

**Weiterentwicklung
thermohydraulischer
Rechenprogramme
für innovative
Reaktorkonzepte**

im Rahmen des
EU-Projekts THINS

Abschlussbericht

**Weiterentwicklung
thermohydraulischer
Rechenprogramme
für innovative
Reaktorkonzepte**

im Rahmen des
EU-Projekts THINS

Abschlussbericht

Angel Papukchiev
Sebastian Buchholz
Georg Lerchl

Juni 2015

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben RS1192 wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) durchgeführt.

Die Arbeiten wurden von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH ausgeführt. 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.

GRS - 378
ISBN 978-3-944161-59-4

Deskriptoren

Blei-Wismut-Eutektikum, gekoppelte Rechenprogramme, innovative Reaktorkonzepte, Kühlmittelvermischung, neue Stoffwerte, Validierung

Kurzfassung

In den letzten Jahrzehnten entstand ein zunehmendes Interesse in der Nuklearbranche am Einsatz von Computational Fluid Dynamics (CFD) Rechenprogrammen. Diese werden für die Analyse von verschiedenen Fragestellungen der Reaktorsicherheit angewendet, bei denen die traditionellen Simulationswerkzeuge Defizite aufweisen. Im Rahmen des europäischen FP7 Projekts THINS (Thermal Hydraulics of Innovative Nuclear Systems) werden für Reaktorkonzepte der vierten Generation System-, CFD- und gekoppelte 1D-3D thermohydraulische Simulationen durchgeführt. Diese sind den thermohydraulischen Analysen von gasgekühlten, flüssigmetallgekühlten und superkritischen Reaktoren gewidmet. Zur Kernkühlung werden in solchen Konzepten innovative Fluide eingesetzt, die im Vergleich zu den bestehenden Kühlmedien unterschiedliche Eigenschaften und Verhalten haben und daher eine Herausforderung für die Ingenieure darstellen.

Die Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH nimmt an dem THINS Projekt teil, wobei sich die wesentlichen Aktivitäten auf Entwicklung und Validierung von CFD und gekoppelten System-CFD Rechenprogrammen konzentrieren. Schwerpunkte sind die Simulation und die Analyse von Experimenten mit Gas- und Flüssigmetall-Strömungen. Die TALL-3D Anlage, betrieben von KTH Royal Institute of Technology in Stockholm, wurde errichtet und instrumentiert für thermohydraulische Versuche mit Kühlmittel Blei-Wismut-Eutektikum (LBE). In dem durchgeführten Versuch T01 wurde der Übergang von gezwungener zur Naturkonvektion in TALL-3D analysiert. Für das Ziel wurde die elektromagnetische Pumpe angehalten und dies führte zu einer komplexen Transiente mit lokalen Strömungs- und Wärmeübergangsphänomenen. Im Rahmen der thermohydraulischen Untersuchungen für gasgekühlte Reaktoren wurde der L-STAR Versuch analysiert. Die L-STAR Teststrecke besteht aus hexagonalem, luftgekühltem Strömungskanal mit einem beheizten Stab in der Mitte. Hochqualitative Messungen von den beiden Experimenten konnten für die Validierung von ANSYS CFX und das gekoppelte Rechenprogramm ATHLET-ANSYS CFX verwendet werden. Unterschiedliche Turbulenzmodellen, die auf RANS (Reynolds-Averaged Navier–Stokes), SAS (Scale Adaptive Simulation) und ZLES (Zonal Large Eddy Simulation) Verfahren beruhen, wurden in den Simulationen eingesetzt. Dieser Bericht umfasst die wesentlichen Forschungsarbeiten und die durchgeführten Analysen. Die beobachteten thermohydraulischen Phänomene wurden analysiert und mit den experimentellen Daten direkt verglichen.

Abstract

In the last decades there is an increasing interest in the nuclear community to utilize CFD programs for the evaluation of different nuclear reactor safety issues, where traditional analysis tools show deficiencies. Within the FP7 European project THINS (Thermal Hydraulics of Innovative Nuclear Systems), system thermal-hydraulics (STH), CFD and coupled 1D-3D thermal-hydraulic simulations are being carried out for Generation IV nuclear systems. These are dedicated to the analysis of the thermal-hydraulics of gas, liquid metal and supercritical water cooled reactors. Such concepts utilize innovative fluids, which have different properties and behavior from the ones used in the current nuclear facilities, and therefore represent challenge for the engineers.

The Gesellschaft fuer Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH participates in THINS with activities related to the development and validation of CFD and coupled STH-CFD codes. Emphasis is given to the calculation and analysis of gas and liquid metal experiments. The TALL-3D facility, operated by the KTH Royal Institute of Technology in Stockholm, is well instrumented and designed for thermal-hydraulic experiments with lead-bismuth eutectic (LBE) coolant. In the performed experiment T01 the transition from forced to natural circulation is studied. In this experiment the main circulation pump is stopped, which leads to complex transient inside TALL-3D with local 3D flow and heat transfer phenomena. The thermal-hydraulics in gas cooled reactors has been addressed with the analysis of the L-STAR experiment. The L-STAR test section consists of hexagonal flow channel with an air cooled cylindrical heated rod in its center. High quality measurements from these two experiments supported the validation of the commercial code ANSYS CFX and the coupled code ATHLET-ANSYS CFX. Different turbulence approaches based on RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes), SAS (Scale Adaptive Simulation) and ZLES (Zonal Large Eddy Simulation) are used in the calculations. In this report, the work performed for the numerical analyses is summarized. The observed thermal-hydraulic phenomena are discussed, and the results from the CFD simulations are directly compared with experimental data.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract	II
	Inhaltsverzeichnis.....	III
1	Einleitung	1
2	Zielsetzung und Arbeitsprogramm.....	3
3	Nachrechnung der L-STAR Versuche mit Hilfe von ANSYS CFX.....	5
3.2	Vorausrechnungen	9
3.3	Analysen zum Einfluss der Wärmestrahlungsmodellierung und der turbulenten Prandtl-Zahl Pr_t	13
3.4	Ergebnisse der stationären RANS-Rechnungen zu den L-STAR Versuchen	16
3.5	Ergebnisse der skalenauflösenden transienten L-STAR Simulationen.....	19
4	Erweiterung von ATHLET und ANSYS CFX für die Simulation von Flüssigmetallreaktoren.....	23
4.1	Erweiterung von ATHLET für die Simulation von LBE.....	24
4.1.1	Stoffwertkorrelationen.....	24
4.1.2	Wärmeübergangskorrelationen für Rohrgeometrien	26
4.1.3	Wärmeübergangskorrelationen für Bündelgeometrien	27
4.1.4	Weitere Modellierungsaspekte.....	27
4.2	Erweiterung von ANSYS CFX für die Simulation von LBE und erste gekoppelte Simulation mit LBE	28
5	ATHLET-ANSYS CFX Validierung anhand des TALL-3D Versuchs T01	31
5.1	Beschreibung der TALL-3D Anlage und des Versuchs T01	31
5.2	Modellierung der TALL-3D Anlage mit ATHLET-ANSYS CFX.....	33
5.3	ATHLET-ANSYS CFX Validierung und Diskussion der erzielten Ergebnisse.....	36

5.3.1	TH-Phänomene und globales Anlagenverhalten	36
5.3.2	Lokale TH-Phänomene in der 3D Teststrecke	44
5.4	Diskussion der erzielten Ergebnisse	52
7	Zusammenfassung	55
8	Literaturverzeichnis.....	57
	Abkürzungen.....	61
	Bildverzeichnis	63
	Tabellenverzeichnis.....	67

1 Einleitung

Die CFD-Rechenprogramme sind in der Lage, dreidimensionale Strömungen in komplexer Geometrie detailliert zu berechnen. Solche Codes werden seit geraumer Zeit unter anderem in der Öl-, Automobil- oder Energiewirtschaft für die Auslegung von Systemen oder Anlagenkomponenten eingesetzt. Der fortschrittliche Entwicklungsstand von CFD-Software, verbunden mit den großen Fortschritten in der Computerhardware, führt dazu, CFD-Programme in zunehmendem Maß bei der Bewertung von Sicherheitskriterien und bei der Untersuchung von Störfällen und Transienten einzusetzen. Bisher wurden bei der GRS CFD-Programme nur zur Analyse von verschiedenen Problemstellungen und Szenarien für Leichtwasserreaktoren (LWR) durchgeführt. Um die Bewertung der Sicherheitsmerkmale von Reaktorkonzepten der vierten Generation zu ermöglichen, müssen die heutigen thermohydraulischen Codes nachgerüstet werden.

Im Rahmen des FP7 Projekts THINS /THI 09/ wurden Aktivitäten zur Entwicklung und Validierung von thermohydraulischen Rechenprogrammen für die Simulation von innovativen Reaktoren (superkritischen, flüssigmetallgekühlten, gasgekühlten Reaktoren) durchgeführt. Die Schwerpunkte der Forschungsarbeiten lagen bei der Modellierung der Turbulenz, der Kühlmittelströmung im Kernbereich, der einphasigen Konvektion, der Mehrphasenströmung sowie bei der Kopplung von thermohydraulischen Codes.

Im Rahmen von THINS WP1.1 befasste sich die GRS mit der Validierung von ANSYS CFX für Gas-Strömungen im Kernbereich eines gasgekühlten Reaktors. Für das Ziel wurde im Karlsruher Institute für Technologie (KIT) die L-STAR Anlage aufgebaut. Ihre Teststrecke bestand aus einem beheizten Stab, der mit Luft umströmt wurde. Temperaturen an verschiedenen Stellen wurden gemessen und für die Validierung von CFD Rechencodes benutzt. Für die Simulation der Gas-Strömung wurden in der GRS RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes) und SRS (Scale Resolving Simulations) basierte CFD Verfahren eingesetzt. Die wesentlichen Ergebnisse sind mit den Ergebnissen von KIT und Laaperanta University (LUT) in einer Veröffentlichung verglichen /GOM 15/.

Im Rahmen von THINS WP5.2 befasste sich die GRS mit der Kopplung und Validierung von ATHLET und ANSYS CFX. Zunächst wurden die beiden Rechenprogramme und die Kopplungsroutinen für die Simulation von LBE erweitert. Ähnliche Forschungsarbeiten wurden auch von den KTH Kollegen in Stockholm mit RELAP5 und STAR CCM+ durchgeführt. Um ATHLET-ANSYS CFX und RELAP5/STAR CCM+ validieren

zu können, wurde an der KTH die TALL-3D Anlage errichtet /GRI 15/. Diese besteht aus einem LBE gekühlten Primärkreis und einem ölgekühlten Sekundärkreis. Im Primärkreis befinden sich ein Heizer, ein Wärmetauscher, eine elektromagnetische Pumpe und eine beheizte Teststrecke, in der sich komplexe 3D Strömungsphänomene abspielen. In der simulierten Transiente T01 wird die Pumpe abgeschaltet. Es findet ein dynamischer Übergang von gezwungener zu einer Naturkonvektion statt. Im Rahmen der Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX wurde die T01 Transiente analysiert und die Simulationsergebnisse mit den gemessenen Daten verglichen.

Dieser Bericht stellt eine Zusammenfassung der wesentlichen Projektergebnisse dar. Die durchgeführten wissenschaftlichen Arbeiten wurden detailliert in einer Reihe von THINS Deliverables /GRS 11/, /GRS 12/, /GRS 12a/, /GRS 13/, /GRS 15/, /KTH 15/ und von Veröffentlichungen /PAP 13/, /PAP 14/, /PAP 15/, /PAP 15a/, /PAP 15b/, /PAP 15c/ beschrieben.

2 Zielsetzung und Arbeitsprogramm

Die Reaktoren der vierten Generation (VHTR (Very High Temperature Reactor), GFR (Gas Cooled Fast Reactor), SFR (Sodium Cooled Fast Reactor), SCWR (Supercritical Water Reactor), usw.) unterscheiden sich wesentlich von den bestehenden Reaktoren u. a. bei der Kernausslegung, beim Transientenverhalten sowie beim Betrieb. Sie sollen im Vergleich zu bestehenden Baulinien Vorteile hinsichtlich passiver Sicherheit, Nachhaltigkeit und Wirtschaftlichkeit aufweisen. Um die Analyse und die Bewertung der Sicherheitsmerkmale solcher fortschrittlicher Reaktoren zu ermöglichen, müssen die heutigen Codes zur Sicherheitsbewertung bestehender Anlagen nachgerüstet werden.

Das Gesamtziel dieses Projekts ist die Weiterentwicklung der thermohydraulischen Rechenprogramme für innovative Reaktorkonzepte und deren Validierung. Die Aktivitäten konzentrieren sich auf eine Erweiterung der Codes, die derzeit für die Analysen bestehender Leichtwasserreaktoren (LWR) angewendet werden, sowie auf die Nachrechnung von Experimenten.

Das Teilprojekt „Thermohydraulik im Reaktorkern“ befasst sich mit der Simulation turbulenter Strömungen in typischen Kerngeometrien innovativer Reaktorkonzepte. Am L-STAR Kreislauf in Forschungszentrum Karlsruhe wird ein Versuch vorbereitet. Mittels hoch aufgelöster LDA (Laser Doppler Anemometry) sowie invasiver Messtechnik können der lokale und der globale Wärmeübergang an glatten und strukturierten Heizstäben ermittelt werden. Im Rahmen dieses Teilprojekts werden Untersuchungen zum Wärmeübergang an Brennstaboberflächen von gasgekühlten Reaktoren durchgeführt.

Die Kopplung des Systemcodes ATHLET mit dem CFD-Rechenprogramm ANSYS CFX ist der Schwerpunkt des Teilprojektes „Kopplung von Rechenprogrammen“. Solche fortschrittlichen Programmsysteme sollten auch für die Berechnungen im Strömungsgebiet innovativer Reaktorkonzepte eingesetzt werden. Die Arbeiten der GRS befassen sich mit einer Weiterentwicklung der Rechenprogramme ATHLET, ANSYS CFX sowie der gemeinsamen, generischen Kopplungsschnittstelle. Darüber hinaus wird in der schwedischen Anlage TALL-3D (KTH, Stockholm) LBE-Versuche durchgeführt. Ziel ist es, anhand dieser Versuche das gekoppelte Programm für fortschrittliche Reaktoren, die flüssiges Metall als Arbeitsmedium benutzen, zu validieren.

Das Gesamtziel des Forschungsvorhabens wurde im Rahmen der in den nächsten Abschnitten beschriebenen Teilarbeiten erreicht. Diese umfassen Untersuchungen zum

Wärmeübergang an Brennstaboberflächen in der L-STAR Anlage (Abschnitt 3) sowie die Erweiterung von ATHLET und ANSYS CFX für die Simulation von Flüssigmetall-Strömungen (Abschnitt 4) und die Validierung des gekoppelten Rechenprogramms ATHLET-ANSYS CFX anhand des TALL-3D Versuchs T01 (Abschnitt 5).

3 Nachrechnung der L-STAR Versuche mit Hilfe von ANSYS CFX

3.1 L-STAR Anlage

Im Rahmen von THINS WP 1.1 wurden mehrere stationäre L-STAR Experimente nachgerechnet. Diese Simulationen dienten der Validierung des CFD Code zur Anwendung für gasgekühlte Reaktoren der Generation IV.

Das Akronym LSTAR steht für **L**uft – **S**tab, **A**bstandshalter, **R**auheiten. Eine 3D Ansicht der Anlage zeigt Abb. 3.1. Auf der rechten Seite befindet sich die Teststrecke, ein Strömungskanal mit hexagonalem Querschnitt, in dessen Inneren ein zylindrischer beheizbarer Stab positioniert ist. Die Länge des Kanals beträgt 3 398 mm, die Breite beträgt ca. 67 mm. Gekühlt wird der Stab durch eine Luftströmung. Neben Temperatur- und Druckmessstellen am Ein- und Austritt der Testsektion, gibt es die Möglichkeit einer Geschwindigkeitsmessung mittels LDA. Dazu sind im oberen Bereich LDA Fenster in den Kanal eingebracht. Weiterhin kann die Oberflächentemperaturverteilung mittels zahlreicher über den Stab verteilter Temperatursensoren bestimmt werden /ARB 13/. Neben den Versuchen mit einem glatten Stab wurden im KIT auch Versuche mit einem gerippten Stab durchgeführt.

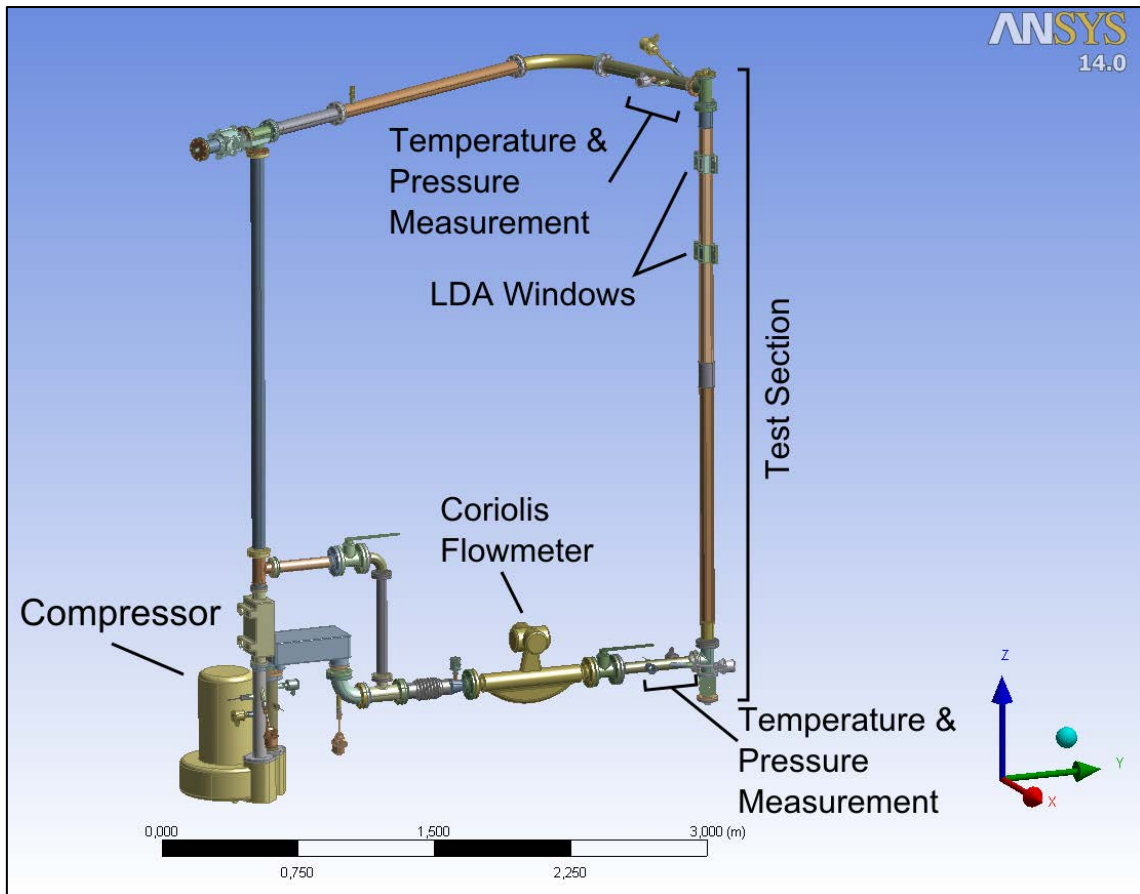


Abb. 3.1 L-STAR-Versuchsanlage

3.1.1 Vorbereitung der Geometrie und Netzerstellung

Mittels des ANSYS Design Modelers wurde zunächst die vom KIT bereitgestellte Geometrie der Versuchsanlage für die CFD-Analysen vorbereitet. Als Rechengebiet wurde der Bereich vom Anschlussflansch des Coriolis-Strömungsmessers an die Testsektion bis an das Ende der oberen gekrümmten Leitung gewählt. Anschließend wurde die Geometrie dahingehend bearbeitet, dass schließlich nur noch die Fluiddomain sowie der Stab das finale Modell bildeten. Der Stab selbst ist im Querschnitt in Abb. 3.2 dargestellt. Er besteht aus insgesamt vier Schichten, wobei der Kern aus einer Keramik und die äußeren Ringe aus Edelstahl hergestellt sind. Die Heizdrähte im Stab befinden sich in der ersten Ummantelung des Stabkerns und werden durch die sogenannte Heater Shell zusammengehalten, die auch die Thermoelemente für die Bestimmung der Stabtemperatur beinhalten. Darum herum ist schließlich die letzte Schicht, die Compression Shell, angeordnet. Diese vier Schichten wurden ebenfalls in das Modell integriert.

In einem ersten Schritt wurden Vorausrechnungen der vom KIT geplanten stationären Versuche an der Versuchsanlage durchgeführt, da zunächst noch keine Experimentaldaten verfügbar waren. Dazu wurden auf Basis der zuvor generierten Geometrie sowohl für den gerippten als auch für den glatten Stab jeweils drei Rechennetze mit dem Programm ANSYS ICEM CFD nach Vorgabe der Best Practice Guidelines der OECD/NEA /OEC 07a/ angefertigt. Zur Minimierung der numerischen Fehler wurde anschließend eine Gittersensitivitätsstudie durchgeführt. Die Vorausrechnungen wurden mit dem SST-Modell von /MEN 94/ durchgeführt, einem RANS-Modell. Turbulenzen in der Strömung werden hier über zusätzliche Differentialgleichungen der turbulenten kinetischen Energie (Turbulence Kinetic Energy, k) sowie der turbulenten Wirbel-dissipationsrate (Turbulence Eddy Dissipation, ϵ) bzw. der turbulenten Wirbelfrequenz (Turbulence Eddy Frequency, ω) modelliert und somit nicht direkt aufgelöst.

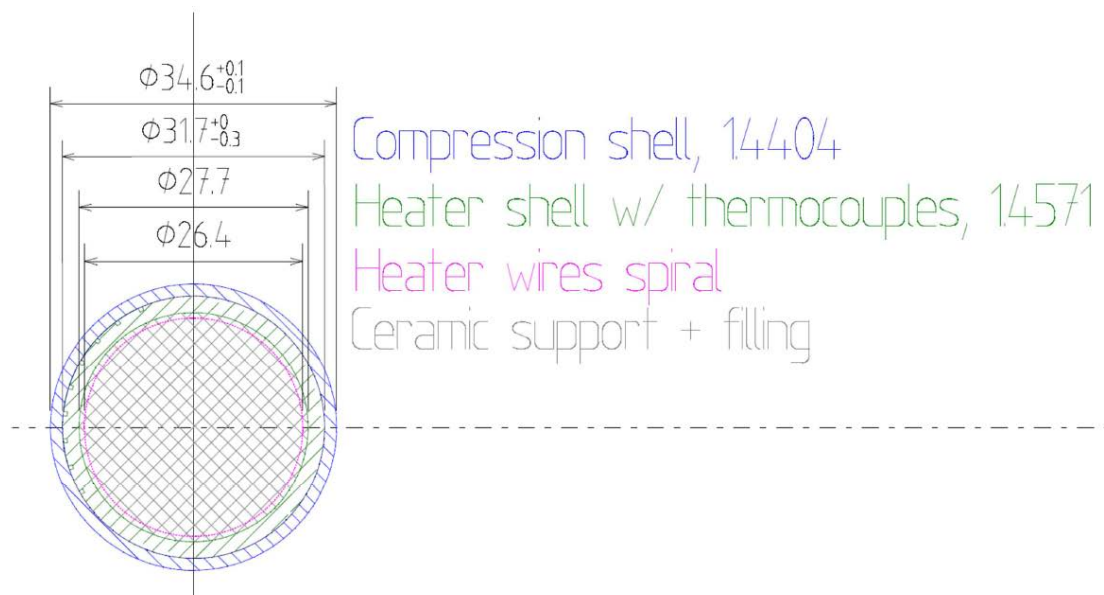


Abb. 3.2 Stabquerschnitt

Weiterhin sollten sogenannte SRS-Rechnungen durchgeführt werden. Diese Simulationen lösen Wirbelstrukturen auf dem Rechennetz direkt auf. Es wurde eine ZLES sowie eine Rechnung mit dem SAS-SST Modell durchgeführt.

Bei der zonalen LES wurde das Modell der Versuchsanlage in einen LES- und einen RANS-Bereich aufgeteilt (siehe Abb. 3.3). An der Schnittstelle zwischen den beiden Bereichen werden über einen Turbulenzgenerator (Harmonic Flow Generator) Turbulenzen in den LES-Strömungsbereich eingebracht. Dies ist ein großer Vorteil, da bei einer reinen LES ein solcher Generator vom Anwender selbst modelliert werden muss-

te. Im LES-Bereich werden Wirbelstrukturen direkt aufgelöst, die größer als der Gitterabstand sind, kleinere werden modelliert. Da die Wirbelstrukturen in Richtung Wand immer kleiner werden, muss hier auch das Netz immer feiner gestaltet werden. Für eine SRS-Rechnung sollte der dimensionslose Wandabstand (y^+) kleiner als 1 sein. Aus diesem Grund musste für die SRS-Rechnungen ein weiteres Rechennetz erzeugt werden, in dem der dimensionslose Wandabstand kleiner 1 ist. Noch kleinere Strukturen an der Wand werden beim ZLES-Modell mit einer RANS-Formulierung modelliert.

Das SAS-SST-Modell ist ein sogenanntes URANS-Modell (Unsteady RANS). Es verhält sich wie ein RANS-Modell in den stabilen Strömungsbereichen, während in instabilen Bereichen das LES-Verfahren eingesetzt wird /ANS 11/.

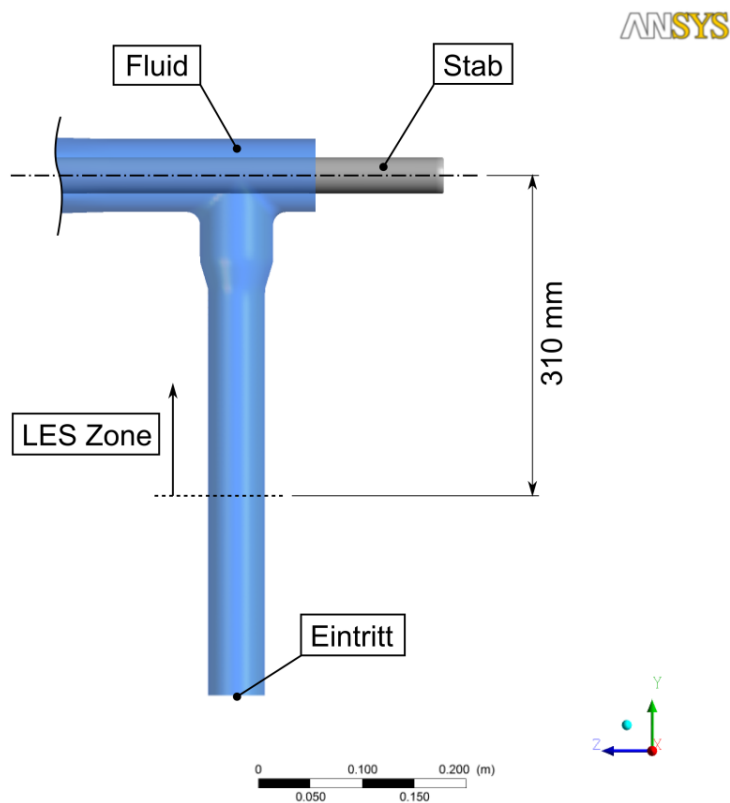


Abb. 3.3 Aufteilung zonales LES (ZLES)

3.2 Vorausrechnungen

Für die Vorausrechnungen für die glatte und gerippte Geometrie wurden die folgenden Randbedingungen gewählt:

- Eintrittsmassenstrom: 6,32 g/s
- Eintrittstemperatur: 293 K
- Heizleistung Stab: 1056 W
- Druck: 1,5 bar

Dabei handelte es sich um eine stationäre Rechnung unter Verwendung des SST-Turbulenzmodells mit automatischen Wandfunktionen. Als Eintrittsrandbedingung wurden der oben genannte Massenstrom, die Eintrittstemperatur und ein Turbulenzgrad von 5 % (5 % der gesamten kinetischen Energie entsprechen der turbulenten kinetischen Energie) gewählt. Als Austrittsrandbedingung wurde ein sogenanntes *OPENING* ausgewählt. Die äußere Wand ist adiabat modelliert und die Staboberfläche mit einer Schnittstelle zum Fluid für den Wärmeübergang versehen. Die Wärmequelle wurde als sogenannte Subdomain in die entsprechenden beheizten Stellen des Stabes eingebracht. In Ermangelung an Stoffdatendaten wurde das Stabmaterial zunächst als Edelstahl definiert. Die Luft wurde als Idealgas mit einem Referenzdruck von 1,5 bar modelliert.

Im Ergebnis der Rechnungen zeigte sich zum einen, dass der Druckverlust im Falle der gerippten Geometrie höher liegt, als bei der glatten Geometrie, da sich vor und hinter den Ringen Verwirbelungen bilden (siehe Abb. 3.4). Diese Verwirbelungen führen allerdings auch zu einem besseren Wärmeübergang zwischen Staboberfläche und umströmendes Fluid. Dies zeigt sich vor allem beim Vergleich der Oberflächentemperaturen. In Abb. 3.5 sind die Fluidtemperatur sowie die Staboberflächentemperaturen auf dem glatten und dem gerippten Stab dargestellt (als Diagramm auch in Abb. 3.6). In Abb. 3.5 ist nur die Hälfte von jedem Stab und dem umströmenden Fluid zu sehen. Für den gerechneten Fall liegt die maximale Oberflächentemperatur bei der glatten Geometrie bei ca. 850 K, während sie bei der gerippten Geometrie bei ca. 670 K liegt. Den besseren Wärmeübergang zeigt auch ein Vergleich der Nusselt-Zahl-Verteilung über den Stab. Die Nusselt-Zahl ist definiert als:

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda}$$

Dabei bezeichnet α den Wärmeübergangskoeffizienten, L die charakteristische Länge (hier der hydraulische Durchmesser des Strömungskanals $d_h = 34,51 \text{ mm}$) sowie λ als Wärmeleitkoeffizient der Luft. Damit gibt die Nusselt-Zahl das Verhältnis von konvektiver zu konduktiver Wärmeleitung an. Je größer die Nusselt-Zahl, desto größer ist der konvektive Anteil an der Wärmeübertragung. In der Abb. 3.7 und Abb. 3.8 sind die Verteilungen der Nusselt-Zahl dargestellt. Es ist zu erkennen, dass durch die Rippenstruktur die Nusselt-Zahl lokale Maxima besitzt. Die Maxima am Eintritt sowie am Austritt aus der Testsektion entstehen durch die starke Richtungsänderung der Strömung, wenn sie in den Kanal oder aus dem Kanal ein- bzw. austritt.

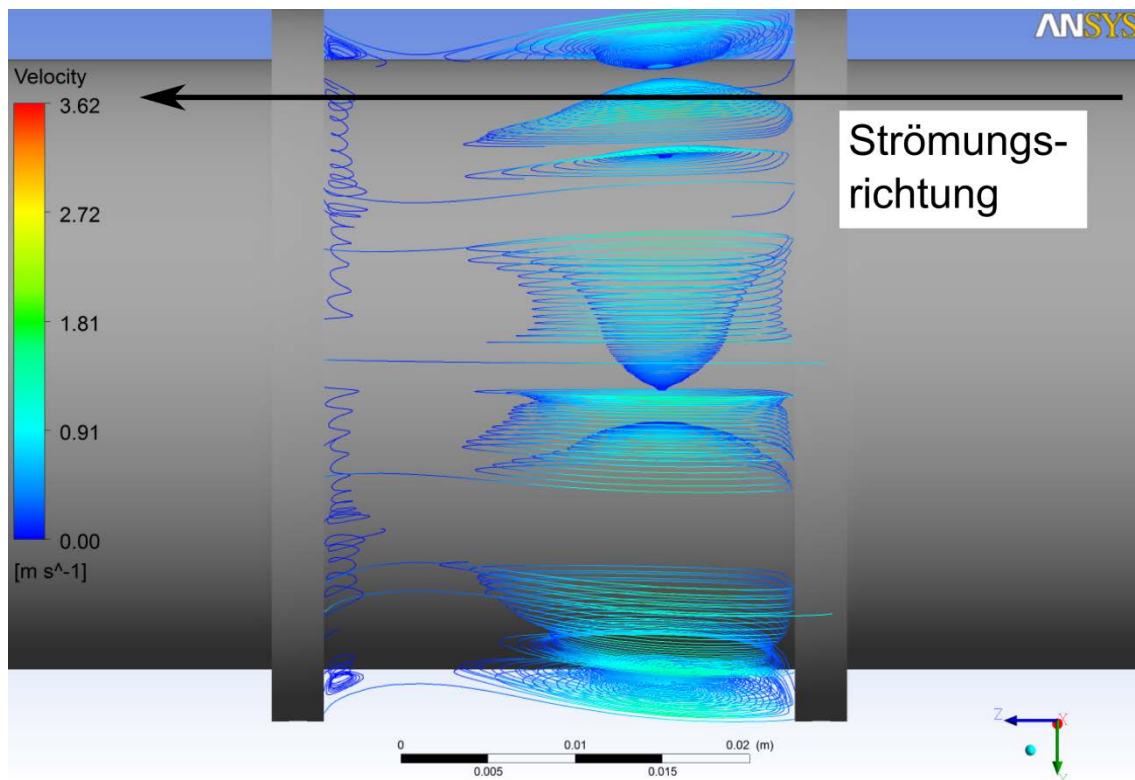


Abb. 3.4 Wirbelstrukturen am gerippten Stab

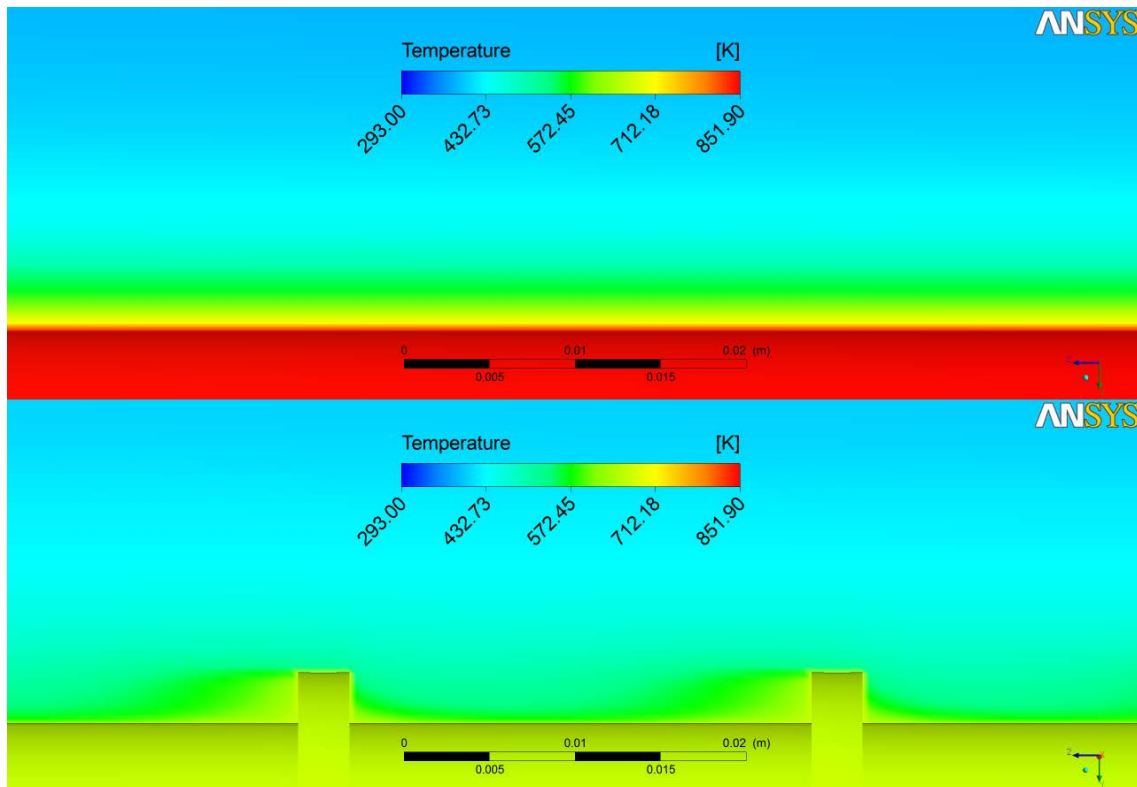


Abb. 3.5 Temperaturverteilung Stab/Fluid, oben: glatter Stab, unten: gerippter Stab

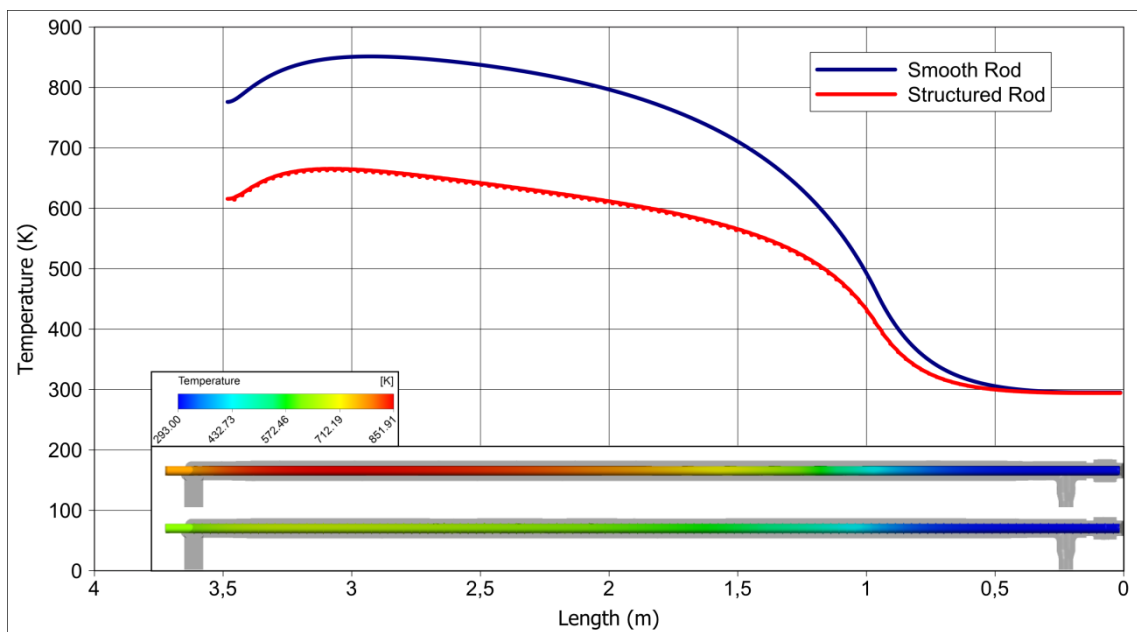


Abb. 3.6 Temperaturverteilung der Wandoberfläche

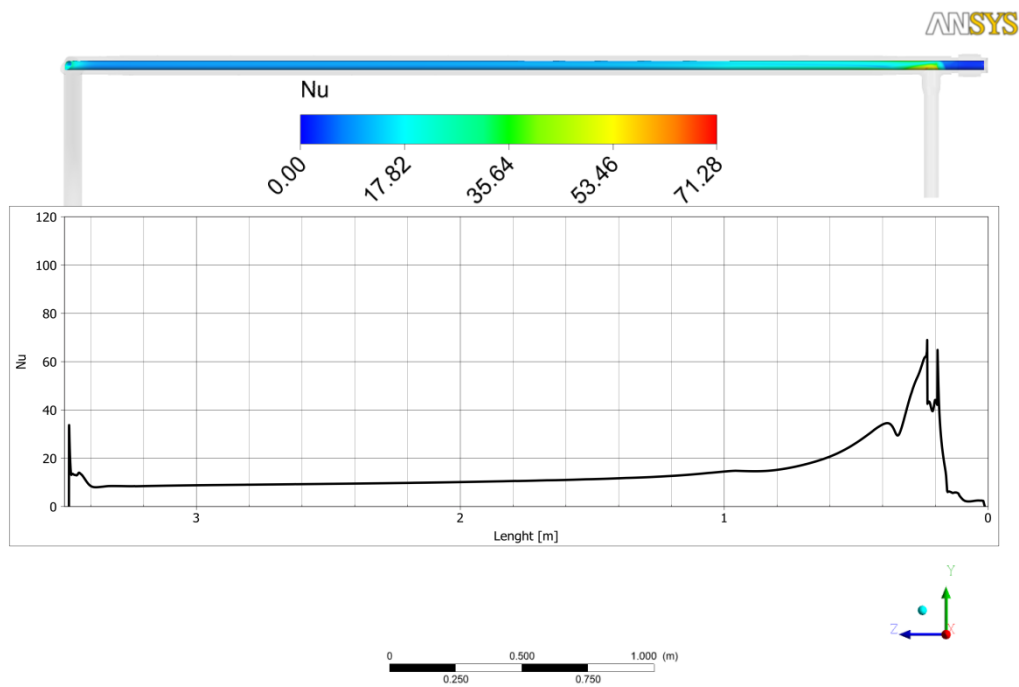


Abb. 3.7 Nusselt-Zahl an der Staboberfläche

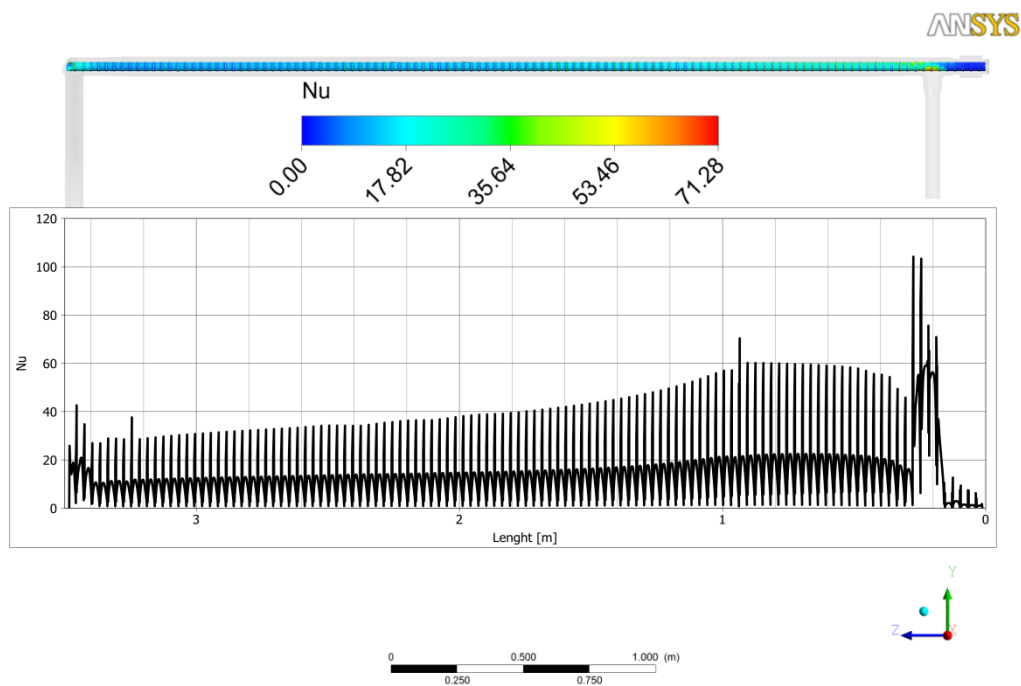


Abb. 3.8 Nusselt-Zahl-Verteilung am gerippten Stab

3.3 Analysen zum Einfluss der Wärmestrahlungsmodellierung und der turbulenten Prandtl-Zahl Pr_t

Nachdem die Experimentaldaten von fünf mit der glatten Stabgeometrie durchgeführten stationären Versuchen vom KIT bereitgestellt wurden, wurden diese mit Hilfe des oben genannten SRS-Netzes zunächst als stationäre Rechnungen nachgerechnet. Anschließend wurde eines dieser Experimente für transiente ZLES- und SAS-SST-Simulationen ausgewählt. Die Randbedingungen der gerechneten Experimente sind in Tab. 3.1 dargestellt. Die transienten Rechnungen wurden für das Experiment SH-TX-01 durchgeführt.

Tab. 3.1 Randbedingungen für die Experimente

Experiment	$\dot{m}$ [g/s]	P_{th} [W]	T_{ein} [°C]	T_{aus} [°C]	p_{abs} [bar]	$P_{th,v}$ [W]
SH-TX-01	24.9	1016	16.26	50.72	1.500	⁻ 147,649
SH-TX-02	25.6	677	8.25	32.01	1.501	-61,445
SH-TX-03	25.5	1354	10.31	57.40	1.503	⁻ 138,795
SH-TX-04	13.1	508	9.12	41.85	1.500	-74,092
SH-TX-05	39.3	1523	7.63	43.44	1.500	-98,780

Die letzte Spalte in der Tabelle stellt die Wärmeverluste über die Teststrecke dar. Diese Verluste wurden durch einen Vergleich der zu erwartenden Austrittstemperatur mit der tatsächlichen Austrittstemperatur errechnet. Um diese Verluste in den Rechnungen zu berücksichtigen, wurde der den Stab umschließende Teil der Kanalwand mit einer negativen flächenbezogenen Wärmestromdichte versehen, die den Verlusten des jeweiligen Experiments entspricht. Der Rest der Wand ist weiterhin als adiabat modelliert (s. Abb. 3.9).

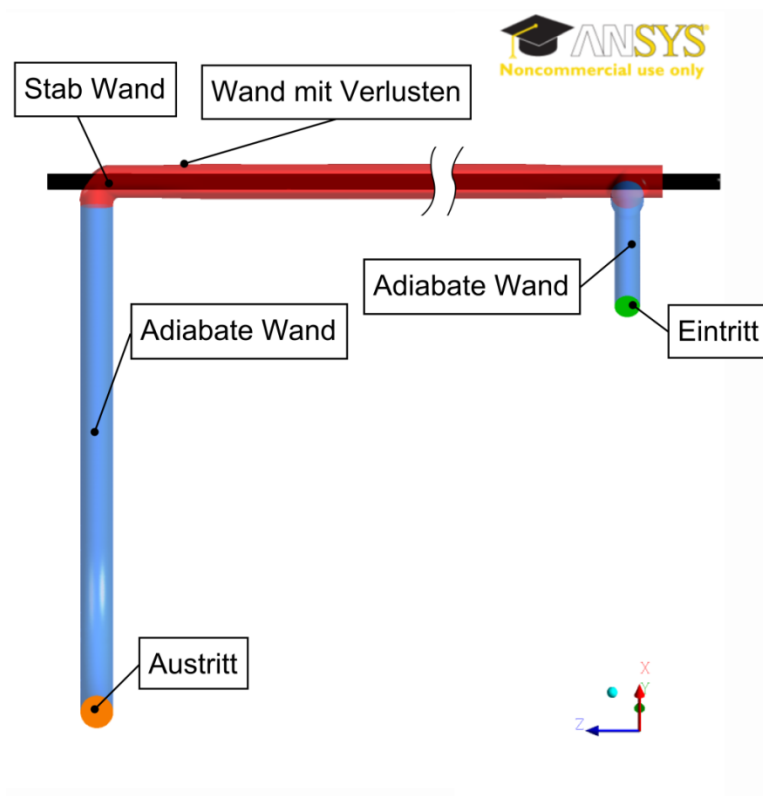


Abb. 3.9 Randbedingungen für das CFD Modell

Weiterhin wurde nun auch die Wärmestrahlung in der Versuchsanlage berücksichtigt. Hierfür wurden zunächst zwei Modelle miteinander verglichen, die laut dem ANSYS Users Manual /ANS 11/ für transparente Medien geeignet sind: das sogenannte Discrete Transfer Model sowie das Monte Carlo Model. Dabei stellte sich heraus, dass beide Modelle nahezu identische Ergebnisse liefern. Das Monte Carlo Modell beansprucht allerdings mehr Rechenzeit, sodass für alle weiteren Rechnungen das Discrete Transfer Modell eingesetzt wurde. Die Ergebnisse der Studie sind in der Abb. 3.10 und Abb. 3.11 dargestellt. Hier zeigt sich, dass bei Einsatz eines Strahlungsmodells ein Teil der zu übertragenden Leistung über thermische Strahlung an das Fluid abgegeben wird. Da die Gesamtleistung vorgegeben ist, verringert sich deren konvektiver Anteil entsprechend des Strahlungsanteils. Als Folge stellt sich auch eine kleinere Oberflächentemperatur ein.

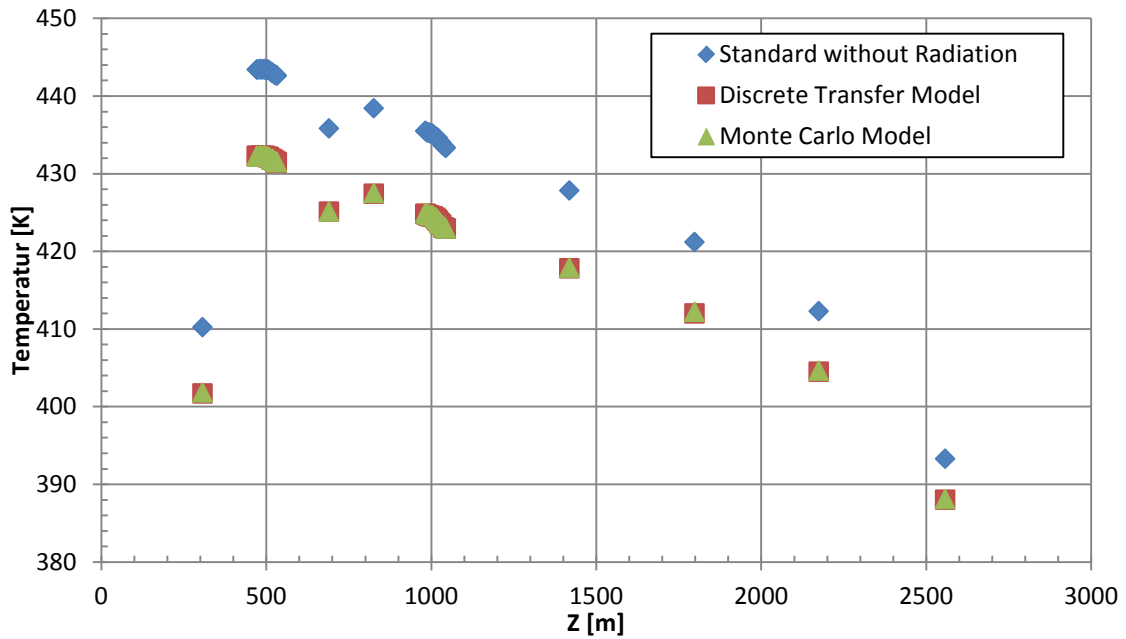


Abb. 3.10 Einfluss verschiedener Wärmestrahlungsmodelle auf die Oberflächentemperatur (SH-TX-01)

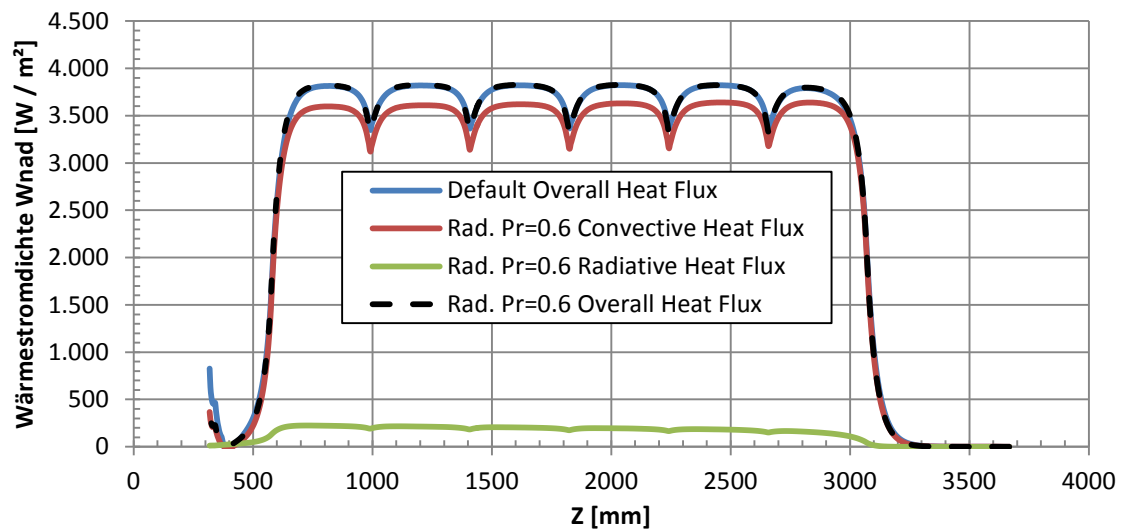


Abb. 3.11 Wärmestromdichten auf der Staboberfläche mit und ohne Strahlungsmodell (SH-TX-01)

Weiterhin wurde der Einfluss der turbulenten Prandtl-Zahl untersucht. Die turbulente Prandtl-Zahl ist analog zur molekularen Prandtl-Zahl definiert als [AND 84]:

$$Pr_t = \frac{\mu_t c_p}{\lambda_t}$$

Dabei beschreibt μ_t die turbulente Viskosität, c_p die Wärmekapazität bei konstantem Druck und λ_t die turbulente Wärmeleitfähigkeit. Sie verbindet die Energiegleichung mit den Impulsgleichungen und hat einen Einfluss auf den Temperaturgradienten an der Wand. Je kleiner die turbulente Prandtl-Zahl, desto kleiner ist der Temperaturgradient. In ANSYS CFX ist die turbulente Prandtl-Zahl standardmäßig auf 0.9 gesetzt [ANS 11]. Eine Literaturstudie ergab jedoch, dass sie auch Werte zwischen 0.6 und 1.5 annehmen kann [AND 84]. Die Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses der turbulenten Prandtl-Zahl zeigt Abb. 3.12. Mit sinkender turbulenter Prandtl-Zahl sinkt auch die Oberflächentemperatur, da sich der Temperaturgradient verkleinert. In den folgenden präsentierten Simulationen wurde eine Prandtl-Zahl von 0.6 spezifiziert.

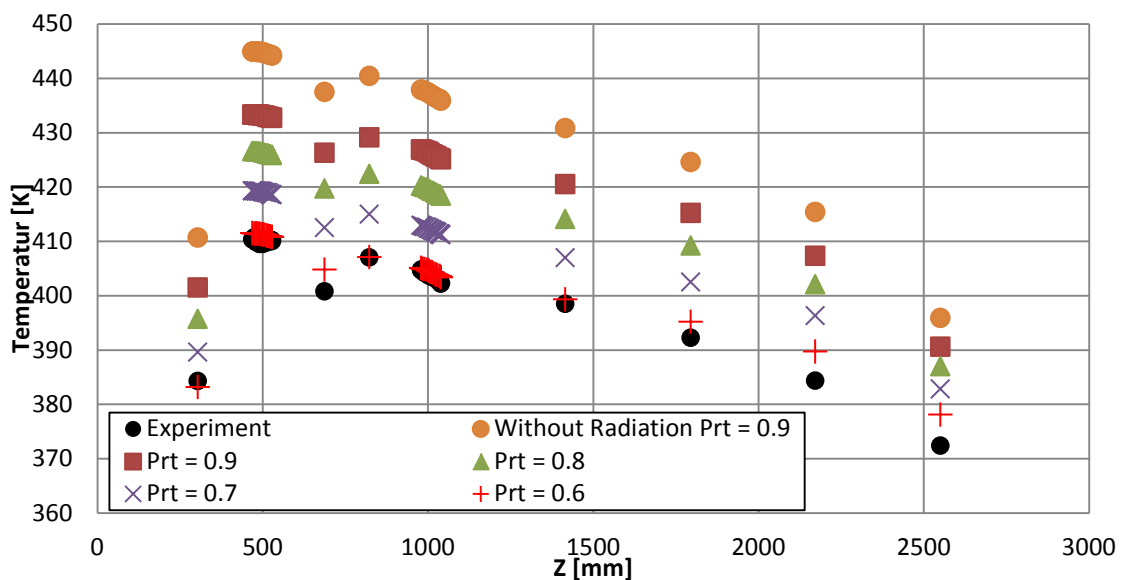


Abb. 3.12 Einfluss der turbulenten Prandtl-Zahl auf die Temperaturverteilung auf der Staboberfläche (SH-TX-01)

3.4 Ergebnisse der stationären RANS-Rechnungen zu den L-STAR Versuchen

In Abb. 3.13 sind die Messstellen für die Druckdifferenzmessungen dargestellt. Ein Vergleich dieser Druckdifferenzen zwischen den ANSYS CFX-Rechnungen und den Experimentaldaten ist in Tab. 3.2 dargestellt. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die maximale Abweichung von 2.47 ist im Versuch SH-TX-05 zu finden.

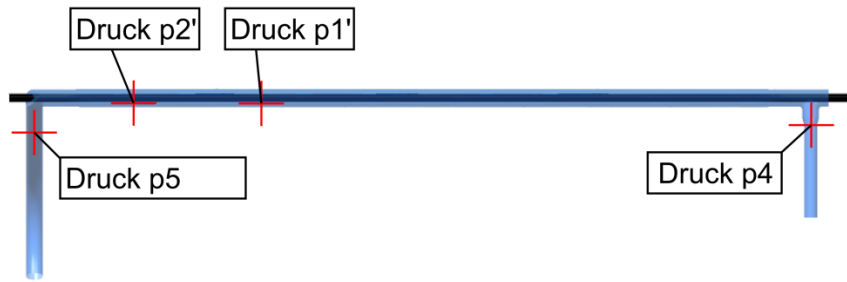


Abb. 3.13 Druck-Messstellen

Tab. 3.2 Vergleich der RANS-Ergebnisse mit experimentellen Daten

	Rechnung	Experiment	Abweichung
SH-TX-01			
<i>DP45 [Pa]</i>	82.90	82.83	0.07
<i>DP1'2' [Pa]</i>	11.10	10.64	0.41
SH-TX-02			
<i>DP45 [Pa]</i>	81.21	82.97	1,76
<i>DP1'2' [Pa]</i>	10.61	10.48	0,13
SH-TX-03			
<i>DP45 [Pa]</i>	87.82	86.61	1.21
<i>DP1'2' [Pa]</i>	12.05	11.38	0.67
SH-TX-04			
<i>DP45 [Pa]</i>	26.57	27.25	0.68
<i>DP1'2' [Pa]</i>	3.56	3.13	0.43
SH-TX-05			
<i>DP45 [Pa]</i>	178.02	175.55	2.47
<i>DP1'2' [Pa]</i>	23.74	23.38	0.38

Abb. 3.14 stellt den Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Temperaturverteilungen dar. Generell ist eine gute quantitative Übereinstimmung zu beobachten. Es ist jedoch zu sehen, dass die Temperaturverteilung im unteren Teil der Teststrecke in den Versuchen SH-TX-02 und SH-TX-04 besser wiedergegeben ist im Vergleich zu den Versuchen SH-TX-01 und SH-TX-03. Die maximale Stabtemperatur wurde in allen Versuchen korrekt vorhergesagt, die größte Abweichung für die maximale Stabtemperatur ist im Versuch SH-TX-02 zu finden (7 K). Die maximale Abweichung von experimentellen Daten überhaupt beträgt 8.2 K (Experiment SH-TX-03).

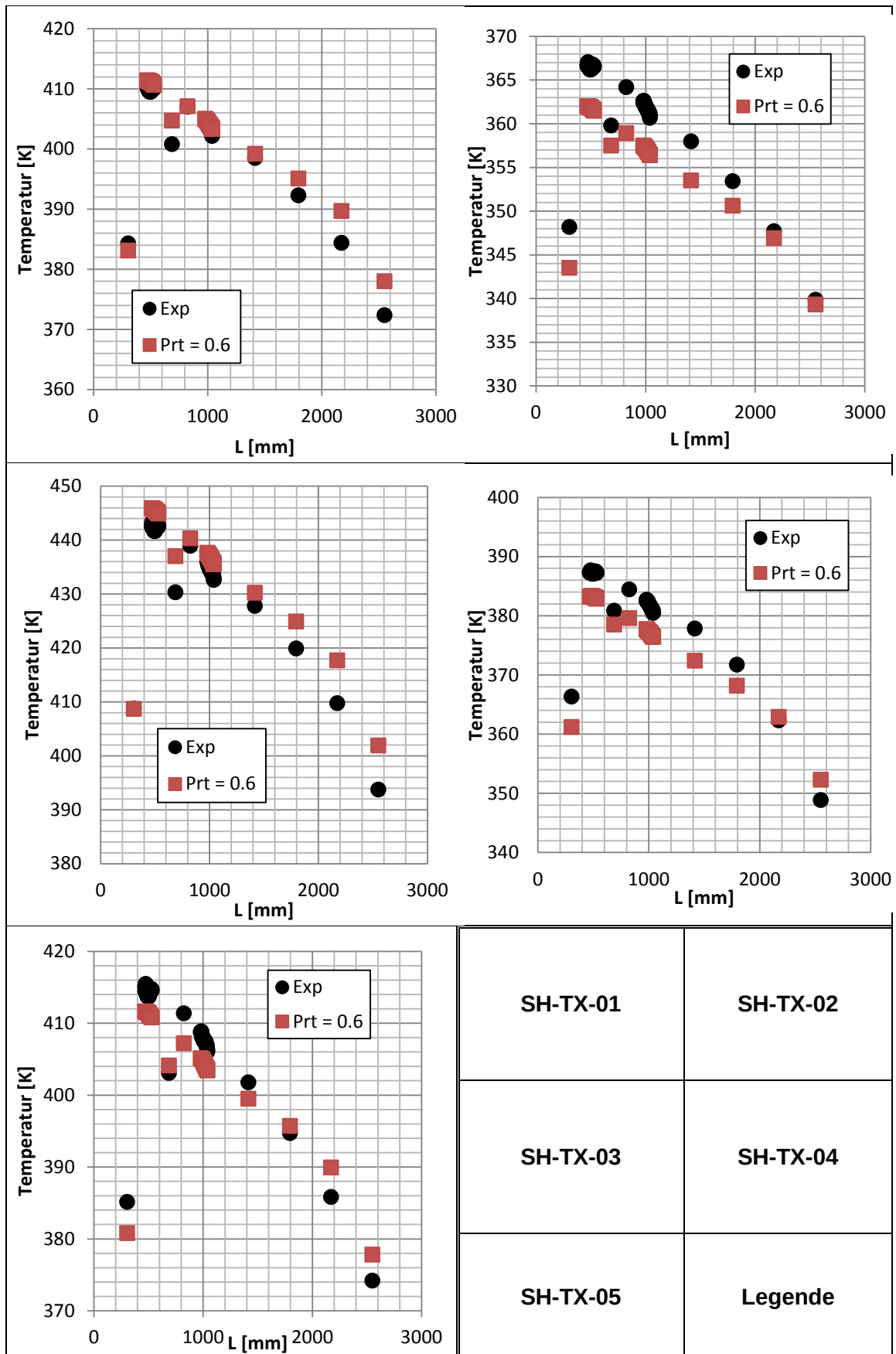


Abb. 3.14 Temperaturverteilung an der Staboberfläche für die verschiedenen Experimente

3.5 Ergebnisse der skalenauflösenden transienten L-STAR Simulationen

Es wurden zwei transiente Rechnungen des Versuchs SH-TX-01 durchgeführt. Dabei wurden das zonale LES sowie das SAS-SST-Modell verwendet. Es wurden die gleichen Randbedingungen wie in der stationären SH-TX-01 RANS Simulation spezifiziert. Tab. 3.3 vergleicht die numerischen Einstellungen sowohl für die stationären als auch für die transienten Rechnungen.

Tab. 3.3 Numerische Eigenschaften der stationären und transienten Rechnungen

	Stationäre Rechnung	Transiente Rechnungen	
Turbulenzmodell	SST	ZLES / SAS-SST	
Zeitschrittweite	Automatic	ZLES	7.5e-5 s
		SAS-SST	1e-4 s
Ort Diskretisierung	Specific Blending Factor 0.5	Central Difference	
Zeit Diskretisierung	-	Second Order Backward Euler	
Konvergenzkriterium	MAX Residual < 10 ⁻⁴	RMS Residual < 10 ⁻⁴	

Tab. 3.4 zeigt die berechneten Druckverluste und Austrittstemperaturen der transienten Rechnungen und vergleicht sie mit den experimentellen Daten. Während die Abweichungen in den Druckverlusten nur sehr klein sind, zeigt sich im Vergleich der Austrittstemperaturen aus dem Testkanal, dass die Abweichung in der SAS-SST-Rechnung deutlich höher ausfällt (4.4 K) als in der ZLES-Rechnung (1 K).

Tab. 3.4 Vergleich der Druckverluste und der Austrittstemperatur mit den experimentellen Daten

	DP45 [Pa]	DP1'2' [Pa]	Austrittstemperatur [°C]
Experiment	82.83	10.64	50.72
SAS @ 7.2 s	86.80	9.48	46.29
Abweichung	<i>3.97</i>	<i>1.16</i>	<i>4.43</i>
LES @ 4.2 s	97.26	11.93	51.82
Abweichung	<i>14.43</i>	<i>1.29</i>	<i>1.1</i>

In Abb. 3.15 ist die berechnete Temperaturverteilung auf der Staboberfläche dargestellt, während Abb. 3.16 turbulente Strukturen in der ZLES Simulation zeigt. Die Ergebnisse der transienten skalenauflösenden Rechnungen sind die arithmetischen Mittel der Temperaturen über die gesamte Rechenzeit mit konstanten Randbedingungen. Es ist zu sehen, dass die ZLES, SAS-SST und SST Ergebnisse sehr ähnlich sind. Dies beweist, dass die Turbulenzmodellierung in den stationären RANS-Simulationen adäquat ist. Potentielle Verbesserungen der Ergebnisse könnten eventuell durch genauere Randbedingungen erreicht werden. In den CFD Simulationen wurden die gleichen Wärmeverluste über die gesamte Teststreckenlänge vorgegeben, was der Realität nicht entspricht. Es ist zu erwarten, dass im oberen Teil der Anlage, wo die Stabtemperaturen höher sind, auch größere Wärmeverluste durch die Teststreckenwand entstehen. Leider wurden von den KIT-Experimentatoren keine Angaben zu den Wärmeverlusten zur Verfügung gestellt. Darüber hinaus sollten zusätzliche Analysen durchgeführt werden, um den Einfluss der turbulenten Prandtl-Zahl auf die Simulationsergebnisse zu quantifizieren. Die bisherigen Untersuchungen zeigten, dass diese Größe einflussreich ist.

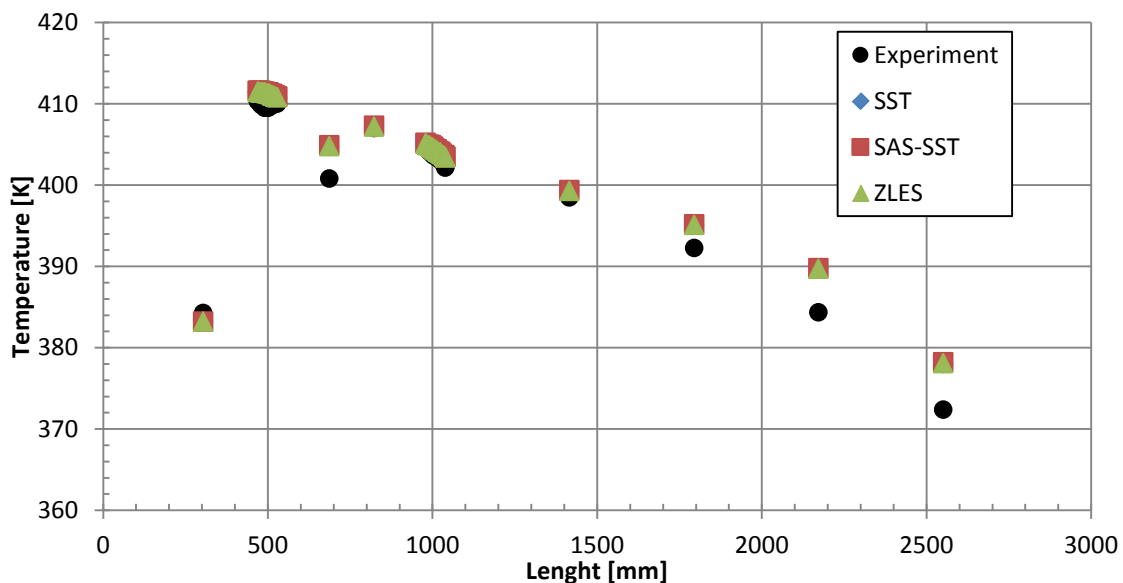


Abb. 3.15 Temperaturverteilung auf der Staboberfläche (SH-TX-01 Versuch)

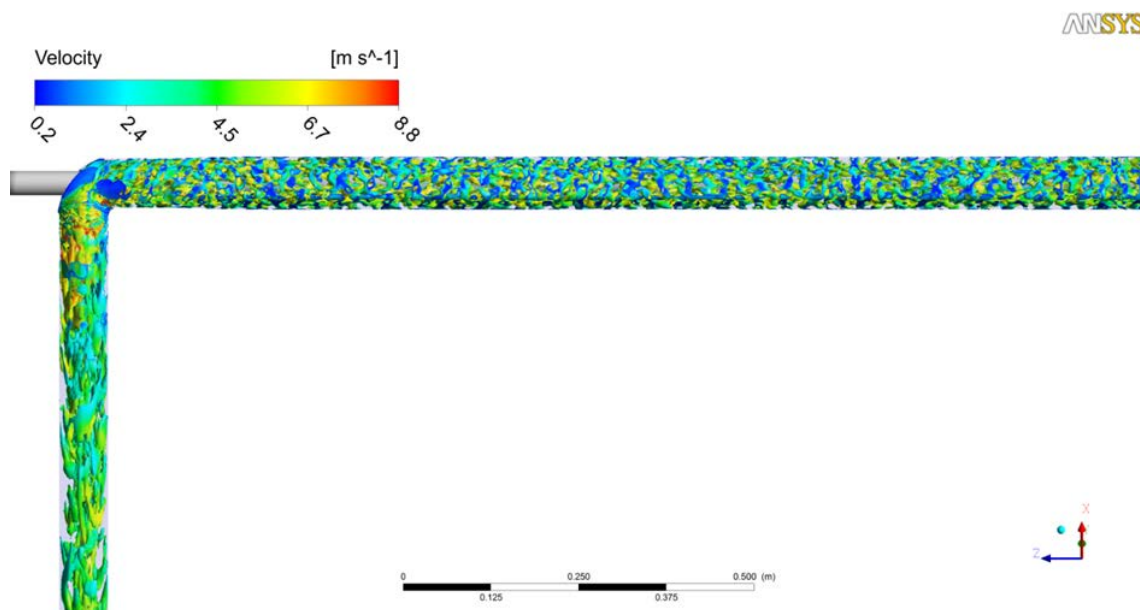


Abb. 3.16 Turbulente Strukturen gefärbt mit Geschwindigkeit

4 Erweiterung von ATHLET und ANSYS CFX für die Simulation von Flüssigmetallreaktoren

Neben einem höheren Wirkungsgrad und verbesserter Brennstoffausnutzung strebt man mit Flüssigmetallreaktoren eine weitergehend passive oder sogar inhärente Sicherheit, erhöhte Zuverlässigkeit, vermindertes Proliferationsrisiko sowie eine insgesamt höhere Wirtschaftlichkeit an. Mit einigen Reaktortypen sollen nicht nur Strom sondern auch Prozesswärme auf hohem Temperaturniveau erzeugt werden, die z.B. zur Herstellung von Wasserstoff genutzt werden kann. Daneben werden gegenwärtig sog. Accelerator Driven Sub-Critical Systems (ADS) entwickelt, die Neutronen durch Spallation erzeugen und diese zur Transmutation von langlebigen Spaltprodukten (z.B. aus abgebrannten Brennstäben) in kurzlebige verwenden.

Zur Kernkühlung werden in den flüssigmetallgekühlten Reaktoren Blei, LBE oder Natrium verwendet. Gegenüber dem Kühlmittel Wasser haben diese Stoffe den Vorteil, dass die Siedetemperatur sehr hoch ist. Bei Umgebungsdruck liegt sie bei über 1 600 °C (Blei und LBE) bzw. 850 °C (Natrium). Dadurch können Flüssigmetallreaktoren bei wesentlich niedrigerem Kühlmitteldruck betrieben werden.

LBE ist eine eutektische Legierung bestehend aus 44.5 % Blei und 55.5 % Wismut (Gewichtsprozente). Gegenüber Blei hat es den Vorteil der niedrigeren Schmelztemperatur (125 °C verglichen mit 327 °C), allerdings ist es wesentlich korrosiver als Natrium oder Blei. Abb. 4.1 stellt schematisch einen bleigekühlten Schnellen Reaktor dar.

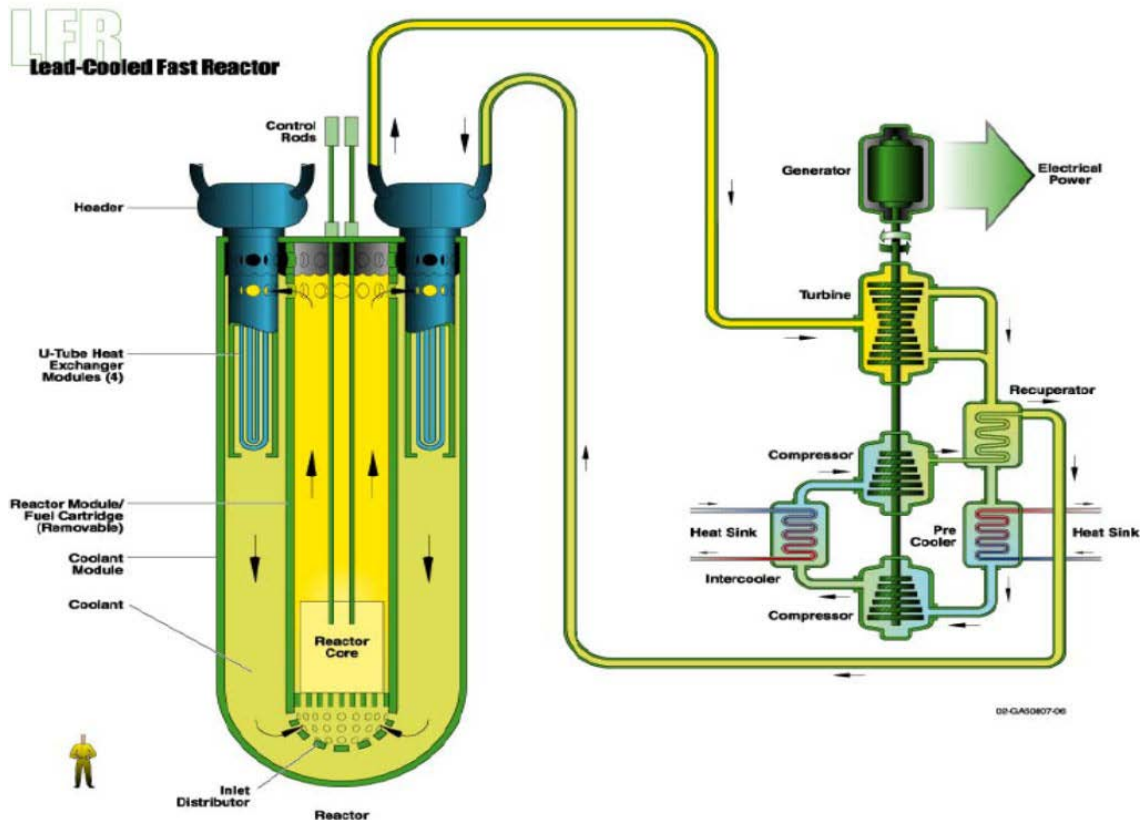


Abb. 4.1 Schematische Darstellung eines bleigekühlten Schnellen Reaktors

4.1 Erweiterung von ATHLET für die Simulation von LBE

4.1.1 Stoffwertkorrelationen

Die von ATHLET benötigten thermodynamischen Stoffwerte und Transportgrößen für Blei und LBE wurden dem OECD-Bericht /OEC 07/ aus dem Jahre 2007 entnommen. Dieser Bericht vergleicht Stoffwertkorrelationen verschiedener Autoren und schlägt jeweils eine Korrelation für den Einsatz in Simulationsprogrammen vor. Die erforderlichen partiellen Ableitungen wurden aus den Stammfunktionen gewonnen, die spezifische Enthalpie durch Integration der spezifischen Wärmekapazität, wobei bei 0 °C der Wert Null gewählt wurde /LER 11/. Die Flüssigkeitsstoffwerte werden in diesen Berichten nur als Funktion der Temperatur dargestellt. Für die von ATHLET benötigten partiellen Ableitungen nach dem Druck wurden für Blei und LBE „vernünftige“ Werte abgeschätzt. Für Natrium konnte eine Korrelation für die isotherme Kompressibilität dem Bericht /FIN 95/ entnommen werden; diese wurden dann auch für die Stammfunktionen eingesetzt.

Abb. 4.2 zeigt die Stoffwerte und die Transportgrößen für die Flüssigmetalle, wie sie in ATHLET implementiert worden sind. Da die Stoffeigenschaften vom Flüssigkeitsdruck nahezu unabhängig sind, werden sie nur für den Druck 1 MPa dargestellt

Die hier betrachteten Flüssigmetalle unterscheiden sich von Wasser vor allem durch die erheblich höhere Wärmeleitfähigkeit und Dichte (nicht Natrium) sowie die wesentlich geringere spezifische Wärmekapazität und kinematische Viskosität. Daraus resultiert eine Prandtl-Zahl, die deutlich unter eins liegt (Wasser: $\sim 10 \dots 1$). Die Prandtl-Zahl ist eine wichtige dimensionslose Kennzahl zur Beschreibung des konvektiven Wärmetransportes. Sie beschreibt das Verhältnis des Impulstransports zum Wärmetransport. Wasser und Flüssigmetalle unterscheiden sich deutlich hinsichtlich des konvektiven Wärmetransportes, so dass die für Wasser entwickelten Wärmeübergangskorrelationen (WÜK) nicht eingesetzt werden können.

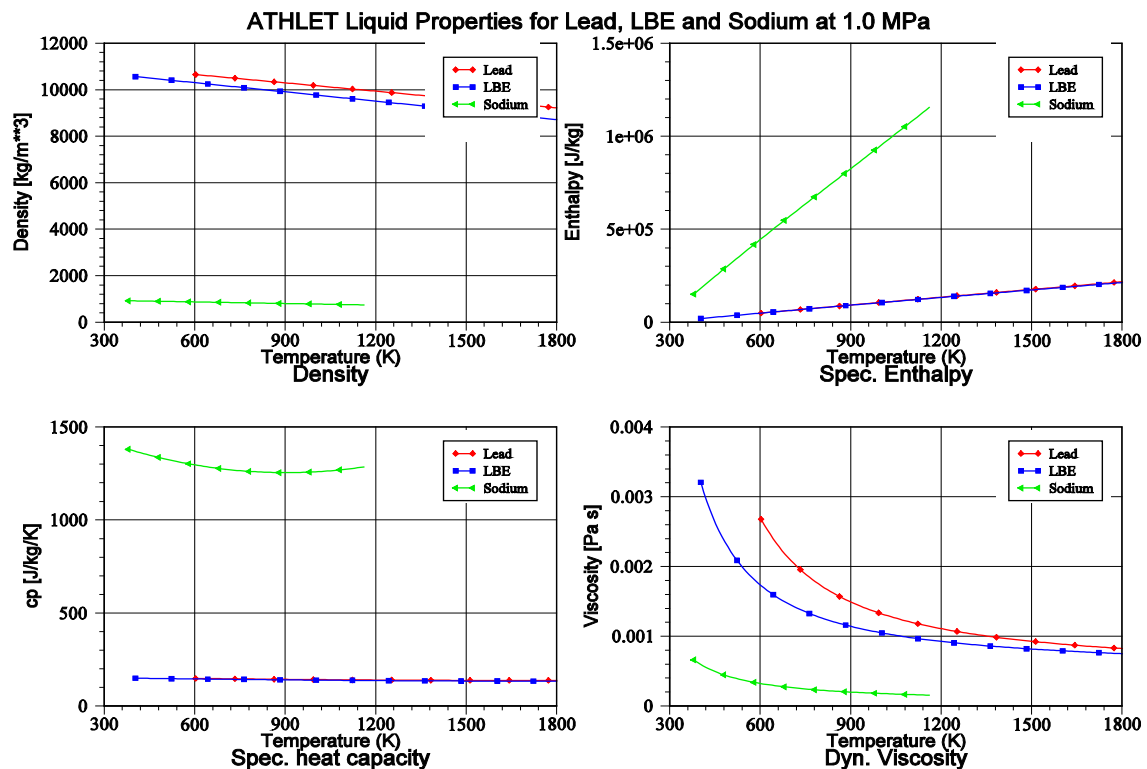


Abb. 4.2 Stoffwerte für Flüssigmetalle in ATHLET (ff)

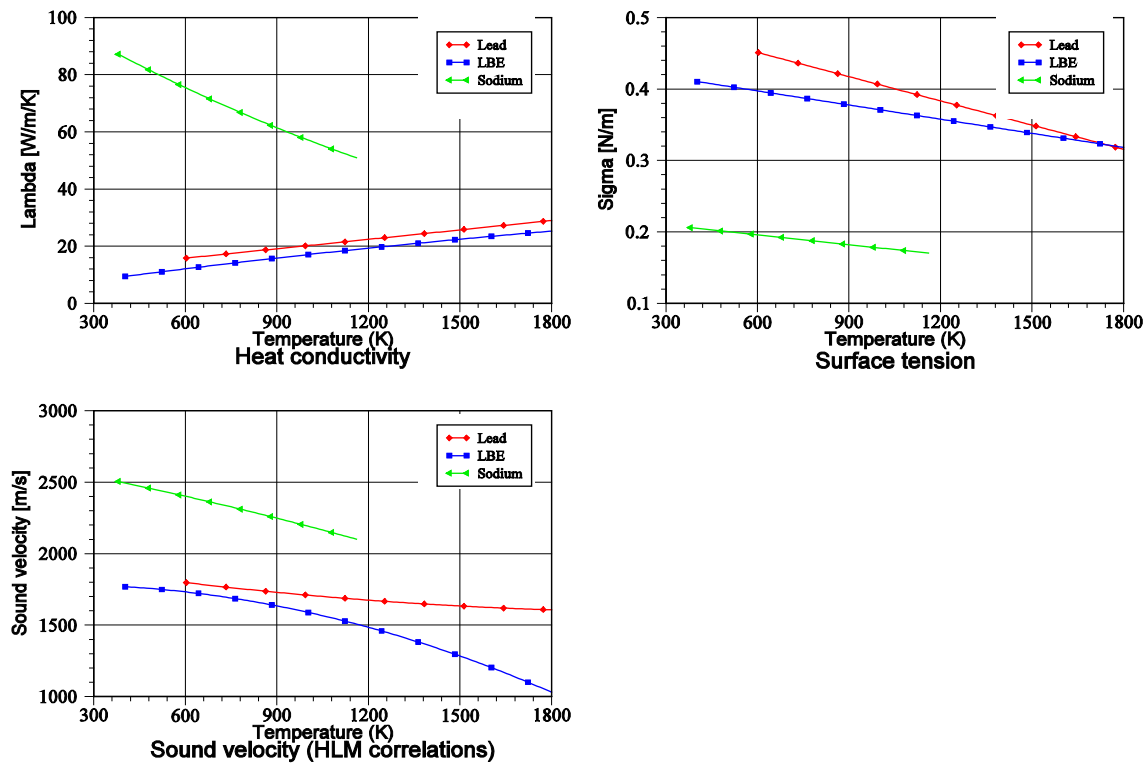


Abb. 4.3 Stoffwerte für Flüssigmetalle in ATHLET

4.1.2 Wärmeübergangskorrelationen für Rohrgeometrien

Cheng und Tak /CHE 06/ verglichen bestehende WÜK mit experimentellen Daten sowie CFD-Rechnungen für LBE in kreisrunden Strömungsquerschnitten. Als Ergebnis ihrer Untersuchungen empfahlen sie, die Nusselt-Zahl (Nu) als Funktion der Peclet-Zahl (Pe) zu bestimmen. Die vorgeschlagene WÜK wurde in ATHLET für Rohrgeometrien implementiert /LER 11/:

$$Nu = A + 0.018 Pe^{0.8} \quad \text{mit} \quad Pe = Re \cdot Pr$$

$$Nu = A + 0.018 Pe^{0.8}$$

$$A = \begin{pmatrix} 4.5 & Pe \leq 1000 \\ 5.4 - 9 \cdot 10^{-4} Pe & 1000 \leq Pe \leq 2000 \\ 3.6 & Pe \geq 2000 \end{pmatrix}$$

4.1.3 Wärmeübergangskorrelationen für Bündelgeometrien

Pfrang und Struwe /PFR 07/ verglichen verschiedene WÜK für flüssige Schwermetalle für kreisrunde Strömungsquerschnitte sowie hexagonale und quadratische Brennstab-bündel mit experimentellen Daten. Eine darin enthaltene Korrelation von Mikityuk /MIK 09/ gab in etwa den Mittelwert aller anderen untersuchten Korrelationen wieder und wurde deshalb in ATHLET für Bündelgeometrien ausgewählt /LER 11/:

$$Nu = 0.047 \left(1 - e^{-3.8 \left(\frac{P}{d} - 1 \right)} \right) (Pe^{0.77} + 250)$$

Gültigkeitsbereich: $30 \leq Pe \leq 5000$, $1.1 \leq \frac{P}{d} \leq 1.95$

mit

P Abstand der Brennstäbe (pitch) [m]

d hydraulischer Durchmesser [m]

4.1.4 Weitere Modellierungsaspekte

Obgleich die Unterkühlung des Kühlmittels bereits bei Umgebungsdruck sichergestellt ist, brauchen auch Flüssigmetallreaktoren eine Art Druckhalter, um die von Volumenänderungen infolge von Temperaturschwankungen verursachten Druckänderungen zu begrenzen bzw. um auch in höheren Anlagenteilen genügend Druck zu gewährleisten. Allerdings wird die Druckhaltung nicht durch Sieden des Kühlmittels im Druckhalter bewerkstelligt, sondern mit Hilfe eines Polstergases (z.B. in einem Ausdehnungsgefäß). Deshalb wurde in ATHLET die Möglichkeit geschaffen, auch für die Flüssigmetall-Arbeitsmedien nichtkondensierende Gase mit dem Multi-Component Modell zu simulieren. Um ATHLET zur Simulation von Transienten und Störfällen in diesen Reaktoren einsetzen zu können, muss das Programm in vielfältiger Hinsicht erweitert werden /GRS 09/.

Alle drei Arbeitsmedien werden in ATHLET als einphasig flüssig, unterkühlt und unterkritisch betrachtet. Das Erreichen des Sättigungszustands und die dann einsetzende Verdampfung können nicht modelliert werden. Dennoch müssen formal Sättigungswerte auch für die gasförmige Phase der Metalle bereitgestellt werden. Diese werden entweder mit Hilfe der idealen Gasgleichung zum jeweiligen Druck und zur Sättigungstemperatur berechnet oder einfach nur abgeschätzt. Der in ATHLET erlaubte Tempera-

turbereich für die neuen Arbeitsmedien erstreckt sich von der Schmelztemperatur bis zu 10 K unterhalb der Siedetemperatur, der Druckbereich von 10 Pa bis 10 MPa. Werden diese Grenzen überschritten, so wird zunächst die Integrationsschrittweite verkürzt und ggf. die Simulation abgebrochen.

4.2 Erweiterung von ANSYS CFX für die Simulation von LBE und erste gekoppelte Simulation mit LBE

Die OECD/NEA LBE-Stoffwerte wurden dann in das 3D CFD-Rechenprogramm ANSYS CFX implementiert. Für das Ziel wurden die bereits erwähnten Gleichungen mit Hilfe von CEL (CFX Expression Language) -Funktionen eingebaut. Bei der Auswertung der eigenständigen ATHLET und ANSYS CFX Simulationen konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den 1D und 3D Ergebnissen festgestellt werden, was die Konsistenz der Stoffwertenimplementierung in beiden Programmen bestätigte. Dies ist eine wichtige Voraussetzung für die Durchführung gekoppelter Rechnungen mit ATHLET-ANSYS CFX, da kleine Inkonsistenzen bei den berechneten thermohydraulischen Größen zu erheblichen Stabilitätsproblemen führen könnten. In einem nächsten Schritt wurden auch die Subroutinen der Kopplungsschnittstelle für die Simulation von LBE-Strömungen erweitert. Dies ermöglichte die Durchführung der ersten gekoppelten LBE-Rechnung mit ATHLET-ANSYS CFX. Die zur Simulation ausgewählte thermohydraulische Konfiguration mit Arbeitsmedium LBE bestand aus zwei ATHLET-Rohren und einem ANSYS CFX Rohr (Abb. 4.3). Am Einlass des ersten ATHLET-Rohres wurden mit Hilfe von einem FILL-Objekt LBE-Massenstrom und LBE-Temperatur spezifiziert. In der Transiente wurde die LBE-Temperatur abgesenkt und die Strömung umgekehrt. Die gleiche Rechnung wurde mit ATHLET wiederholt. Da die Geometrie der simulierten thermohydraulischen Konfiguration einfach ist, finden im Rechenggebiet keine 3D Strömungseffekte statt. Aus diesem Grund sollten die ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX Ergebnisse sehr ähnlich sein. Abb. 4.4 zeigt die Fluidgeschwindigkeit im ATHLET Rohr 2 und Abb. 4.5 die LBE-Temperatur am Einlass des CFD Rohres, berechnet mit den beiden Programmen. Die gute Übereinstimmung zwischen den beiden Rechenergebnissen bestätigt die Konsistenz des entwickelten Kopplungsverfahrens auch für LBE-Strömungen.



Abb. 4.4 Thermohydraulische Konfiguration für die ersten gekoppelten LBE-Simulationen

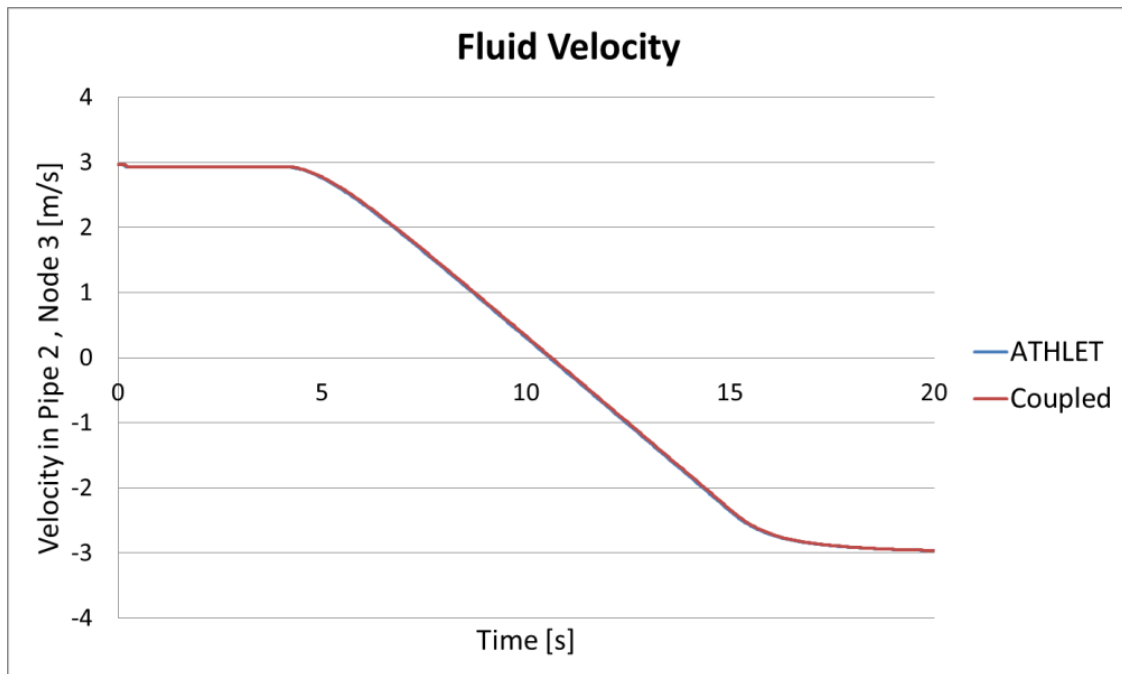


Abb. 4.5 LBE-Fluidgeschwindigkeit im zweiten ATHLET-Rohr

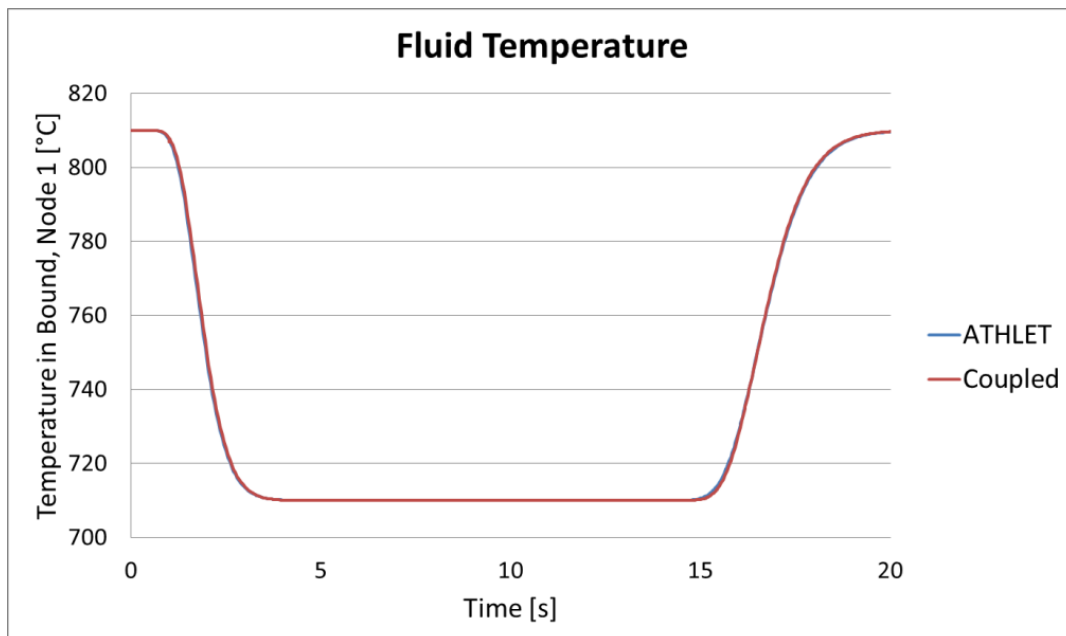


Abb. 4.6 LBE-Temperatur am Einlass des CFD-Rohres

5 ATHLET-ANSYS CFX Validierung anhand des TALL-3D Versuchs T01

Im Rahmen des Projekts THINS wurden dedizierte Versuche durchgeführt, um gekoppelte Rechenprogramme wie z.B. ATHLET-ANSYS CFX und RELAP5/STAR CCM+ zu validieren. Aus diesem Grund wurde an der KTH in Stockholm die TALL-3D Anlage errichtet /GRI 15/. Im Rahmen verschiedener Versuchsreihen führten die schwedischen Wissenschaftler zahlreiche thermohydraulische Untersuchungen durch. Zur Validierung von ATHLET-ANSYS CFX wurde die Versuchsreihe T01 ausgewählt. Diese beschäftigt sich mit dem Übergang von gezwungener zur Naturkonvektion, der durch den Ausfall der elektromagnetischen Pumpe im TALL-3D Primärkreis ausgelöst wird. Die Simulation des Strömungsübergangs von Zwangskonvektion zur Naturkonvektion stellt eine Herausforderung an die Rechenprogramme dar. Grund dafür sind die auftretenden Auftriebseffekte sowie die 3D Strömungseffekte wie z.B. Kühlmittelvermischung und –schichtung. Die Berücksichtigung solcher Phänomene erfordert den Einsatz von 3D Simulationscodes wie z.B. ANSYS CFX oder STAR CCM+. In den folgenden Kapiteln wird das Anlagenverhalten während des Versuchs T01 vorgestellt und analysiert. Um ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX für Blei-Wismut-Strömungen validieren zu können, wurden zwei Simulationen (ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX) durchgeführt. Die erzielten Ergebnisse wurden analysiert und mit gemessenen Daten direkt verglichen. Die Vorteile der gekoppelten 1D-3D im Vergleich zu der 1D Simulation wurden diskutiert.

5.1 Beschreibung der TALL-3D Anlage und des Versuchs T01

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. 5.1, links). In dem mittleren Strang befindet sich die zylinderförmige 3D Teststrecke, in der komplexe 3D Phänomene stattfinden (Abb. 5.1, Mitte). Diese beeinflussen das Verhalten der Gesamtanlage. Um die obere Hälfte der äußeren Zylinderwand ist ein Heizband gewickelt. 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 ohne Vermischung mit dem bereits erwärmten LBE den 3D Pool verlässt. Im unteren Teil des linken Strangs (Hauptheizer-Strang) befindet sich der Hauptheizer. Dieser ist stabförmig und mit Hilfe von Abstandhaltern in der Rohrmitte befestigt. Der Wärmetauscher ist im

oberen Teil des rechten Strangs (Wärmetauscher-Strang) installiert. Dieser überträgt die im Primärkreis produzierte Wärme in den Sekundärkreis, der mit Dowtherm RP Öl gekühlt wird.

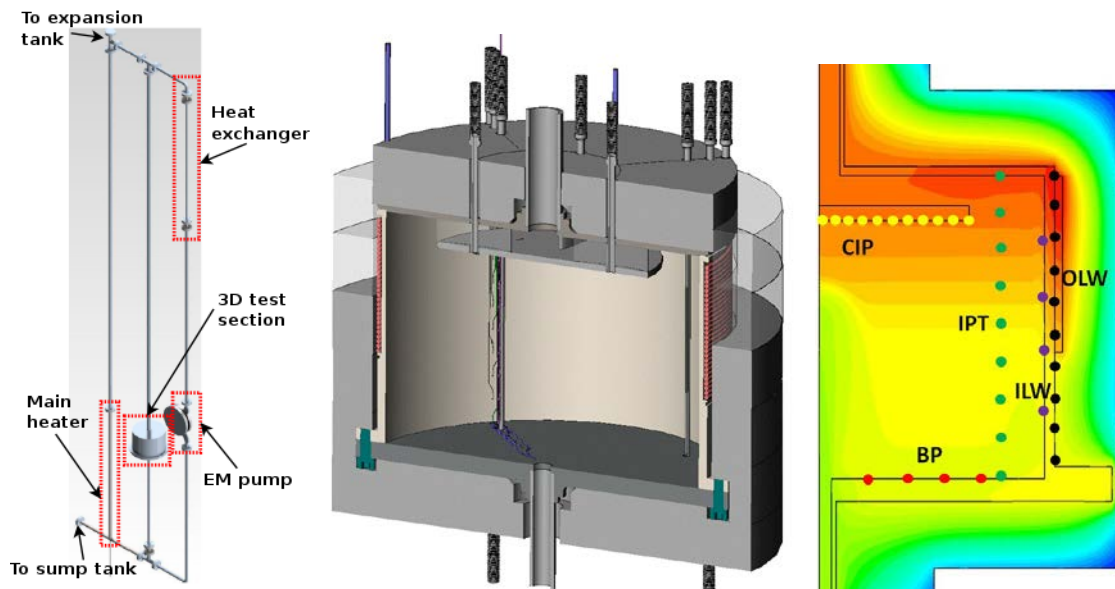


Abb. 5.1 TALL-3D Primärkreis (links), Teststrecke (Mitte) und Thermoelement-Gruppen (rechts)

Der Versuch T01 beginnt mit laufender elektromagnetischer Pumpe und einem stationären Zustand. Der Massenstrom im 3D Strang beträgt 1.64 kg/s und Leistung des 3D Heizers ist 4810 W. Bei $t=0$ s wird die elektromagnetische Pumpe abgeschaltet. Die wesentlichen Randbedingungen werden in Tab. 5.1 zusammengefasst.

Tab. 5.1 Anfangs- und Randbedingungen für den T01 Versuch

Parameter	Wert/Zustand
Ausfall der Primärpumpe (Simulationszeit)	0 s
Hauptheizer und 3D Heizer	immer EIN
Leistung Hauptheizer	2 578 W
Leistung 3D Heizer	4 810 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

Die TALL-3D Anlage ist mit Thermoelementen (TE) sehr 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. 5.1, rechts dargestellt: CIP (circular inner plate TE), BP (bottom plate TE), IPT (inner pipe TE), ILW (inner lateral wall TE), OLW (outer lateral wall TE). Jede TE-Gruppe existiert rotationssymmetrisch viermal in dem zylindrischen Pool – bei 0°, 90°, 270° und 360°. Grund für diese Anordnung ist die Möglichkeit asymmetrische Strömungsphänomene zu erfassen. Der Versuch T01 ist symmetrisch und deswegen wird ein Mittelwert von vier symmetrischen TE gebildet. Dieser Wert wird dann mit dem Rechenergebnis verglichen.

5.2 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° Symmetriesektor von der Teststrecke darstellt. Diese Vereinfachung ist akzeptabel, da die Strömung in der Teststrecke symmetrisch ist. Separate Netze wurden für den Fluidbereich, die Wände, die Metallplatte, die Isolierung sowie für den Heizer erstellt. Zahlreiche Studien (auch im Rahmen von anderen Projekten) mit ANSYS CFX zeigten, dass eine Berücksichtigung der Metallstrukturen von übergeordneter Bedeutung für die CFD Rechenergebnisse ist. Das endgültige strukturierte Netz bestand aus 109.000 Elementen (Abb. 5.2). Die gekoppelte ATHLET-.ANSYS CFX Simulation wurde mit dem SST Turbulenzmodell durchgeführt /MEN 94/. Am Einlass der Teststrecke wurde ein flaches Geschwindigkeitsprofil sowie eine Turbulenzintensität von 10% spezifiziert.

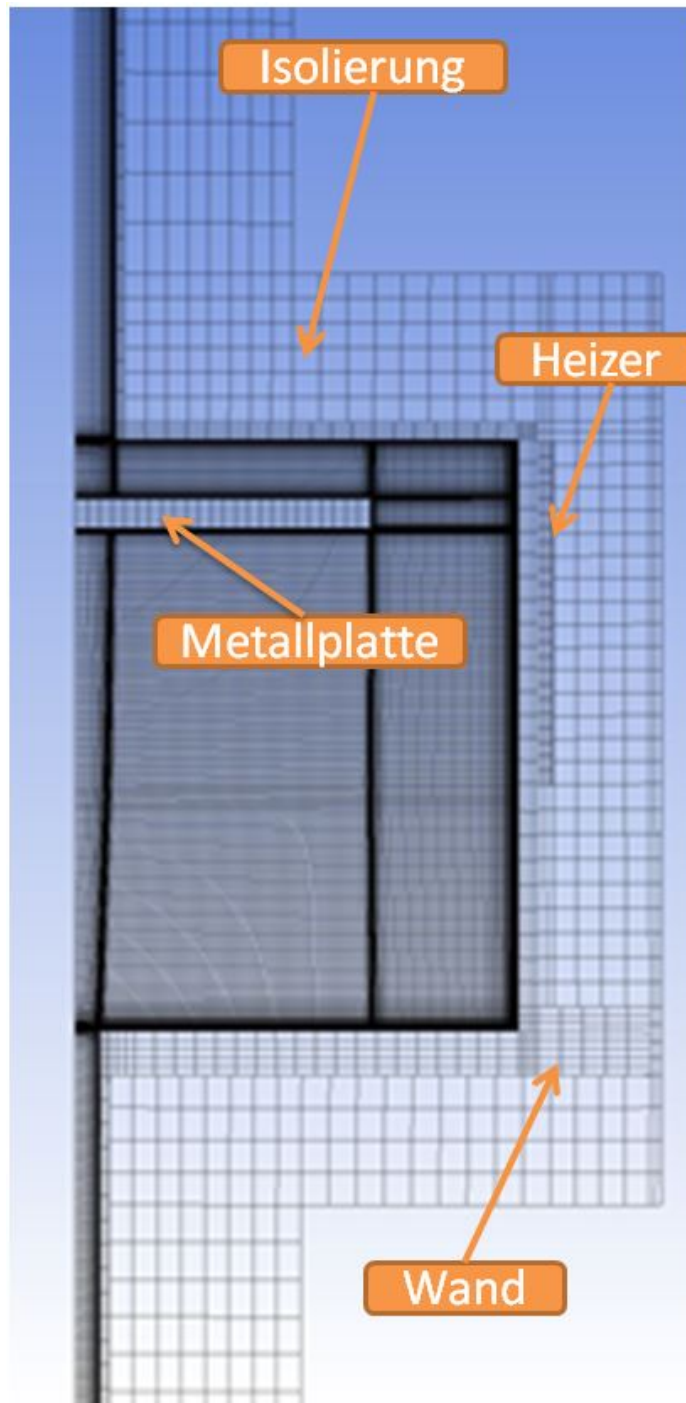


Abb. 5.2 ANSYS CFX Modell der 3D Teststrecke

Die TALL-3D Anlage konnte in ATHLET mit Hilfe von vier Prioritätsketten dargestellt werden (Abb. 5.3). Diese beschreiben die beiden Kreisläufe und die Druckregelung im System. Ein Time Dependent Volume (TDV) wurde benutzt um den Ausgleichsbehälter zu simulieren. Die Sekundärseite wurde mit einem offenen thermohydraulischen System repräsentiert, an dessen Einlass gemessene thermohydraulische Größen (Massenstrom, Temperatur) vorgegeben worden sind. Die TALL-3D Sekundärseite wird mit

Dowtherm RP Öl gekühlt. Dieses Fluid steht in ATHLET nicht zur Verfügung. Aus diesem Grund musste die Sekundärkreisthermohydraulik mit Wasser simuliert werden. Um das Ölverhalten realistisch nachbilden zu können, wurde mit Hilfe der Sieder und Tate-Korrelation ein temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient zwischen der Wand des Wärmetauschers und dem Öl berechnet. Die berechneten Wärmeübergangskoeffizient -Werte von ATHLET für den Wärmeübergang Stahl-Wasser wurden während der Simulation mit dem berechneten Wärmeübergangskoeffizient für Stahl-Öl überschrieben. Dieser Ansatz ist plausibel, da der Sekundärmassenstrom während der Transiente konstant geblieben ist.

Die gekoppelten Rechnungen wurden mit einem adaptiven Zeitschritt (Zeitschrittgröße zwischen 0.05 s und 0.1 s) durchgeführt.

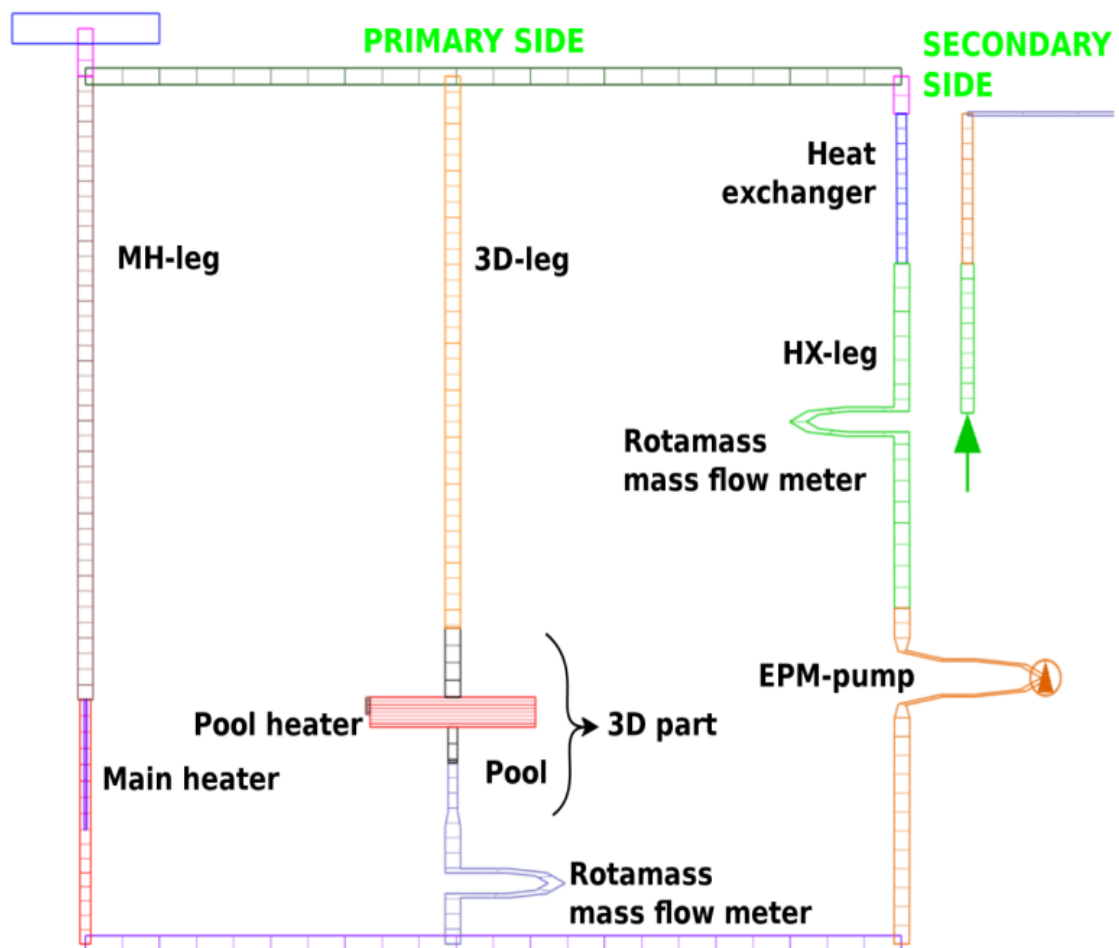


Abb. 5.3 ATHLET Modell der TALL-3D Anlage

5.3 ATHLET-ANSYS CFX Validierung und Diskussion der erzielten Ergebnisse

In diesem Kapitel wird das Anlagenverhalten während des T01 Versuchs beschrieben und analysiert. Die mit ATHLET-ANSYS CFX erzielten Ergebnisse werden direkt mit gemessenen Daten verglichen. Dieser Vergleich wurde sowohl für globale (Anlage) als auch für lokale (Teststrecke) thermohydraulische Größen durchgeführt.

5.3.1 Thermohydraulische Phänomene und globales Anlagenverhalten

Die elektromagnetische Pumpe wird bei Simulationszeit $t=0$ s angehalten. Dies führt zu einem raschen Massenstromabfall in allen drei Primärkreis-Strängen. Innerhalb 10 s sinkt der LBE-Massenstrom im Wärmetauscher-Strang von 4.27 auf 0.25 kg/s und danach stabilisiert er sich um etwa 0.55 kg/s. Die beiden Heizer heizen mit ihren nominalen Leistungen weiter und die erzeugte Wärme wird an die Sekundärseite abgegeben. Dies geschieht durch Naturkonvektion auf Grundlage der Höhen- und Dichteunterschiede im Primärkreis. Die beiden Heizer befinden sich im unteren Teil der Anlage, der Wärmetauscher im oberen. Das LBE wird unten aufgeheizt und dadurch leichter. Es steigt Richtung oberes horizontales Rohr, und danach wird das flüssige Metall im Wärmetauscher gekühlt. Das schwere Kühlmittel fließt nach unten Richtung unteres Rohr und von dort gelangt es wieder in den beheizten Primärkreiskomponenten.

Abb. 5.4, Abb. 5.5 und Abb. 5.6 zeigen die Massenströme in den drei Strängen. Die durch die ausgefallene Pumpe entstandenen Oszillationen sind sogar nach 3000 s immer noch präsent. Grund für diese Dynamik sind die Pumpenabschaltung und die beiden Heizer, die sich in zwei parallelen Strängen befinden. Im Naturumlauf strömt das flüssige Metall, das von dem Wärmetauscher-Strang kommt, zunächst in das untere Rohr. Von dort hat das Kühlmittel die Möglichkeit entweder Richtung 3D Teststrecke-Strang oder Richtung Hauptheizer-Strang zu fließen. In welche Richtung das LBE strömen wird hängt hauptsächlich von den Druckverlusten, der Heizleistung sowie von der Geometrie der beheizten Komponenten ab.

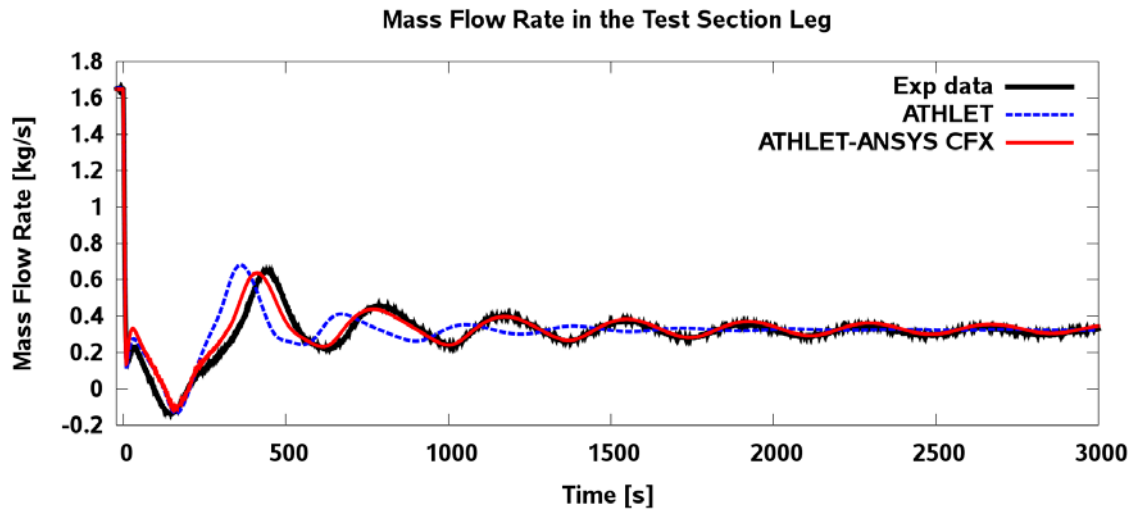


Abb. 5.4 Massenstrom im 3D-Strang

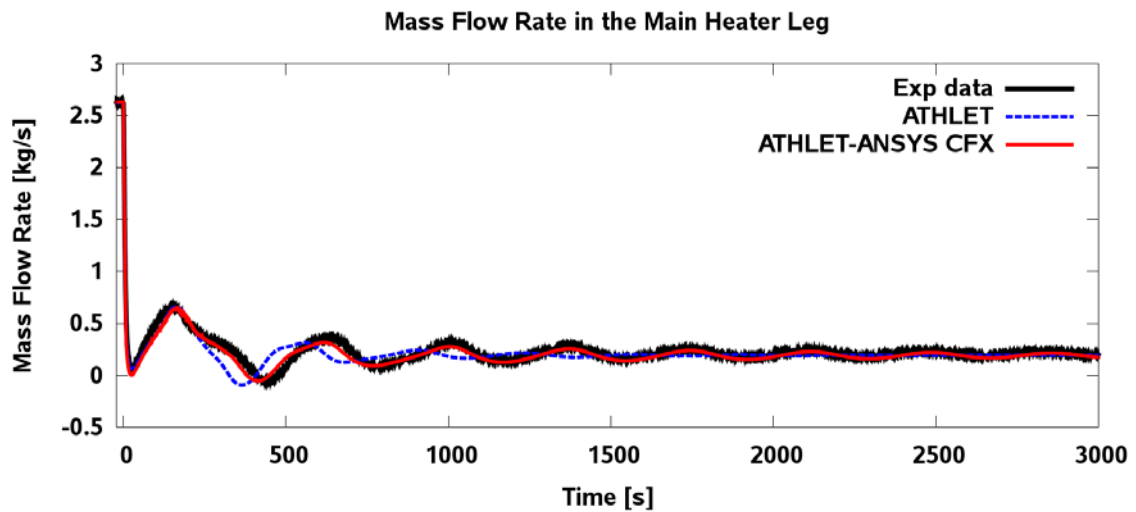


Abb. 5.5 Massenstrom im Hauptheizer-Strang

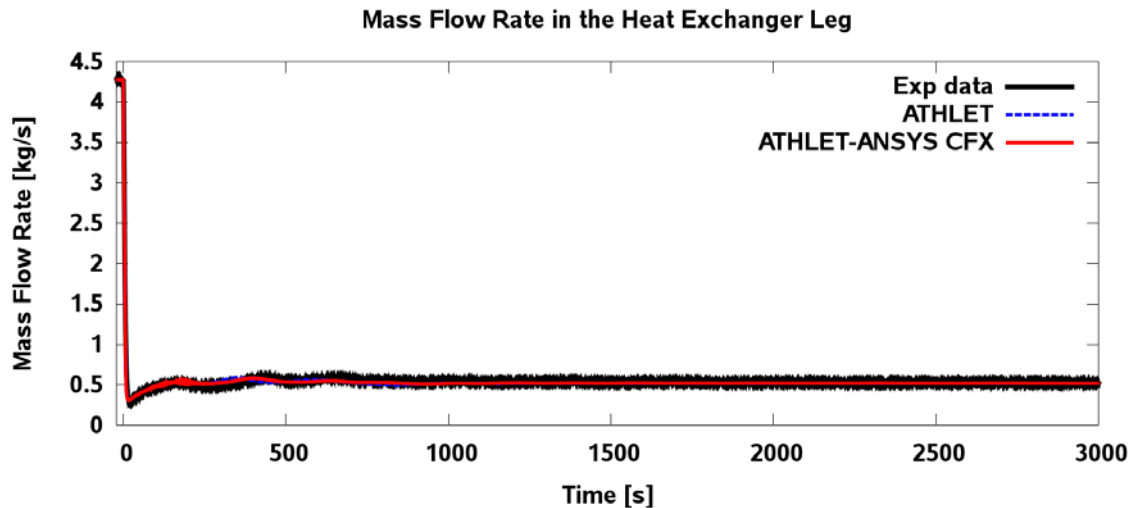


Abb. 5.6 Massenstrom im Wärmetauscher-Strang

Der Naturumlauf in der TALL-3D Anlage entsteht sofort nach der Abschaltung der Pumpe. In dieser ersten Transientenphase ist im Hauptheizer-Strang eine Massenstromerhöhung festzustellen, während in den 3D-Strang immer weniger LBE fließt und die Strömung sogar umkehrt. Grund für die negative Strömungsrichtung hier ist die intensive Naturkonvektion im Hauptheizer-Strang. In dieser Phase wird die Massenstromverteilung im TALL-3D Primärkreis von den Volumen der beheizten Komponenten (der Hauptheizer und die 3D Teststrecke-Pool) bestimmt. Da die Hauptheizer ($4.92\text{E-}4 \text{ m}^3$) im Vergleich zu dem 3D Pool ($141.37\text{E-}4 \text{ m}^3$) eine deutlich kleinere Volume hat, heizt sich dort das flüssige Metall wesentlich schneller auf (s. erste Temperaturspitzen in Abb. 5.7), wird leichter und fließt Richtung oberes horizontales Rohr. Dies verbessert die Naturkonvektion in diesem Strang und führt zu einer Massenstromumkehr im 3D-Strang. Etwa 170 s später steigt aber der Massenstrom im 3D-Strang auch, da sich auch das LBE im Pool aufgeheizt hat. Abb. 5.8 zeigt die erste Temperaturspitze am Auslass der Teststrecke (336 °C , $t \sim 350 \text{ s}$). Diese wird von ATHLET-ANSYS CFX im Vergleich zu ATHLET wesentlich genauer berechnet.

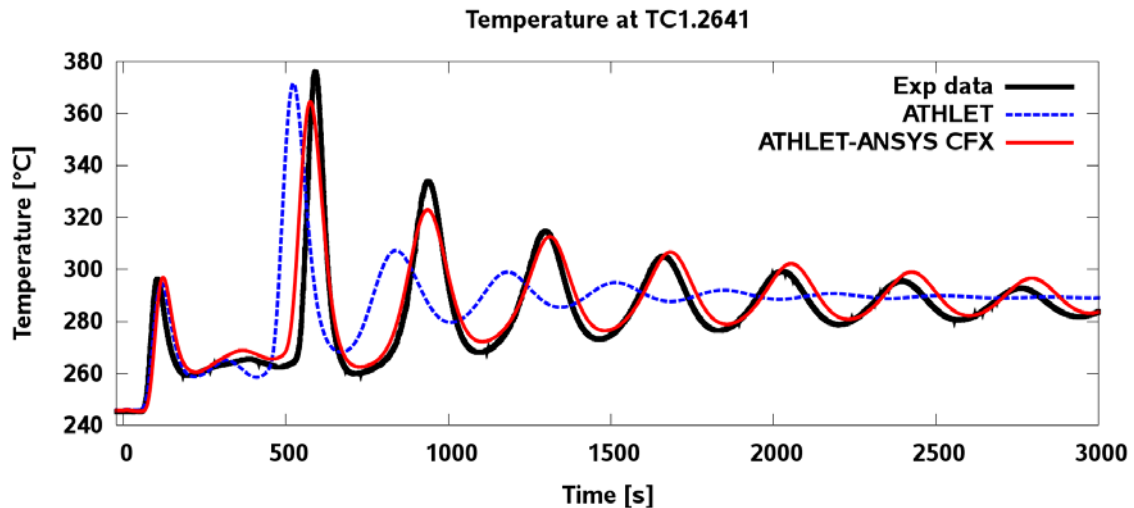


Abb. 5.7 Temperatur am Hauptheizer-Auslass

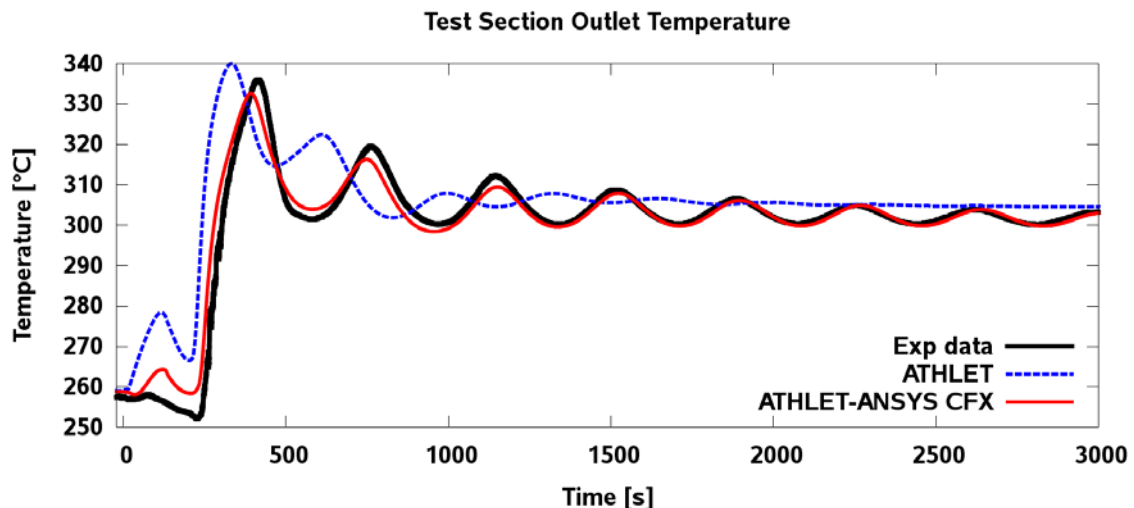


Abb. 5.8 Temperatur am Auslass der 3D-Teststrecke

Abb. 5.9 zeigt den Verlauf der LBE Temperatur am Einlass der 3D-Teststrecke. Etwa 110 s nach dem Transientenbeginn steigt die gemessene Temperatur und etwa 40 s später erreicht sie 251 °C. Dies kann auch in den gekoppelten Ergebnissen beobachtet werden. In der ATHLET-Rechnung wird dieser Temperaturanstieg nicht wiedergegeben. Im stationären Zustand mit eingeschalteter Pumpe bildet sich in der ATHLET-Rechnung eine künstliche Kühlmittelschichtung im Pool aus. Mit Hilfe des 1D Verfahrens werden nur die Nodes im oberen Pool-Bereich (da wo der Heizer befestigt ist) aufgeheizt. Die unteren Nodes haben dann die gleiche Temperatur wie das LBE am Pool-Einlass. Deswegen fließt bei der Strömungsumkehr in der 1D Simulation kaltes LBE Richtung unteres Rohr und ein Temperaturanstieg ist in Abb. 5.9 nicht zu sehen.

In der Realität existiert diese künstliche Kühlmittelschichtung aber nicht. Das kalte LBE prallt zunächst auf die Platte und dann auf die Seitenwand auf und dadurch vermischt es sich mit dem warmen Kühlmittel im Pool. Dies zeigen auch die ATHLET-ANSYS CFX Ergebnisse. Abb. 5.10 stellt die Strömungsstruktur in der Teststrecke vor der Pumpenabschaltung mit Hilfe von Stromlinien dar. Es entstehen drei große Wirbel, die sich in unterschiedlichen Richtungen drehen und somit für eine gute LBE-Durchmischung sorgen. Die resultierende Temperaturverteilung ist in Abb. 5.11 zu sehen. Während der Strömungsumkehr fließt in der gekoppelten Rechnung das warme LBE von dem unteren Pool-Bereich Richtung Einlassrohr, dadurch steigt auch die Temperatur am Einlass der Teststrecke an (s. Abb. 5.9).

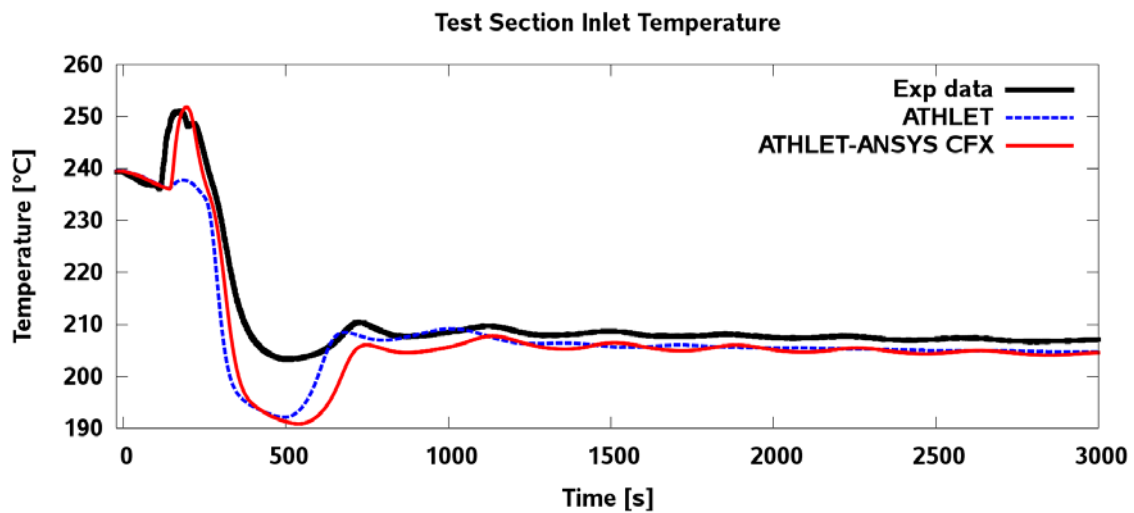


Abb. 5.9 Temperatur am Einlass der 3D-Teststrecke

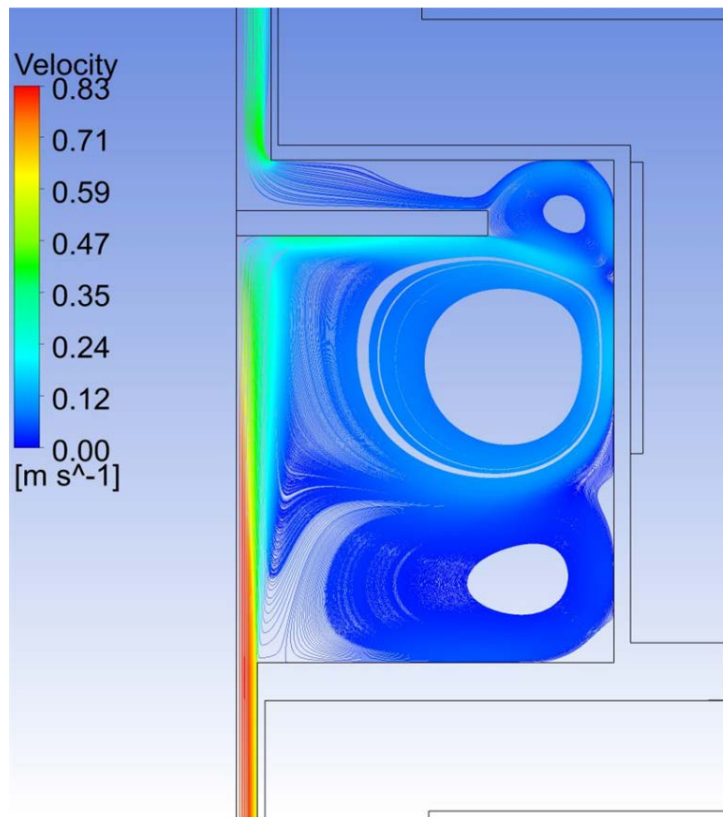


Abb. 5.10 Stromlinien gefärbt mit LBE-Geschwindigkeit (t=0 s)

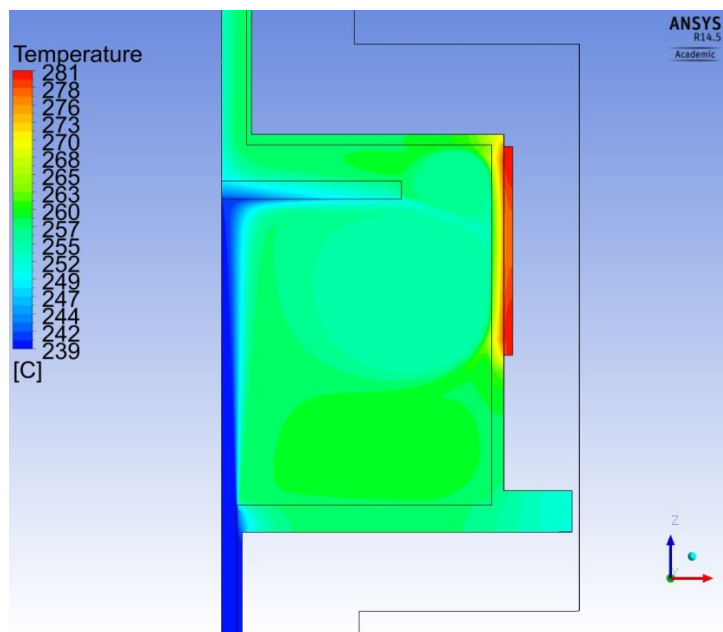


Abb. 5.11 Temperaturverteilung in der Teststrecke (t=0 s)

Nach dem Pumpenausfall heizt sich das LBE im Poolbereich auf. Etwa 250 s nach dem Transientenbeginn kehrt die Strömungsrichtung im 3D Strang wieder um (normale Strömungsrichtung) und die Naturkonvektion wird intensiver. Dieses Phänomen führt

zu einer Massenstromreduktion in dem Hauptheizer-Strang und letztendlich zu der größten Temperaturspitze in der gesamten Simulation (384 °C, s. Abb. 5.7).

Aufgrund der kleineren Fluidgeschwindigkeit im Wärmetauscher (primärseitig) wird das flüssige Metall von der Sekundärseite intensiv gekühlt. Als Folge sinkt die LBE-Temperatur am Wärmetauscher-Auslass (primärseitig) von 240 °C auf 186 °C (s. Abb. 5.12). Später, aufgrund der hohen LBE-Temperaturen an den Auslässen der Teststrecke und des Hauptheizers steigt die TC3.4036 Temperatur wieder.

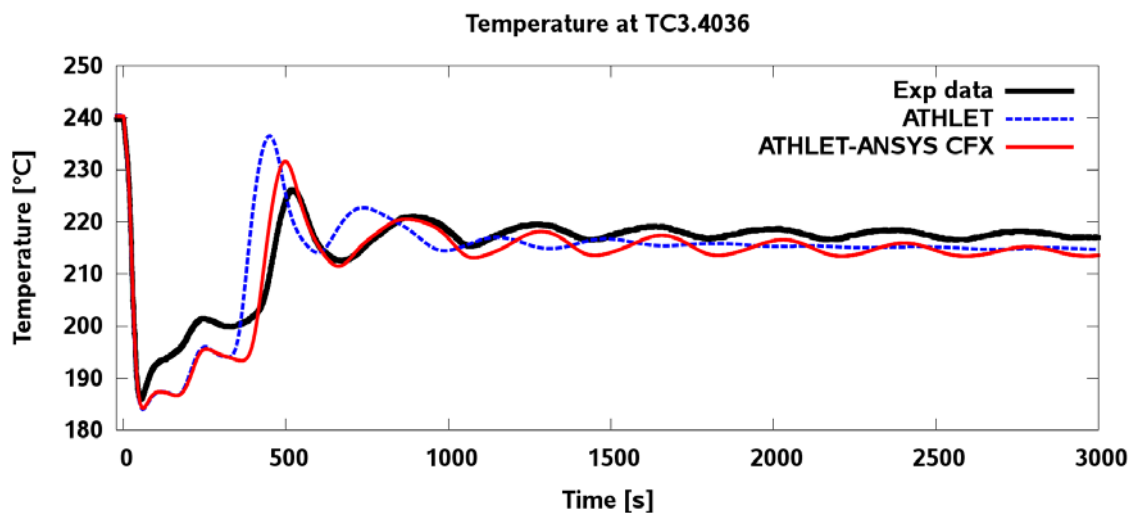


Abb. 5.12 Temperatur am Wärmetauscher-Auslass

Es ist zu sehen, dass mit den gewählten Randbedingungen die KTH Experimentatoren eine sehr dynamische Transiente durchgeführt haben. Nach etwa 3 000 s wird ein neuer stationärer Zustand unter Naturumlaufbedingungen erreicht. Die Geschwindigkeitsverteilung ist in Abb. 5.13 dargestellt, während die Kühlmittelschichtung im Poolbereich in Abb. 5.14 zu sehen ist. Kaltes und schweres LBE stratifiziert auf dem Pool-Boden, während sich warmes und leichtes Kühlmittel im oberen Pool-Bereich sammelt.

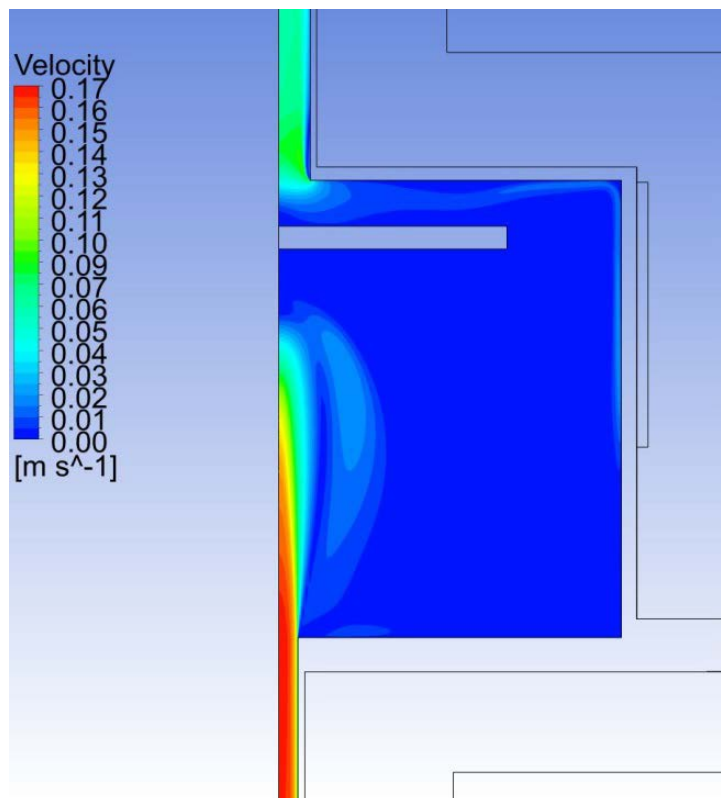


Abb. 5.13 Geschwindigkeitsverteilung in der 3D-Teststrecke (t=3000 s)

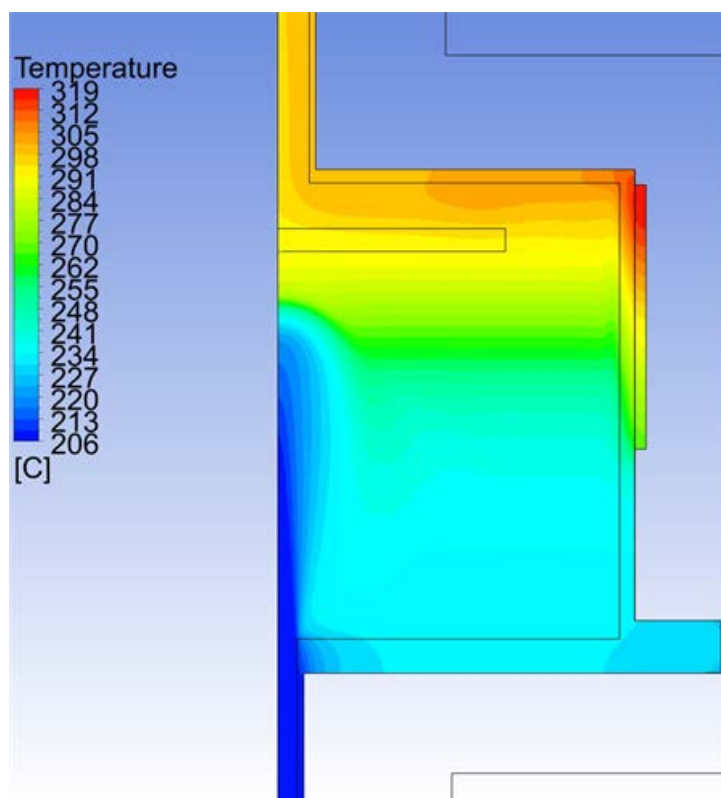


Abb. 5.14 Temperaturverteilung in der 3D-Teststrecke (t=3000 s)

5.3.2 Lokale thermohydraulische Phänomene in der 3D Teststrecke

Hier werden nur die Ergebnisse der gekoppelten Simulation diskutiert, da mit ATHLET keine lokalen Temperaturwerte im 3D Pool berechnet werden können (1D Verfahren). Abb. 5.15 zeigt die genaue Position der Thermoelemente. Diese sind in verschiedenen Gruppen zusammengefasst und wurden bei der Anlagenbeschreibung bereits vorgestellt.

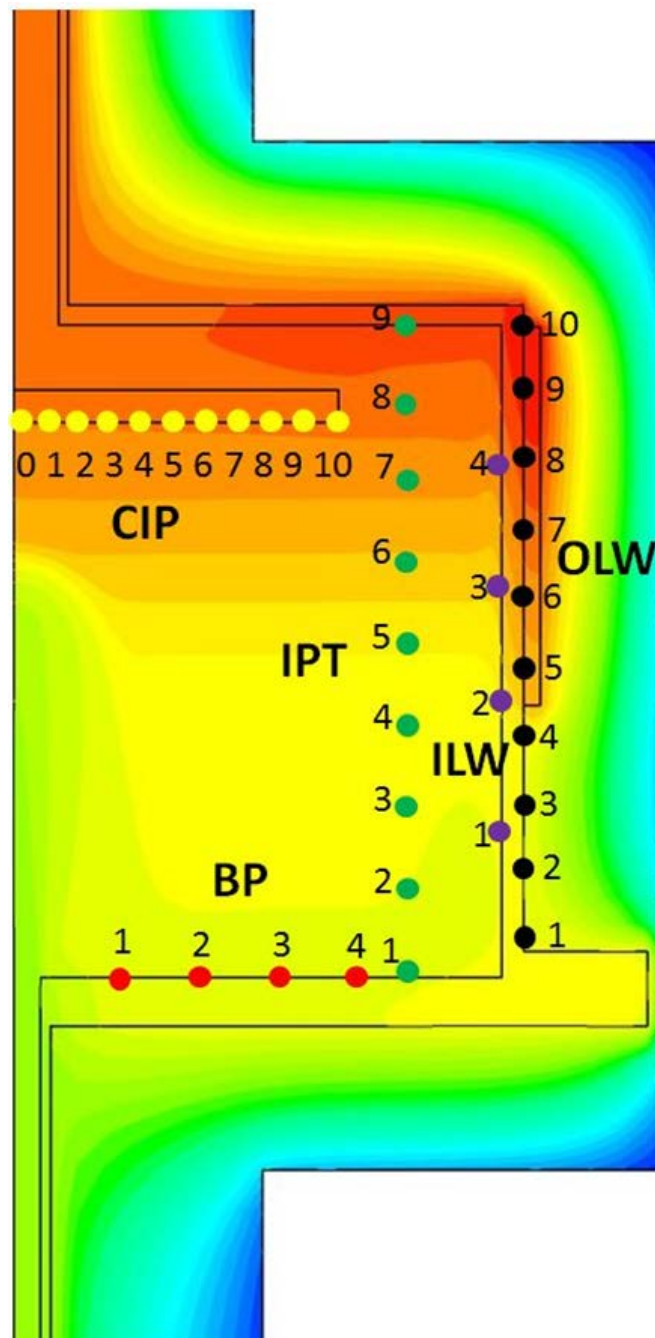


Abb. 5.15 Anordnung der Thermoelement-Gruppen in der 3D-Teststrecke

Der Vergleich für die Thermoelemente, die sich auf der Bodenplatte befinden (BP), zeigen Abb. 5.16 und Abb. 5.17. ATHLET-ANSYS CFX gibt die erste Transientenphase sehr gut wieder. Im Zeitbereich 450-2000 s unterschätzt das Rechenprogramm die Temperatur bis zu 8 K und ab 2000 s stimmen die berechneten und die gemessenen Werte gut überein. Ähnliche Abweichungen sind auch für die Thermoelemente IPT1 und IPT3 festzustellen (Abb. 5.18 und Abb. 5.19). Diese befinden sich auch im unteren Pool-Bereich. Im oberen Pool-Bereich (IPT7 und IPT9, s. Abb. 5.20 und Abb. 5.21) sind die mit ATHLET-ANSYS CFX erzielten Ergebnisse sehr gut. Abb. 5.22 und Abb. 5.23 stellen die Temperaturverläufe für die Thermoelemente an der Seitenwand vor. Auch hier bestätigen sich die bisherigen Beobachtungen. Die OLW-Thermoelemente sind an der äußeren Seitenwand positioniert. Die KTH Experimentatoren haben festgestellt, dass die OLW-Messwerte im oberen Pool-Bereich nicht konsistent sind, deswegen werden hier Vergleiche nur für den unteren Bereich diskutiert. In Abb. 5.24, Abb. 5.25 und Abb. 5.26 ist wieder eine Temperaturunterschätzung bis etwa 8 K festzustellen.

Die CIP-Thermoelemente befinden sich an der unteren Oberfläche der Metallplatte. CIP0 (Abb. 5.27) ist im Zentrum, während CIP10 (Abb. 5.29) am Plattenrand befestigt ist. CIP5 (Abb. 5.28) ist in der Mitte zwischen den beiden. Die Temperatureinbrüche in Abb. 5.27 hängen mit den Massenstromspitzen (s. Abb. 5.4) zusammen, bei denen der kalte LBE-Strahl auf die Platte aufprallt. Die ersten zwei negativen Temperaturspitzen werden von ATHLET-ANSYS CFX gut wiedergegeben, während die restlichen von der Simulation nicht wiedergegeben werden. Die Übereinstimmung für CIP5 ist gut mit Ausnahme der fehlenden Temperaturspitze bei $t=470$ s. Diese Temperaturspitze ist in CIP10 Messdaten nicht zu sehen, da die Messstelle weit von der Strahl-Front entfernt ist. Die möglichen Ursachen dafür werden im folgenden Kapitel diskutiert.

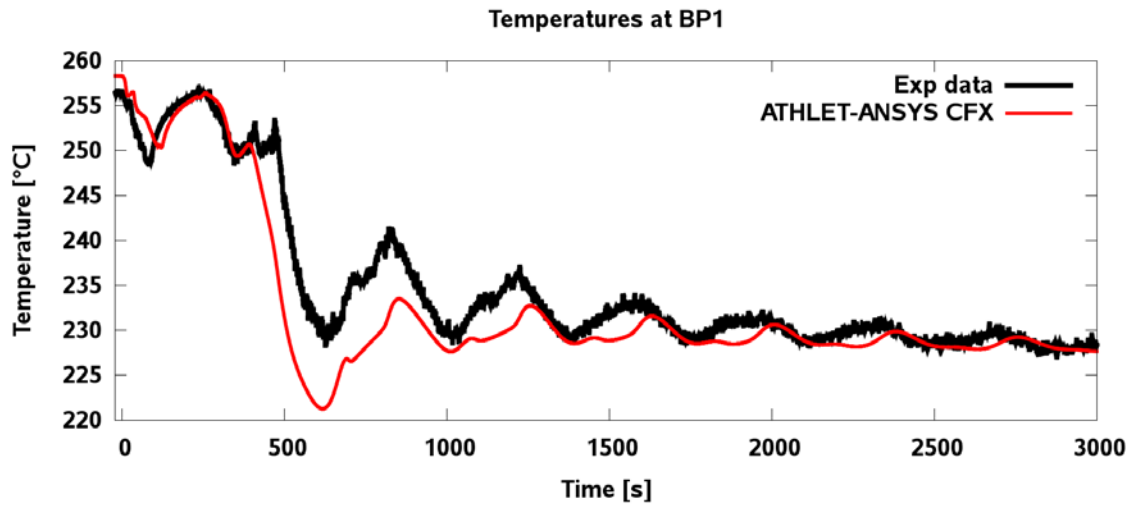


Abb. 5.16 Temperatur an der Position BP1

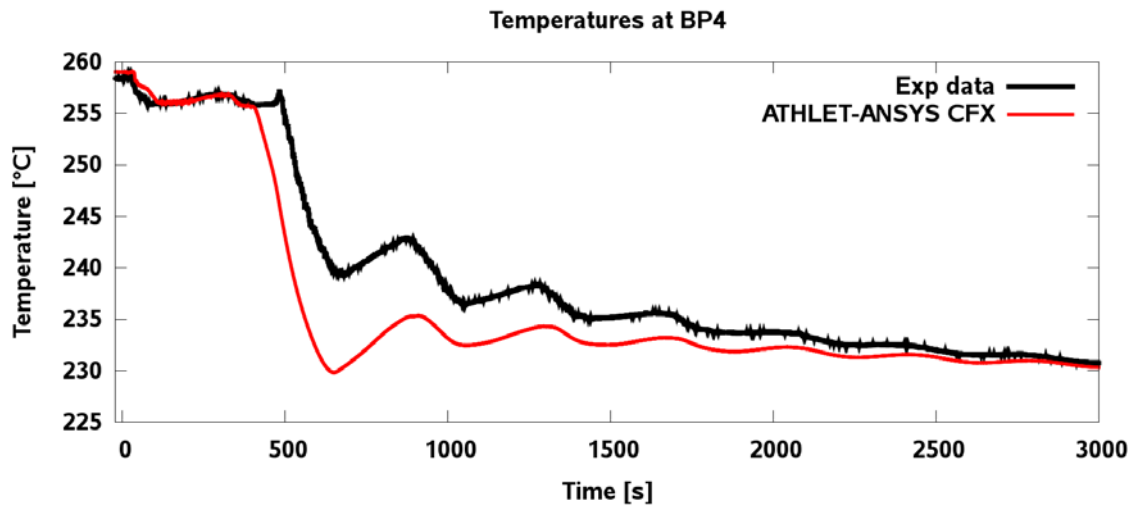


Abb. 5.17 Temperatur an der Position BP4

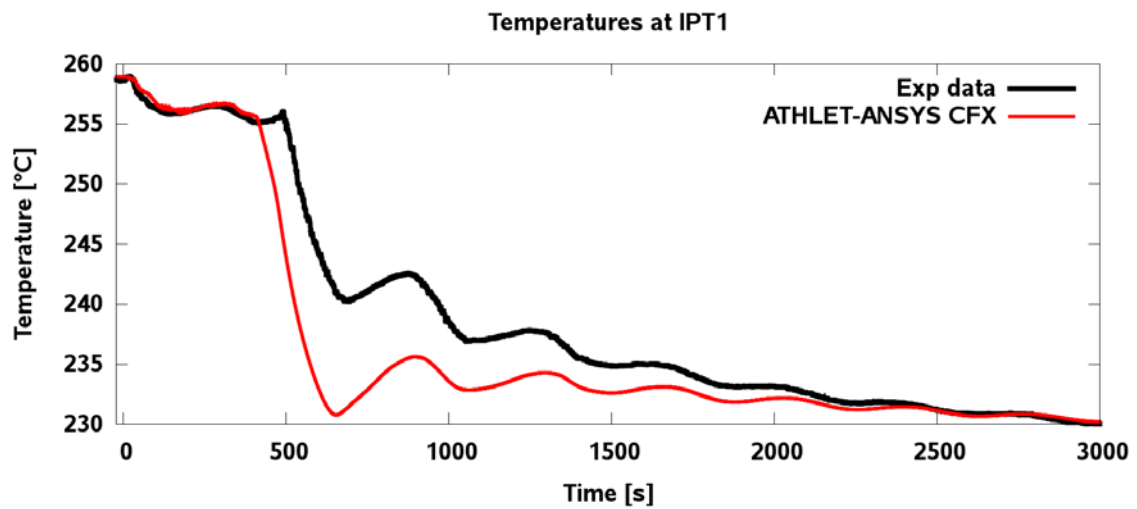


Abb. 5.18 Temperatur an der Position IPT1

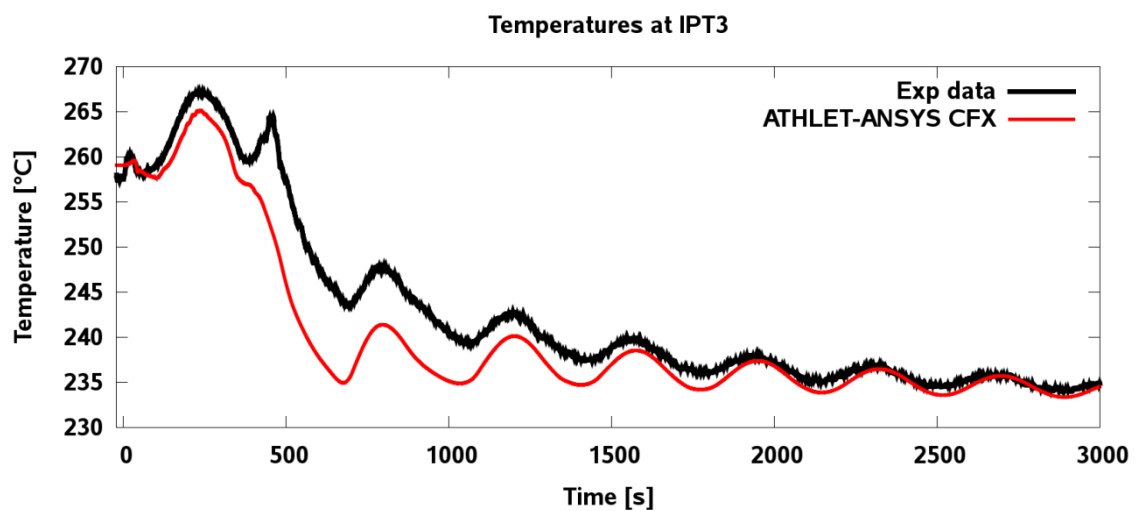


Abb. 5.19 Temperatur an der Position IPT3

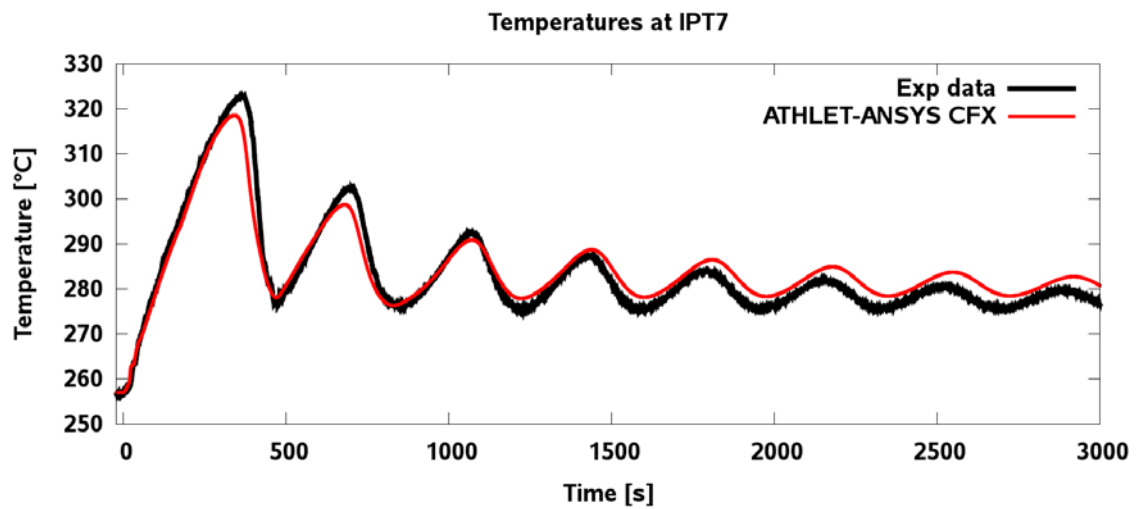


Abb. 5.20 Temperatur an der Position IPT7

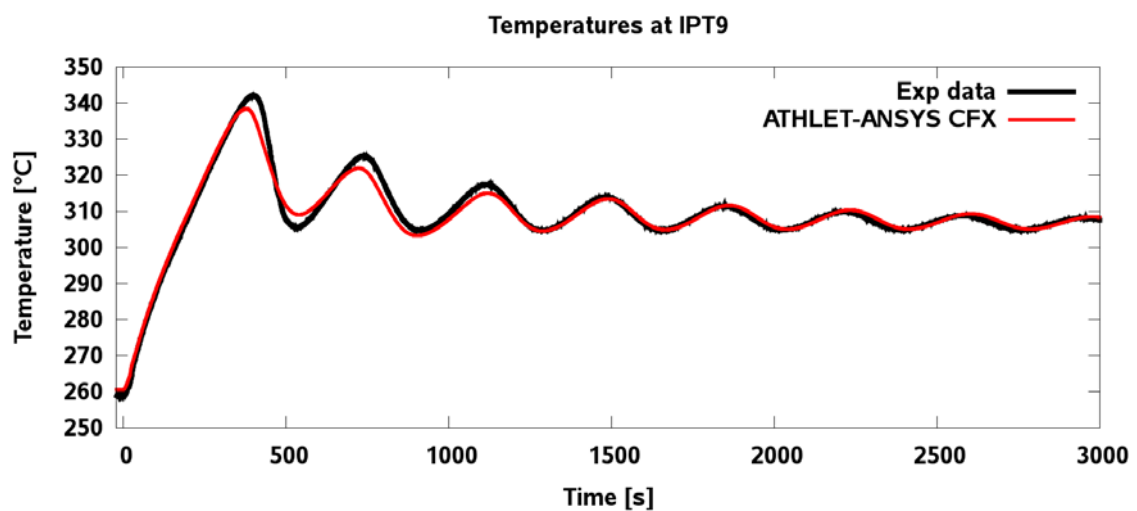


Abb. 5.21 Temperatur an der Position IPT9

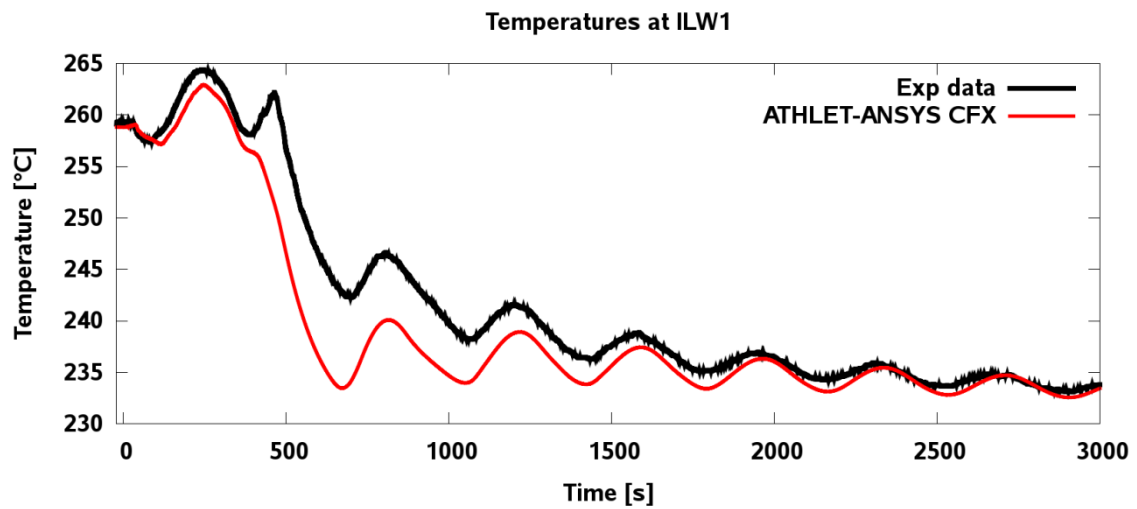


Abb. 5.22 Temperatur an der Position ILW1

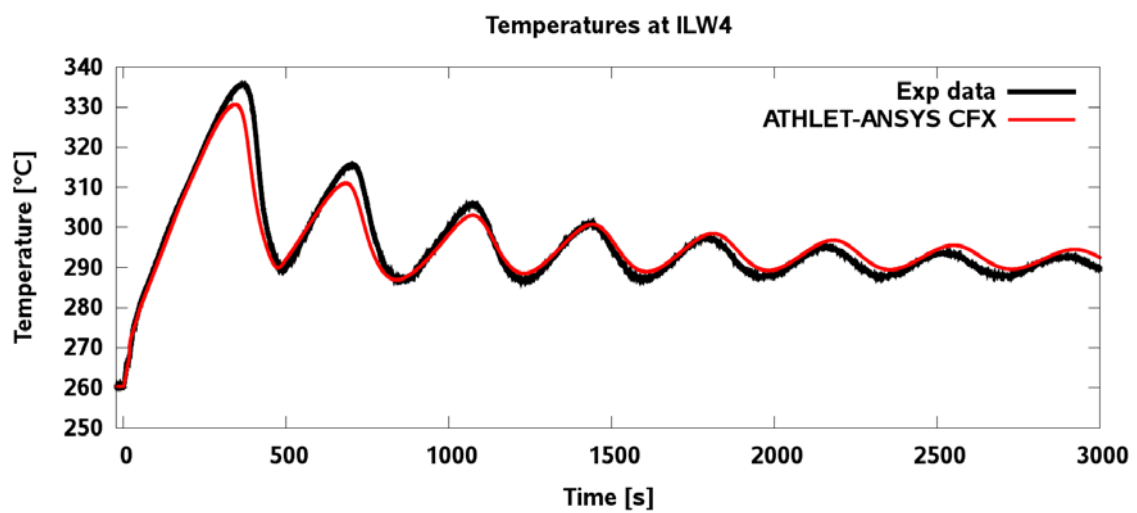


Abb. 5.23 Temperatur an der Position ILW4

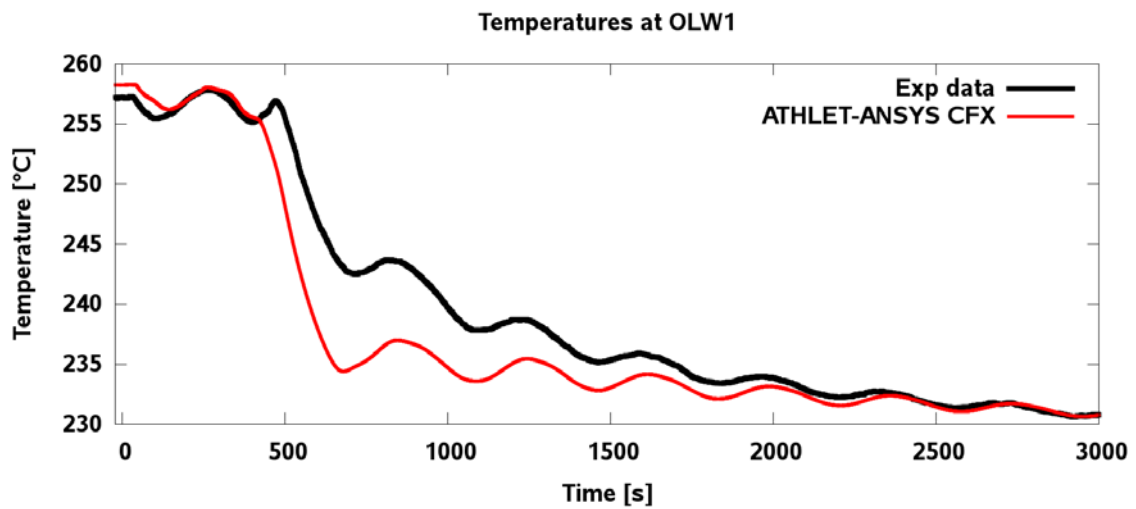


Abb. 5.24 Temperatur an der Position OLW1

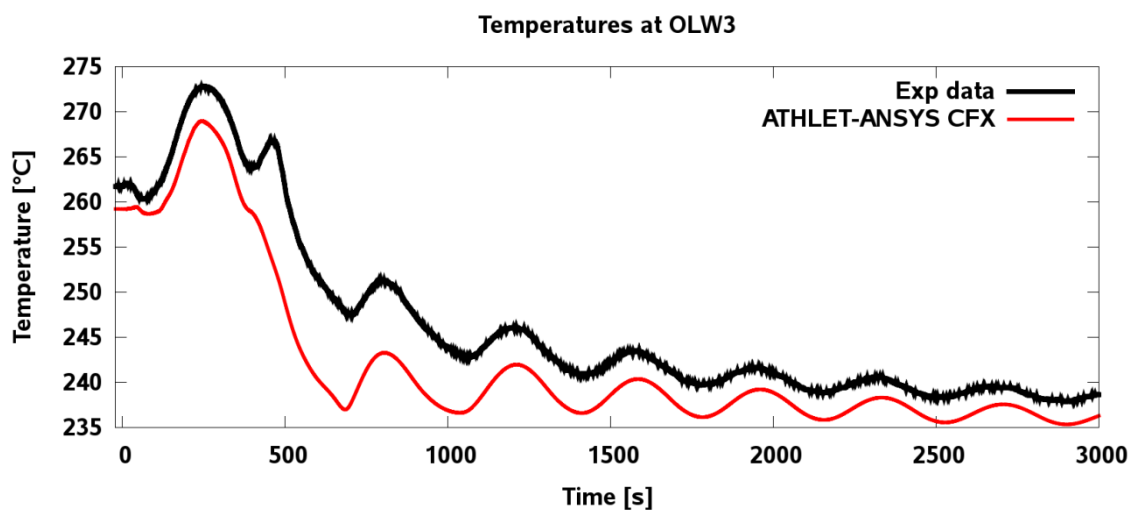


Abb. 5.25 Temperatur an der Position OLW3

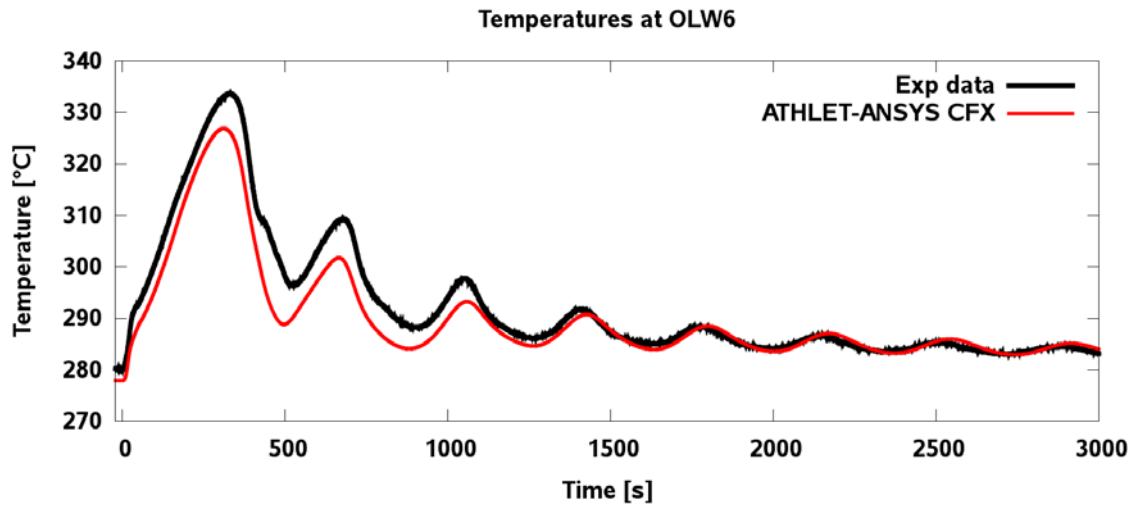


Abb. 5.26 Temperatur an der Position OLV6

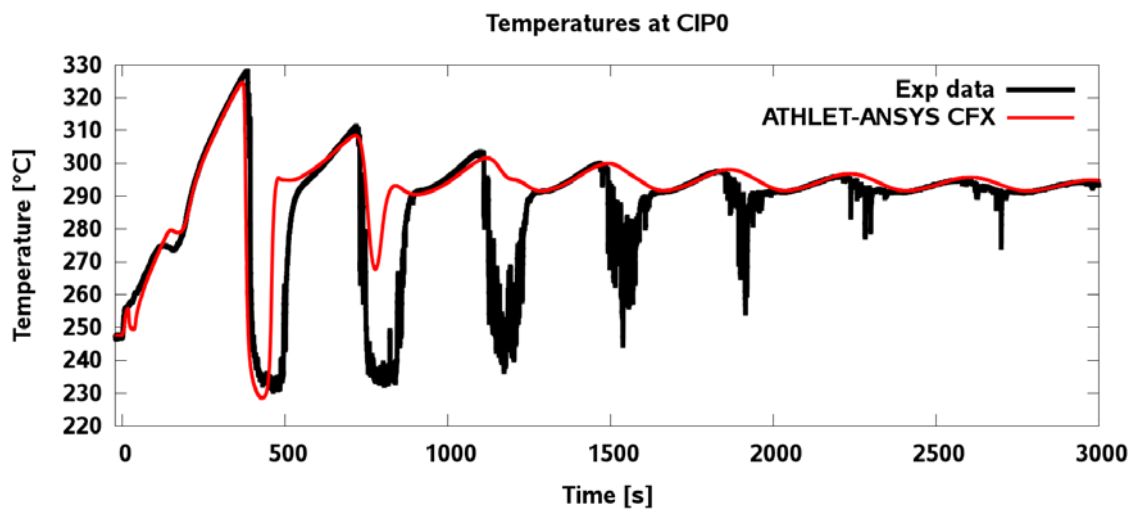


Abb. 5.27 Temperatur an der Position CIP0

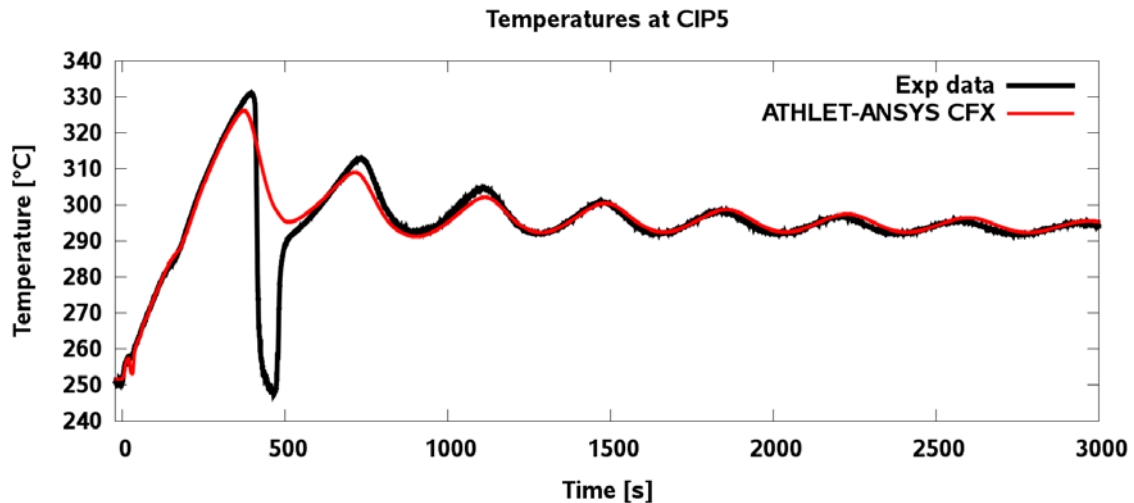


Abb. 5.28 Temperatur an der Position CIP5

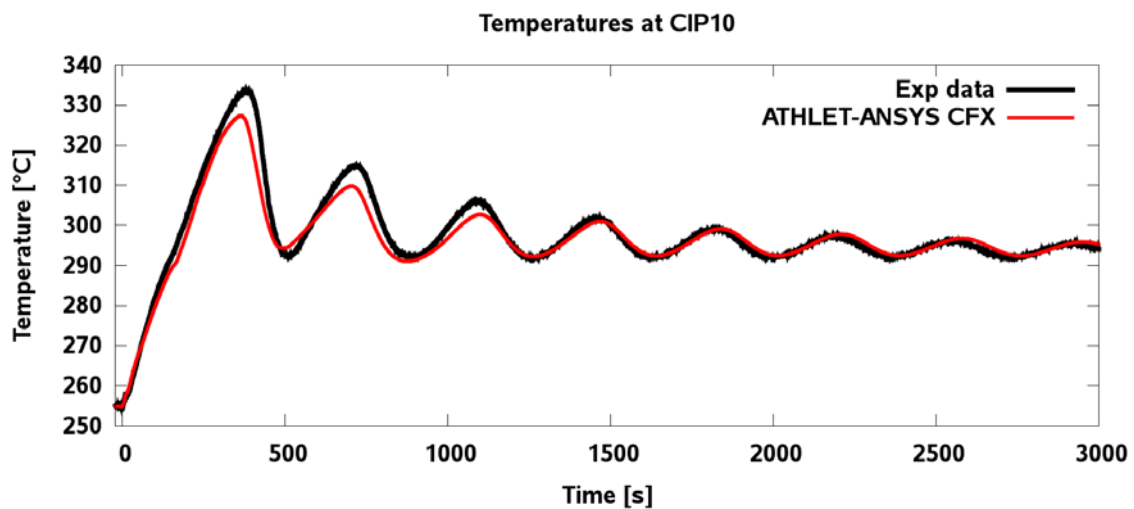


Abb. 5.29 Temperatur an der Position CIP10

5.4 Diskussion der erzielten Ergebnisse

Es ist zu sehen, dass ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX den Versuch T01 qualitativ und quantitativ gut wiedergeben. Dies gilt vor allem für die globalen thermohydraulischen Parameter in der Anlage. Gewisse Abweichungen bei der Teststrecke-Eintrittstemperatur (Unterschätzung bis zu 13 K im Zeitbereich 350 – 700 s) sind dem Wärmetauscher-Modell zurückzuführen. In diesem Zeitraum wird in den beiden Simulationen die Temperatur am Wärmetauscher-Auslass (primärseitig) unterschätzt (s. Abb.

5.12). Das kältere LBE führt zu einer stärkeren Kühlmittelschichtung in ANSYS CFX und trägt somit zu der Temperaturunterschätzung (bis 10 K) im unteren Pool-Bereich (BP1, BP4, IPT1, ILW1, OLW1) zwischen $t=500$ s und $t=1500$ s bei.

Verbesserungen können hier durch eine realistischere Wärmetauscher-Modellierung erzielt werden. Um das Ölverhalten realistisch nachbilden zu können, wurde mit Hilfe der Sieder und Tate-Korrelation ein temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient zwischen der Wand des Wärmetauschers und dem Öl berechnet. Die von ATHLET berechneten Wärmeübergangskoeffizient -Werte für den Wärmeübergang Stahl-Wasser wurden während der Simulation mit dem berechneten Wärmeübergangskoeffizient für Stahl-Öl überschrieben. Dieser Ansatz ist plausibel, da der Sekundärmassenstrom während der Transiente konstant geblieben ist. Trotzdem sind durch eine vollständige Implementierung des Öls als Arbeitsmedium in ATHLET Verbesserungen zu erwarten.

Um die ATHLET-ANSYS CFX Ergebnisse im 3D Bereich besser analysieren zu können, wurden auch eigenständige ANSYS CFX Rechnungen durchgeführt /PAP 15b/. Gemessene Daten wurden am Ein- und Auslass der CFD-Domäne vorgegeben. Der Vergleich mit dem Experiment zeigte eine sehr gute Übereinstimmung. Kleine Inkonsistenzen wurden nur bei den CIP-Thermoelementen festgestellt. Es ist jedoch bekannt, dass aufprallende Strahlen eine große Herausforderung für die Wirbelviskositätsmodelle darstellen. Darüber hinaus ist das erstellte 2D Netz eine zusätzliche Vereinfachung, die für die Strahlsimulation von Bedeutung ist. Eine adäquate Simulation des LBE-Strahls in der TALL-3D Teststrecke erfordert fortschrittliche skalenauflösende Turbulenzmodelle wie z.B. SAS, LES, ZLES zusammen mit einem 3D CFD Netz (90° Symmetriesektor oder vollständiges Modell) usw. Solche Simulationen werden derzeit durchgeführt.

Die Vorteile des gekoppelten Rechenprogramms sind in den Abbildungen deutlich zu sehen. In der 3D Teststrecke finden komplexe 3D Strömungsphänomene statt, die eine Rückwirkung auf die Gesamtanlage haben. Aus diesem Grund ist es schwierig sehr gute Ergebnisse mit ATHLET zu erzielen ohne die 3D Strömungsphänomene abzubilden. In den Abbildungen in Kapitel 5.3.1 ist es deutlich zu sehen, dass die Transientendynamik nur von ATHLET-ANSYS CFX korrekt wiedergegeben wird. Massenstrom- und Temperaturosillationen werden von ATHLET aufgrund seines 1D Rechenverfahrens und der numerischen Diffusion frühzeitig gedämpft (s. Abb. 5.8).

6 Zusammenfassung

Im Rahmen des EU-Projektes THINS WP1.1 wurden Validierungsrechnungen mit ANSYS CFX 14.0 für gasgekühlte beheizte Stäbe durchgeführt. Hierzu notwendige Experimentaldaten wurden vom KIT (L-STAR Versuchsanlage) zur Verfügung gestellt. Zunächst wurden Voraussrechnungen sowohl mit glatter als auch mit gerippter Stabgeometrie durchgeführt. Der Vergleich der Rechenergebnisse zeigte, dass die gerippte Oberfläche zu verstärkten Turbulenzen und daher in Folge zu einem höheren Druckverlust über die Teststrecke führt. Weiterhin wurde festgestellt, dass die gerippte Oberfläche den Wärmeübergang verbessert und dies in einer niedrigeren Oberflächentemperatur resultiert. In einem nächsten Schritt wurden fünf stationäre L-STAR Experimente mit Hilfe von RANS Verfahren nachgerechnet. Für den Versuch SH-TX-01 wurden auch transiente ZLES und SAS-SST Rechnungen durchgeführt. Unter Berücksichtigung von Wärmestrahlung und Wärmeverlusten sowie durch eine Adaption der turbulenten Prandtl-Zahl konnte eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten von KIT erreicht werden.

Im Rahmen der THINS WP5.2 Aktivitäten wurden ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX für die Simulation von bleigekühlten Reaktoren der vierten Generation weiterentwickelt und validiert. Neue Stoffwerte und Wärmeübergangskorrelationen wurden implementiert, um die Eigenschaften von LBE berücksichtigen zu können. Weiterhin wurden Validierungsrechnungen zu dem TALL-3D T01 Versuch durchgeführt. Die ATHLET und ATHLET-ANSYS CFX Ergebnisse stimmen mit den gemessenen Daten gut überein. Gewisse Defizite bei der Simulation der Transientendynamik konnten in der ATHLET-Simulation festgestellt werden. Grund dafür ist das vereinfachte 1D-Lösungsverfahren, mit dessen Hilfe keine komplexen 3D-Strömungseffekte berechnet werden können. Weitere Verbesserungen der erzielten Ergebnisse könnten durch den Einsatz von skalenauflösenden Turbulenzmodellen sowie durch eine verbesserte Modellierung des Öl-Verhaltens in der Sekundärseite erreicht werden.

Literaturverzeichnis

- /AND 84/ Anderson, D.A., et. al.: Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer. New York, Hemisphere Publishing Cooperation, 1984
- /ANS 11/ ANSYS Inc. ANSYS 14.0 Help
- /ARB 13/ Arbeiter, F., et. al.: Definition of the L-STAR Benchmark Activities Internal Report. KIT, Karlsruhe, 2013
- /CHE 06/ Chen, X., Tak, N.: Investigations on Turbulent Heat Transfer to Lead-Bismuth Eutectic Flows in Circular Tubes for Nuclear Applications"; Nuclear Engineering and Design 236, S. 385-393, 2006
- /FIN 95/ Fink, J.K., Leibowitz, L.: Thermodynamic and Transport Properties of Sodium Liquid and Vapor. Argonne National Laboratory, ANL/RE-95/2, January 1995
- /GOM 15/ Gomez, R., Buchholz, S., Suikkanen, H.: Experimental and Numerical Investigation of Heat Transfer and Pressure Drop for Innovative Gas Cooled Systems", Nucl. Eng. and Design, in press;
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549314006098>
- /GRI 15/ Grishchenko, D. et al: The TALL-3D Facility Design and Commissioning Tests for Validation of Coupled STH and CFD Codes. Nucl. Eng. Des., vol. 290, pp. 144-153, August 2015
- /GRS 09/ Rechenmethodenentwicklung zur Bewertung der Sicherheit von gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren und superkritischen Leichtwasserreaktoren. Vorhabensbeschreibung; GRS, AG-Nr. 3043
- /GRS 11/ Program of Work for Software Development and Validation Tasks on TALL experiment (GRS Contribution). GRS THINS Deliverable D5.2.01, 2011
- /GRS 12/ System-CFD Multiscale Input Decks for the TALL-3D Facility. GRS THINS Deliverable D5.2.02, 2012

- /GRS 12a/ Modelling of the L-STAR/SL Facility with ANSYS CFX and First Results from RANS Simulations. GRS THINS Deliverable D1.1.04, July 2012
- /GRS 13/ Report on SAS and LES Modelling and Comparison to Single Rod L-STAR data. GRS THINS Deliverable D1.1.10, September 2013
- /GRS 15/ Multiscale Calculation Results on TALL-3D. GRS/TUM THINS Deliverable D5.2.03, February 2015
- /KTH 15/ Synthesis Note on Sub WP 5.2 Activitie. KTH/GRS, THINS Deliverable D5.2.05, March 2015
- /LER 11/ Lerchl, G.: ATHLET-Erweiterungen zur Simulation von flüssigem Blei, Blei-Wismut eutektisch und Natrium in Kühlkreisläufen. Technische Notiz, TN-LER-11/04, GRS, November 2011
- /MEN 94/ Menter, F. R., et al.: Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. AIAA-Journal, Vol. 32, pp. 269 – 289, 1994
- /MIK 09/ Mikityuk, K.: Heat transfer to liquid metal, Review of data and correlations for tube bundles. Nuclear Engineering and Design 239, pp.680–687, 2009
- /OEC 07/ OECD/NEA: Handbook on Lead-bismuth Eutectic Alloy and Lead Properties, Materials Compatibility. Thermal-hydraulics and Technologies, NEA No. 6195, 2007
- /OEC 07a/ OECD/NEA: Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications, NEA/CSNI/R p. 5, 2007
- /PAP 13/ Papukchiev, A., Lerchl, G., Jeltsov, M., Kööp, K.: Analysis and Comparison of Simulation Results for the TALL-3D Transient Test T01. THINS Report, June 2013
- /PAP 14/ Papukchiev, A., Roelofs, F., Shams, A., Lecrivain, G., Ambrosini, W.: Development and Application of Computational Fluid Dynamics Approaches within the European Project THINS for the Simulation of Next Generation Nuclear Power Systems. Nuclear Engineering and Design, in press

- /PAP 15/ Papukchiev, A., Jeltsov, M., Kööp, K., Kudinov, P., Lerchl, G.: Comparison of Different Coupling CFD–STH Approaches for Pre-Test Analysis of a TALL-3D Experiment. Nuclear Engineering and Design, in press
- /PAP 15a/ Papukchiev, A.: CFD Validation for Liquid Metal Flow Mixing and Stratification Phenomena Including Conjugate Heat Transfer. Proc. of the ACUM 2015 Conference, Bremen, Germany, June 2015
- /PAP 15b/ Papukchiev, A., Buchholz, S.: Validation of ANSYS CFX for Gas and Liquid Metal Flows with Conjugate Heat Transfer within the European Project THINS. Proc. of the NURETH-16 Conference, Chicago, USA, August 2015
- /PAP 15c/ Papukchiev, A., Geffray, C., Jeltsov, M., Kööp, K., Kudinov, P., Grischenko, D.: Multiscale Analysis of Forced and Natural Convection Including Heat Transfer Phenomena in the TALL-3D Experimental Facility. Proc. of the NURETH-16 Conference, Chicago, USA, August 2015
- /PFR 07/ Pfrang, W, Struwe, D.: Assessment of Correlations for Heat Transfer to the Coolant for Heavy Liquid Metal Cooled Core Designs. Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 7352; Oktober 2007
- /THI 09/ FP7 European Project THINS (Thermal Hydraulics of Innovative Nuclear Systems), Grant agreement: 249337, Annex I “Description of Work”, November 2009

Abkürzungen

ADS	Accelerated Driven System
CEL	CFX Expression Language
CFD	Computational Fluid Dynamics
GFR	Gas Cooled Fast Reactor
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
LBE	Blei Wismut Eutektikum
LDA	Laser Doppler Anemometry
LES	Large Eddy Simulation
LUT	Laaperanta University
LWR	Leichtwasserreaktor
RANS	Reynolds Averaged Navier Stokes
SAS	Scale Adaptive Simulation
SCWR	Supercritical Water Reactor
SFR	Sodium Cooled Fast Reactor
SRS	Scale Resolving Simulation
STH	System Thermal Hydraulics (Code)
TDV	Time Dependent Volume
THINS	Thermal Hydraulics of Innovative Nuclear Systems
URANS	Unsteady Reynolds Averaged Navier Stokes
WÜK	Wärmeübergangskorrelation
VHTR	Very high Temperature Reactor
ZLES	Zonal Large Eddy Simulation

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	L-STAR/SL-Versuchsanlage	6
Abb. 3.2	Stabquerschnitt.....	7
Abb. 3.3	Aufteilung zonales LES (ZLES).....	8
Abb. 3.4	Wirbelstrukturen am gerippten Stab.....	10
Abb. 3.5	Temperaturverteilung Stab/Fluid, oben: glatter Stab, unten: gerippter Stab	11
Abb. 3.6	Temperaturverteilung der Wandoberfläche	11
Abb. 3.7	Nusselt-Zahl an der Staboberfläche.....	12
Abb. 3.8	Nusselt-Zahl-Verteilung am gerippten Stab.....	12
Abb. 3.9	Randbedingungen für das CFD Modell	14
Abb. 3.10	Einfluss verschiedener Wärmestrahlungsmodelle auf die Oberflächentemperatur (SH-TX-01)	15
Abb. 3.11	Wärmestromdichten auf der Staboberfläche mit und ohne Strahlungsmodell (SH-TX-01)	15
Abb. 3.12	Einfluss der turbulenten Prandtl-Zahl auf die Temperaturverteilung auf der Staboberfläche (SH-TX-01)	16
Abb. 3.13	Druck-Messstellen	17
Abb. 3.14	Temperaturverteilung an der Staboberfläche für die verschiedenen Experimente	18
Abb. 3.15	Temperaturverteilung auf der Staboberfläche (SH-TX-01 Versuch)	20
Abb. 3.16	Turbulente Strukturen gefärbt mit Geschwindigkeit.....	21

Abb. 4.1	Schematische Darstellung eines bleigekühlten Schnellen Reaktors	24
Abb. 4.2	Stoffwerte für Flüssigmetalle in ATHLET	26
Abb. 4.3	Thermohydraulische Konfiguration für die ersten gekoppelten LBE-Simulationen.....	29
Abb. 4.4	LBE-Fluidgeschwindigkeit im zweiten ATHLET-Rohr	29
Abb. 4.5	LBE-Temperatur am Einlass des CFD-Rohres	29
Abb. 5.1	TALL-3D Primärkreis (links), Teststrecke (Mitte) und Thermoelement-Gruppen (rechts).....	32
Abb. 5.2	ANSYS CFX Modell der 3D Teststrecke	34
Abb. 5.3	ATHLET Modell der TALL-3D Anlage	35
Abb. 5.4	Massenstrom im 3D-Strang	37
Abb. 5.5	Massenstrom im Hauptheizer-Strang.....	37
Abb. 5.6	Massenstrom im Wärmetauscher-Strang.....	38
Abb. 5.7	Temperatur am Hauptheizer-Auslass.....	39
Abb. 5.8	Temperatur am Auslass der 3D-Teststrecke.....	39
Abb. 5.9	Temperatur am Einlass der 3D-Teststrecke.....	40
Abb. 5.10	Stromlinien gefärbt mit Geschwindigkeit	41
Abb. 5.12	Temperatur am Wärmetauscher-Auslass.....	42
Abb. 5.13	Geschwindigkeitsverteilung in der 3D-Teststrecke (t=3000 s).....	43
Abb. 5.14	Temperaturverteilung in der 3D-Teststrecke (t=3000 s)	43

Abb. 5.15	Anordnung der Thermoelement-Gruppen in der 3D-Teststrecke.....	44
Abb. 5.16	Temperatur an der Position BP1.....	46
Abb. 5.17	Temperatur an der Position BP4.....	46
Abb. 5.18	Temperatur an der Position IPT1.....	47
Abb. 5.19	Temperatur an der Position IPT3.....	47
Abb. 5.20	Temperatur an der Position IPT7.....	48
Abb. 5.21	Temperatur an der Position IPT9.....	48
Abb. 5.22	Temperatur an der Position ILW1.....	49
Abb. 5.23	Temperatur an der Position ILW4.....	49
Abb. 5.24	Temperatur an der Position OLW1.....	50
Abb. 5.25	Temperatur an der Position OLW3.....	50
Abb. 5.26	Temperatur an der Position OLW6.....	51
Abb. 5.27	Temperatur an der Position CIP0.....	51
Abb. 5.28	Temperatur an der Position CIP5.....	52
Abb. 5.29	Temperatur an der Position CIP10.....	52

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Randbedingungen für die Experimente.....	13
Tab. 3.2	Vergleich der RANS-Ergebnisse mit experimentellen Daten.....	17
Tab. 3.3	Numerische Eigenschaften der stationären und transienten Rechnungen	19
Tab. 3.4	Vergleich der Druckverluste und der Austrittstemperatur mit den experimentellen Daten.....	19
Tab. 5.1	Anfangs- und Randbedingungen für den T01 Versuch	32

**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

ISBN 978-3-944161-59-4