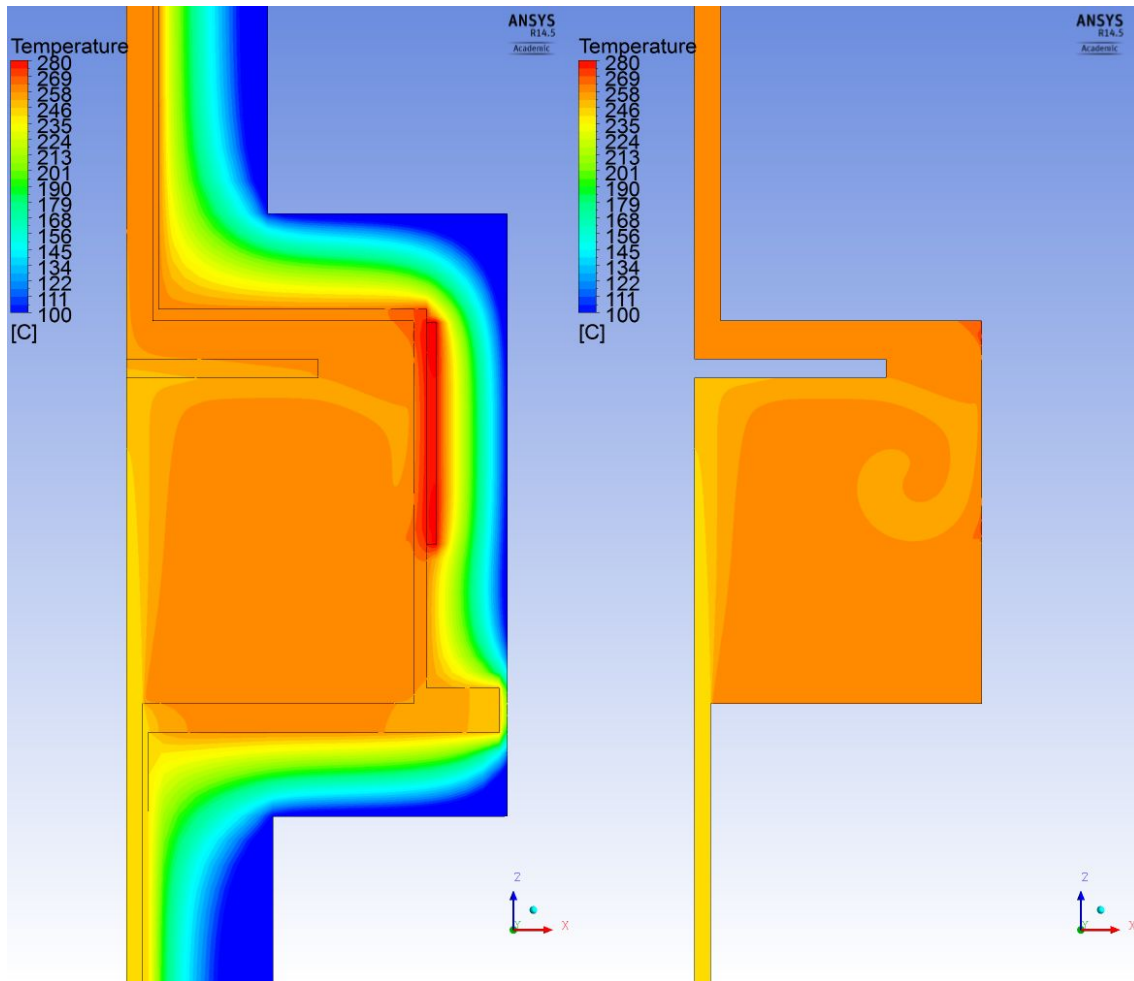


**Abb. 6.21** Temperatur an der Position CIP10 (Versuch T02)

Etwa 1000 s nach der Einschaltung der Pumpe prallt das kalte LBE-Strahl auf der Metallplatte und dann fließt Richtung Seitenwand. Das kalte Fluid nimmt Wärme von der kalten Wand weg und transportiert diese ins Pool-Zentrum. Es bilden sich ein großer und ein kleiner Wirbel, die in gegengesetzter Richtung drehen (Abb. 6.22) und dadurch für eine Kühlmittelvermischung im Pool-Bereich sorgen. Abb. 6.23 zeigt die Temperaturverteilung in der Teststrecke. Große Unterschiede zwischen den beiden Rechnungen können hier nicht festgestellt werden, da dieser Zustand stationär ist.



**Abb. 6.22** Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen  
(Versuch T02,  $t=1000$  s)



**Abb. 6.23** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02,  $t=1000$  s)

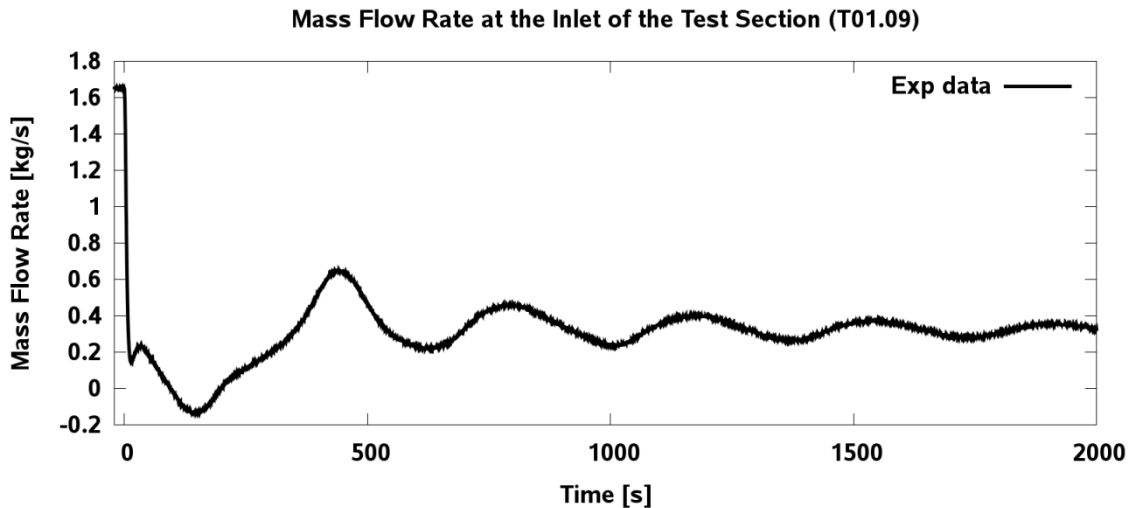
#### 6.4 Einfluss der Wandmodellierung auf die Ergebnisse bei dem TALL-3D Versuch T01

Der Versuch T01 beginnt mit laufender elektromagnetischer Pumpe von dem stationären Zustand /PAP 14b/, der Abb. 6.23 dargestellt ist. Der Massenstrom im 3D Strang beträgt  $1.64$  kg/s und dem 3D Heizer ist eine elektrische Leistung von  $4810$  W aufgeprägt. Die wesentlichen Randbedingungen werden in Tab. 6.2 zusammengefasst.

**Tab. 6.2** Anfangs- und Randbedingungen im T01 Versuch

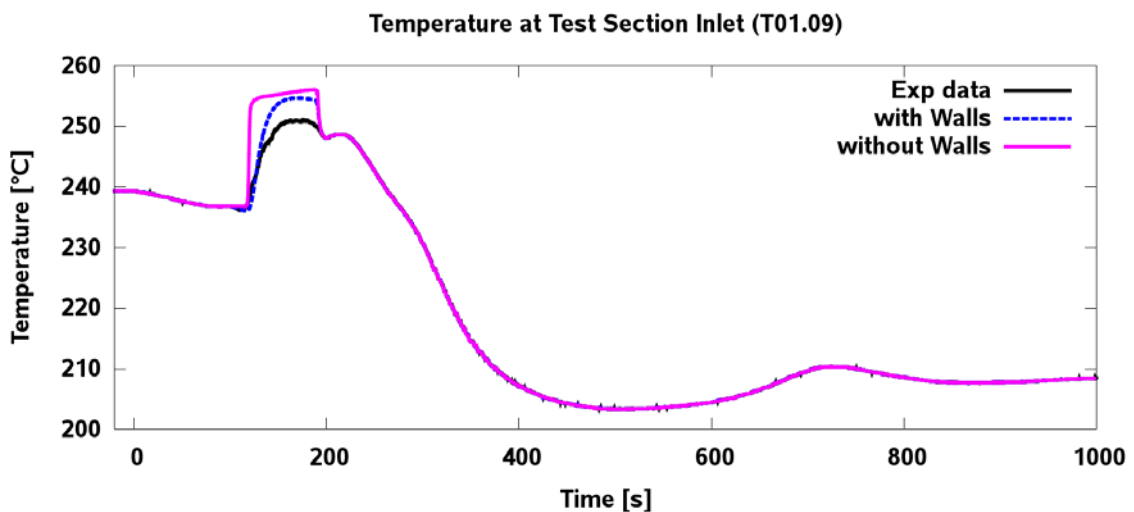
Parameter	Wert/Zustand
Ausfall der Primärpumpe (Simulationszeit)	0 s
Hauptheizer und 3D Heizer	immer EIN
Leistung Hauptheizer	2578 W
Leistung 3D Heizer	4810 W
Massenstrom im Wärmetauscher-Strang	4.27 kg/s
Massenstrom im 3D-Strang	1.64 kg/s
Massenstrom im Hauptheizer-Strang	2.63 kg/s
LBE Temperatur am Einlass der Teststrecke und des Hauptheizers	239 °C
Öltemperatur am Einlass des Wärmetauschers (Sekundärseite)	61 °C

Abb. 6.24 zeigt den Massenstrom und Abb. 6.25 die Temperatur am Einlass der Teststrecke. Die Einlasstemperatur ist Randbedingung während der gesamte Transienten, mit Ausnahme im Zeitbereich zwischen 120 und 200 s. Grund dafür ist der Strömungsumkehr in diesem Zeitraum, wo die Temperatur am Einlass ein Ergebnis der 3D Simulation ist. Es ist zu sehen, dass der T01 Versuch im Vergleich zu dem T06 deutlich dynamischer ist. Grund für diese Dynamik ist die Abschaltung der Pumpe und die beiden Heizer, die sich in zwei parallelen Strängen befinden. Im Naturumlauf strömt das flüssige Metall, das von dem Wärmetauscher-Strang kommt in das untere Rohr. Von dort hat das Kühlmittel die Möglichkeit entweder Richtung 3D Teststrecke-Strang oder Richtung Hauptheizer-Strang zu strömen. In welcher Richtung das LBE strömen wird, hängt es hauptsächlich von den Druckverlusten, der Heizleistung sowie von der Geometrie der beheizten Komponenten. In T01 sind die Heizleistungen und die Druckverluste in den beiden Strängen sehr ähnlich, deswegen schaukelt sich die Strömung im Naturumlauf auf. Dies führt zu den beobachteten Massenstrom Oszillationen in Abb. 6.24. Etwa 2000 s nach der Abschaltung der Pumpe können Massenstrom- und Temperaturfluktuationen immer noch beobachtet werden.

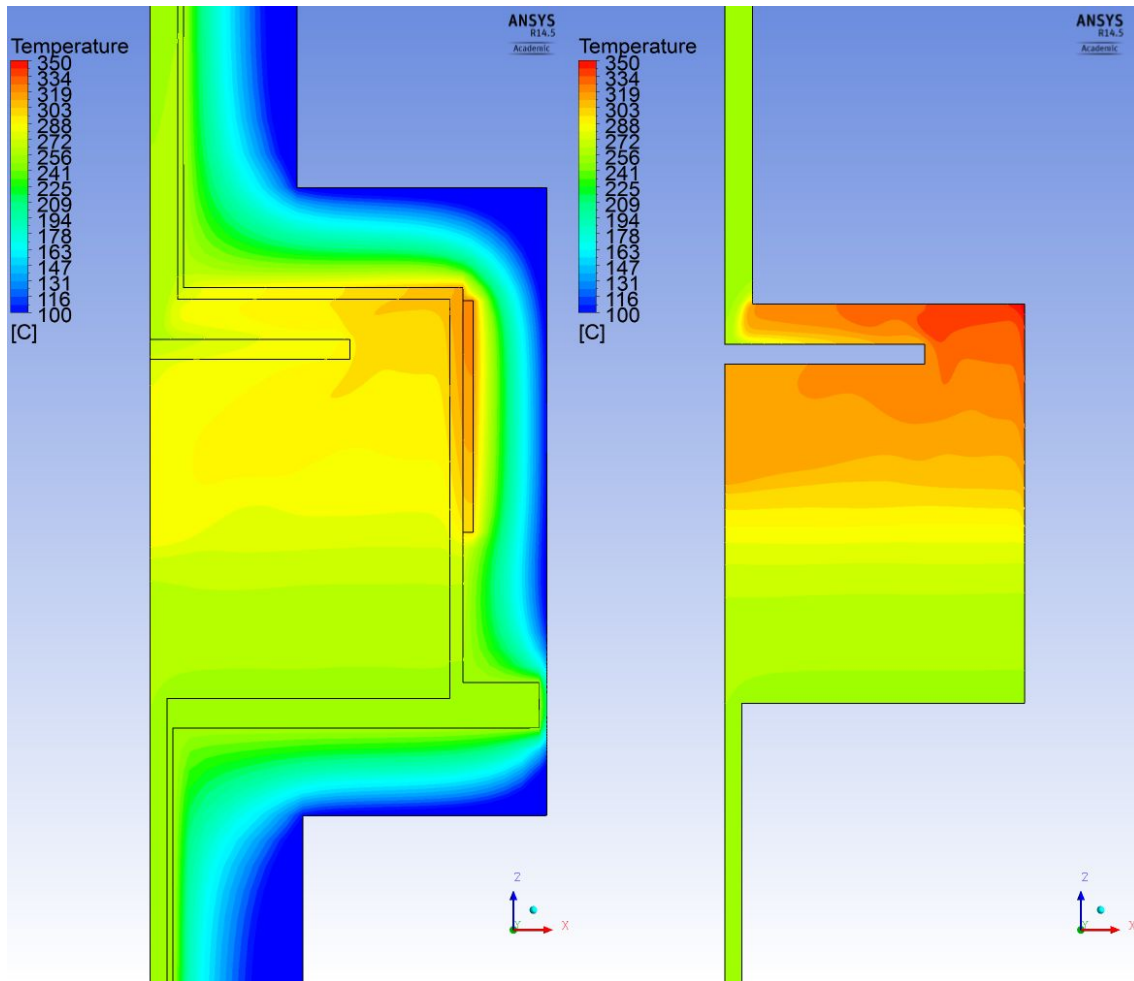


**Abb. 6.24** Massenstrom am Einlass der Teststrecke (Versuch T01)

Abb. 6.25 zeigt die Temperatur am Eintritt des Teststrecke-Einlassrohres. Es ist zu sehen, dass im Strömungsumkehr, die gemessene Temperatur um etwa 4 K von den beiden Simulationen überschätzt wird. Trotzdem liegt die berechnete Temperatur mit Hilfe von CFD und CHT etwas näher an den KTH Daten. Die Temperaturverteilung in den beiden CFD-Domänen bei  $t=170$  s (Strömungsumkehr) ist in Abb. 6.26 dargestellt.



**Abb. 6.25** Temperatur am Einlass der Teststrecke (Versuch T01)



**Abb. 6.26** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t=170$  s)

Die Temperatur am Auslass der Teststrecke stellt Abb. 6.27 dar. Es kann eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der berechneten mit Hilfe der CFD/CHT-Methode Temperatur und den gemessenen Werten festgestellt werden. Im Gegensatz dazu, weicht die Temperatur, die mit reinem CFD-Verfahren berechnet worden ist deutlich ab. Die Abweichung erreicht bei ca.  $t=300$  s etwa 60 K. Grund dafür ist die vereinfachte Modellierung der Wärmeerzeugung. Im alten CFD-Modell ist diese mit einer beheizten, unendlich dünne Wand realisiert, an der einen konstanten Wärmestrom von  $43922 \text{ W/m}^2$  aufgeprägt ist. In der CFD/CHT-Rechnung sind die Festkörperstrukturen explizit modelliert. Deswegen konnte im Heizer eine Volumenleistung von  $8.293079\text{E}+06 \text{ W/m}^3$  spezifiziert werden. Beide Werte entsprechen der vorgegebenen Leistung von  $4810 \text{ W}$ . Im ersten Fall ist aber der Wärmestrom konstant während der gesamten Rechnung. Im zweiten CFD/CHT-Fall ergibt sich der Wärmestrom aus der Volumenleistung, der

Wandstärke, den Wandmaterialeigenschaften, sowie aus der Fluidgeschwindigkeit und -temperatur. Dieser Wärmestrom ist nicht konstant und ist der Realität deutlich näher.

Weiterhin kann festgestellt werden, dass die zeitliche Sequenz der Temperaturspitzen nur von der CFD/CHT-Simulation richtig erfasst werden kann. Grund dafür ist die vorhandene thermische Trägheit der Metallstrukturen. Je mehr Metallmasse vorhanden ist, desto größer die thermische Trägheit wird. Eine größere thermische Trägheit verlangsamt die Dynamik der Transiente und die Temperaturspitzen treten etwas verspätet auf. Deshalb ist eine korrekte Vorhersage des zeitlichen Verlaufs ohne Wandmodellierung nicht möglich. Abb. 6.28 vergleicht die Temperatureergebnisse von den beiden Simulationen bei Simulationszeit  $t = 300$  s. Es ist zu sehen, dass die reine CFD-Simulation einen deutlich wärmeren oberen Pool-Bereich aufweist.

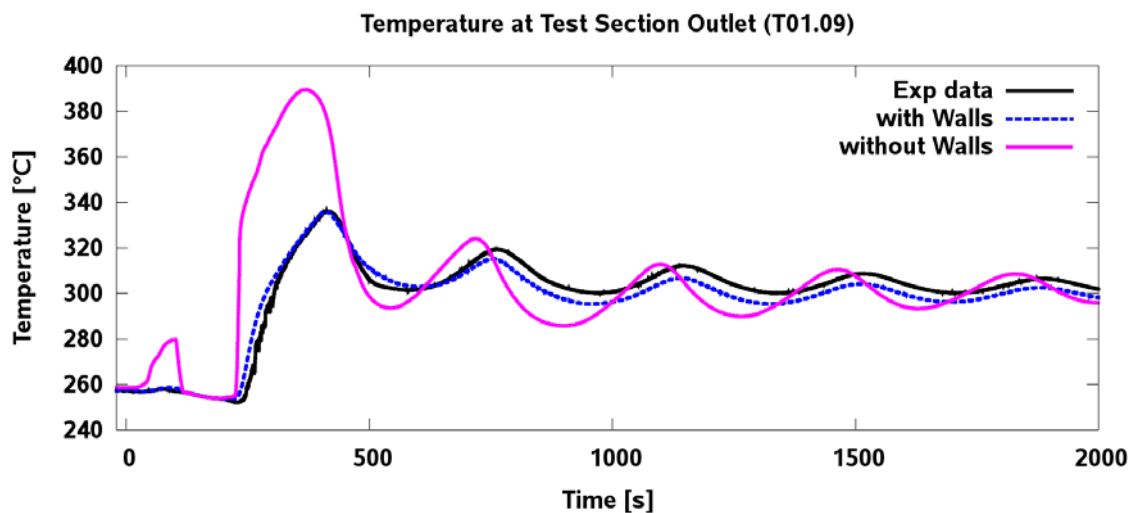
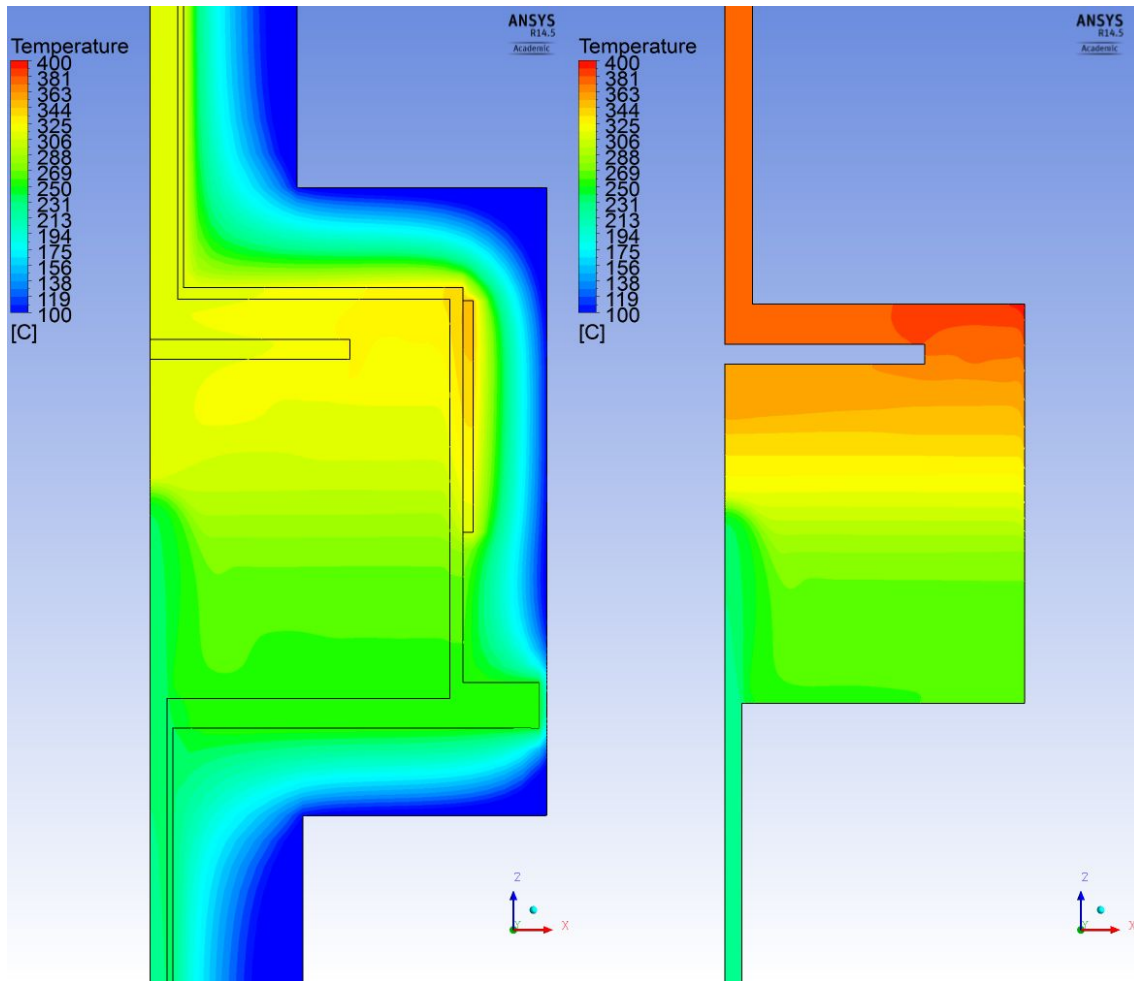


Abb. 6.27 Temperatur am Auslass der Teststrecke (Versuch T01)



**Abb. 6.28** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t=300$  s)

Die Temperaturentwicklung an der Bodenoberfläche wird in Abb. 6.29 vorgestellt. Die CFD/CHT-Simulation ist in einer sehr guten Übereinstimmung mit dem Experiment, während in der reinen CFD-Simulation die Temperatur im Bereich zwischen 500s und 1500 s bis zu 9 K unterschätzt wird. Eine unterschiedliche Aufheizung führt auch zu einer unterschiedlichen Strömungsverteilung in der Teststrecke. Abb. 6.30 zeigt bei  $t=770$  s die Geschwindigkeitsverteilung und Abb. 6.31 die Temperaturverteilung in den beiden CFD-Bereichen. Aufgrund der großen Farbskalierung ist es leider nicht einfach einen Temperaturunterschied von etwa 6 - 7 K festzustellen.



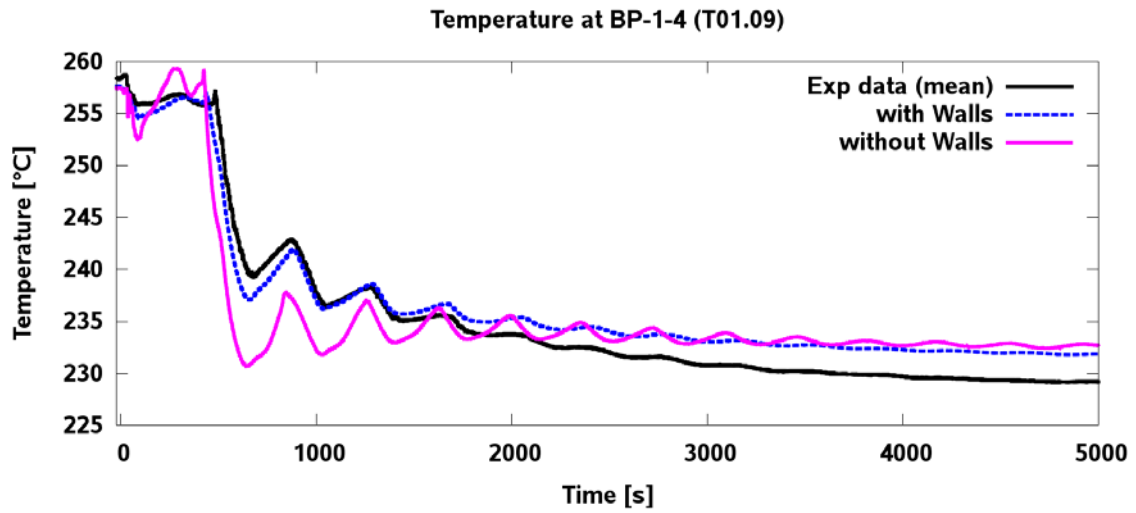


Abb. 6.29 Temperatur an der Position BP1 (Versuch T01)

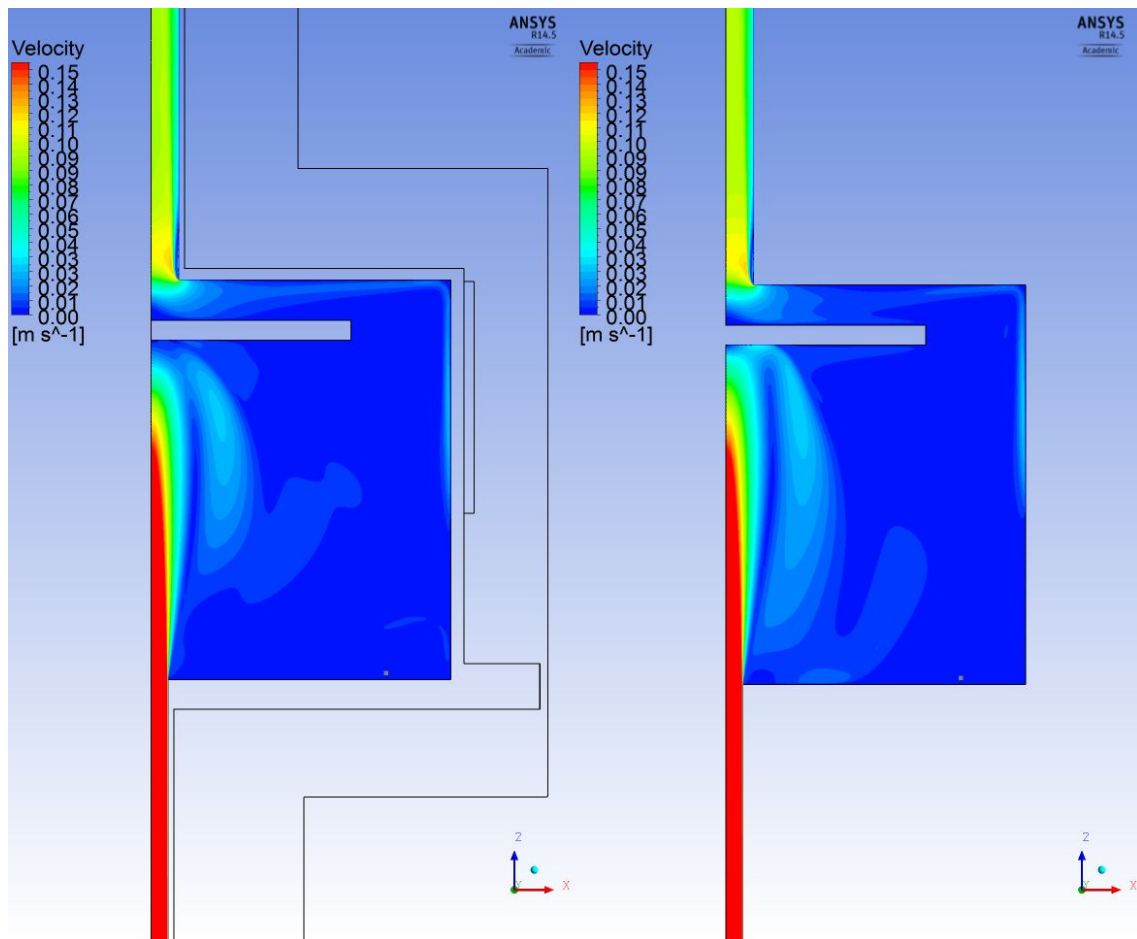
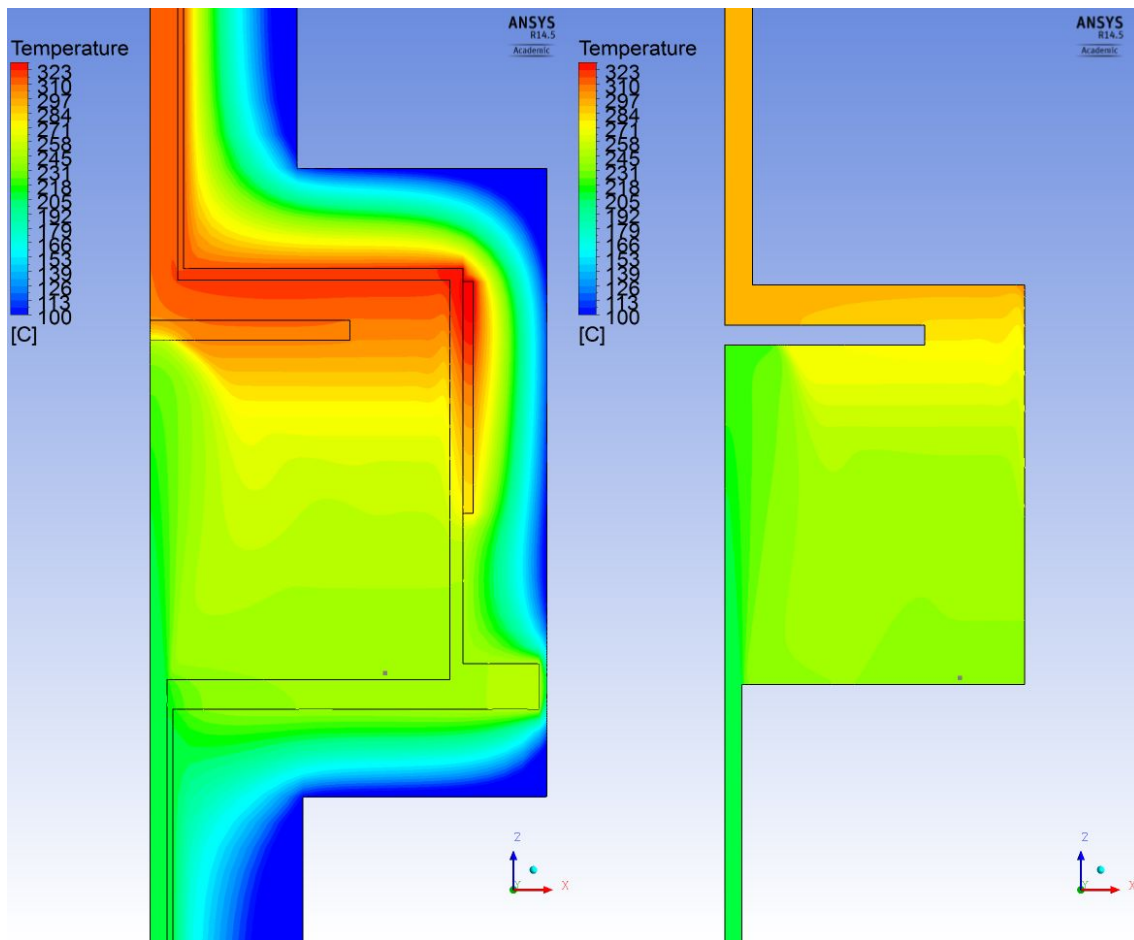


Abb. 6.30 Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t = 770$  s)



**Abb. 6.31** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t = 770$  s)

Der Temperaturverlauf im Zentrum der unteren Metallplattenoberfläche ist in Abb. 6.32 dargestellt. Die reine CFD Simulation überschätzt den Temperaturanstieg mit 35 K, während dieser von der CFD/CHT-Rechnung sehr genau erwisch wird. Im Laufe der Transiente wird die LBE-Temperatur in der Rechnung ohne Wandmodellierung systematisch unterschätzt. Etwa 5000 s nach der Abschaltung der Pumpe zeigt der CIP 0 Monitor Point in der CFD-Simulation eine Abweichung von etwa 15 K von dem gemessenen Wert. Im Gegensatz dazu ist die Übereinstimmung für die CFD/CHT-Simulation sehr gut. Es gibt zwei Gründe für die Temperaturunterschätzung in der ersten Rechnung:

- ANSYS CFX berechnet einen höher liegenden LBE-Strahl
- die Wärmeleitung in der Metallplatte wird nicht berücksichtigt

Das LBE über die Metallplatte ist auf 302°C erhitzt, während unter der Platte eine Temperatur von nur 277 °C herrscht. Durch die CHT-Modellierung in der komplexeren Simulation erwärmt die Platte das darunter strömende LBE auf 290°C und somit sinkt

auch lokal die LBE-Temperatur über die Metallplatte. Dies ist in Abb. 6.33 dargestellt. Zur besserer Farbskalierung wurde die Temperaturverteilung in der Isolierung nicht angezeigt.

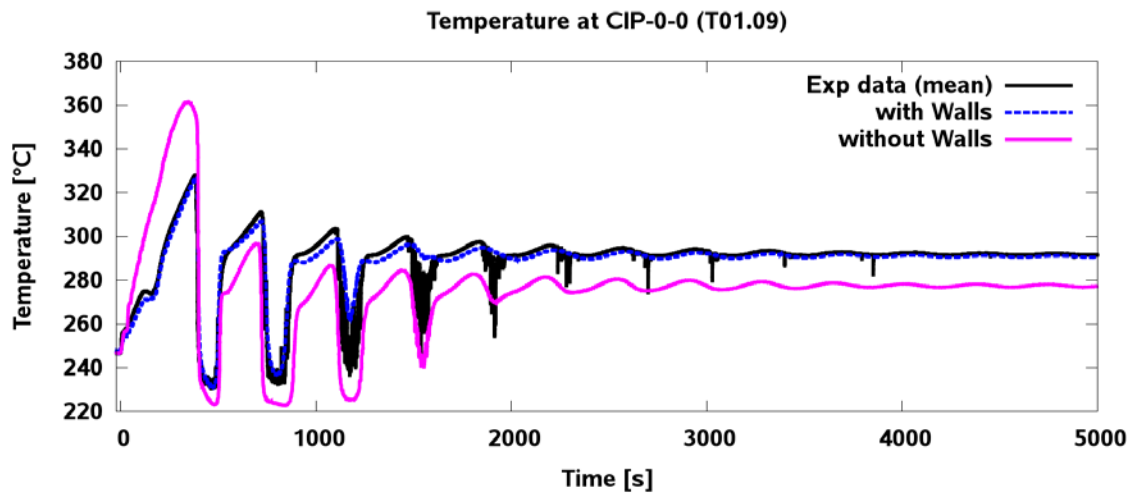
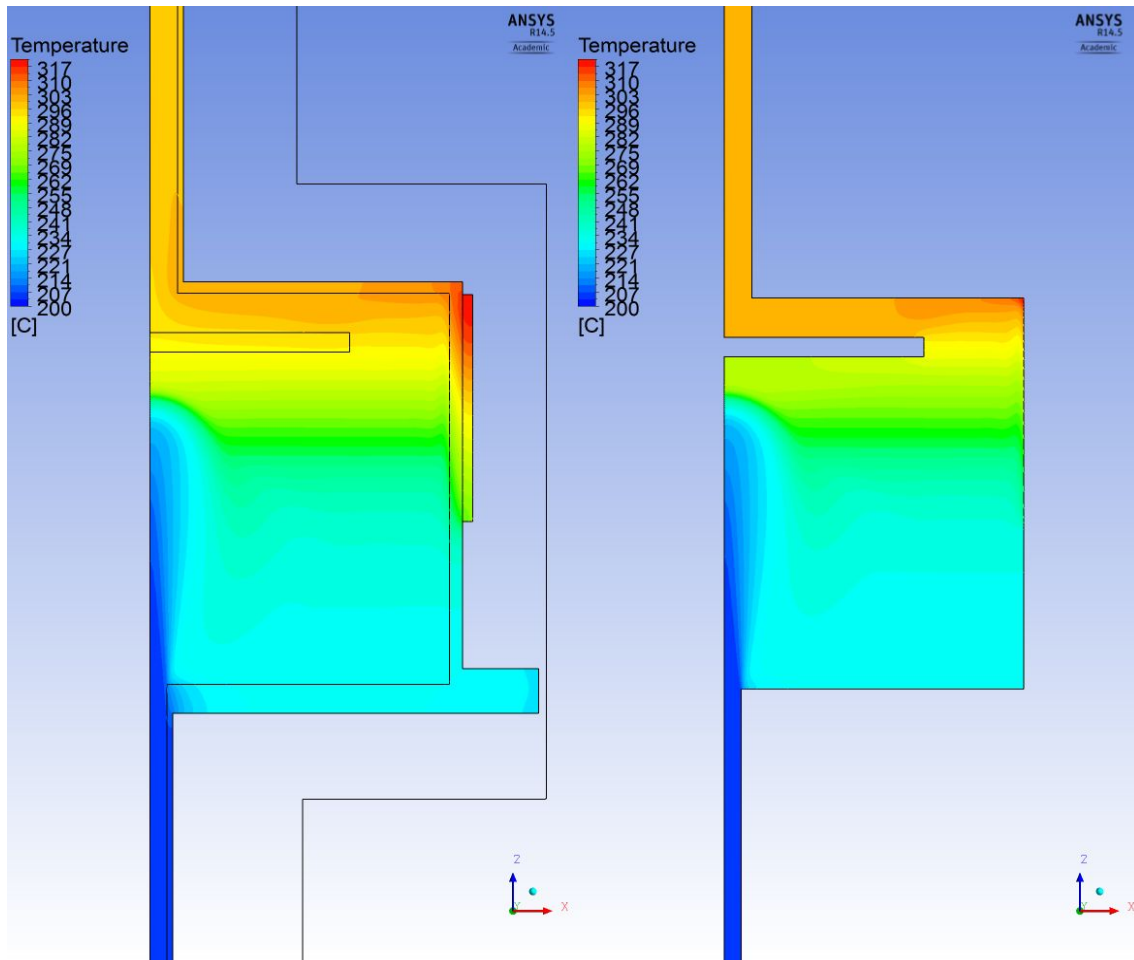
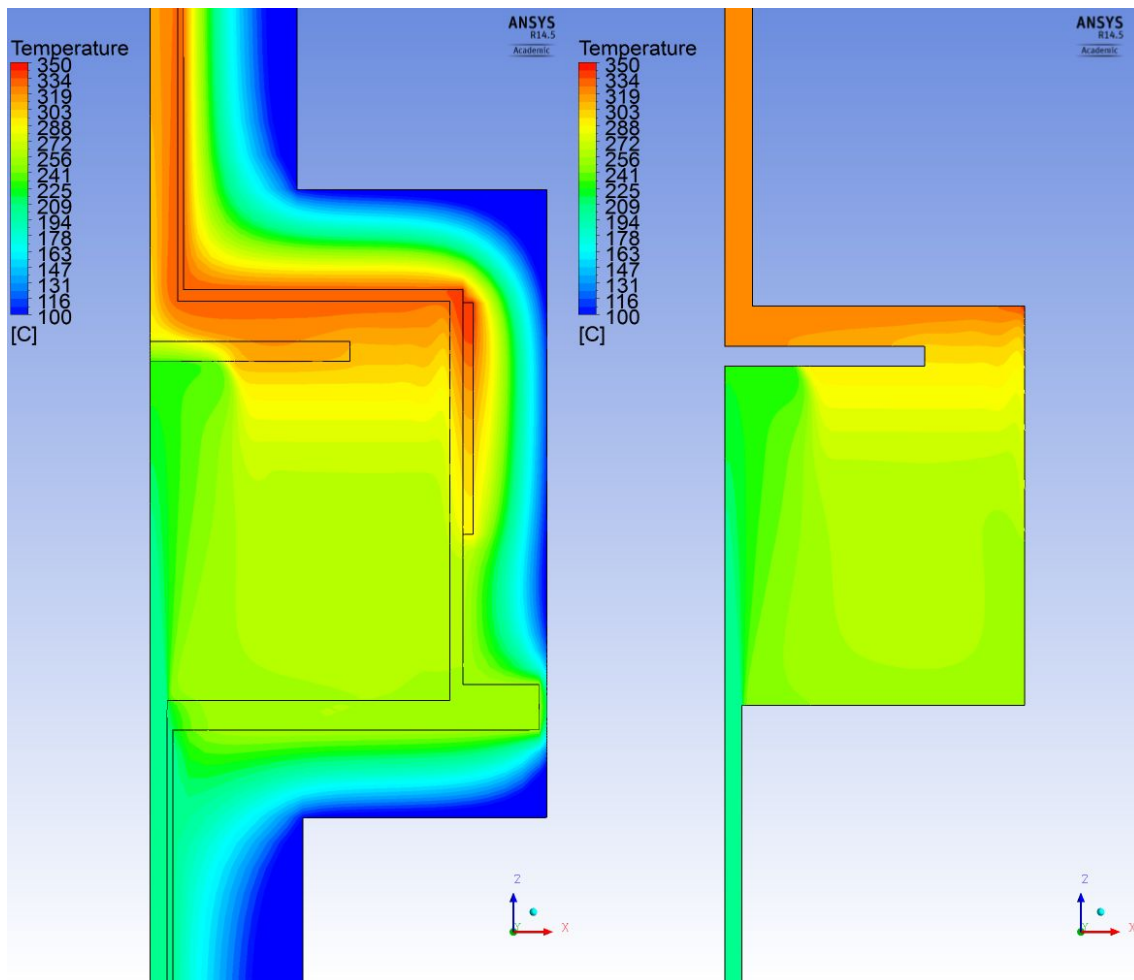


Abb. 6.32 Temperatur an der Position CIP0 (Versuch T01)



**Abb. 6.33** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t=5000$  s)

Abb. 6.34 zeigt die Temperaturverteilung bei  $t=470$  s. Dies ist die Zeit, in der die CIP0-Grafik ihre erste Temperaturspitze nach unten zeigt. Aufgrund des höheren Massenstroms. In diesem Moment (siehe Abb. 6.24) erreicht der Strahl die Metallplatte. Es ist zu sehen, dass die Wärmeleitung in der Platte die Temperatur des ausströmenden Fluids absinkt. Dieses Phänomen führt zu einer Absenkung der mittleren Temperatur im Auslassrohr und kann in der reinen CFD-Simulation nicht berücksichtigt werden.



**Abb. 6.34** Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01,  $t=470$  s)

Große Abweichungen können auch bei den Temperaturen an der Wandoberfläche (Abb. 6.35 und im Pool-Bereich (Abb. 6.36)) festgestellt werden. Ohne Wand- und CHT-Modellierung fehlt die Wärmeleitung von dem beheizten Wand-Teil zu dem unteren, unbeheizten Wand-Teil. Dies führt auch zu einer Unterschätzung der Temperatur für ILW-2.

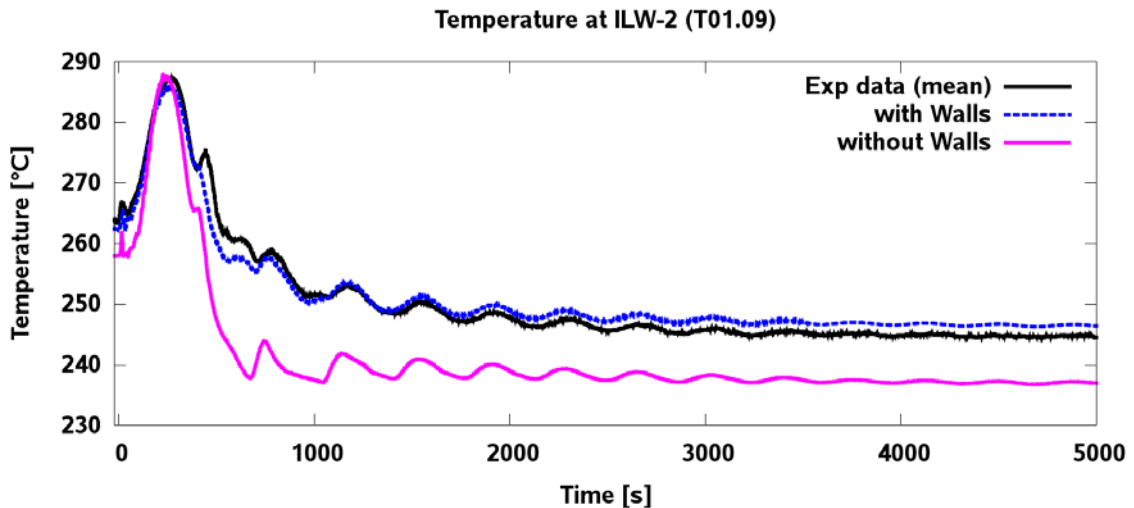


Abb. 6.35 Temperatur an der Position ILW2 (Versuch T01)

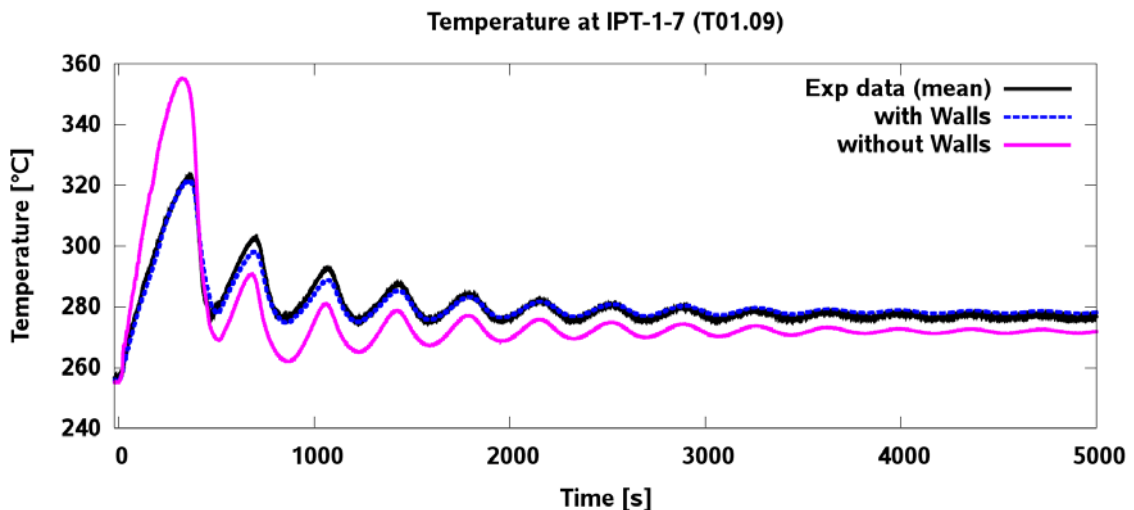


Abb. 6.36 Temperatur an der Position ILW7 (Versuch T01)

## 6.5 Zusammenfassung

Die Analyse der ANSYS CFX Rechnungen mit und ohne Modellierung der Metallstrukturen in der TALL-3D Teststrecke haben gezeigt, dass diese einen bemerkbaren Einfluss auf den Ergebnissen haben. Zwei Faktoren spielen dabei eine übergeordnete Rolle: die Wärmeleitung und die thermische Trägheit der Metallstrukturen. In der CFD Simulation wurde das Fluid nur im Bereich des installierten Heizers direkt von dessen Wärme beeinflusst. Mit der neuen CFD/CHT-Modellierung werden durch die Wärmeleitung in der Wand auch benachbarte Metallwände erwärmt.

Diese haben Kontakt mit der simulierten Flüssigkeit und somit beeinflussen das Strömungsbild in dem Behälter.

Bisher wurde für Strömungssimulationen nur der Fluidbereich modelliert. Es konnte jedoch gezeigt werden, dass die CHT-Modellierung in den CFD-Rechnungen eine sehr wichtige Rolle spielt und nicht vernachlässigt werden darf. Dies gilt insbesondere für dynamische Transienten. Die vorgestellten CFD/CHT-Simulationen sind ein erster Schritt Richtung Fluid-Struktur-Interaktion (FSI). Mit Hilfe von FSI können komplexe Phänomene wie z.B. strömungsinduzierte Schwingungen berechnet werden.

## **7 Erweiterung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für zweiphasige gekoppelte Simulationen und erste Testrechnungen**

Das gekoppelte Rechenprogramm ATHLET-ANSYS CFX wurde bisher nur zur Simulation von einphasigen Strömungen eingesetzt. Da bei verschiedenen DWR-Transienten und -Störfällen (zum Beispiel Leckstörfall, Deborierung, ATWS) Zweiphasenströmungen auftreten, soll auch ATHLET-ANSYS CFX in der Lage sein, diese zu berechnen. Zweiphasenströmungen sind auch im Normalbetrieb im Kühlkreislauf jedes Siedewasserreaktors vorhanden. Aus diesen Gründen wurde die Schnittstelle zwischen ATHLET und ANSYS CFX weiterentwickelt. Die wesentlichen Entwicklungsschritten und die ersten Testrechnungen sind in den folgenden Kapiteln beschrieben. Simulation von Zweiphasenströmungen mit ATHLET.

Zur Simulation von Zweiphasenströmungen bietet ATHLET ein 2-Fluid-Modell mit vollständig separierten Massen-, Impuls- und Energiebilanzgleichungen zur Beschreibung von Wasser und Dampf /GRS 12/. Außerdem steht ein 5-Gleichungsmodell mit einer gemeinsamen Mischungsimpulsbilanz und einer umfassenden Drift-Flux-Formulierung zur Bestimmung der Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen zur Auswahl. Als Besonderheit kann im Rahmen des 5-Gleichungsmodells ein Wasserspiegelmodell verwendet werden, das für vertikale Komponenten (Druckhalter, Pools, etc.) die exakte Auflösung der Grenzfläche zwischen Flüssigkeits- und Dampfphase beinhaltet.

### **7.1 Simulation von Zweiphasenströmungen mit ANSYS CFX**

Die Simulation von Mehrphasenströmungen in Reaktoranlagen mit CFD-Programmen ist noch mit großen Unsicherheiten versehen. Physikalische Vorgänge, wie der Wärmeübergang zwischen Wasser, Dampfblasen und Wänden sowie das Verdampfen und Kondensieren innerhalb unterschiedlicher Strömungsregimes müssen abgebildet werden. Für die Siedevorgänge in Kernreaktoren sind validierte Modelle für die Mechanismen der Blasenbildung, Blasenvereinigung und Blasenteilung von großem Interesse. Als Ausgangspunkt der Untersuchungen dienen Zweiphasenmodelle mit einfachen Modellen zur Beschreibung der Phasenwechselwirkung. Annahmen hierbei sind, dass alle Blasen einen (geschätzten) mittleren Durchmesser haben und dass sich alle Blasen mit derselben Geschwindigkeit bewegen. Die im ersten Schritt verwendeten



Siede- und Kondensationsmodelle beruhen auf relativ einfachen Korrelationen für den Wärmeübergang an der Phasengrenzfläche. Falls diese Modelle keine ausreichenden Ergebnisse liefern, können komplexere und rechenzeitaufwendigere Modelle, die im Rahmen des CFD-Verbunds vom HZDR und ANSYS Germany entwickelt wurden, eingesetzt. Bei diesen sogenannten MUSIG-Modellen werden die Blasen in unterschiedliche Durchmesserklassen aufgeteilt, für die unterschiedliche Modelle zur Beschreibung von Zwischenphasenreibung und Phasenübergang verwendet werden /ANS 12/. Auch können sich die verschiedenen Blasenklassen mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten bewegen.

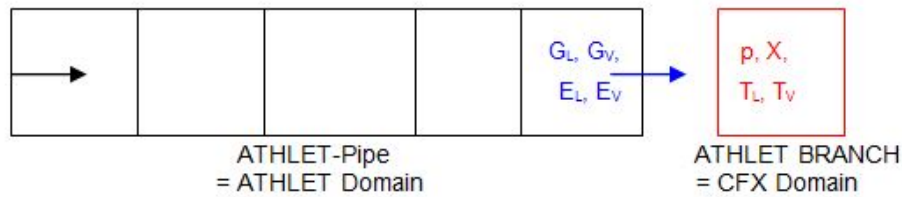
Im Wesentlichen gibt es zwei Möglichkeiten zur Simulation der Zweiphasenströmung mit ANSYS CFX. In der ersten Variante, den homogenen Mehrphasenmodellen, wird in beiden Phasen dasselbe Geschwindigkeitsfeld verwendet. Diese Methode hat den Vorteil der Einfachheit und numerischen Robustheit, ist aber im Wesentlichen nur für Strömungen mit freien Oberflächen – mit und ohne Phasenübergang – geeignet. In diesem Fall sind die Volumenanteile der Phasen überall gleich eins oder null, mit einer Ausnahme an der Phasengrenze. Weiterhin ist diese Modell für die Simulation von reibungsinduzierte Strömungen, bei denen sich die Phasengeschwindigkeiten schnell angleichen. Es muss erwähnt werden, dass mit diesem Modell ein einziges Geschwindigkeitsfeld berechnet wird.

Im Gegensatz dazu, wird mit Hilfe von dem heterogenem Mehrphasenmodell für jede Phase ein eigenes Geschwindigkeitsfeld berechnet. Diese Modelle sind aufwändiger und benötigen mehr Rechenzeit, sind aber allgemeingültiger als die homogenen Ansätze. Jedes Fluid besitzt ein eigenes Strömungsfeld und die Fluide interagieren mit Hilfe von Zwischenphasen-Transfer-Termen. In dem inhomogenen Mehrphasenmodell gibt es einen Lösungsbereich für jede separate Phase. Die transportierten physikalischen Größen wirken mittels den bereits erwähnten Zwischenphasen-Transfer-Terme aufeinander. Im Rahmen von dem inhomogenen Mehrphasenmodell sind in ANSYS CFX verschiedene Untermodelle verfügbar.

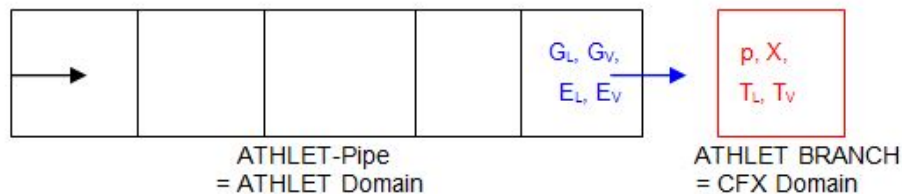
## **7.2 Erweiterung der ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für Zweiphasensimulationen**

Die bisher eingesetzte Kopplungsschnittstelle basiert innerhalb ATHLET auf zwei Kopplungsvarianten /LER 07/:

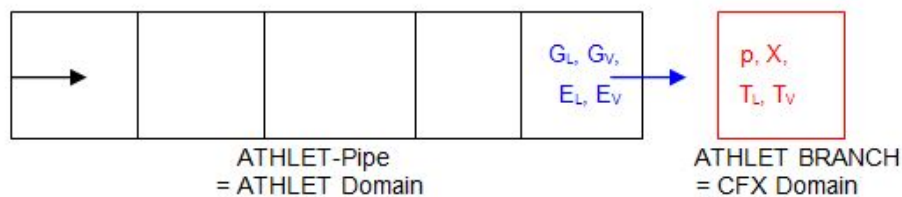
- Variante 1 (Abb. 7.1): CFX berechnet die skalaren Größen Druck, Massendampfgehalt und Phasentemperaturen (roter Bereich in



- und übergibt diese ATHLET. Diese Größen werden von ATHLET als die Lösungsvariablen eines Kontrollvolumens (KV) am Rand des ATHLET-Netzwerkes (rotes Kopplungsbranch) interpretiert, so dass dann routinemäßig alle KV-Größen bestimmt werden können. Mittels der Impulsgleichung werden dann von ATHLET die Flüsse Phasenmassen- und Energiestrom ( $G, E$ ) an der Grenze zwischen ATHLET- und ANSYS CFX-Raum berechnet (in

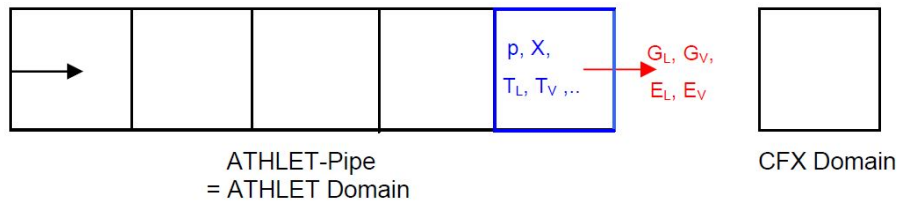


- zwischen dem rechten KV des Kopplungspipes und dem Kopplungsbranch, blaue Größen) und an CFX übergeben, wo sie als Quellterme dienen. Masse und Energie im Raum des Kopplungsbranches werden von ANSYS CFX bilanziert.

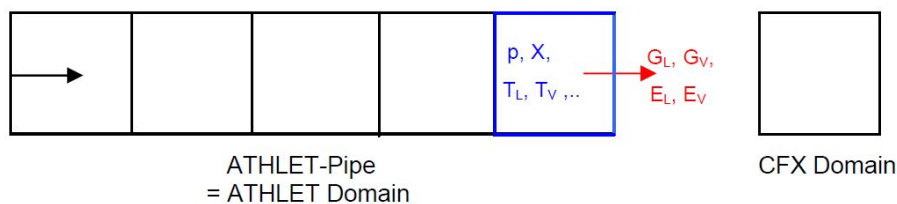


**Abb. 7.1** Kopplungsvariante 1 (blau: von ATHLET berechnet, rot: von CFX berechnet)

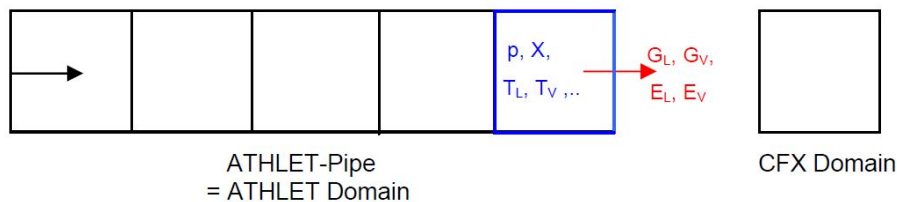
- Variante 2 (Abb. 7.2): ANSYS CFX berechnet unter Verwendung der Fluidzustände im letzten Kontrollvolumen des ATHLET-Kopplungspipes (blauer Bereich in



- die Flüsse Phasenmassen- und -energiestrom an der Grenze zwischen ATHLET- und CFX-Raum (rote Größen in



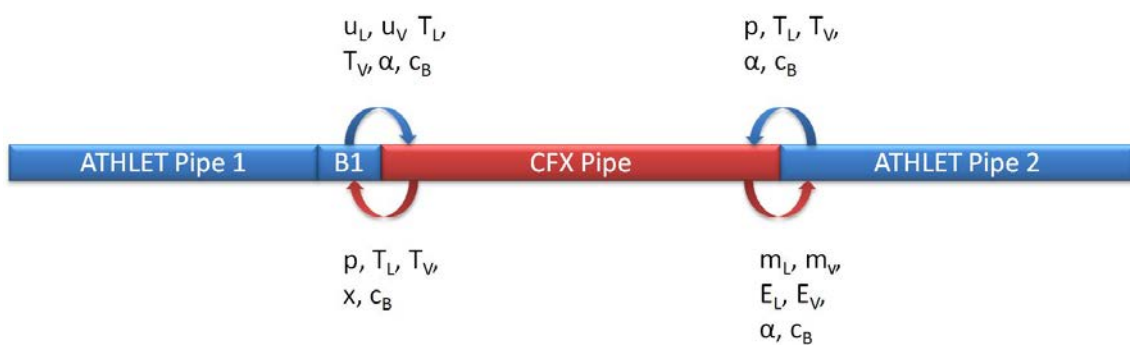
- Diese werden von ATHLET als Quellterme für die Massen- und Energiebilanz des (blauen) Kopplungsvolumens berücksichtigt. Die zeitliche Entwicklung der skalaren Volumengrößen wird also von ATHLET berechnet. Diese werden dann in geeigneter Form an ANSYS CFX übertragen.



**Abb. 7.2** Kopplungsvariante 2 (blau: von ATHLET berechnet, rot: von ANSYS CFX berechnet)

Grundsätzlich ist die vorgestellte Kopplungsstruktur innerhalb ATHLET zur Simulation von Zweiphasenströmungen vorbereitet. Diese Kopplungsstruktur resultiert aus der Tatsache, dass der Code standardmäßig 5- bis 6-Gleichungsmodelle auch zur Berechnung von einphasigen Strömungen einsetzt. In einphasigen Rechnungen werden dann thermohydraulische Größen, wie z. B. Dampfgehalt, Dampfgeschwindigkeit, Massendampfgehalt, Dampf-Energiestrom usw. auf Null gesetzt. Um einphasige gekoppelte Rechnungen mit den 5- und 6-Gleichungsmodellen in ATHLET durchführen zu können, mussten die für diese Variablen vorgesehenen Datenfelder auch auf null gesetzt werden.

Erweiterungen für die gekoppelten Zweiphasensimulationen mit ATHLET-ANSYS CFX waren hauptsächlich innerhalb ANSYS CFX notwendig. Als Basis für die mehrskaligen Analysen wurde das inhomogene Mehrphasenmodell im CFD-Code ausgewählt. Wie bereits schon erwähnt, ist dieses Modell allgemeingültiger als der homogene Ansatz. Die Auswahl des Mehrphasenmodells bestimmt zum Großteil welche Größen von dem System Code an den Grenzflächen zur Verfügung gestellt werden soll. Diese Auswahl zusammen mit den beiden Kopplungsvarianten 1 und 2 in ATHLET bestimmten die thermohydraulischen Parameter, die zwischen den beiden Programmen ausgetauscht werden sollten. Abb 7.3 zeigt sie am Beispiel eines vereinfachten Testkonfiguration von zwei ATHLET und einem ANSYS CFX Rohr. Tabelle 7.1 stellt die ausgetauschten Parameter noch einmal zusammen.



**Abb. 7.3** Thermohydraulische Austauschgrößen für die beiden Kopplungsoptionen

**Tab. 7.1** Thermohydraulische Austauschgrößen zwischen ATHLET und ANSYS CFX

Symbol	TH-Größe
$u_L$	Wassergeschwindigkeit [m/s]
$u_v$	Dampfgeschwindigkeit [m/s]
$m_L$	Wassermassenstrom [kg/s]
$m_v$	Dampfmassenstrom [kg/s]
$T_L$	Wassertemperatur [K]
$T_v$	Dampf Temperatur [K]
$E_L$	Wasser-Energiestrom [W]
$E_v$	Dampf-Energiestrom [W]
$\alpha$	Dampfgehalt [-]
$x$	Massendampfgehalt [-]
$c_B$	Borkonzentration [ppm]

Mit der neuen zweiphasigen Kopplungsstruktur werden zwischen den beiden Codes 11 thermohydraulische Größen pro Kopplungsstelle ausgetauscht. Dies ist deutlich mehr als bei einer einphasigen Simulation. Später, falls notwendig, können diese Variablen durch andere ersetzt werden.

### 7.3 Erste gekoppelte Zweiphasensimulationen mit Phasenübergang und einer Kopplungsstelle

Im Normalbetrieb ist im Primärkühlkreislauf eines DWRs (außer im Druckhalter) der Dampfgehalt sehr gering ( $< 1\%$ ). Aus diesem Grund kann die Strömung sowohl im RDB als auch in den Kühlschleifen als einphasig betrachtet werden. Zweiphasige Strömungen im DWR-Primärkreis entstehen bei bestimmten Transienten (ATWS Notstromfall) und Störfällen (Leckstörfälle). Da der Ausgangspunkt für diese Störfälle in einem DWR immer eine einphasige Strömung ist, sollte auch ATHLET-ANSYS CFX in der Lage sein, den Übergang von einphasiger zur zweiphasigen Strömung adäquat zu simulieren. Für das Testen der zweiphasigen Kopplung wurde eine Konfiguration von einem ATHLET Rohr und einem ANSYS CFX Rohr vorbereitet (siehe Abb. 7.4). Diese wurden mit leicht unterkühltem, einphasigem Wasser gefüllt. Um thermohydraulische Zweiphasen-

Zustände in der beschriebenen Konfiguration hervorzurufen, wurde die Wandtemperatur im CFD-Bereich erhöht. Die genauen Anfangs- und Randbedingungen können der Tabelle 7.2 entnommen werden. Hauptziel dieser ersten Zweiphasensimulation ist die Überprüfung der numerischen Stabilität sowie des Datenaustausches zwischen ATHLET und ANSYS CFX. Die ausgetauschten Größen zwischen den beiden Programmen wurden in den beiden Domänen geplottet, um die Konsistenz der Datenübergabe überprüfen zu können

**Tab. 7.2** Anfangs- und Randbedingungen

Parameter	Wert
Wassertemperatur	308 °C
Sättigungstemperatur	309,6 °C
Wandtemperatur CFD Rohr	308 °C
Druck am Einlass vom CFX Rohr	98 bar
Massenstrom	0 kg/s
Wassergeschwindigkeit	0 m/s
Länge des ATHLET-Rohres	10 m
Länge des CFX-Rohres	5 m
Durchmesser aller Rohre	0,2 m

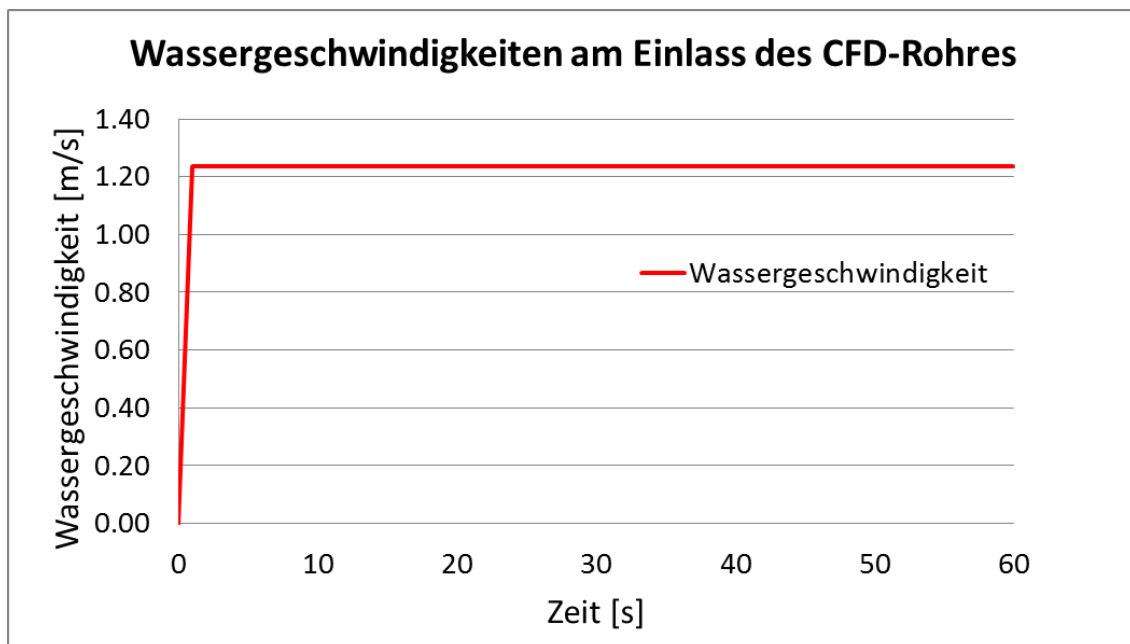


**Abb. 7.4** Thermohydraulische Konfiguration mit einem ATHLET und einem CFD Rohr

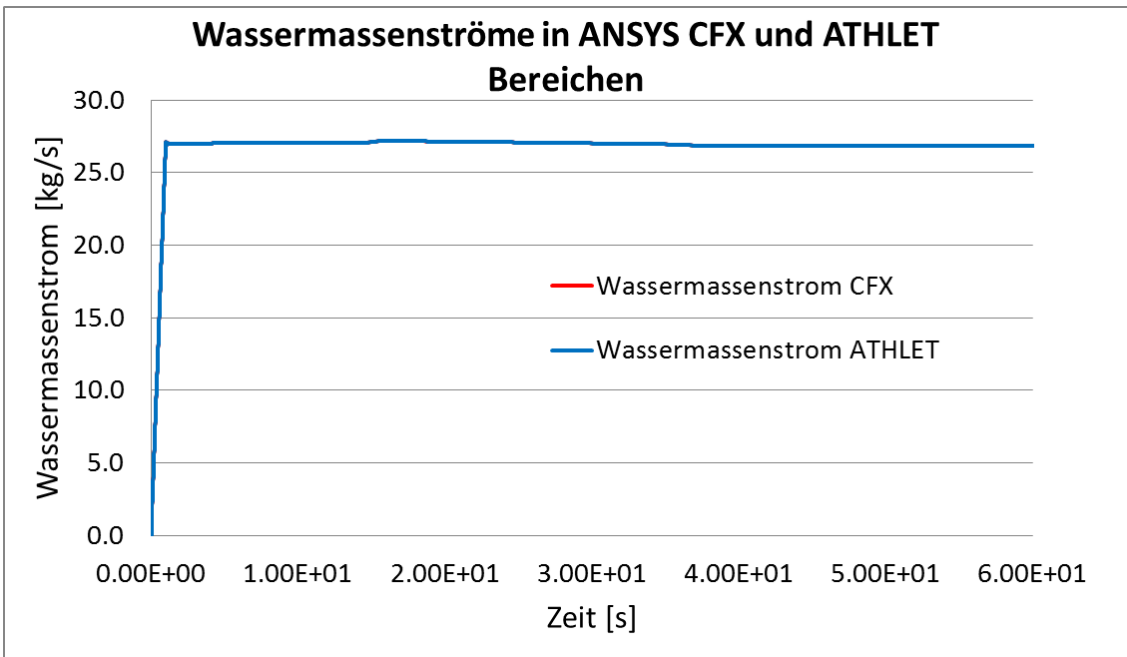
Am Anfang der Rechnung ist die ganze thermohydraulische Konfiguration mit leicht unterkühltem Wasser gefüllt. Die Wassertemperatur beträgt 308°C und der im System herrscht ein Druck von etwa 98 bar. Innerhalb der ersten Sekunde wird die Wassergeschwindigkeit am Einlass des CFD-Rohres von 0 auf 1,2 m/s erhöht (Abb. 7.5) und dadurch steigt auch der Wassermassenstrom von 0 kg/s bis auf 27 kg/s (s. Abb. 7.6)

und dann konstant gehalten. Ab 2 s Simulationszeit steigt die Wandtemperatur in den nächsten 33 s um 44 °C (Abb. 7.7). Da die Sättigungstemperatur von Wasser (309,6 °C) überschritten wird, bilden sich im CFD-Bereich Dampfblasen. Etwa 15 s nach der Beginn der Simulaiton erreichen diese den Einlass des ATHLET-Rohres (Abb. 7.8). Die Phasentemperaturen sowie die Sättigungstemperatur an dieser Stelle zeigt Abb. 7.9. Mit der steigenden Wandtemperatur steigt sowohl der Dampfmassenstrom (Abb. 7.10) als auch die Dampfenergiestrom Energiestrom (Abb. 7.12). Zur Überprüfung der Datenübergabe wurden auch die Wasser\_Energieströme in Abb. 7.11 dargestellt. Diese thermohydraulischen Parameter werden vom System Code als Quellterme für die Massen- und Energiebilanz des ersten Kontrollvolumens im ATHLET Rohr 2 berücksichtigt. Die beiden Phasengeschwindigkeiten werden in Abb. 7.13 dargestellt.

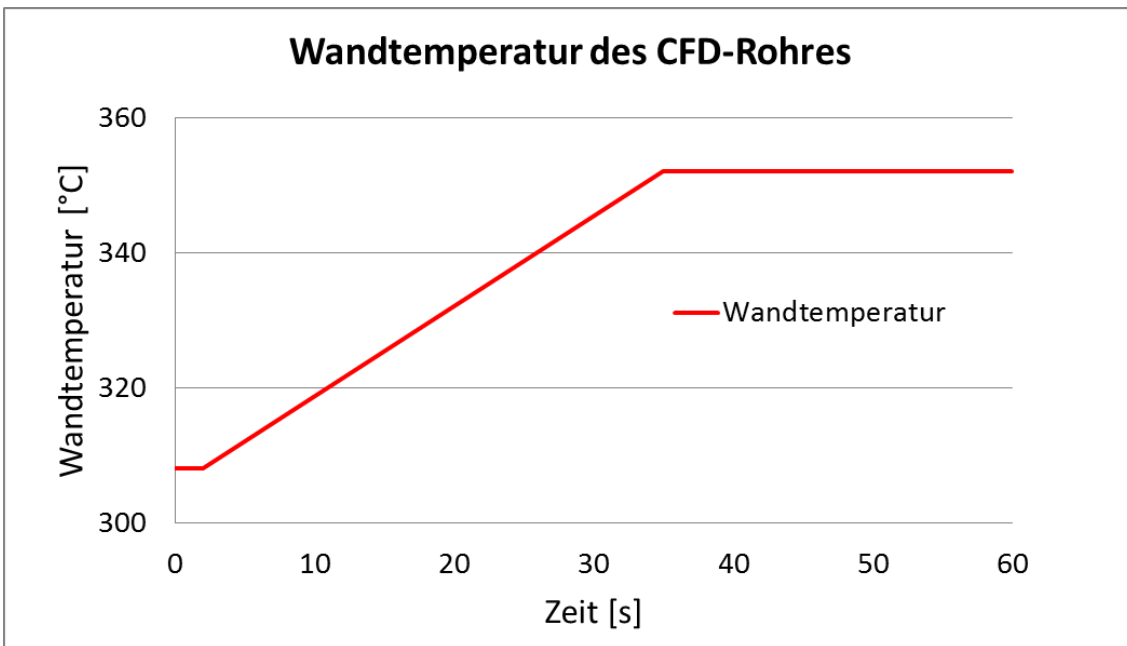
Eine konsistente Datenübergabe zwischen ATHLET und ANSYS CFX wurde beobachtet. Numerische Instabilitäten erforderten den Einsatz von dem semi-impliziten Kopplungsschema. Wichtige physikalische Effekte, wie z. B. der Auftrieb sind in dieser ersten Zweiphasensimulation nicht berücksichtigt worden. Weiterhin wird eine konstante Wandtemperatur definiert. Um diesen Fall realistisch nachbilden zu können, sollte auch die Wand modelliert werden. Die Materialeigenschaften und die Stärke dieser Wand werden den Wärmestrom und die Wandtemperatur wesentlich beeinflussen, insbesondere in solchen transienten Rechnungen.



**Abb. 7.5** Wassergeschwindigkeit am Einlass des CFD-Rohres



**Abb. 7.6** Wassermassenströme im ATHLET und CFD-Bereich



**Abb. 7.7** Wandtemperatur des CFD-Rohres



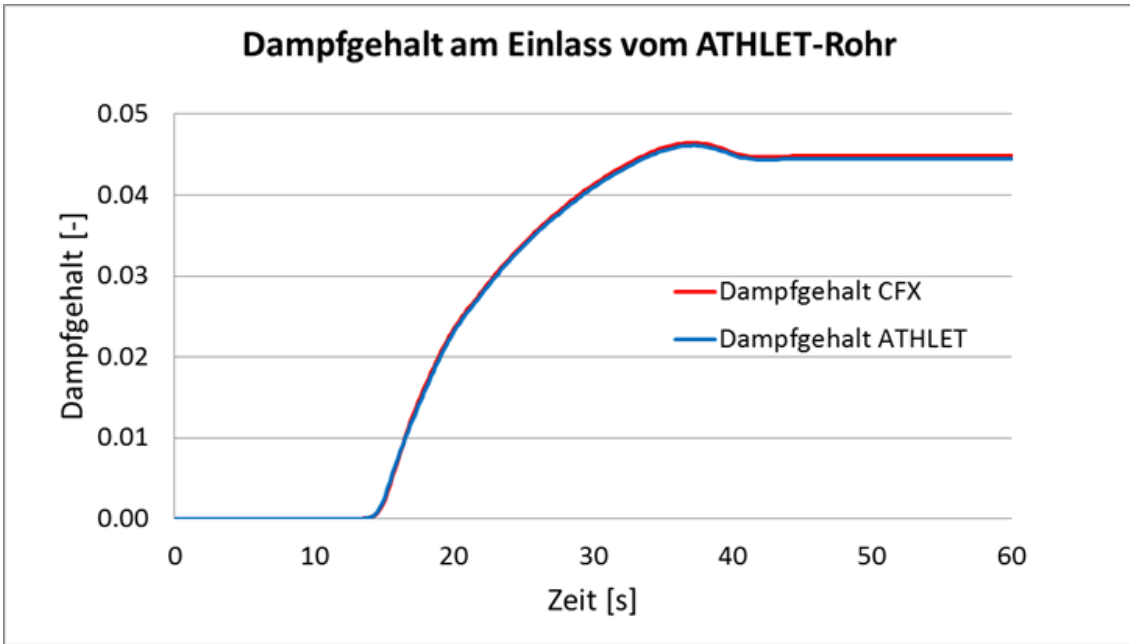


Abb. 7.8 Dampfgehalt am Einlass vom ATHLET-Rohr

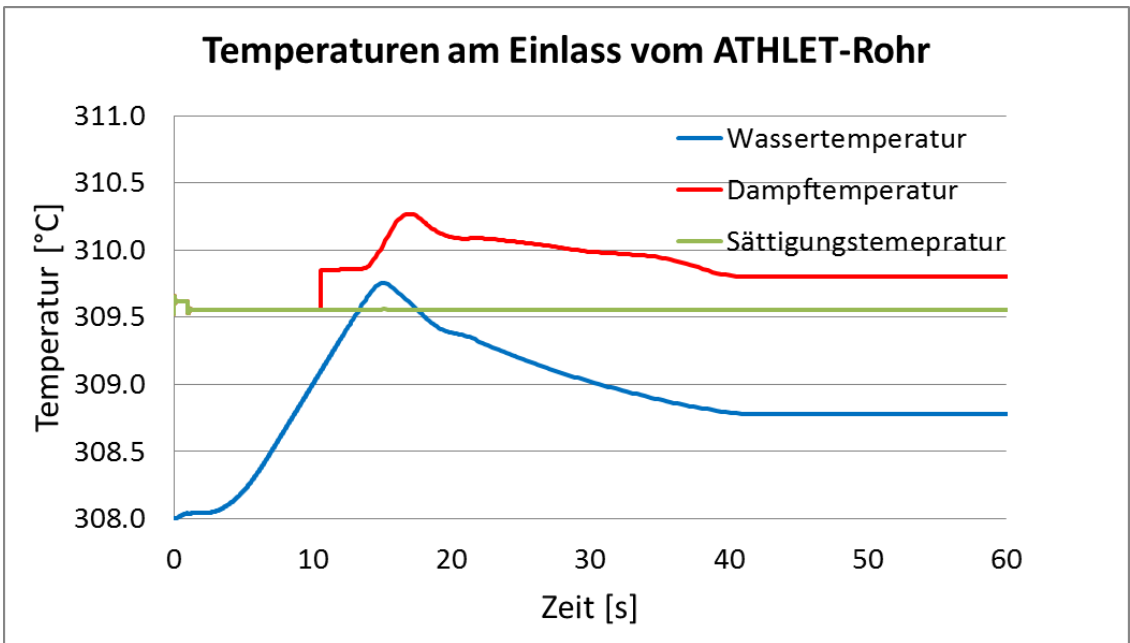
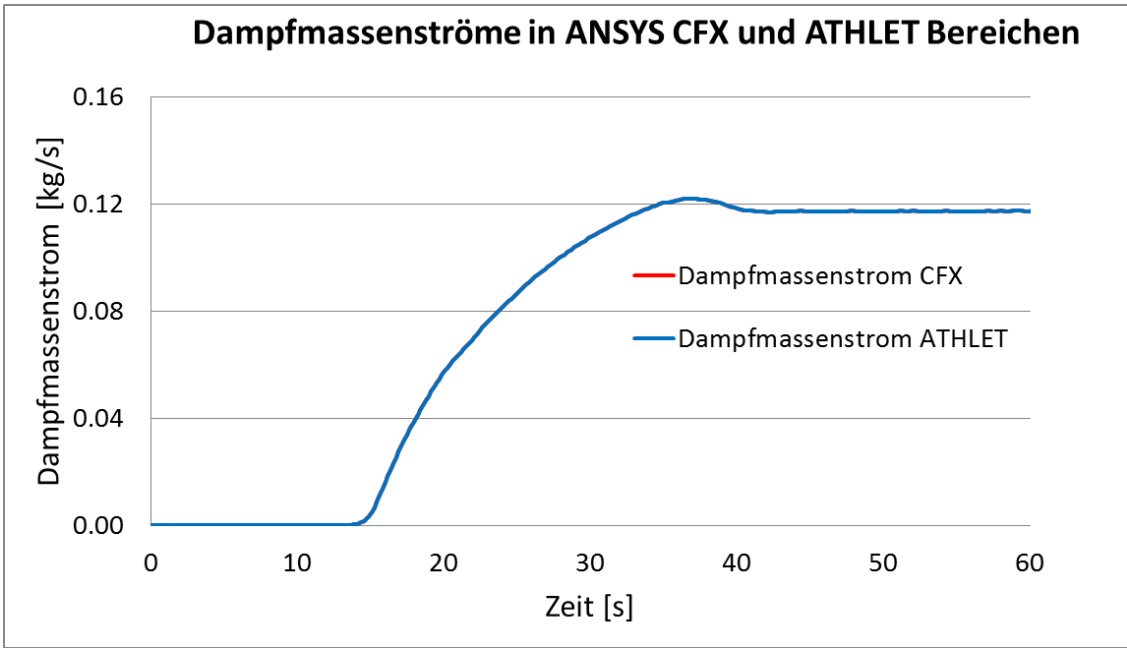
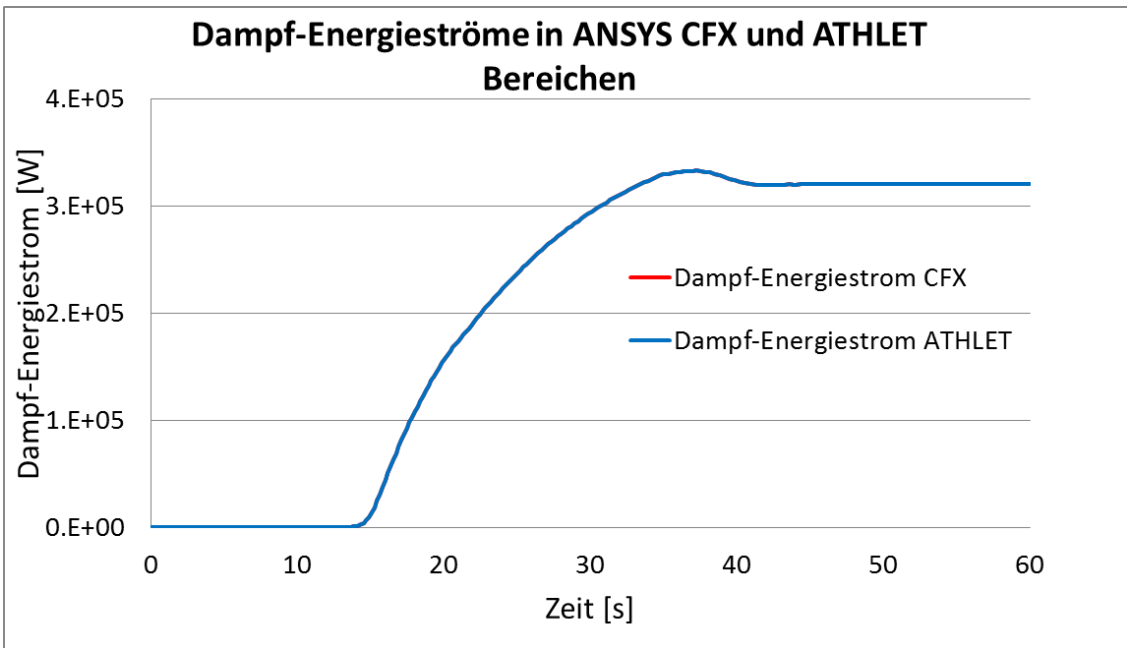


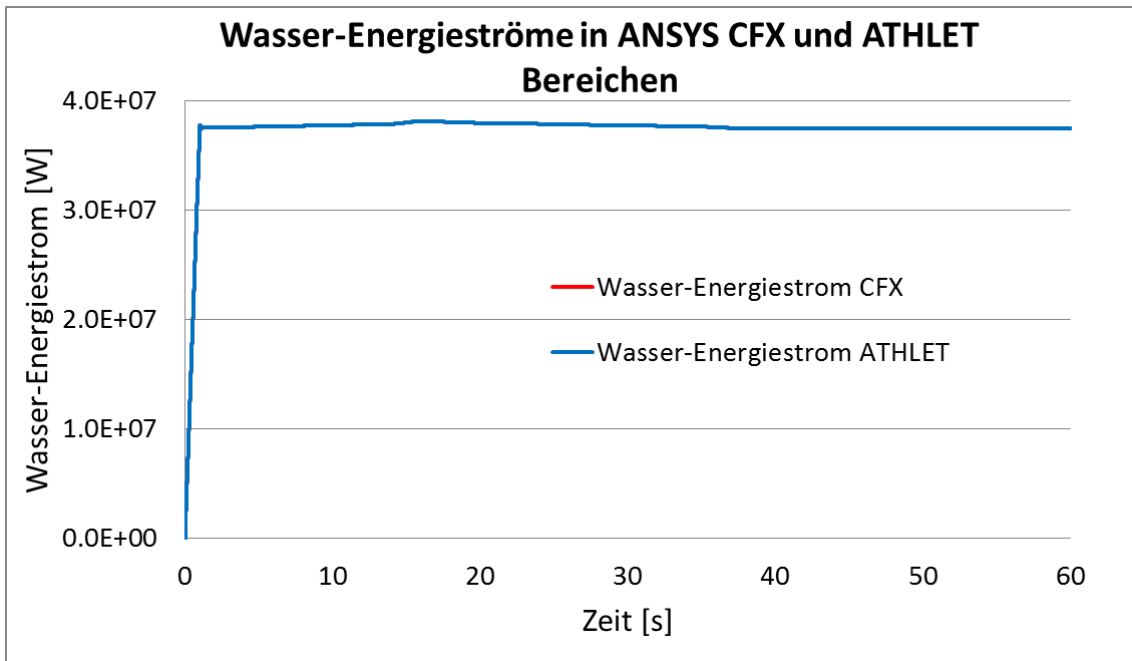
Abb. 7.9 Temperaturen am Einlass vom ATHLET-Rohr



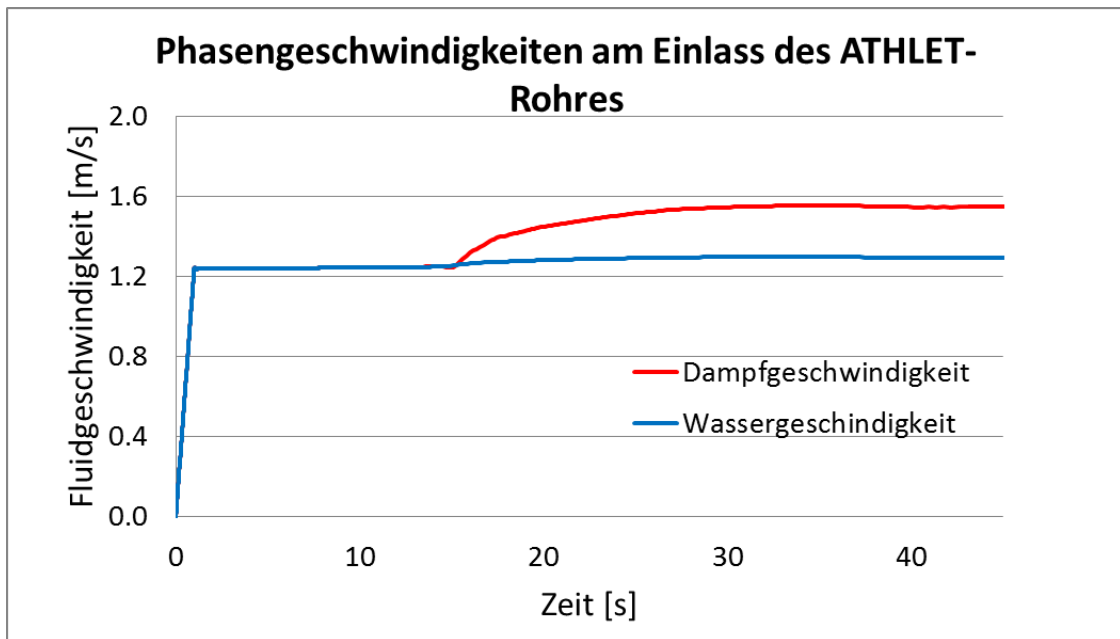
**Abb. 7.10** Dampfmassenströme in den beiden Rechendomänen



**Abb. 7.11** Dampf-Energieströme in den beiden Rechendomänen



**Abb. 7.12** Wasser-Energieströme in den beiden Rechendomänen



**Abb. 7.13** Phasengeschwindigkeiten am Einlass des ATHLET-Rohres

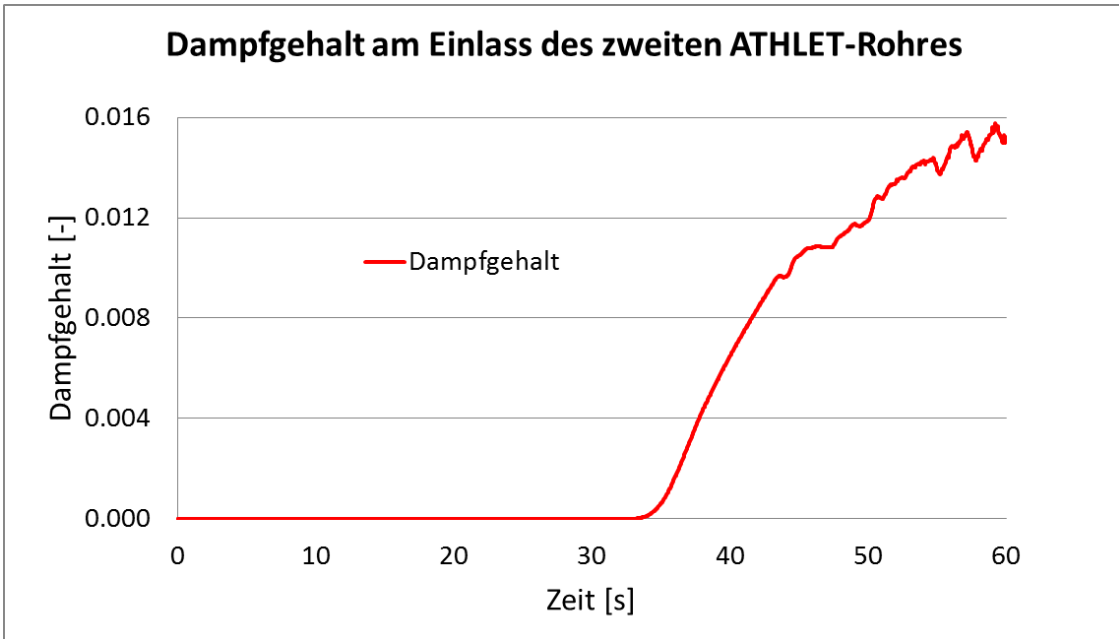
## 7.4 Gekoppelte Zweiphasensimulationen mit Phasenübergang und zwei Kopplungsstellen

In einem nächsten Schritt wurden ähnliche Simulationen mit einer Kopplungsstelle vom Typ 1 erfolgreich durchgeführt. Um die Komplexität der Zweiphasensimulationen zu erhöhen wurde eine Konfiguration von zwei ATHLET Röhren (jeweils 10 lang) und einem ANSYS CFX Rohr (5 m lang) vorbereitet (s. Abb. 7.14). Diese wurden mit leicht unterkühltem, einphasigem Wasser gefüllt. Mit Hilfe eines Wärmeobjekts konnte während der Transientenphase die erste Hälfte vom ATHLET-Rohr 1 beheizt werden, um thermohydraulische Zweiphasen-Zustände in der beschriebenen Konfiguration hervorzurufen. Im Gegensatz zu der vorherigen Rechnung wurden diese Simulationen mit strömendem Wasser initialisiert.

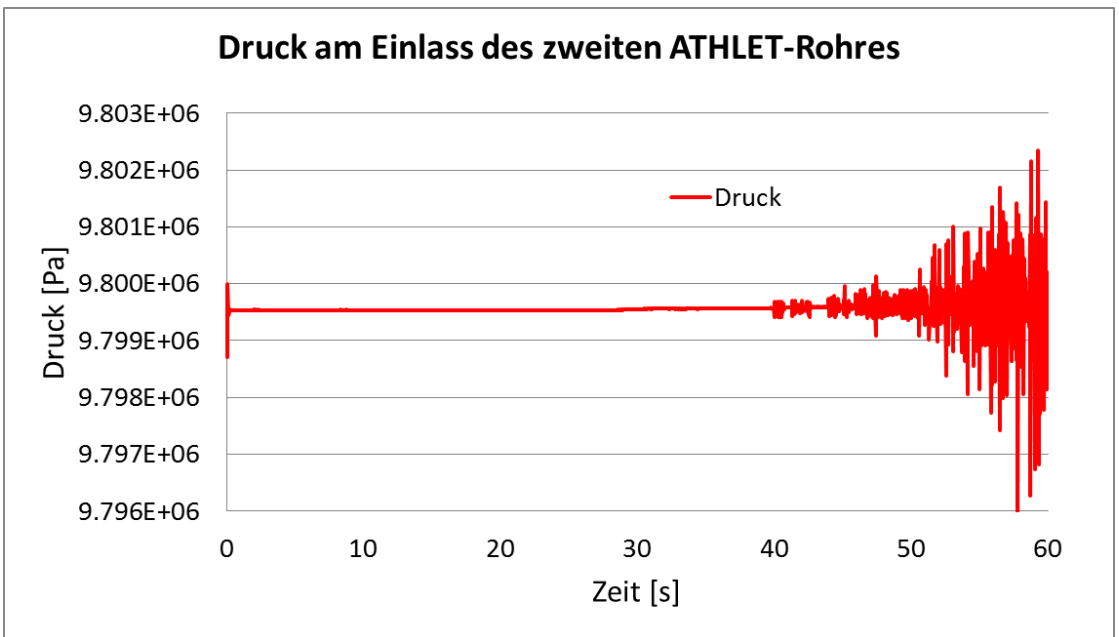


**Abb. 7.14** Thermohydraulische Konfiguration mit einem CFD und zwei ATHLET-Röhren

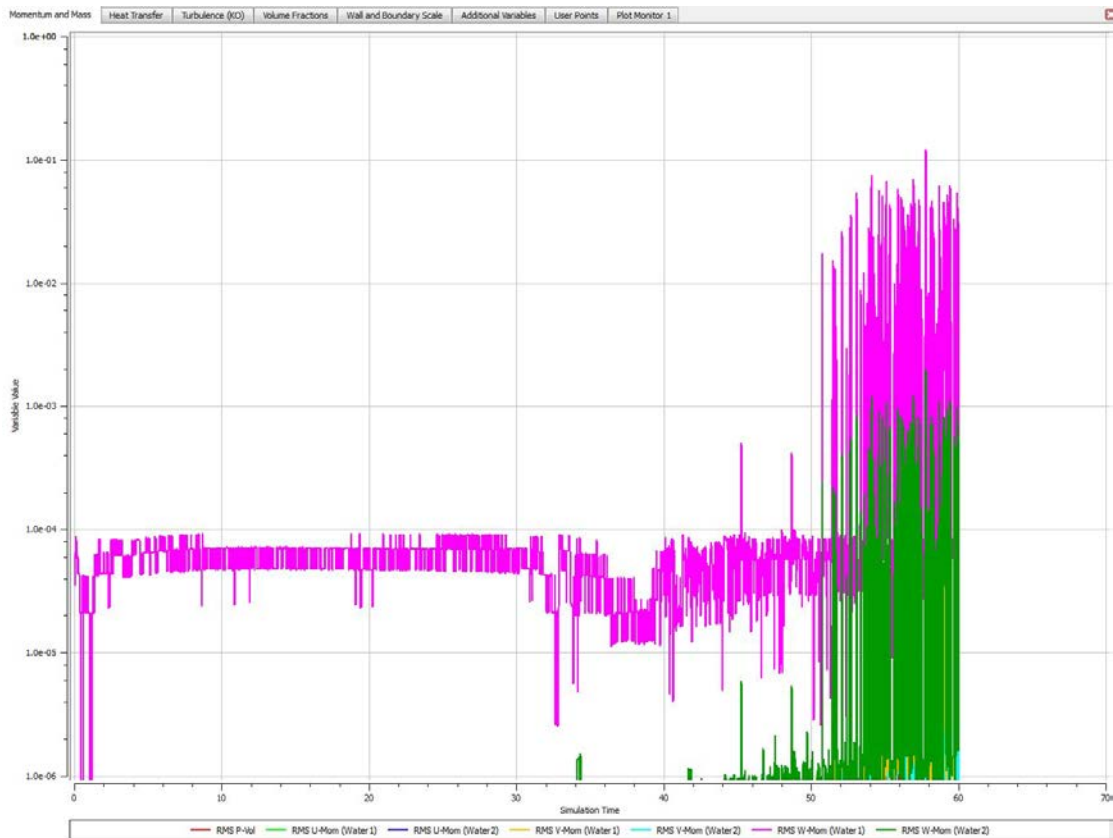
Es hat sich herausgestellt, dass die Rechenstabilität deutlich niedriger als bei Simulationen mit einphasigen Flüssigkeiten ist. Diese Instabilitäten werden durch den Phasenübergang im System verursacht. Der steigende Dampfgehalt (Abb. 7.15) führte zu einem oszillierenden Druck (Abb. 7.16). Die Druckoszillationen verhindern die Konvergenz des CFD Rechenprogramms und letztendlich der gesamten gekoppelten Simulation. Abb. 7.17 zeigt die RMS Residuen in ANSYS CFX. Es kann festgestellt werden, dass ab etwa 52 s Simulationszeit der vorgeschriebene Grenzwert von  $\text{RMS} < 1\text{E-}4$  nicht mehr eingehalten werden kann.



**Abb. 7.15** Dampfgehalt am Einlass des zweiten ATHLET-Rohres



**Abb. 7.16** Druck am Einlass des zweiten ATHLET-Rohres



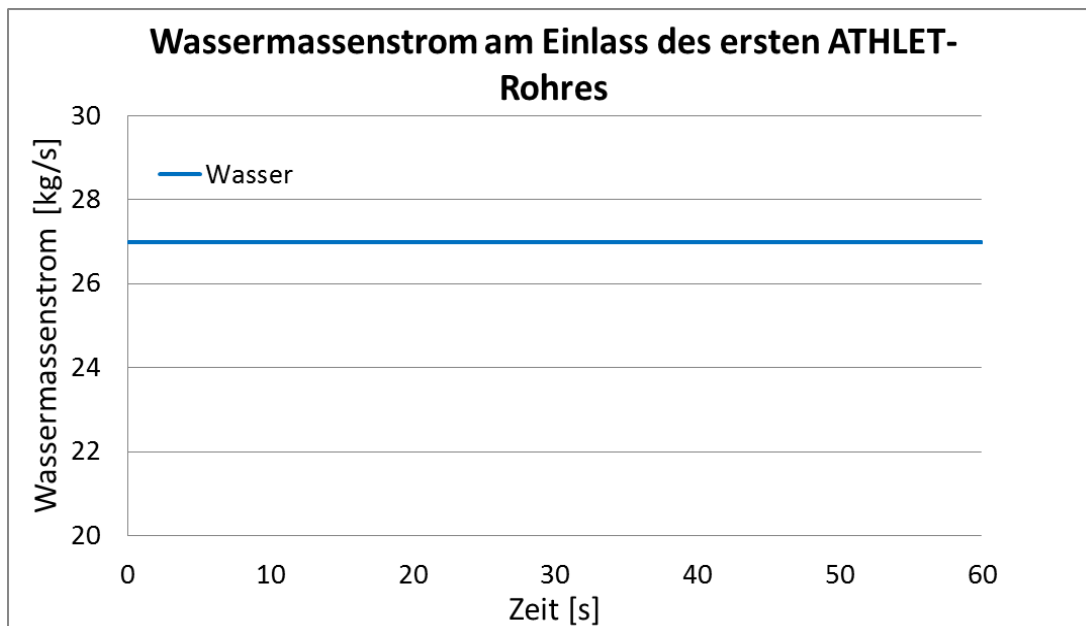
**Abb. 7.17** Konvergenzprobleme: RMS-Residuen in ANSYS CFX

Ein ähnliches Rechenverhalten wurde bei zahlreichen Zweiphasensimulationen die auf der bereits vorgestellten Konfiguration beruhen, beobachtet. Es wurde festgestellt, dass die Stärke der numerischen Oszillationen sowohl vom Dampfgehalt als auch von dem Gradient, mit dem dieser ansteigt, abhängig sind. Es muss auch erwähnt werden, dass Druckoszillationen auch in eigenständigen ATHLET-Zweiphasenrechnungen beobachtet wurden.

Die Ergebnisse der Zweiphasenrechnungen zeigten, dass die Rechenstabilität deutlich niedriger ist als bei Simulationen mit einphasigen Flüssigkeiten. Aus diesem Grund musste das bestehende semi-implizite Schema modifiziert, um eine ausreichende Rechenstabilität der zweiphasigen Simulationen gewährleisten zu können. Das semi-implizite Kopplungsschema wurde zusätzlich mit verschiedenen Unterrelaxationsalgorithmen erweitert und getestet. Mit Hilfe der neuen Kopplungsschemata konnten die numerischen Instabilitäten deutlich reduziert werden. Verschiedene Unterrelaxationsstrategien für die übertragenen thermohydraulischen Parameter führten zu kleineren Gradienten innerhalb des Zeitschritts und letztendlich zu stabilerem Rechenlauf. Die klassische Unterrelaxationsstrategie lieferte bisher die

besten Ergebnisse. Trotzdem sind weitere Untersuchungen zur Verbesserung der Rechenstabilität notwendig, da numerische Instabilitäten immer noch auftreten. Besonders stark betroffen sind Rechenläufe mit einem steilen Dampfgehaltsanstieg.

In den folgenden Absätzen wird ein Rechenlauf beschrieben, der auf der bereits vorgestellten thermohydraulischen Konfiguration beruht. Am Anfang der Simulation ist die Strömung einphasig, wobei am Einlass des ersten ATHLET-Rohres mit Hilfe eines FILL-Objektes einen konstanten Massenstrom von 27 kg/s aufgeprägt wird (Abb. 7.18). Das Wasser ist leicht unterkühlt (308 °C) und strömt mit einer Geschwindigkeit von 1,23 m/s. Die Anfangs- und Randbedingungen werden in Tabelle 7.3 zusammengefasst. In dieser Rechnung wurde der 6-Gleichungsmodell in ATHLET aktiviert, während für die Simulation der Zweiphasenströmung in ANSYS CFX das inhomogene Mehrphasenmodell angewendet wurde.



**Abb. 7.18** Wassermassenstrom am Einlass des ersten ATHLET-Rohres

**Tab. 7.3** Anfangs- und Randbedingungen

Parameter	Wert
Wassertemperatur	308°C
Sättigungstemperatur	309,6°C
Druck am Einlass vom CFX Rohr	98 bar
Massenstrom	27 kg/s
Wassergeschwindigkeit	1,23 m/s
Länge der ATHLET Rohre	10 m
Länge des CFX Rohres	5 m
Durchmesser aller Rohre	0,2 m

Da die ersten 5 m von dem 10 m langen ATHLET-Rohr 1 mit Hilfe eines HCO-Objektes beheizt sind, steigt die Wassertemperatur seit dem Beginn der Simulation kontinuierlich an. Abb. 7.19 zeigt die Wasser- und Sättigungstemperaturen in der Mitte des ersten ATHLET Rohres an der Stelle, wo der 5 m lange Heizer endet. Etwa 11 s nach dem Simulationsbeginn erreicht die Wassertemperatur die Sättigungstemperatur von 309,6 °C und dadurch verdampft ein Teil des Fluids. Die Dampfblasen brauchen etwa 5 s, bis sie am Einlass des CFD-Rohres auftreten. In der transienten Rechnung wurde der Dampfgehalt etwa 14 s lang auf 1 % gehalten und dann mit Hilfe von einer größeren Heizleistung auf bis zu 25 % erhöht. Die Entwicklung des Dampfgehaltes am Ein- und Auslass des ANSYS CFX-Rohres wird in Abb. 7.20 dargestellt. Abb. 7.21 zeigt den Wassermassenstrom am Auslass des CFD-Rohres. Durch die Wärmezufuhr im ATHLET-Rohr 1 vergrößert sich die spezifische Volume des Fluids. Der entstehende Dampf verdrängt das Wasser und führt ab etwa  $t = 30$  s zu einer Wasserbeschleunigung und letztendlich zu einem höheren Wassermassenstrom im Rohr. Mit steigendem Dampfgehalt steigt auch der Dampfmassenstrom im System (Abb. 7.22). Da aber der Wassermassenstrom am Einlass vom ATHLET Rohr 1 weiterhin konstant bleibt (Abb. 7.18), sinkt ab etwa  $t = 50$  s der Wassermassenstrom am Auslass des CFD-



Rohres in Übereinstimmung mit der Massenerhaltung im System. Die Phasen-Energieströme am Auslass des CFD-Bereichs sind in Abb. 7.23 dargestellt.

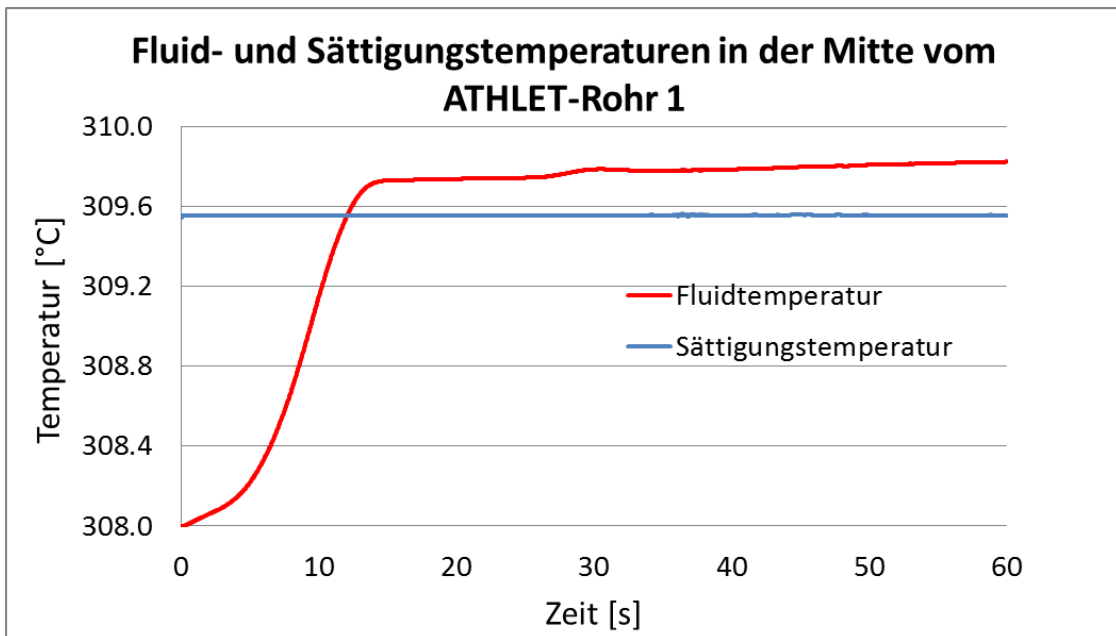


Abb. 7.19 Fluid- und Sättigungstemperaturen in der Mitte vom ATHLET Rohr 1

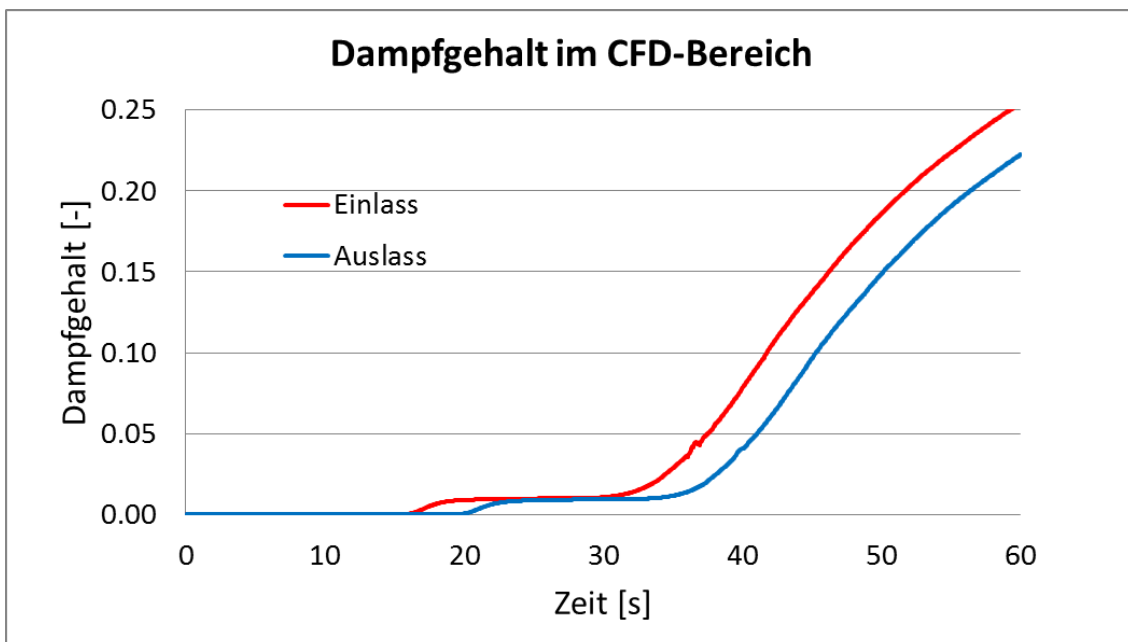
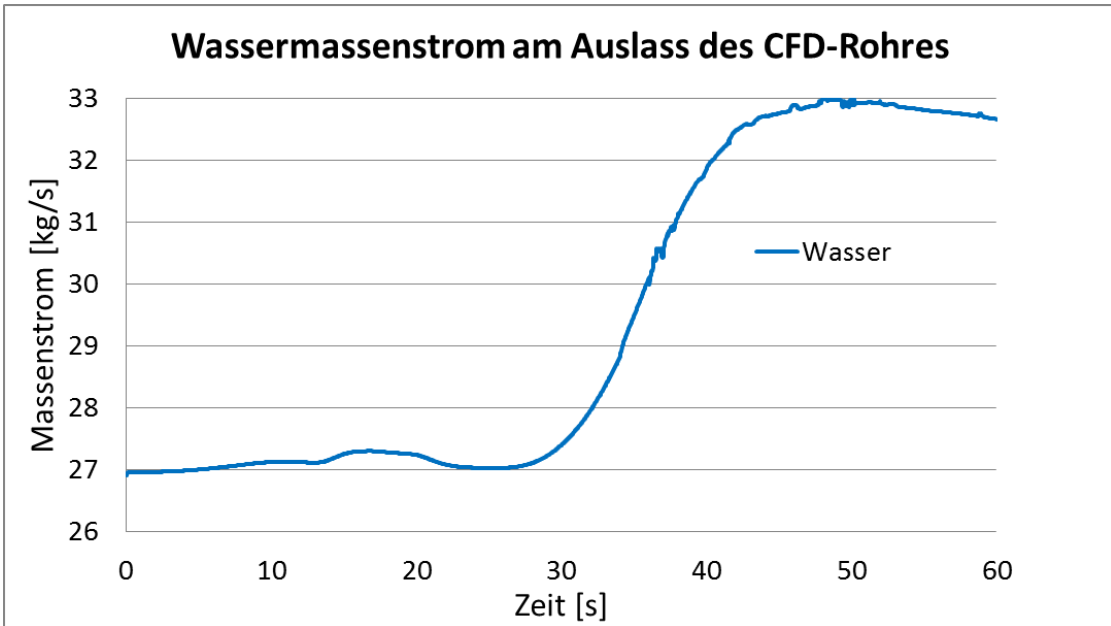
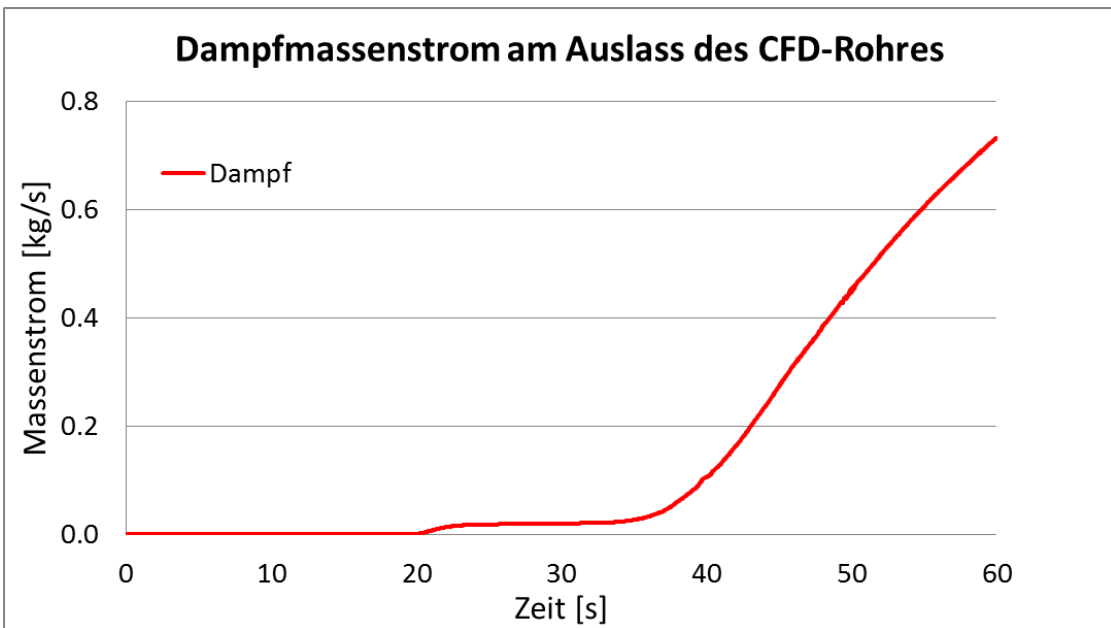


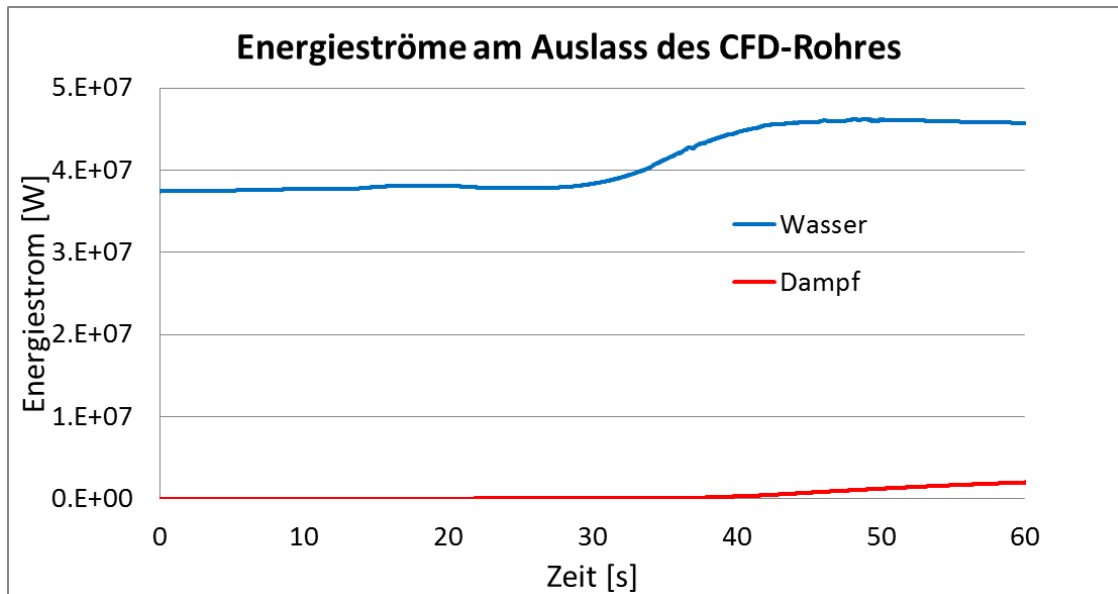
Abb. 7.20 Dampfgehalt im CFD-Bereich



**Abb. 7.21** Wassermassenstrom am Auslass des CFD-Rohres



**Abb. 7.22** Dampfmassenstrom am Auslass des CFD-Rohres



**Abb. 7.23** Energieröme am Auslass des CFD-Rohres

## 7.5 Zusammenfassung

In diesem Arbeitspaket wurde die ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle für zweiphasige gekoppelte Simulationen erweitert. Erste zweiphasige Testrechnungen mit einer und mit zwei Kopplungsstellen wurden durchgeführt. In diesen Simulationen konnte auch der Phasenübergang von einem leicht unterkühlten einphasigen Wasser zum zweiphasigen Gemisch simuliert werden. Bei den Analysen stellte sich heraus, dass eine zweiphasige gekoppelte Rechnungen deutlich instabiler im Vergleich zu einer einphasigen verlaufen. Die numerischen Instabilitäten treten sowohl bei kleinen als auch bei größeren Dampfgehalten auf. Mit Hilfe von fortschrittlichen semi-impliziten Kopplungsschemata in Kombination mit einer Unterrelaxation der ausgetauschten Größen konnte die Rechenstabilität wesentlich verbessert werden. Es sind jedoch weitere Untersuchungen zu ihrer Verbesserung notwendig. Weiterhin sollten auch eigständige ATHLET und ANSYS CFX Simulationen für verschiedene Zweiphasen-Zustände durchgeführt und die Ergebnisse verglichen werden. Kleine Unterschiede in den Stoffwertepaketen könnten auch zu Oszillationen und instabiles Verhalten führen.

## 8 Bewertung der Open Source Software OpenFOAM

Als Basis für weitere Programmentwicklungen der GRS wurde die Anwendung des Programmes OpenFOAM getestet, da es als Quellcode im Internet zur Verfügung steht. Zunächst wurde der aktuelle Leistungsstand der numerischen Lösungsverfahren und der Modelle für einphasige Strömungen für den Einsatz in Reaktorsicherheitsanalysen getestet.

Die OpenFOAM-Software bietet mittels einer an das mathematische Differentialgleichungssystem angelehnten Syntax die Möglichkeit, bereits zur Verfügung stehende, vorkonfigurierte Solver vergleichsweise einfach zu modifizieren und um anwendungsspezifische Modelle zu erweitern. Somit konnten die für die Zweiphasensimulation disperser Blasenströmungen erforderlichen, umfangreichen Modellerweiterungen mit vertretbarem Aufwand durchgeführt werden. Hierfür wurde der auf einem Euler-Euler-Ansatz basierende OpenFOAM-Solver "TwoPhaseEulerFoam" zum Einen um zusätzliche Quellterme zur Beschreibung der Phasenwechselwirkung ergänzt. Zum anderen wurden mit der Energiegleichung und der Transportgleichung der Zwischenphasenflächendichte weitere Differentialgleichungen erfolgreich zum bestehenden Modellgleichungssystem hinzugefügt.

Es ist möglich, mit OpenFOAM Rechengitter zu verwenden, die mit den Pre-Processing-Werkzeugen für CFX generiert worden sind, z. B. mit ICEM CFD. Für (sehr) einfache Geometrien ist auch eine schnelle Gittergenerierung mit Hilfe des OpenFOAM-Werkzeuges BlockMesh möglich. Das OpenFOAM-Werkzeug SnappyHexMesh, mit dem auch komplizierte Geometrien vernetzt werden können, wurde noch nicht eingehend getestet. In den bisher getesteten Rechenfällen wurden die Randbedingungen und Einstellungen der Solver in den entsprechenden Eingabedateien manuell vorgenommen (vergleichbar zur manuellen Änderung von ccl-Dateien von ANSYS CFX). Es gibt verschiedene grafische Benutzeroberflächen, die diesen Prozess vereinfachen sollen. Diese wurden aber bisher nicht als notwendig erachtet und deshalb auch nicht getestet.

Für das Postprocessing steht das Open Source-Werkzeug Paraview zur Verfügung. Dieses bietet Möglichkeiten für die Auswertung der Rechenergebnisse, die vergleichbar zu ANSYS CFX sind (inklusive der Möglichkeit, Auswertungen skriptgesteuert vorzunehmen). Eine weitere Möglichkeit für die Auswertung der OpenFOAM-Ergebnisse besteht darin, diese in das Dateiformat des (kommerziellen) Solvers Fluent zu

konvertieren. Dieses Dateiformat kann von ANSYS CFX gelesen werden, so dass für direkte Vergleiche der Ergebnisse auch eine Auswertung mit Hilfe des ANSYS Post-Processing-Werkzeugs (cfx5post) möglich wäre.

Somit konnten umfangreiche Modellerweiterungen mit vertretbarem Aufwand implementiert werden, die für die Simulation von zweiphasigen, dispersen Blasenströmungen erforderlich sind. Diese Arbeiten wurden im Rahmen einer Promotionsarbeit am Lehrstuhl für Nukleartechnik der Technischen Universität München durchgeführt /ABD 14/. Basierend auf den dargestellten Ergebnissen werden die Erfolgsaussichten hinsichtlich des Einsatzes von OpenSource CFD-Programmen für Fragestellungen der Reaktorsicherheitsforschung als positiv bewertet, siehe /ABD 13/. Die zukünftige Weiterentwicklung eines dreidimensionalen CFD-Programms auf der Basis der OpenFOAM-Software wurde als vertretbar eingeschätzt.

## 9 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Das übergeordnete Ziel des Projekts RS1506 ist die Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD-Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit. Zu diesem Zweck wurde ein breites Spektrum von Validierungstestfälle ausgewählt, die Strömungs- und Wärmeübergangsphänomene im Ringraum sowie im Kern von Druckwasserreaktoren umfassen. Darüber hinaus wurde die Kopplung vom Systemcode ATHLET und dem CFD-Programm ANSYS CFX weiterentwickelt und validiert.

Die Berechnung der UPTF TRAM C Experimente, in denen die Notkühlein speisung in den kalten Strang eines Druckwasserreaktors untersucht wurde, hat gezeigt, dass eine vollständige Abbildung der Geometrie mit vier kalten Strängen notwendig ist, um gute Übereinstimmung von Rechnungen und Messungen zu erhalten. Weitere Verbesserungen konnten durch die Simulation des Wärmeleitung in den Reaktorwänden erzielt werden. Die Berechnung von Zweiphasenströmungen in der UPTF-Anlage mit und ohne Kondensation zeigen gute Übereinstimmung mit experimentellen Daten. Die CFD-Rechnungen konnten jedoch wegen des hohen Rechenaufwands nur in vereinfachten Geometrien angewendet werden. Im geometrisch komplexen Kernbereich wurde die Strömung in einem Brennelement mit Abstandshalter des OECD/NEA Benchmarks MATIS-H untersucht. Dazu wurden eine Studie mit dem Shear-Stress-Transport und Reynolds-Stress Turbulenzmodellen und eine systematische Verfeinerung des Rechnetzes durchgeführt.

Parallel zu den Validierungsarbeiten wurde die Kopplung des Systemcodes ATHLET mit der ANSYS CFX Software vorangetrieben. Dazu wurde die Kopplungsschnittstelle so erweitert, dass eine beliebige Anzahl von Kopplungsschnittstelle sowohl für ein- als auch zweiphasige Strömungen benutzerfreundlich in einer GUI-Oberfläche definiert werden kann. Das gekoppelte Simulationssystem wurde anhand des PSI Doppel-T-Stück-Versuchs, der Untersuchung einer LBE-Strömung innerhalb des MYRRHA Spallation-Strangs und im MYRRHA-Target, sowie mit einem Demonstrationstestfall, der den Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe in DWR simuliert, validiert. Es konnte gezeigt werden, dass der Einsatz von gekoppelten 1D-3D Rechenprogrammen für eine realistische Simulation von Strömungen mit ausgeprägten 3D-Phänomene wie z. B. Vermischung oder Stratifizierung von großer Bedeutung ist. Aus diesem Grund sollten bei spezifischen Reaktorsicherheitsproblemen mit ausgeprägten 3D-Strömungs- und Vermischungsprozessen, wie z. B. beim Deborierungsstörfall oder beim

Frischdampfleitungsbruch, fortschrittliche gekoppelte Rechenprogrammen wie ATHLET-ANSYS CFX eingesetzt werden.

Bisher wurde für Strömungssimulationen nur der Fluidbereich modelliert. Es konnte jedoch am Beispiel der TALL-3D Experimente gezeigt werden, dass die CHT-Modellierung in den CFD-Rechnungen eine sehr wichtige Rolle spielt und nicht vernachlässigt werden darf. Dies gilt insbesondere für dynamische Transienten. Die vorgestellten CFD/CHT-Simulationen sind ein erster Schritt Richtung Fluid-Struktur-Interaktion (FSI). Mit Hilfe von FSI können komplexe Phänomene wie z. B. strömungsinduzierte Schwingungen berechnet werden.

## Literaturverzeichnis

- /ABD 13/ Abdulla, A., Herb, J., Scheuerer, M., Schöffel, P., „Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit: AP3: Testen und Bewerten von Open Source CFD-Software“, GRS-A-3730, 2013
- /ABD 14/ Abdulla, A., “Development and Validation of a New Solver Based on the Interfacial Area Transport Equation for the Numerical Simulation of Subcooled Boiling with OpenFOAM CFD Code for Nuclear Safety Applications”, Doktorarbeit der Technische Universität München, Lehrstuhl für Nukleartechnik, 2014
- /AND 84/ Anderson, D.A., et. al., *Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer*, New York, Hemisphere Publishing Cooperation, 1984
- /ANS 07/ ANSYS Inc., ANSYS 11.0 User's Manuals
- /ANS 12/ ANSYS Inc., ANSYS 14.5.7 User's Manuals
- /ARB 13/ Arbeiter, F., et. al. Definition of the L-STAR Benchmark Activities, Internal Report, KIT, Karlsruhe, 2013
- /BAC 15/ Bachar, A., Haslinger, W., Scheuerer, G., Theodoridis, G., „Entwicklung von Software zur Simulation der Thermohydraulik für fortschrittliche Reaktorkonzepte“, Abschlussbericht ANSYS/TR-15-01, ANSYS Germany GmbH, April 2015
- /BAT 10/ Batta, A., “Comparative Experimental and Numerical Analysis of the Hydraulic Behaviour of Free Surface Flow in the Water Experiment of the XT-ADS Windowless Spallation Target”, Proceedings of ICAPP '10 San Diego, USA, 15-17 June, 2010
- /BER 11/ Bertolotto, D. et al, “Coupling a System Code with Computational Fluid Dynamics for the Simulation of Complex Coolant Reactivity Effects”, Dissertation, No 5227, EPFL, Schweiz, 2011



- /EMM 88/ Emmerling, E., Hertlein, R., Jakob, G., Strobel, R., Winkler, F., „Program and System Description“, Siemens KWU Report U9 4141/88/023, 1988
- /FRA 12/ Frank, Th., „The OECD/NEA MATIS-H Benchmark - CFD Analysis of Water Flow Through a 5x5 Rod Bundle with Spacer Grids using ANSYS Fluent and ANSYS CFX“, 2012
- /FRO 12/ Fröhlich, J., Hochschulkurs Numerische Berechnung turbulenter Strömungen in Forschung und Praxis, Dresden: TU Dresden; Institut für Strömungsmechanik, 2012
- /GRI 15/ Grishchenko, D. et al, “The TALL-3D Facility Design and Commissioning Tests for Validation of Coupled STH and CFD Codes” Nuclear Engineering and Design, In Press, available online 11 February 2015
- /GRS 10/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH  
ATHLET 2.2.C User’s Manuals
- /GRS 12/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH  
ATHLET 3.0.A User’s Manuals
- /JEL 13/ Jeltsov, M. et al, “Development of a Domain Overlapping Coupling Methodology for STH/CFD Analysis of Heavy Liquid Metal Thermal-hydraulics”, Proc. of the NURETH-15 Conference, Pisa, Italy, May 12-17, 2013
- /LAU 75/ Launder, B. E., et al., “Progress in the Development of a Reynolds Stress Turbulence Closure”, J. Fluid Mech. 68:537-66, 1975
- /LER 07/ Lerchl, G., „Kopplung von ATHLET mit dem CFD-Programm CFX; TN-LER-04-07; 2007
- /MAH 07/ Mahaffy, J., et al, "Best Practice Guidelines for the use of CFD in nuclear reactor safety applications", NEA/CSNI/R(2007)5, [www.oecd-nea.org/nsd/csni/cfd/](http://www.oecd-nea.org/nsd/csni/cfd/)
- /MEN 94/ Menter, F. R., et al. “Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications”, AIAA-Journal, Vol. 32, pp. 269 – 289, 1994

- /MEN 05/ Menter F. R., et al. "A scale-adaptive simulations model using two equation models", AIAA Paper 2005-1095, 2005
- /MER 04/ Merziger, G. *Formeln + Hilfen zur höheren Mathematik*, Hannover: Binomi Verlag, 2004
- /OEC 11/ OECD/NEA-MATiS-H Benchmark, Final Benchmark Specifications, 2011
- /PAL 13/ Palazzo, S., "Application of Advanced Thermal-Hydraulic Simulation Codes for the Analysis of Heavy Liquid Metal Flows in the ADS Reactor Concept MYRRHA", Master Thesis, Tesi di Laurea Specialistica in Ingegneria Energetica, Facolta' Di Ingeneria, Universita' Di Pisa, 2013
- /PAP 06/ Papukchiev, A., Liu, Y., Schaefer, A. „Impact of Boron Dilution Accidents on Low Boron PWR Safety”, Proc. of the Topical Meeting on Reactor Physics PHYSOR 2006, Vancouver, Canada, Sept. 10-14, 2006
- /PAP 09/ Papukchiev, A., Lerchl, G., "Extension of the Simulation Capabilities of the 1D System Code ATHLET by Coupling with the 3D Software Package ANSYS CFX", Proc. of the NURETH-13 Conference, Kanazawa, Japan, September 27- October 3, 2009
- /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", Proc. of the NUTHOS-8 Conference, Shanghai, China, October 10-14, 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 journal, 57., book 6, pp.402-409, June 2012
- /PAP 14/ Papukchiev, A., Theodoridis, G., Lerchl, L., Scholz, D., "Assessment of Coupled Multiscale and Stand Alone System Code Simulations Based on a Double T-Junction Mixing Experiment", Proc. of the Annual Meeting on Nuclear Technology 2014, Frankfurt, Germany, May 6-8, 2014

- /PAP 14a/ Papukchiev, A., Jeltsov, M., Geffray, C., Kööp, K., Kudinov, P., Macian-Juan, R., Lerchl, G., "Prediction of Complex Thermal-Hydraulic Phenomena Supplemented by Uncertainty Analysis with Advanced Multiscale Approaches for the TALL-3D T01 Experiment", Proc. of the PSAM12 Conference, Honolulu, Hawaii, USA, June 14-16, 2014
- /PAP 14b/ Papukchiev, A., Lerchl G., Geffray, C, Macian-Juan, R., Jeltsov, M., Kööp, K., Kudinov, P., "Coupled 1D-3D Thermal-Hydraulic Simulations of a Liquid Metal Experiment Supplemented by Uncertainty and Sensitivity Analysis", Proc. of the CFD4NRS Conference, Zurich, Switzerland, September, 9 - 11, 2014
- /RAN 52/ Ranz, W., Marshall, W., „Evaporation from Drops“, Chem. Eng. Prog., Vol. 48, pp. 141 – 146, 1952
- /SAR 92/ Sarkar, J., Liebert, J., Läufer, R., „UPTF Test Instrumentation“, Siemens KWU Work Report S554/92/13, 1992
- /TEN 96/ Tenckhoff, E., Brand, B., Kastner, W., „UPTF-TRAM Versuch C1/C2 - Strahlen- und Streifenkühlung der RDB-Wand“, Siemens AG Quick Look Report NT31/96/17, 1996

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Messpositionen im kalten Strang CL2 und im Ringraum.....	7
Abb. 3.2	UPTF-Geometriemodell.....	8
Abb. 3.3	Fluid- und Solid Rechennetz.....	10
Abb. 3.4	UPTF TRAM C1 run4a01 ECC-Massenstrom.....	11
Abb. 3.5	UPTF TRAM C1 run4a01 ECC-Temperatur.....	12
Abb. 3.6	Temperaturverteilung in Viertel-Geometrie.....	13
Abb. 3.7	Bypass-Temperaturverteilung in Viertel-Geometrie.....	13
Abb. 3.8	Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 36.....	14
Abb. 3.9	Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 31.....	15
Abb. 3.10	Viertel-Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 32.....	16
Abb. 3.11	Temperaturverteilung in vollständiger Geometrie.....	17
Abb. 3.12	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 31.....	17
Abb. 3.13	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 32.....	18
Abb. 3.14	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 33.....	18
Abb. 3.15	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 34.....	19
Abb. 3.16	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 35.....	19
Abb. 3.17	Vollständige Geometrie: Temperaturvergleich am Stalk 36.....	20
Abb. 3.18	Vereinfachtes Rechennetz für Zweiphasen-Rechnungen.....	21
Abb. 3.19	UPTF TRAMC1 Run4a02 ECC-Temperatur.....	22
Abb. 3.20	UPTF TRAMC1 Run4a02 ECC-Massenstrom.....	22
Abb. 3.21	Stalk 3 Zweiphasenrechnung mit Sättigungstemperatur.....	23
Abb. 3.22	Stalk 3 Zweiphasenrechnung.....	24
Abb. 3.23	Stalk 6 Zweiphasenrechnung.....	24
Abb. 3.24	UPTF TRAMC2 Run8a Dampf-Massenstrom.....	26
Abb. 3.25	UPTF TRAMC2 Run8a ECC-Massenstrom.....	26
Abb. 3.26	UPTF TRAMC2 Run8a ECC-Temperatur.....	27

Abb. 3.27	UPTF TRAMC2 Run8a Volumenanteile von Wasser und Dampf .....	27
Abb. 3.28	UPTF TRAMC2 Run8a Kondensationsrate.....	28
Abb. 3.29	UPTF TRAMC2 Run8a Temperaturvergleich am Stalk3 .....	29
Abb. 3.30	Schematische Darstellung der MATIS-H Versuchsanlage .....	30
Abb. 3.31	Stabgeometrie .....	31
Abb. 3.32	Geometrie der Stabhalterungen.....	32
Abb. 3.33	Geometrie des Abstandhalters ohne Umleitbleche .....	32
Abb. 3.34	Geometrie des Abstandhalters mit Umleitbleche „Split-Type“ .....	33
Abb. 3.35	Geometrie des Abstandhalters mit Umleitblechen „Swirl-Type“.....	33
Abb. 3.36	Messung der Eintrittsrandbedingungen.....	34
Abb. 3.37	Gemessene Geschwindigkeit .....	35
Abb. 3.38	Randbedingungen .....	42
Abb. 3.39	LDA Messlinien.....	44
Abb. 3.40	Ergebnisse auf mittlerem und feinen Hexaeder Netz II .....	45
Abb. 3.41	Vergleich Geschwindigkeitsverläufe SST-Modell mit Experiment.....	47
Abb. 3.42	Vergleich Geschwindigkeitsverläufe SSG-RSM-Modell mit Experiment .....	48
Abb. 3.43	Vergleich Einfluss verschiedener Sandrauigkeiten.....	49
Abb. 3.44	Subchannel; Front .....	50
Abb. 3.45	Randbedingungen und Aufteilung für Vernetzung.....	51
Abb. 3.46	Konzentration der Gitterelemente an den Stabhalterungen.....	53
Abb. 3.47	Split Type Netz; Oben: Seitenansicht, Einteilung für Vernetzung; Unten: Kanäle des Abstandhalters nahe der Fähnchen .....	55
Abb. 3.48	x-Komponente der Wirbelstärke.....	58
Abb. 3.49	Entstehung der zentralen Wirbel; Oben: Wirbelstärke bei $0,5 D_h$ mit Fähnchen; Unten: Stromlinien aus einem Subchannel.....	59
Abb. 3.50	x-Komponente der Wirbelstärke Links: reiner Subchannel; Rechts: Detail des Subchannels .....	61

Abb. 3.51	Stromlinien im Subchannel .....	61
Abb. 3.52	Ergebnisse Swirl Type; Oben x-Komponenten der Wirbelstärke, Unten: Stromlinien eines Subchannels .....	63
Abb. 3.53	Vermischungseigenschaften der Abstandshaltertypen; Oben: Schrägansicht; Unten: Frontansicht .....	64
Abb. 4.1	ATHLET-ANSYS CFX Schnittstelle in ANSYS CFX Pre .....	71
Abb. 4.2	Aufbau der Versuchsanlage.....	73
Abb. 4.3	Experimentelle Ergebnisse .....	75
Abb. 4.4	ATHLET Modell der Anlage .....	76
Abb. 4.5	CAD Modell des Doppel-T-Stücks .....	77
Abb. 4.6	Einfluss der Raumdiskretisierung auf die Fluidgeschwindigkeit.....	78
Abb. 4.7	Einfluss der Raumdiskretisierung auf die Fluidgeschwindigkeit.....	78
Abb. 4.8	Strukturiertes Netz für die gekoppelten Simulationen.....	79
Abb. 4.9	Turbulente (links) und flache (rechts) Geschwindigkeitsprofile.....	81
Abb. 4.10	Geschwindigkeitsverteilung in der Symmetrieebene .....	83
Abb. 4.11	Borverteilung im CFD-Bereich bei T = 4 s (links oben), T = 5 s (rechts oben), T = 19 s (links unten) und T = 33 s (rechts unten) .....	84
Abb. 4.12	Normierte Borkonzentration an der Position WM1 .....	86
Abb. 4.13	Normierte Borkonzentration an der Position WM2 .....	87
Abb. 4.14	Normierte Borkonzentration an der Position WM3 .....	87
Abb. 4.15	Integrale Borkonzentration an der Position WM1 .....	88
Abb. 4.16	Integrale Borkonzentration an der Position WM2 .....	88
Abb. 4.17	Integrale Borkonzentration an der Position WM3 .....	89
Abb. 4.18	Ungleichgewicht der LBE-Masse in CFD-Bereich .....	91
Abb. 4.19	Endgültiges strukturiertes Netz für den MYRRHA Spallation-Target- Bereich .....	91
Abb. 4.20	Volumenanteil der beiden Fluide (links, blau-LBE, rot (Argon)), Druck- (Mitte) und Geschwindigkeitsverteilung (rechts) im CFD- Bereich .....	92

Abb. 4.21	Offenes thermohydraulisches System.....	94
Abb. 4.22	LBE-Geschwindigkeit, berechnet von ATHLET an der Kopplungsstelle 1 .....	95
Abb. 4.23	Absoluter Druck, berechnet von ANSYS CFX an der Kopplungsstelle 1 .....	95
Abb. 4.24	LBE-Massenstrom, berechnet von ANSYS CFX an der Kopplungsstelle 2 .....	96
Abb. 4.25	Absoluter Druck, berechnet von ATHLET an der Kopplungsstelle 2 .....	96
Abb. 4.26	Gekoppeltes Modell für den MYRRHA-Spallation-Strang.....	98
Abb. 4.27	Pumpengeschwindigkeit .....	99
Abb. 4.28	Massenstrom an verschiedenen Stellen im MYRRHA-Kreislauf.....	100
Abb. 4.29	Volumenanteil der beiden Fluide vor (t = 5 s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung (t = 19; Bild rechts) .....	100
Abb. 4.30	Pumpengeschwindigkeit .....	101
Abb. 4.31	Volumenanteil der beiden Fluide vor (t = 5 s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung (t = 19; Bild rechts) .....	101
Abb. 4.32	Volumenanteil der beiden Fluide vor (t = 5 s; Bild links) und nach der Massenstromerhöhung (t = 19; Bild rechts) .....	102
Abb. 5.1	ICED CFD Netz von dem UPTF RDB .....	107
Abb. 5.2	Temperaturverteilung im CFD-Bereich.....	109
Abb. 5.3	Temperaturverteilung im CFD-Bereich.....	109
Abb. 5.4	Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt .....	110
Abb. 5.5	Stromlinien gefärbt mit Fluidgeschwindigkeit .....	110
Abb. 5.6	Primärkreis einer generischen 4-Strang DWR Anlage modelliert mit ATHLET .....	112
Abb. 5.7	Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei t = 0 s.....	115
Abb. 5.8	Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei t = 0 s.....	116
Abb. 5.9	Massenströme in den vier kalten Strängen .....	117
Abb. 5.10	Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei t = 430 s.....	117

Abb. 5.11	Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei $t = 430$ s .....	118
Abb. 5.12	Mittlere Temperaturen in den vier kalten Strängen.....	118
Abb. 5.13	Mittlere Temperaturen in den vier heißen Strängen .....	119
Abb. 5.14	Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei $t = 460$ s.....	120
Abb. 5.15	Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei $t = 460$ s .....	120
Abb. 5.16	Geschwindigkeitsverteilung im XY-Schnitt bei $t = 490$ s.....	121
Abb. 5.17	Temperaturverteilung im XY-Schnitt bei $t = 490$ s .....	122
Abb. 5.18	Temperaturverteilung im XY-Schnitt und am Auslass des heißen Strangs 4 bei $t = 490$ s.....	122
Abb. 5.19	Kaltes Kühlmittel vom kalten Strang 3 fließt über den Ringraum in den kalten Strang 3 ( $t = 500$ s).....	123
Abb. 5.20	Geschwindigkeitsvektoren im XY-Schnitt bei $t=0$ s .....	124
Abb. 5.21	Geschwindigkeitsvektoren im XY-Schnitt bei $t=490$ s.....	124
Abb. 5.22	Temperaturverteilung im kompletten CFD-Bereich bei $t=490$ s.....	125
Abb. 6.1	TALL-3D Primärkreis (links), 3D Teststrecke (Mitte) und Position der Thermoelemente im 3D Pool .....	129
Abb. 6.2	Strukturiertes Netz für den Fluidbereich der TALL-3D Teststrecke .....	130
Abb. 6.3	Endgültiges strukturiertes Netz mit Modellierung der Festkörperstrukturen der TALL-3D Teststrecke (Metallplatte, Wände, Heizer, Isolierung).....	131
Abb. 6.4	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, $t=0$ s) .....	133
Abb. 6.5	Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, $t=0$ s) .....	134
Abb. 6.6	Massenstrom am Einlass der Teststrecke (Versuch T02) .....	135
Abb. 6.7	Temperatur am Einlass der Teststrecke (Versuch T02) .....	135
Abb. 6.8	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, $t=10$ s) .....	136
Abb. 6.9	Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, $t=10$ s) .....	137



Abb. 6.10	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, t=20 s) .....	138
Abb. 6.11	Temperatur am Auslass der Teststrecke (Versuch T02) .....	138
Abb. 6.12	Temperatur an der Position BP1 (Versuch T02) .....	139
Abb. 6.13	Temperatur an der Position BP3 (Versuch T02) .....	140
Abb. 6.14	Temperatur an der Position ILW2 (Versuch T02) .....	140
Abb. 6.15	Temperatur an der Position ILW4 (Versuch T02) .....	141
Abb. 6.16	Temperatur an der Position IPT3 (Versuch T02) .....	141
Abb. 6.17	Temperatur an der Position IPT6 (Versuch T02) .....	142
Abb. 6.18	Temperatur an der Position IPT9 (Versuch T02) .....	142
Abb. 6.19	Temperatur an der Position CIP0 (Versuch T02) .....	143
Abb. 6.20	Temperatur an der Position CIP3 (Versuch T02) .....	143
Abb. 6.21	Temperatur an der Position CIP10 (Versuch T02) .....	144
Abb. 6.22	Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, t=1000 s) .....	145
Abb. 6.23	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T02, t=1000 s) .....	146
Abb. 6.24	Massenstrom am Einlass der Teststrecke (Versuch T01) .....	148
Abb. 6.25	Temperatur am Einlass der Teststrecke (Versuch T01) .....	148
Abb. 6.26	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t=170 s) .....	149
Abb. 6.27	Temperatur am Auslass der Teststrecke (Versuch T01) .....	150
Abb. 6.28	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t=300 s) .....	151
Abb. 6.29	Temperatur an der Position BP1 (Versuch T01) .....	152
Abb. 6.30	Geschwindigkeitsverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t = 770 s) .....	152
Abb. 6.31	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t = 770 s) .....	153

Abb. 6.32	Temperatur an der Position CIP0 (Versuch T01) .....	154
Abb. 6.33	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t=5000 s) .....	155
Abb. 6.34	Temperaturverteilung in den CFD/CHT und CFD Simulationen (Versuch T01, t=470 s) .....	156
Abb. 6.35	Temperatur an der Position ILW2 (Versuch T01) .....	157
Abb. 6.36	Temperatur an der Position ILW7 (Versuch T01) .....	157
Abb. 7.1	Kopplungsvariante 1 (blau: von ATHLET berechnet, rot: von CFX berechnet) .....	161
Abb. 7.2	Kopplungsvariante 2 (blau: von ATHLET berechnet, rot: von ANSYS CFX berechnet) .....	162
Abb. 7.3	Thermohydraulische Austauschgrößen für die beiden Kopplungsoptionen .....	163
Abb. 7.4	Thermohydraulische Konfiguration mit einem ATHLET und einem CFD Rohr .....	165
Abb. 7.5	Wassergeschwindigkeit am Einlass des CFD-Rohres .....	166
Abb. 7.6	Wassermassenströme im ATHLET und CFD-Bereich .....	167
Abb. 7.7	Wandtemperatur des CFD-Rohres .....	167
Abb. 7.8	Dampfgehalt am Einlass vom ATHLET-Rohr .....	168
Abb. 7.9	Temperaturen am Einlass vom ATHLET-Rohr .....	168
Abb. 7.10	Dampfmassenströme in den beiden Rechendomänen .....	169
Abb. 7.11	Dampf-Energieströme in den beiden Rechendomänen .....	169
Abb. 7.12	Wasser-Energieströme in den beiden Rechendomänen .....	170
Abb. 7.13	Phasengeschwindigkeiten am Einlass des ATHLET-Rohres .....	170
Abb. 7.14	Thermohydraulische Konfiguration mit einem CFD und zwei ATHLET-Röhren .....	171
Abb. 7.15	Dampfgehalt am Einlass des zweiten ATHLET-Rohres .....	172
Abb. 7.16	Druck am Einlass des zweiten ATHLET-Rohres .....	172
Abb. 7.17	Konvergenzprobleme: RMS-Residuen in ANSYS CFX .....	173

Abb. 7.18	Wassermassenstrom am Einlass des ersten ATHLET-Rohres .....	174
Abb. 7.19	Fluid- und Sättigungstemperaturen in der Mitte vom ATHLET Rohr 1....	176
Abb. 7.20	Dampfgehalt im CFD-Bereich .....	176
Abb. 7.21	Wassermassenstrom am Auslass des CFD-Rohres .....	177
Abb. 7.22	Dampfmassenstrom am Auslass des CFD-Rohres .....	177
Abb. 7.23	Energieströme am Auslass des CFD-Rohres.....	178

## Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Eigenschaften der Fluid- und Solid-Rechennetze .....	9
Tab. 3.2	Randbedingungen .....	34
Tab. 3.3	Eigenschaften Gitter für Eintrittsrandbedingungen .....	38
Tab. 3.4	Einstellungen für die numerische Berechnung .....	43
Tab. 3.5	Abweichungen der Lösungen zwischen den verschiedenen feinen Netzen .....	46
Tab. 3.6	Eigenschaften der Netze.....	52
Tab. 5.1	Anfangs- und Randbedingungen .....	114
Tab. 6.1	Anfangs- und Randbedingungen im Versuch T06.....	132
Tab. 6.2	Anfangs- und Randbedingungen im T01 Versuch.....	147
Tab. 7.1	Thermohydraulische Austauschgrößen zwischen ATHLET und ANSYS CFX .....	164
Tab. 7.2	Anfangs- und Randbedingungen .....	165
Tab. 7.3	Anfangs- und Randbedingungen .....	175

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

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

Forschungszentrum  
**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](http://www.grs.de)