

**Weiterentwicklung
hochauflösender
Multi-Physik-Rechen-
methoden zur
Sicherheitsbewertung
von SWR mit
TORT-TD/CTF und CFD**

**Weiterentwicklung
hochauflösender
Multi-Physik-Rechen-
methoden zur
Sicherheitsbewertung
von SWR mit
TORT-TD/CTF und CFD**

Fachlicher Abschlussbericht

Armin Seubert
Romain Henry
Joachim Herb
Hristo Vesselinov Hristov
Silvia Io Muzio
Yann Périn

April 2025

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Eigenforschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Klimaschutz, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMUKN) unter dem Förderkennzeichen 4722R01275 durchgeführt.

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

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

Deskriptoren

CFD, CRUD, CTF, Lokale Phänomene, OpenFOAM, Pin-by-pin-Neutronentransport, SWR, TORT-TD, Unterkanal-Thermohydraulik

Kurzfassung

Ziel des Eigenforschungsvorhabens war die Weiterentwicklung der im Rahmen des Vorgängerprojekts 4718R01316 bereitgestellten, gekoppelten hochauflösenden Multi-Physik-Rechenmethoden der GRS zur Sicherheitsbewertung von Siedewasserreaktoren (SWR). Im Zentrum standen dabei die Einbeziehung von Computational-Fluid-Dynamic-Simulationen (CFD) und Modellerweiterungen zur Untersuchung lokaler CRUD-Phänomene. Die Motivation hierfür ergab sich aus lokalen Befunden (V-Marken) an SVEA-96 Optima2-Brennelementen des schweizerischen Kernkraftwerks Leibstadt (KKL), die zunächst als Dryout, später jedoch als CRUD (*Chalk River Unidentified Deposits*) identifiziert wurden. CRUD ist von sicherheitstechnischer Bedeutung, da hierdurch u. a. der Wärmeübergang vom Brennstoff ins Kühlmittel behindert und somit beispielsweise bei Transienten höhere Brennstoff- und somit Hüllrohrtemperaturen auftreten können. Laufende Optimierungen haben zu neutronenphysikalisch und thermohydraulisch komplexen SWR-Brennelementen geführt, die ebenso komplexe Moderator- und Kühlmittelströmungseffekte nach sich ziehen, welche wiederum die neutronenphysikalischen Verhältnisse beeinflussen. Dieses Vorhaben zielte daher darauf ab, diese Aspekte durch Weiterentwicklungen der gekoppelten Multiphysik-Modellierungs- und Simulationsverfahren (TORT-TD/CTF) sowie der CFD-Simulationstechnik (OpenFOAM) der GRS zu adressieren und durch gezielte stationäre und transiente Analysen die Auswirkungen der genannten Phänomene auf sicherheitsrelevante Parameter zu studieren. Die durchgeführten Sicherheitsanalysen zeigten, dass CRUD je nach Schichtdicke und Wärmeleitung Brennstofftemperaturerhöhungen von lokal um 15 % und darüber nach sich zieht. Voller hydraulischer Ausgleich zwischen den vier Teilbündeln des Brennelements führt zu geringerem MASL als fehlender hydraulischer Ausgleich, sowohl im stationären als auch im transienten Fall (Ereignis: Turbinenschnellschluss ohne Verfügbarkeit der Frischdampfumleitstation). Gegenüber einer homogenen Eintrittsmassenstromverteilung in den Unterkanälen des Minikerns hat die Berücksichtigung der aus den CFD-Simulationen abgeleiteten inhomogenen Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung eine geringfügige Anhebung des MASL zur Folge, im stationären wie auch im transienten Fall.

Abstract

The aim of this research project was to further develop the coupled, high-resolution multi-physics computational framework provided by GRS for the safety assessment of boiling water reactors (BWRs) based on achievements of the previous research project 4718R01316. The focus was on the inclusion of computational fluid dynamics (CFD) simulations and model extensions to investigate local CRUD (*Chalk River Unidentified Deposits*) phenomena. The motivation for this arose from local findings (V marks) on SVEA-96 Optima2 fuel assemblies at the Swiss Leibstadt Nuclear Power Plant (KKL) which were initially identified as dryout but later as CRUD. CRUD is of safety significance because it impedes the heat transfer from the fuel to the coolant, thus leading to higher fuel and thus cladding temperatures, both in steady state and transient scenarios. Ongoing optimizations have led to BWR fuel elements that are complex in terms of neutron physics and thermohydraulics, resulting in likewise complex moderator and coolant flow characteristics, which in turn influence the neutron physics. This project therefore aimed to address these aspects through further developments of GRS's coupled multiphysics modeling and simulation methods (TORT-TD/CTF) and its CFD simulation technology (OpenFOAM), and to study the effects of the above-mentioned phenomena on safety-relevant parameters through dedicated steady-state and transient analyses. This report documents the further developments and safety analyses carried out. The safety analyses showed that – depending on the layer thickness and heat conduction – CRUD results in local fuel temperature increases of 15 % and slightly beyond. Fully open hydraulic communication slots between the four sub-bundles of the fuel assembly leads to lower MASL compared to the situation with fully closed hydraulic communication slots, both under steady-state and transient conditions (event: turbine trip without availability of the main steam bypass station). Compared to a homogeneous inlet mass flow distribution in the subchannels of the minicore, taking into account the inhomogeneous subchannel inlet mass flow distribution derived from the CFD simulations results in a slight increase in the MASL, both in steady-state and transient conditions.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung	I
	Abstract	II
	Inhaltsverzeichnis	III
1	Einleitung und Zielsetzung	1
1.1	Übergeordnete Zielsetzung	1
1.2	Einzelzielsetzungen	2
2	Darstellung des Standes von Wissenschaft und Technik	5
2.1	Lokale Strömungsverhältnisse in modernen SWR-Brennelementen	5
2.2	Befunde und Phänomenologie zu CRUD	6
2.3	Gekoppelte Multiphysik-Multiskalen-Rechenmethodik	6
3	Aufarbeitung des für das Vorhaben relevanten Standes von Wissenschaft und Technik (Arbeitspaket 1)	9
3.1	Recherchen zu CRUD	9
3.1.1	Dicke und Dickenprofil von CRUD	9
3.1.2	Wärmeleitfähigkeit von CRUD.....	10
3.2	Recherchen zu Abbrandprofilen.....	12
4	Entwicklung von CFD-Modellen für ein SWR-Brennelement (Arbeitspaket 2)	15
4.1	Erstellung der Geometrien.....	16
4.1.1	Brennelementfuß	16
4.1.2	Abstandshalter	21
4.2	Gittererstellung und Tests	23
4.2.1	Brennelementeintritt.....	24
4.2.2	Abstandshalter	33
4.3	Simulationen mit unterschiedlichen Massenströmen am Einlass.....	41
4.3.1	Brennelementeintritt.....	41

4.3.2	Abstandshalter	45
4.4	Schlussfolgerungen aus den CFD-Simulationen	56
5	Erweiterung der thermohydraulischen Unterkanalmodelle in CTF (Arbeitspaket 3).....	59
5.1	Einbeziehung hydraulischer Ausgleichsschlitze (Arbeitspunkt 3.1)	59
5.2	Einbeziehung von CRUD (Arbeitspunkt 3.2).....	61
6	Anpassungen von TORT-TD/CTF zur Berücksichtigung von CRUD (Arbeitspaket 4).....	67
6.1	Verarbeitung axialer CRUD-Verteilungen	67
6.2	Verarbeitung axialer Abbrandverteilungen.....	69
6.3	Erweiterungen und Anpassungen der Kopplungsschnittstelle von TORT-TD/CTF	69
6.3.1	Austausch von CRUD-Dicke und Wärmeleitfähigkeit.....	69
6.3.2	Verarbeitung von unterkanalspezifischen Eintrittsmassenstrom- Korrekturfaktoren	69
7	Generierung nuklearer Daten für TORT-TD unter Einbeziehung von CRUD (Arbeitspaket 5)	71
7.1	Generierung nuklearer Daten für TORT-TD unter Einbeziehung von CRUD (Arbeitspunkt 5.1).....	71
7.2	Durchführung von Test- und Produktionsrechnungen mit HELIOS (Arbeitspunkt 5.2)	72
8	Qualifizierung der nuklearen Daten für TORT-TD anhand von Monte-Carlo-Simulationen (Arbeitspaket 6).....	79
8.1	Anpassung der Serpent-Modelle (Arbeitspunkt 6.1).....	79
8.2	Durchführung der Monte-Carlo-Simulationen und Vergleiche mit HELIOS bzw. TORT-TD (Arbeitspunkt 6.2)	80
9	Identifizierung der Randbedingungen für gekoppelte Analysen und Implementierung in TORT-TD/CTF-Minikern-modelle (Arbeitspaket 7).....	83

9.1	Thermohydraulische Anfangs- und Randbedingungen (Arbeitspunkt 7.1)	83
9.2	Neutronenphysikalische Anfangs- und Randbedingungen (Arbeitspunkt 7.2)	85
9.2.1	4 x 4-Minikernmodell aus SVEA96 Optima2-Brennelementen.....	85
9.2.2	CRUD-Schicht	87
9.2.3	Abbrandprofil.....	88
10	Durchführung gekoppelter stabaufgelöster Sicherheitsanalysen für stationäre Zustände und Transienten (Arbeitspaket 8)	89
10.1	Gekoppelte stationäre Simulationen	89
10.1.1	Systematik der Simulationen	91
10.1.2	Auswertung der Rechnungen	93
10.1.3	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der CRUD-Schicht.....	96
10.2	Gekoppelte Simulation von Transienten	103
10.2.1	Beschreibung der Transiente	103
10.2.2	Einfluss von CRUD	105
10.2.3	Wirkung des hydraulischen Ausgleichs.....	109
10.2.4	Wirkung der Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus CFD- Simulationen	115
11	Zusammenfassung	117
A.	Anhang: Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 4	119
	Abbildungsverzeichnis	131
	Tabellenverzeichnis	137
	Literaturverzeichnis	139

1 Einleitung und Zielsetzung

1.1 Übergeordnete Zielsetzung

Ziel des Eigenforschungsvorhabens war die Weiterentwicklung der im Rahmen des Projekts 4718R01316 bereitgestellten, gekoppelten hochauflösenden Multiphysik-Rechenmethoden der GRS zur Sicherheitsbewertung von SWR. Im Zentrum standen dabei die Einbeziehung von Computational-Fluid-Dynamic-Simulationen (CFD) und Modellerweiterungen zur Untersuchung lokaler CRUD-Phänomene.

Hintergrund sind lokale Befunde (V-Marken) an SVEA-96 Optima2-Brennelementen des schweizerischen Kernkraftwerks Leibstadt (KKL), die zunächst als Dryout, später jedoch als CRUD identifiziert wurden. Die Ursache der lokalen CRUD-Befunde, von denen Nachbareckstäbe (*next-to-corner rods*) betroffen sind, wird auf das Zusammenwirken von Reaktordesign, der nuklearen, hydraulischen und mechanischen Brennelementauslegung, der Bündelleistung und -durchsätze sowie die Wasserchemie zurückgeführt (Abb. 1.1). Die Bildung von CRUD ist von sicherheitstechnischer Bedeutung, da CRUD den Wärmeübergang vom Brennstoff ins Kühlmittel behindern und somit beispielsweise bei Transienten zu höheren Brennstofftemperaturen führen kann. Wie die im Rahmen des Vorgängervorhabens 4718R01316 durchgeführten TORT-TD/CTF-Minikernsimulationen zeigten, bedingen moderne, hochoptimierte SWR-Brennelementauslegungen lokal stark variierende Leistungsdichte- und damit Brennstoff-/Hüllrohrtemperaturverteilungen, die Korrosion durch CRUD-Bildung (*CRUD Induced Localized Corrosion*, CILC) zur Folge haben können. So konnte der im Jahr 2014 in KKL aufgetretene Brennstabschaden (*Leaker*) durch lokal erhöhte CRUD-Bildung mit Dampfaschenbildung im Bereich der V-Marke und nachfolgender Korrosion erklärt werden. (Siehe auch /IAEA 10/.) CILC ist - ähnlich wie *CRUD Induced Power Shift* (CIPS) - ein sicherheitsrelevantes Phänomen, das durch geeignete Modellerweiterungen auf neutronenphysikalischer (Wirkungsquerschnitte) und thermohydraulischer Seite (u. a. Wärmeübergang, Strömungsquerschnitte, Druckverlust) analysiert werden sollte, siehe auch /IAEA 10/.

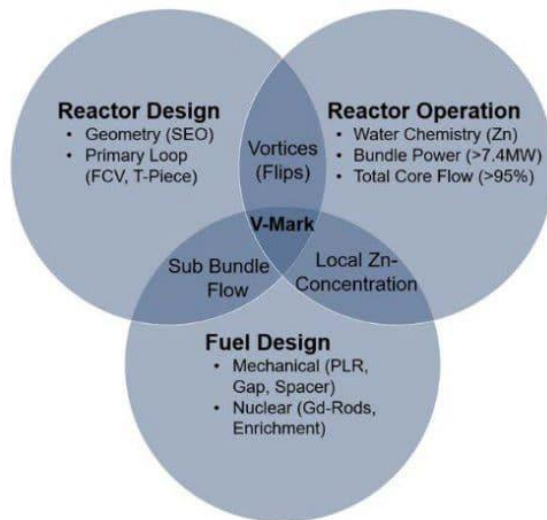


Abb. 1.1 Illustration des Zusammenwirkens verschiedener Phänomene und Parameter für das Auftreten von lokalem CRUD. (Quelle: ENSI¹)

Ferner deuten veröffentlichte CFD-Simulationsergebnisse auf ausgeprägte Inhomogenitäten der Eintritts-Massenstromverteilungen in den einzelnen Teilbündeln hin. Wie experimentelle und numerische Untersuchungen in /HOA 09/ zeigten, können im Bereich der Brennelementeintrittsblenden komplizierte Strömungsmuster auftreten, die ihrerseits den Massenstrom am Eintritt zu einzelnen Teilbündeln lokal beeinflussen können. Die Eintritts-Massenstromverteilung wiederum ist eine der Randbedingungen für gekoppelte (Minikern-)Simulationen. Zur Bestimmung dieser Randbedingungen sollen daher CFD-Simulationen des unteren Plenums unter detaillierter Berücksichtigung der geometrischen Struktur durchgeführt und daraus die Massenstromverteilung abgeleitet werden.

1.2 Einzelzielsetzungen

Um in Zukunft analytische Aussagen zu sicherheitstechnischen Fragestellungen der oben skizzierten Art treffen zu können, hat die GRS ihre Simulationswerkzeuge entsprechend weiterentwickelt und überprüft. Das vorliegende Forschungsvorhaben setzte daher folgende Schwerpunkte:

- Erarbeitung des Standes von Wissenschaft und Technik bezüglich CRUD und Simulationsmöglichkeiten mit CTF. Es wurde ausgelotet, inwieweit geeignete und

¹ <https://www.ensi.ch/de/technisches-forum/crud-ablagerungen-an-kkl-brennelementen/>

verfügbare Codes zur CRUD-Modellierung, z. B. der innerhalb der VERA-Codeplattform verfügbare Code MAMBA für SWR oder auch CTF selbst, anwendbar sind (AP 1).

- Entwicklung von CFD-Modellen für ein SVEA-96 Optima2-Brennelement zur Simulation des Strömungsbildes und zur Ableitung der Eintritts-Massenstromverteilung für die gekoppelten Minikernsimulationen (AP 2).
- Erweiterung der thermohydraulischen Unterkanalmodelle in CTF zur Einbeziehung hydraulischer Ausgleichsschlitze und von CRUD, um dessen Einfluss auf den Wärmetransport an das Kühlmittel erfassen zu können (AP 3).
- Anpassungen von TORT-TD/CTF zur Berücksichtigung von CRUD. Dies betrifft insbesondere die Schnittstelle, die für die Übertragung von lokalen Informationen über CRUD erweitert wird (AP 4).
- Erweiterung der Spektralmodelle in HELIOS zur Generierung parametrisierter stabzellhomogenisierter Wirkungsquerschnittsdaten – auch unter Einbeziehung von CRUD – und deren Qualifizierung mit dem Monte-Carlo-Code Serpent (AP 5 und AP 6).
- Identifizierung der Randbedingungen für gekoppelte Simulationen – u. a. Ableitung der teilbündelweisen Eintritts-Massenstromverteilungen aus den CFD-Simulationen – und Implementierung in TORT-TD/CTF-Minikernmodelle (AP 7).
- Durchführung gekoppelter stabaufgelöster Sicherheitsanalysen für stationäre Zustände und Transienten unter Einbeziehung der unter dem zweiten Punkt berechneten Strömungsbilder als Randbedingung sowie des Einflusses von CRUD. Dabei wurden für SVEA-96 Optima2-Brennelemente auch die zeitlichen Verläufe der ASL- und MASL-Werte in den Teilbündeln untersucht (AP 8).

Die nachfolgenden Kapitel 3 bis 10 dokumentieren ausführlich die durchgeführten Arbeiten, wobei Kapitel 10 die Ergebnisse der gekoppelten Minikernsimulationen mit TORT-TD/CTF beschreibt und die daraus abgeleiteten Erkenntnisse diskutiert.

2 Darstellung des Standes von Wissenschaft und Technik

2.1 Lokale Strömungsverhältnisse in modernen SWR-Brennelementen

In Siedewasserreaktoren (SWR) wird aus Stabilitätsgründen die Kernplatte, die die Brennelementfüße aufnimmt, von Balken getragen. Das einströmende Kühlmittel wird auf dem schmalen Pfad zwischen dem Balken und dem Steuerstab-Führungsrohr durch eine seitliche Eintrittsöffnung zum Brennelement geleitet. Dies führt zu komplexen Strömungsverhältnissen in der Nähe des Brennelementeintritts. Da diese Strömungsverhältnisse die Randbedingungen gekoppelter neutronenphysikalisch-thermohydraulischer Simulationen mit TORT-TD/CTF bilden, ist deren möglichst genaue Kenntnis entscheidend für die sicherheitstechnische Aussagefähigkeit solcher Simulationen. So wurden in experimentellen Untersuchungen /HOA 09/ Doppelwirbel direkt stromaufwärts des Ecköffnungseinlasses beobachtet und mittels CFD-Simulationen nachvollzogen (siehe Abb. 2.1 (a, b)), während in der Nähe des seitlichen Öffnungseinlasses Einzelwirbel und Wirbelfaden festgestellt wurden (siehe Abb. 2.1 (c, d)), an der mittleren Öffnung dagegen kein Wirbel.

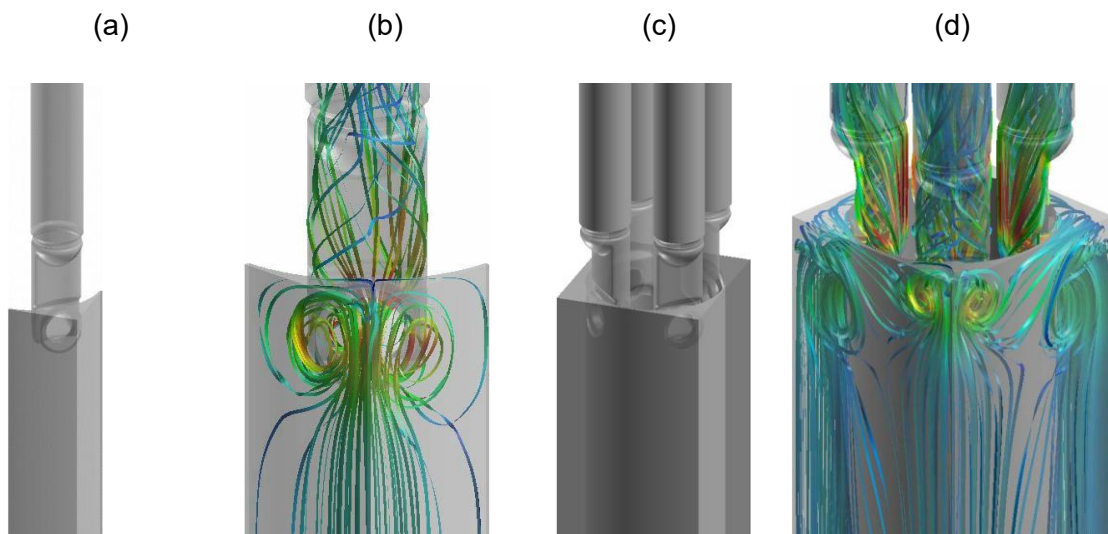


Abb. 2.1 Einzelbündelmodell (a) und Strömungslinien mit Doppelwirbel (b) sowie 4-Bündel-Modell (c) und Strömungslinien mit Einzelwirbel mit Wirbelfaden (d) aus /HOA 09/

Die in diesem Vorhaben durchgeführten CFD-Simulationen zeigen, dass diese komplizierten Strömungsverhältnisse den Kühlmitteldurchsatz lokal behindern bzw. begünstigen und somit die Verteilung des Massenstroms am Eintritt zu den Brennelementen und den einzelnen Teilbündeln eines Brennelements lokal beeinflussen.

2.2 Befunde und Phänomenologie zu CRUD

Neuere Untersuchungen wie von /KHV 20a/ und /KHV 20b/ widmeten sich Hüllrohr-oxidation und CRUD in LWR, /KHV 20a/ speziell dem Versagen eines Brennstabs während des Betriebs in einem SWR. Darin wird von Simulationen berichtet, die auf einen erheblichen *Hot-Spot*-Effekt der Hüllrohrtemperatur hinweisen, der auf die thermische Barriere zurückzuführen ist, die durch lokalisierten CRUD mit Schichtdicken von rund 240 µm hervorgerufen wird. Die thermische Leitfähigkeit wird durch CRUD um den Faktor drei gegenüber jener von blankem Zircaloy herabgesetzt. Eine weitere Reduktion wird durch Poren und darin eingeschlossenen Dampf bewirkt. So führt eine Porosität des CRUD von ca. 20 % zu einer Halbierung der Leitfähigkeit. Am Hüllrohr des Stabs mit Brennstabschaden wird demzufolge eine Temperaturüberhöhung von lokal 150 K an jenen Orten errechnet, an denen durch die Nachbestrahlungsuntersuchung (*Post-Irradiation Examination*, PIE) signifikante Hinweise auf CRUD gefunden worden waren. Als Hauptversagensmechanismen werden verschiedene Phänomene untersucht, von denen *Pellet Clad Mechanical Interaction* (PCMI) als am relevantesten für Hüllrohrversagen betrachtet wird. Durch PCMI kann es zu einer inelastischen Verformung im überhitzten Bereich des Hüllrohrs kommen, die bei CRUD-Dicken über etwa 300 µm zum Hüllrohrversagen führen kann. CRUD wie auch Oxidation des Hüllrohrs während des Betriebs in LWR kann schließlich die Brennstabintegrität beeinträchtigen.

2.3 Gekoppelte Multiphysik-Multiskalen-Rechenmethodik

Die fortlaufende Optimierung der Brennelemente, der Brennelementeinsatzstrategien und der Kernbeladungen in SWR resultierten in zunehmender Komplexität der Brennstoff- und Brennelementauslegung. Beispiele sind lokal variierende Anreicherungen, abbrennbare Neutronengifte oder teillange Brennstäbe. Dies zieht lokal stark variierende Leitungsdichteverteilungen und komplizierte Kühlmittel-Strömungsmuster nach sich. Da viele Sicherheitsvariablen wie Brennstoff- und Hüllrohrtemperatur oder der minimale Abstand zur Siedeübergangsleistung (MASL) lokale Größen sind, erfordert deren Bestimmung die genaue Kenntnis der räumlich (stabzell- bzw. unterkanalaufgelöst statt

brennelementgemittelt, d. h. hochaufgelöst) und zeitlich aufgelösten Leistungsdichteverteilung und Strömungszustände des Moderators bzw. Kühlmittels zur Berücksichtigung der Interaktion von Neutronenphysik und Thermohydraulik (d. h. Multiphysik), deren Änderungen sich zudem auf unterschiedlichen Zeitskalen (Multiskalen) ereignen. Diese Anforderungen an hochaufgelöste Multiphysik-Multiskalen-Simulationsmethodik übersteigen die Möglichkeiten traditioneller nodaler Neutronenkinetik-Rechenverfahren in Kopplung mit Thermohydraulik-Systemcodes.

Weltweit werden daher Entwicklung und Validierung hochauflösender gekoppelte Multiphysik-Multiskalen-Rechenmethoden vorangetrieben. Im Rahmen der OECD/NEA entwickelt unter der Leitung der *Working Party on Scientific Issues and Uncertainty Analysis of Reactor Systems* (WPRS) die *Expert Group on System Reactor Multi-Physics* (EGMUP) den Stand der Technik bei der Etablierung von Prozessen und Verfahren zur Zertifizierung von Versuchsdaten und Benchmarking von Multiphysik-Multiskalen-Modellierung und Simulation (M&S). Dazu zählen Reaktorphysik, Thermohydraulik, Brennstabverhalten, Strukturmechanik und Materialchemie.

Das US-amerikanische *Consortium for Advanced Simulation of Light Water Reactors* (CASL)² entwickelt die *Virtual Environment for Reactor Applications* (VERA) genannte Multiphysik-Simulationsumgebung, die den Betrieb eines gesamten Reaktors bis hin zu den Verhalten einzelner Brennstäbe simulieren kann. VERA koppelt den Neutronentransport-Code MPACT /COL 19/, den Unterkanalcode CTF /AVR 20/, den Brennstab-Code BISON /GAM 15/, /WIL 16/ und den Chemie-Code MAMBA /DES 11/, /AVR 20/ für die Simulation von CRUD. VERA ist ein Beispiel für das internationale Bestreben zur Multiphysik-/Multiskalen-Simulation von LWR und wird mit Daten aus im Betrieb befindlichen Reaktoren, Einzeleffektexperimenten und integralen Tests verifiziert und validiert.

Neben deterministischen Methoden wird international auch an der Entwicklung von hochauflösenden Monte-Carlo-Rechenverfahren in Kopplung mit Unterkanal-Thermohydraulik gearbeitet, auch wenn der Bedarf an Rechenzeit und Rechenleistung – insbesondere für gekoppelte Transientensimulationen – immens ist und man daher auf

² <https://casl.gov/>

absehbare Zeit auf Großrechenanlagen angewiesen ist /FER 20/. Derartige Aktivitäten erfolgten z. B. im Rahmen des kürzlich abgeschlossenen EU-Projekts McSAFER³.

³ <https://mcsafer-h2020.eu/>

3 Aufarbeitung des für das Vorhaben relevanten Standes von Wissenschaft und Technik (Arbeitspaket 1)

3.1 Recherchen zu CRUD

3.1.1 Dicke und Dickenprofil von CRUD

Die Recherchen zu CRUD dienen in erster Linie der Klärung der Fragen nach zu erwartenden maximale Schichtdicken, der Wärmeleitfähigkeit des Hüllrohrs mit CRUD und die axiale Profilierung von CRUD. Der Artikel von G. Khvostov /KHV 20a/ mit dem Titel *Analysis of cladding failure in a BWR fuel rod using a SLICE-DO model of the FALCON code* war bezüglich der Dicke von CRUD und deren axialer Profilierung informativ. Diese Veröffentlichung dokumentiert Ergebnisse umfangreicher Rechnungen und auch Messungen an bestrahlten Brennelementen in SWR. Abb. 3.1 zeigt aus Wirbelstrommessungen abgeleitete axiale CRUD-Dickenverteilungen. Demzufolge liegen die CRUD-Dicken typischerweise im niedrigen bis mittleren zweistelligen Mikrometerbereich, können an einzelnen Stellen des Hüllrohrs aber auch bis zu rund 240 μm reichen. Für die Modellierung und die gekoppelten Sicherheitsanalysen in diesem Vorhaben wurde das in Abb. 3.1 rot dargestellte CRUD-Dickenprofil herangezogen und digitalisiert (Abb. 3.2).

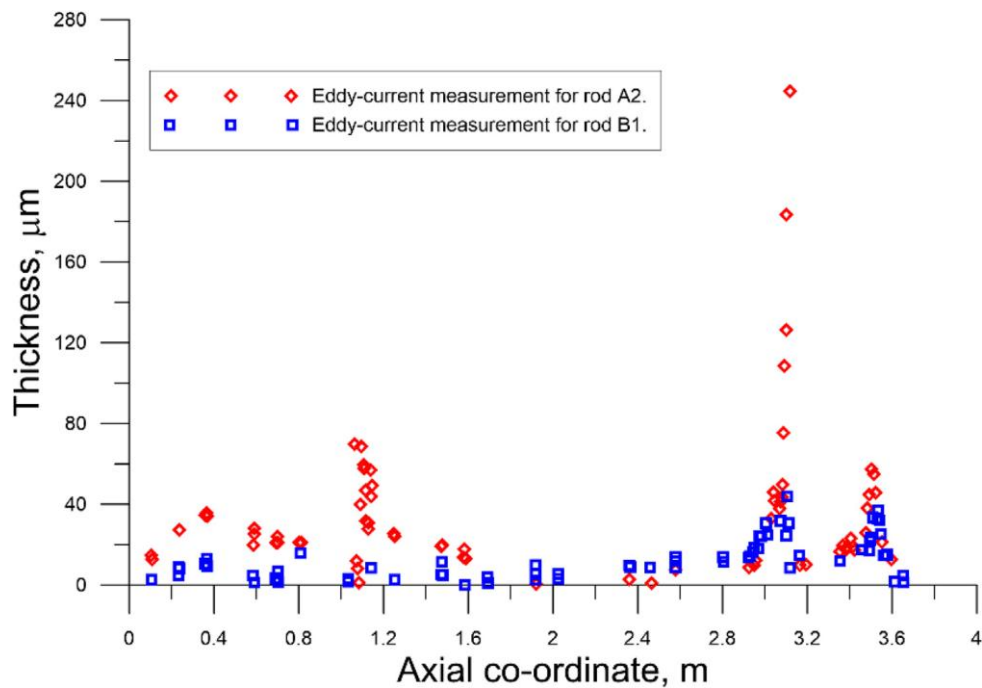


Abb. 3.1 Experimentelle Daten aus Wirbelstrommessungen der axialen Verteilung der CRUD-Schichtdicke /KHV 20a/

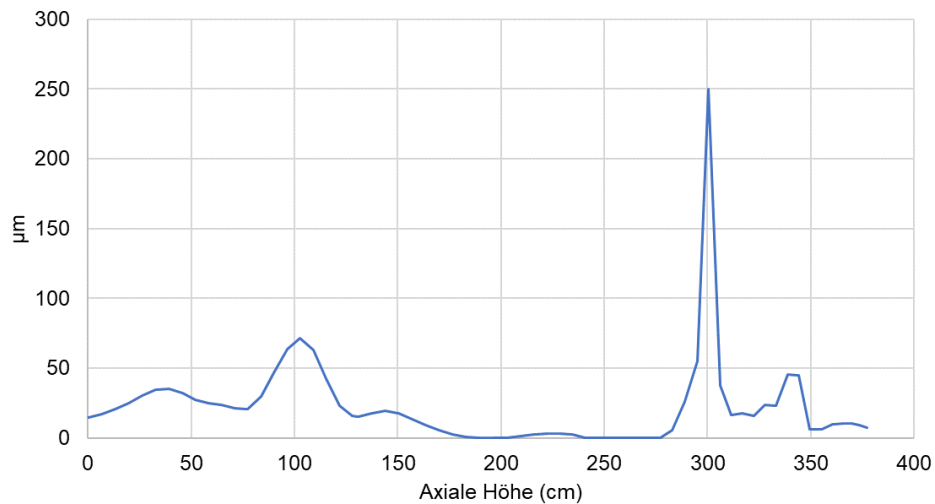


Abb. 3.2 CRUD-Schichtdickenprofil nach /KHV 20a/

Ebenfalls /KHV 20a/ zu entnehmen ist der Befund, dass die CRUD-Schicht nicht auf dem blanken Hüllrohr wächst, sondern auf einer dünnen Oxidschicht von maximal etwa 15 µm. Die Bildung der Oxidschicht erfolgt zu Lasten der Hüllrohrwandstärke, d. h. für Modellierung und Simulationen in diesem Vorhaben wurde die Hüllrohrwandstärke um die Dicke der Oxidschicht reduziert.

3.1.2 Wärmeleitfähigkeit von CRUD

Für Modellbildung und Simulationen ist ferner die Wärmeleitfähigkeit der CRUD-Schicht von großer Bedeutung, denn geringere Leitfähigkeit behindert den Wärmeübergang ins Kühlmittel und bewirkt somit höhere Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen. Informationen darüber wurden dem Bericht von K. J. Geelhood et al. /GEE 21/ mit dem Titel *MatLib-1.0: Nuclear Material Properties Library* entnommen. Darin wird für CRUD eine Wärmeleitfähigkeit von $k = 0,8648 \text{ W/K/m}$ genannt und darauf hingewiesen, dass aufgrund der Knappheit der verfügbaren Daten keine Aussage zu Unsicherheiten gemacht werden kann. Die Angabe in /GEE 21/ deckt sich mit entsprechenden Information, die im IAEA-Bericht /IAEA 10/ mit dem Titel *Water Chemistry and Clad Corrosion/Deposition Including Fuel Failures* zu finden sind. Darin berichten S. P. Walker et al. vom Londoner Imperial College Werte für die Wärmeleitfähigkeit von $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ für festes CRUD (unabhängig von der Porosität) und $k \approx 1 \text{ W/K/m}$ und darunter, je nach Porosität, siehe Abb. 3.3.

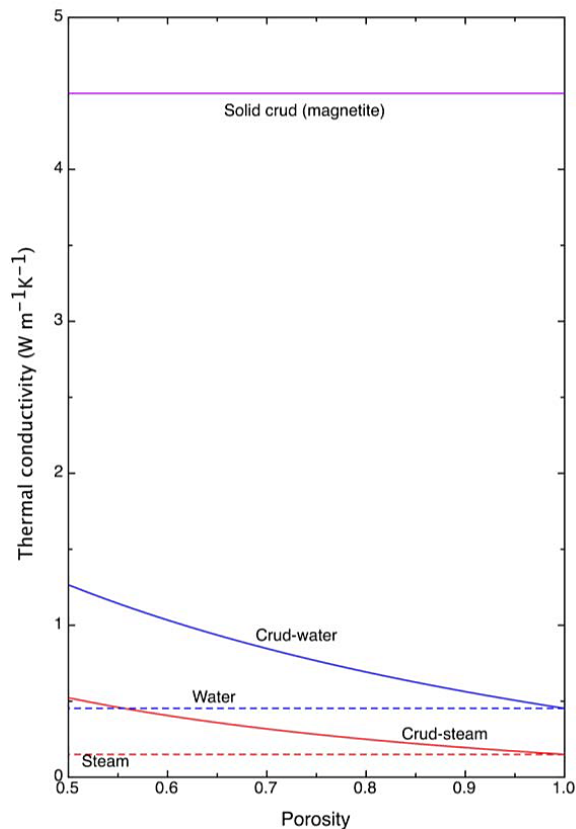


Abb. 3.3 Wärmeleitfähigkeit von CRUD als Funktion der Porosität (blau), wobei die Porosität von Wasser und Wasserdampf eingenommen wird.

Leitfähigkeit von festem CRUD (violett), angenommen als Magnetit, sowie von Wasser und Dampf (rot). Aus /IAEA 10/.

Im Vergleich dazu kann für die Wärmeleitfähigkeit von blankem Hüllrohrmaterial (Zircaloy-4, Zircaloy-2, ZIRLO[®], Optimized ZIRLO[™] und M5[™]) die in /GEE 21/ angegebene Korrelation

$$k = 7.511 + 2,088 \cdot 10^{-2}T - 1.45 \cdot 10^{-5}T^2 + 7.668 \cdot 10^{-9}T^3$$

mit der Temperatur T in Kelvin und k in W/K/m verwendet werden. Diese ist in Abb. 3.4 graphisch dargestellt. Durch Vergleich dieser Wärmeleitfähigkeit mit jener von CRUD wird deutlich, dass die CRUD-Wärmeleitfähigkeit wesentlich kleiner als die von blankem Hüllrohr. Um den Effekt der kleinen Wärmeleitfähigkeit von CRUD zu zeigen, wurde in diesem Vorhaben nicht nur mit $k = 0,9$ W/K/m und $k = 4,5$ W/K/m gerechnet, sondern auch mit $k = 30$ W/K/m.

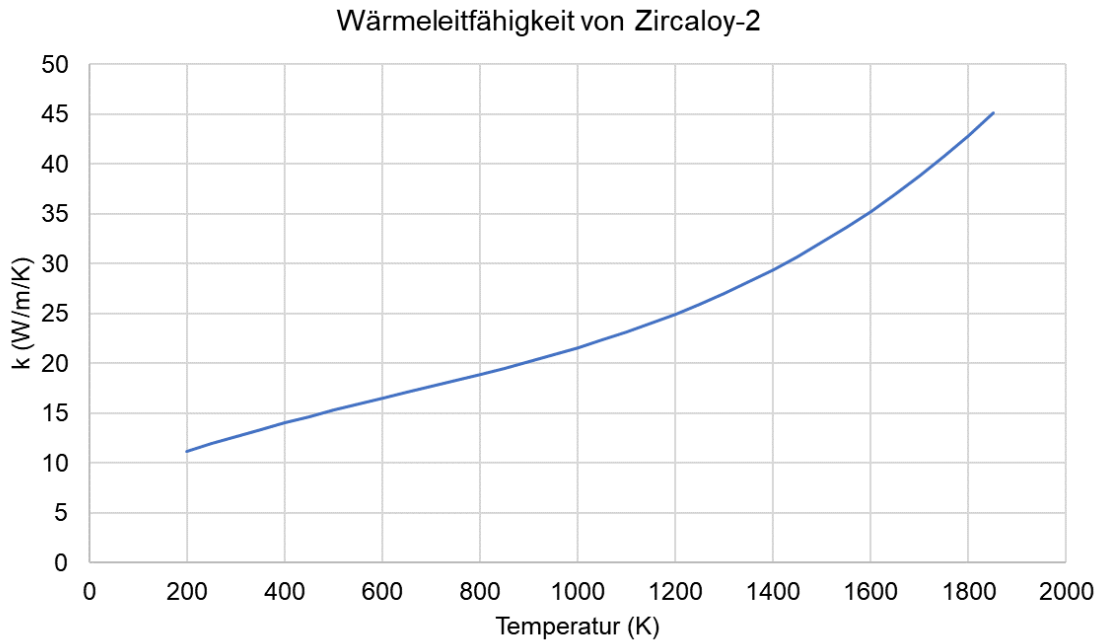


Abb. 3.4 Wärmeleitfähigkeit von Zircaloy-2 gemäß /GEE 21/

3.2 Recherchen zu Abbrandprofilen

Die obige axiale CRUD-Verteilung wurde um eine für SWR typische axiale Abbrandverteilung ergänzt. Als Informationsquelle diente die Veröffentlichung von B. J. Ade, W. (B. J.) Marshall, S. M. Bowman (*Impact of Assembly-Specific Conditions on BWR Burnup Credit*, ANS NCSD 2017: Nuclear Criticality Safety Division topical meeting, Carlsbad, NM, USA, 10-15. Sep. 2017) /ADE 17/. Die in der dortigen Abbildung 4 enthaltene axiale Abbrandverteilung ist in Abb. 3.5 wiedergegeben. Für dieses Vorhaben wurde die Kurve „Base“ herangezogen und digitalisiert. Abb. 3.6 zeigt das daraus abgeleitete Abbrandprofil, wie es von TORT-TD auf die Diskretisierung des 4×4 -Minikernmodells umgesetzt wird.

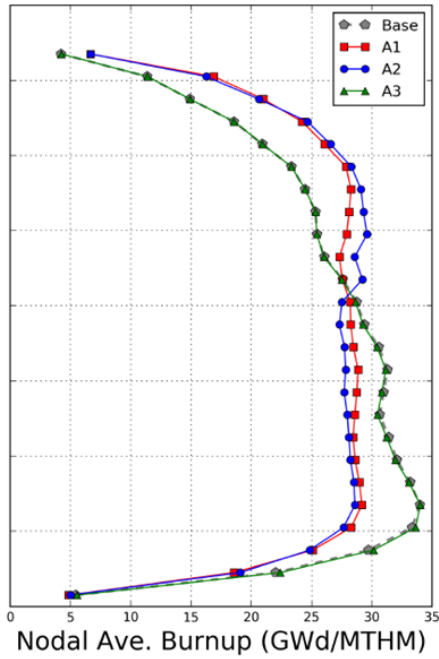


Abb. 3.5 Axiale Abbrandprofile aus /ADE 17/

Für dieses Vorhaben wurde die Kurve „Base“ herangezogen.

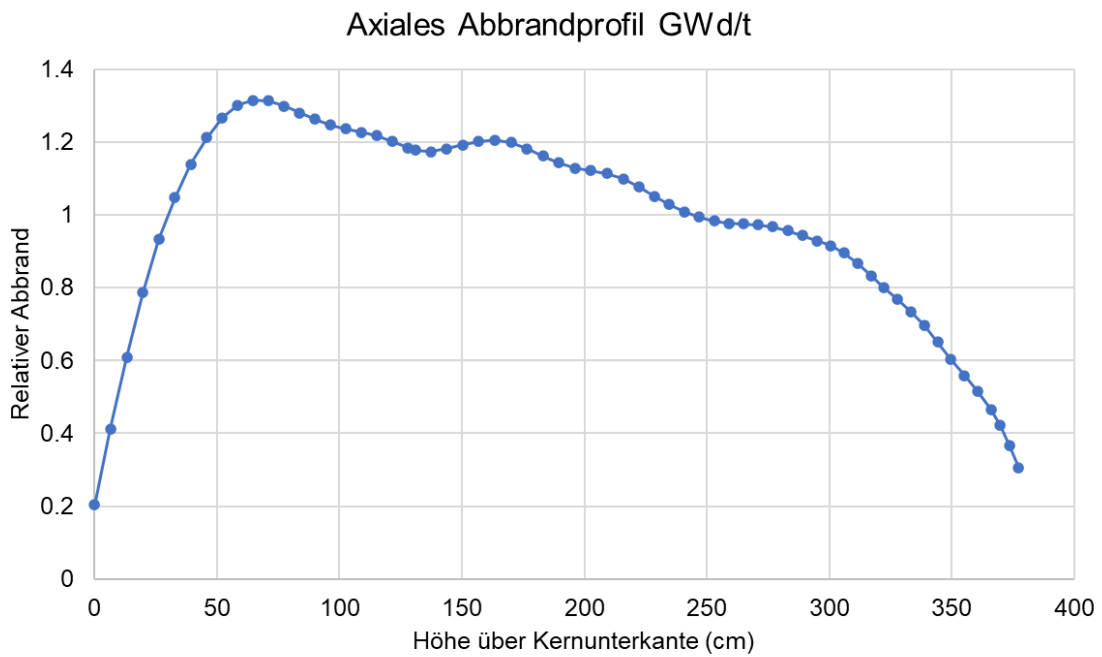


Abb. 3.6 Aus Abb. 3.5 abgeleitetes Abbrandprofil, wie es von TORT-TD auf die Diskretisierung des 4 × 4-Minikernmodells umgesetzt wird

4 Entwicklung von CFD-Modellen für ein SWR-Brennelement (Arbeitspaket 2)

In diesem Arbeitspaket wurden CFD-Analysen der Strömung im Brennelementeintrittsbereich durchgeführt, um Randbedingungen für CTF-Analysen im AP 7 (siehe Kap. 9.1) zu ermitteln. Dafür wurde die Geometrie des Brennelementeinlasses im Bereich des unteren Plenums eines generischen Siedewasserreaktors modelliert. Um die die geometrischen Verhältnisse in diesem Bereich detailliert zu berücksichtigen, war es notwendig, wie z. B. in /HOA 09/ gezeigt, nicht nur ein Brennelement sondern mehrere Brennelemente in „Bündelanordnung“ um ein Steuerstabskreuz herum zu betrachten. Die Simulationen wurden für einphasige Strömungsbedingungen bei Anlagenbetriebstemperatur und -massenstrom durchgeführt. Die im Rahmen des Forschungsprojektes 4718R01316 /SEU 19/ durchgeführten Unsicherheitsanalysen mit dem Systemcode ATHLET haben gezeigt, dass der Massenstrom am Eintritt der Kernkanäle im ATHLET-Modell bis zu 200 kg/s variieren kann. Der Einlassmassenstrom in der Domäne wurde daher innerhalb des identifizierten Bereichs variiert. Ziel der Arbeiten war es, die Wirbelbildung an der Eintrittsöffnung bei unterschiedlichen geometrischen Bedingungen, ihre Größe in Abhängigkeit vom Massenstrom sowie ihren Einfluss auf die Einlassbedingungen der Brennelemente zu untersuchen. Dadurch konnten Informationen über die Geschwindigkeits- bzw. Massenstromverteilung und die Turbulenzintensität am Einlass der Brennelemente gewonnen werden, die für die gekoppelten TORT-TD/CTF-Simulationen erforderlich waren.

Außerdem wurden CFD-Analysen des Einflusses der Abstandshalter auf die Strömung innerhalb der Brennelemente und dabei insbesondere des Einflusses der Abstandshalterdrallfahnen (Drallerzeuger) durchgeführt. Die Genauigkeit solcher Berechnungen hängt von der Verfügbarkeit exakter geometrischer und strömungstechnischer Bedingungen ab. Solche Analysen können Informationen über die Wirbelbildung durch die Drallfahnen des Abstandshalters liefern, die für die Parameterkalibrierung des CTF-Codes wertvoll sein können. Die Simulationen werden für eine einphasige Strömung durchgeführt.

4.1 Erstellung der Geometrien

4.1.1 Brennelementfuß

Für die Modellierung des Eintrittsbereichs des SVEA-96 Optima 2-Brennelements wurden anhand verfügbarer Informationen, wie im Rahmen des Vorgänger-Eigenforschungsprojekts 4718R01316, Geometriedaten verschiedener deutscher SWR (KRB II (KRB B), KKK, KKP I) herangezogen und hieraus ein repräsentatives, teils generisches Modell insbesondere des Kopfes des Führungsrohrs erstellt. Es wurde eine visuelle Annäherung durchgeführt, um die erforderlichen Geometriedaten für die Erstellung der CAD-Dateien des Eintrittsbereichs des Brennelements aus den vorhandenen Zeichnungen zu ermitteln. Die technische Zeichnung der unteren Kerntträgerplatte wurde verwendet, um die Art der Eintrittsbereiche zu bestimmen. Für den Kopf des Führungsrohrs wurden aufgrund fehlender Geometriedaten einige Näherungswerte angenommen.

Die CAD-Geometrie für den Brennelementeintritt wurde mit der Open-Source-Software FreeCAD /THE 25/ erstellt.

Die geometrischen Verhältnisse im Bereich des unteren Kerngitters⁴ sind in Abb. 4.1 dargestellt. Ein Steuerstabführungsrohr (blau) wird von vier Brennelement (grau) umgeben. Der Kopf des Steuerstabführungsrohrs sitzt in der Gitterplatte (gelb) des Kerngitters, die für jeden dieser Köpfe eine Bohrung besitzt. Unterhalb der Gitterplatte befinden sich Stegbleche (grün) in Form eines Tragrostes zur Stabilisierung. Vier quadratisch angeordnete Steuerstabführungsrohre sind jeweils von Stegblechen umgeben. Die Einlässe für das Kühlmittel jedes Brennelements (rot) befinden sich seitlich im Steuerstabführungsrohr unterhalb des Kerngitters in Höhe der Stegbleche. Die Wände dieser Stegbleche besitzen eine Höhe von 50 cm.

Entsprechend befindet sich in der Nähe der Einlässe entweder ein bzw. zwei Stegbleche oder ein freier Strömungsbereich. Diese Unterschiede in der Geometrie wurden in /HOA 09/ für ein unterschiedliches Verhalten der Strömung und damit für einen unterschiedliche räumliche Verteilung der Strömung in den Quadranten der Brennelemente

⁴ Manchmal auch als „Kerntagplatte“ bezeichnet, obwohl das untere Kerngitter in einem SWR keine wesentliche tragende Funktion besitzt.

verantwortlich gemacht. Für die Unterteilung der Brennelemente in Quadranten siehe z. B. Abb. 8.1.

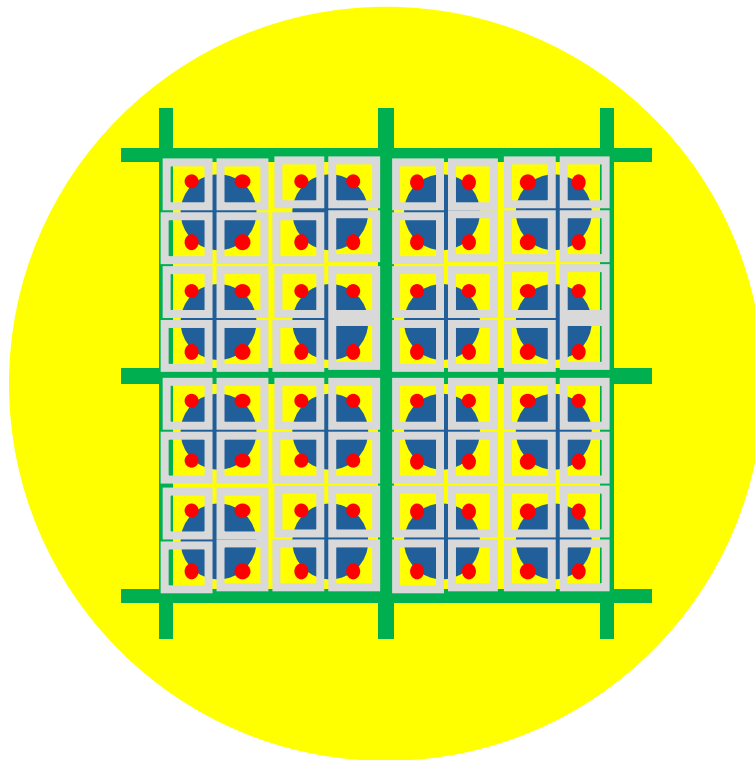


Abb. 4.1 Systematik der Anordnung von Bohrungen der Steuerstabfüße (blau), der Brennelemente (grau) auf der Gitterplatte (gelb), die Stegbleche (grün) unter der Gitterplatte und der Einlässe (rot) in den Brennelementfüßen

Es wurden zwei Eintrittskonfigurationen berücksichtigt, die denen von /HOA 09/ entsprechen:

- Einzelbündelmodell: Ein einzelnes Brennelement, bei dem ein Viertel des Führungsrohrs im unteren Plenum berücksichtigt wurde.
- 4-Bündel-Modell: Das Brennelementbündel umfasst vier Brennelemente in einer 2x2-Anordnung, die um ein Steuerstabkreuz angeordnet sind. Bei dieser Konfiguration wurde das Führungsrohr als Ganzes betrachtet. Die Stegbleche des Kerngitters befinden sich in diesem Fall an einer einzelnen Ecke des Einlassbereichs.

Die Geometrie eines einzelnen Brennelements wurde im Bereich des Brennelementfußes auf zwei Seiten durch die Stegbleche begrenzt (in Abb. 4.1 z. B. das Brennelement in der linken oberen Ecke des Steuerstabführungsrohrs). Dieses Modell (siehe Abb. 4.2

links) diene vor allem dazu, die oben beschriebenen Modellannahmen bei der Geometrieerstellung zu überprüfen, die auf Grund der fehlenden genauen Zeichnungen bzw. CAD-Daten notwendig waren.

Bei der Modellierung des 2×2-Brennelementbündels (vier Brennelemente, die um ein Steuerstabführungsrohr angeordnet sind) im Bereich des unteren Kerngitters erfolgte in Anlehnung an die Geometrie der Anlagen KRB II, KKK und KKP I. In diesen SWR treten die Führungsrohre der Steuerstäbe abschnittsweise in das untere Kerngitter ein, die auf jeder Seite mit 50 cm hohen Stegblechen umgeben sind. Diese Geometrie entspricht dem Steuerstabführungsrohr in der linken oberen Ecke von Abb. 4.1. Die anderen Brennelementbündel bzw. Steuerstabführungsrohre können durch Symmetrien auf diese Geometrie überführt werden.

Der Brennelementfuß enthält eine Drosselblende, für die auf der Grundlage von technischen Berichten in TECDO ein Durchmesser von 58 mm verwendet wurde (siehe Abb. 4.2 Mitte). Ein direkter Vergleich der Druckverluste über die Blende zwischen der später durchgeführten CFD-Simulation und den früheren ATHLET-Simulationen (durchgeführt im Rahmen des Eigenforschungsvorhabens 4718R01316) ergab einen Druckverlust in der gleichen Größe. Daher wurde diese Blende für die weiteren CFD-Simulationen sowohl für Einzel- als auch für Bündelkonfigurationen berücksichtigt.

Das Modell des Brennelementbündels enthält alle möglichen Einlassgeometrien des Brennelementfußes: Mit keinem, einem oder zwei Stegblechen in der unmittelbaren Umgebung des Einlasses (siehe Abb. 4.3).

Der Bereich des Fußes des Brennelements, an dem sich der Triple Wave Debris-Filter befindet, wurde als poröses Medium modelliert und keine detaillierte Geometrie dafür erstellt (siehe Abb. 4.2 rechts). Zum einen hat die Erfahrung gezeigt, dass dies ausreichend ist, um die wesentlichen Strömungseffekte zu berücksichtigen, und zum anderen hätte eine detaillierte Modellierung zu einer nicht mehr zu bewältigenden Rechenaufwandes aufgrund der Größe des Rechengitters geführt.

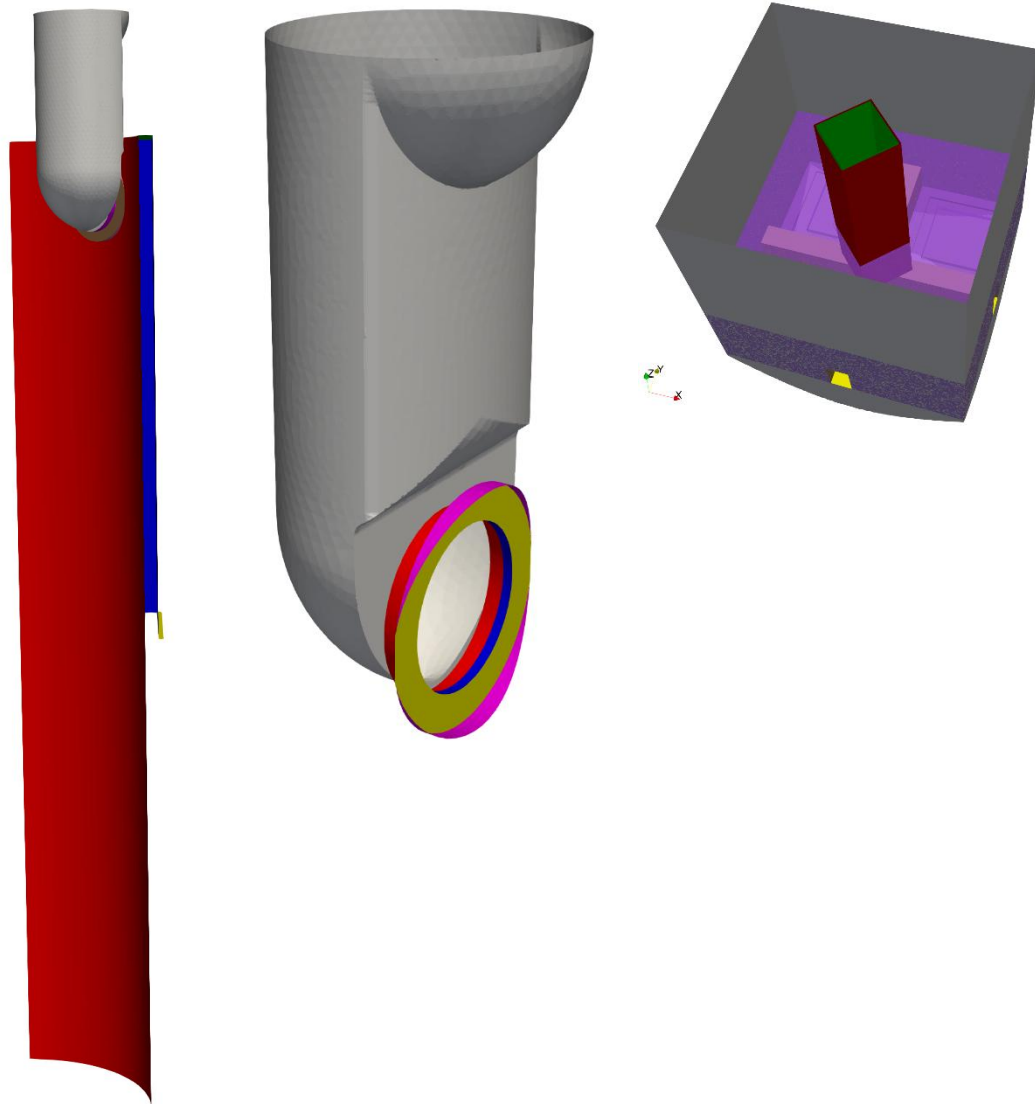


Abb. 4.2 Geometrie des Einzelbündelmodells

Links der Bereich unterhalb und innerhalb der Gitterplatte mit Steuerstabführungsrohr (rot), Stegblech (blau) und Brennelementfuß (grau); in der Mitte der Brennelementfuß mit Blende (grünbraun); rechts der untere Teil des BE mit dem Bereich des porösen Mediums für den Debris-Filter (violett) und dem zentralen Wasserkanal (Außenseite der Wand rot, Innenseite grün).

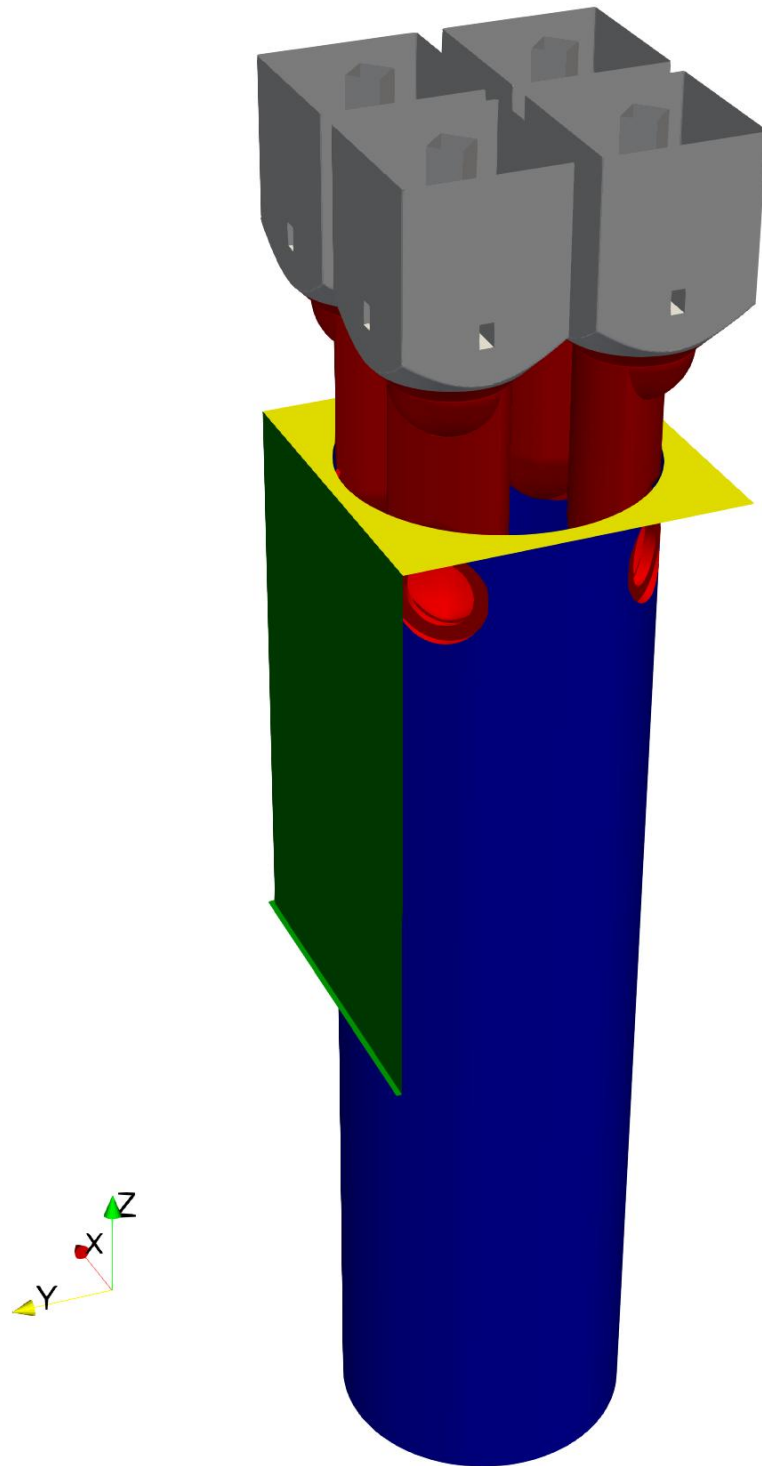


Abb. 4.3 Geometrie des 2x2 Brennelementbündels

Zwei Seiten des Steuerstabführungsrohrs (blau) bzw. der Einlassöffnungen der Brennelementfüße (rot) sind unterhalb der Unterseite der Gitterplatte (gelb) auf einer Seite (hinten links) von zwei Stegblechen (grün) umgeben, auf zwei Seiten (vorne links und hinten rechts) von nur einem Stegblech und auf einer Seite (vorne rechts) von keinem Stegblech.

Es kann festgehalten werden, dass die Geometrieerstellung mit der Open-Source Software FreeCAD problemlos möglich war.

4.1.2 Abstandshalter

Da der GRS keine ausreichend detaillierten Geometriedaten für die Abstandshalter von Vierteln des SVEA-96 Optima 2-Brennelements vorlagen, wurden die Abstandshaltergeometrien, die im Projekt RS1506 /BUC 16/ im Rahmen des OECD/NEA-MATiS-H Benchmarks erstellt worden waren (siehe Abb. 4.4) und die unterschiedliche Drallerzeuger verwendeten, so modifiziert, dass sie den über-geordneten geometrischen Randbedingungen für ein SWR-Brennelement erfüllten. Die Abstandshalter in diesem Benchmark besaßen 5x5 Brennstabdummies. Dies entspricht der Anzahl der Brennstäbe eines Viertels des SVEA-96 Optima2-Brennelements. Allerdings besitzen letztere SWR-Brennelemente einen zentralen Wasserkanal, so dass ein Stab weniger vorhanden ist.

Es wurden Abstandshaltergeometrien mit sogenannten „Split“-Typ- als auch „Swirl“-Typ-Drallfahnen (auch als „Umleitbleche“ bezeichnet) generiert, bei denen jeweils ein Eckstab aus der ursprünglichen MATiS-H-Konfiguration entfernt wurde, um den fehlenden Platz für den Wasserkanal zu berücksichtigen (siehe Abb. 4.5). Anschließend wurde die Geometrie so skaliert, dass sie mit den äußeren Abmessungen eines SWR-Brennelements übereinstimmte.

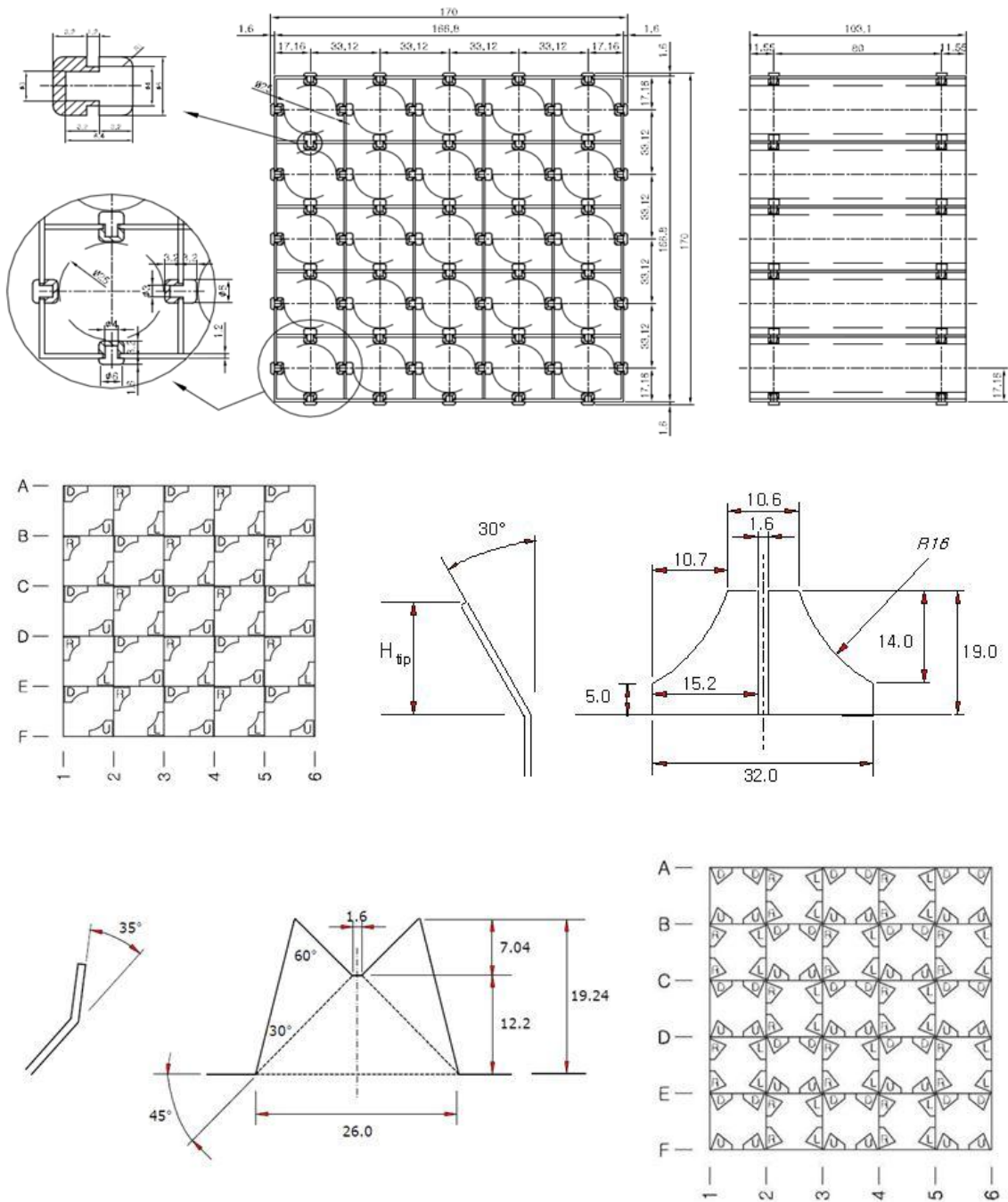


Abb. 4.4 Geometrie der Abstandshalter aus dem MATIS-H Benchmark

Abstandhalter ohne Umleitbleche (oben), Abstandhalter mit Umleitbleche „Split-Typ“ (Mitte) und Abstandhalter mit Umleitblechen „Swirl-Typ“ (unten) /BUC 16/ Originalquelle der Bilder: /OEC 12/.

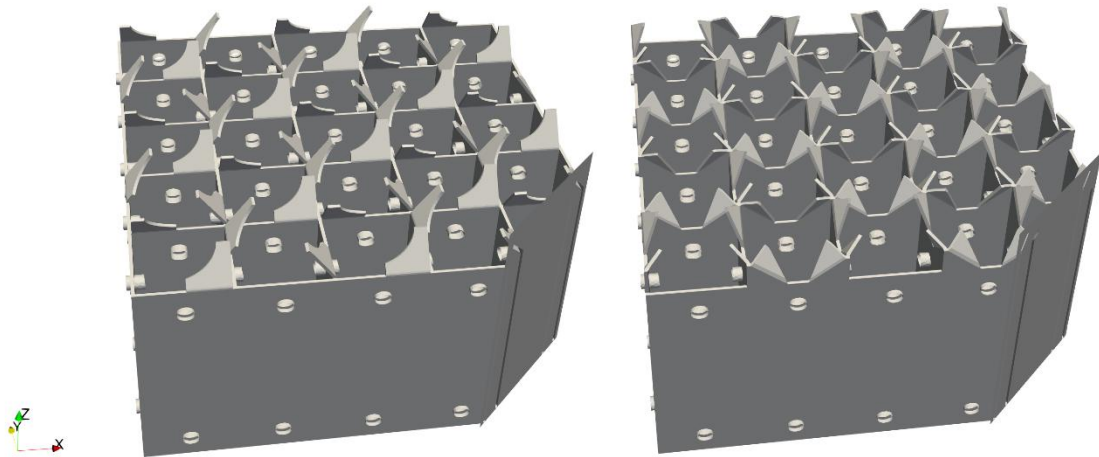


Abb. 4.5 Geometrie der modifizierten Abstandshaltergeometrie mit Umleitbleche „Split-Typ“ (links) bzw. mit Umleitblechen „Swirl-Typ“ (rechts)

Jeweils mit einem Brennstab weniger (jeweils rechts unten) als in den MATIS-H-Geometrien.

4.2 Gittererstellung und Tests

Für die Durchführung der CFD-Simulationen ist es notwendig, auf Basis der Geometriedaten der Wände und des Ein- bzw. Auslasses des Strömungsgebiets ein Rechengitter zu erstellen. Dieses Rechengitter muss verschiedene Qualitätsmetriken einhalten, z. B. die Winkel zwischen den Wänden einer Gitterzelle, die Verhältnisse der Gitterwände in den drei Raumdimensionen bzw. zwischen benachbarten Gitterzellen. Außerdem beeinflusst die Gitterauflösung die Simulationsergebnisse, falls das Gitter nicht fein genug ist. Gleichzeitig steigt der Rechenaufwand mit der Gitterauflösung nach einem Potenzgesetz an. Deshalb ist es, trotz der kontinuierlich steigenden Rechnerleistung, immer noch nicht möglich, mit den Rechenkapazitäten der GRS für reaktorrelevante Geometrien einen rigorosen Nachweis der Gitterunabhängigkeit zu führen. Dazu wäre es erforderlich, für alle Zellen des Gitters nachzuweisen, dass bei einer Gitterverfeinerung die lokalen Ergebnisse (bis auf die Mittelung von den verfeinerten auf die gröberen Zellen) identisch sind.

Um trotz der begrenzten Rechenkapazitäten möglichst gitterunabhängige Aussagen zu erzielen, wurden die Ergebnisse der CFD-Simulationen für jene Größen für unterschiedlich feine Gitter ermittelt, die als Eingangsdaten für die späteren CTF dienen sollten.

4.2.1 Brennelementeintritt

Auf Basis der mit FreeCAD erstellten Geometrie eines Brennelements mit einem Viertel des darunter liegenden Steuerstabführungsrohrs wurde – mit einem Zwischenschritt unter Nutzung der Open-Source-Software Sa1ome /RIB 07/ zur Gruppierung von Wandflächen zu bestimmten Komponenten – mit Hilfe des mit OpenFOAM zusammen zur Verfügung gestellten, ebenfalls unter Open-Source-Lizenz stehenden Tools snappyHexMesh mehr als zehn Rechengitter erstellt, für die vier Gitter, teilweise mit variierten Randbedingungen bezüglich der Turbulenzgrößen, systematisch auf ihre Gitterunabhängigkeit untersucht wurden. Die Gittergröße variierte dabei zwischen 8 und 16 Millionen Zellen.

Es zeigte sich für alle Gitter, dass eine stationäre Simulation der Strömung, das heißt die Suche nach einer über der Zeit als konstant angenommenen Lösung der Transportgleichungen, keine konvergierende Lösung lieferte. Dies ist ein bekanntes Verhalten von CFD-Simulationen, falls großskalige Fluktuationen bzw. Oszillationen auftreten, die vom Turbulenzmodell nicht abgebildet werden können. Deshalb wurden transiente, d. h. zeitabhängige Simulationen durchgeführt, deren Ergebnisse über einen bestimmtes Zeitintervall gemittelt wurden.

Bei der Auswertung der Simulationen wurde eine Einschwingzeit berücksichtigt, bis sich nach dem Start der Simulation stabile Verhältnisse ausgebildet hatten. Das Strömungsgebiet in den Brennelementeinlass-Simulationen besaß eine Höhe von ca. 1,3 m. Die Strömungsgeschwindigkeiten lagen bei den untersuchten Massenströmen in der Größenordnung von 1 m/s. Entsprechend wurde das Strömungsgebiet in maximal 2 s vollständig von unten nach oben durchströmt. Die transienten Simulationen wurden für Simulationszeit von mindestens 7 s durchgeführt, wobei über die letzten 2 s gemittelt wurde.

Die Randbedingungen sind in Tabelle Tab. 4.1 zusammengefasst. Es wurde am Einlass ein konstanter Massenstrom von 17,2 kg/s vorgegeben, aus dem OpenFOAM zusammen mit der vorgegebenen Dichte die Geschwindigkeit am Einlass berechnete. Dieser Massenstrom wurde so gewählt, dass er dem Mittelwert der gesamten Spanne der Massendurchsätze entspricht, wie sie im Rahmen des Eigenforschungsprojekts 4718R01316 /SEU 19/ berechnet wurde. Für die Geschwindigkeiten an den Wänden wurde der Wert 0 vorgegeben.

Am Auslass wurde ein konstanter Wert für den Druck vorgegeben, dessen Absolutwert irrelevant war, da die Stoffwerte für das Fluid ebenfalls fest vorgegeben waren und deshalb in der Simulation nur relative Druckunterschiede berechnet wurden.

Für die Turbulenzmodellgrößen ν_t (turbulente Viskosität), k (spezifische turbulente kinetische Energie) und ω (spezifische Dissipationsrate der Turbulenz) wurden Wandfunktionen verwendet, um das Gitter dort nicht zu fein auflösen zu müssen. Mit Hilfe der Wandfunktionen werden dann die Feldgrößen in Abhängigkeit vom Abstand des Mittelpunkts der ersten Zelle zur Wand und den lokalen Strömungsbedingungen berechnet. Damit diese Wandfunktionen innerhalb ihres Gültigkeitsbereichs verwendet werden, darf der dimensionslose Abstand des Zellmittelpunkts zur Wand y^+ , der mit Hilfe der Schubspannungsgeschwindigkeit berechnet wird, nicht zu groß sein. Üblicherweise wird ein maximaler Werte von $y^+ < 300$ gefordert. In der Simulation mit dem größten Gitter wurde diese Anforderung in 98,6 % aller Wandflächen erfüllt. Für alle Gittergrößen wurden Simulationen durchgeführt, bei denen die Wandfunktionen zwischen verschiedenen „Regimes“ der Turbulenzmodellierung (viskose/turbulente Grenzschicht) umschalten konnten. Für zwei der Gitter wurden in separaten Simulationen Wandrandbedingungen vorgegeben, die einer Modellierung der Grenzschicht im turbulenten Bereich erzwingen. Wie weiter unten zu sehen ist, wurden die relevanten Ergebnisse der Simulationen dadurch nicht signifikant beeinflusst.

Als Turbulenzmodell wurde das $k\omega$ SST-Modell von OpenFOAM verwendet. Die Verfahren zur räumliche und zeitliche Diskretisierung waren zweiter Ordnung für alle Transportgleichungen mit Ausnahme der Turbulenzgrößen, die mit erster Ordnung diskretisiert wurden.

Tab. 4.1 Randbedingungen der CFD-Simulationen des unteren Plenums/Brennelementfußes

Sind zwei Werte angegeben, bezieht sich der jeweils zweite auf die Simulationen mit einer „highRe“-Modellierung der Wandgrenzschichten.

Größe	Einlass	Auslass	Wände
p	zeroGradient	fixedValue	zeroGradient
U	flowRateInletVelocity	zeroGradient	noSlip
nut	calculated	calculated	nutUSpaldingWallFunction/ nutkWallFunction
k	turbulentIntensity- KineticEnergyInlet	zeroGradient	kLowReWallFunction/ kqRWallFunction
omega	turbulentMixingLength- FrequencyInlet	zeroGradient	omegaWallFunction

Da die Strömung im Bereich des unteren Plenums des RDBs bzw. des Brennelementfußes als isotherm angenommen wurde, wurde die CFD-Simulation mit einem Fluid konstanter Dichte durchgeführt, wobei die Stoffwerte (Dichte, Viskosität) so gewählt waren, dass sie Reaktorbedingungen (Temperatur: 276,94 °C, Druck: 72,32 bar, Dichte: 757,7 kg/m³, kinematische Viskosität: 1,256·10⁻⁷ m²/s) entsprachen.

Auf zwei Seitenflächen der Geometrie wurde vorgegeben, dass die Lösung symmetrisch zu diesen Seitenflächen sein sollte. Dies bedeutete, dass keine Strömung durch diese Symmetrieebenen fließen konnten.

Die CFD-Simulationen sollen für die CTF-Berechnungen die Massenströme in den Unterkämen des Brennelements liefern. Entsprechend wurde die Untersuchung der Gitterunabhängigkeit auf diese Größe beschränkt.

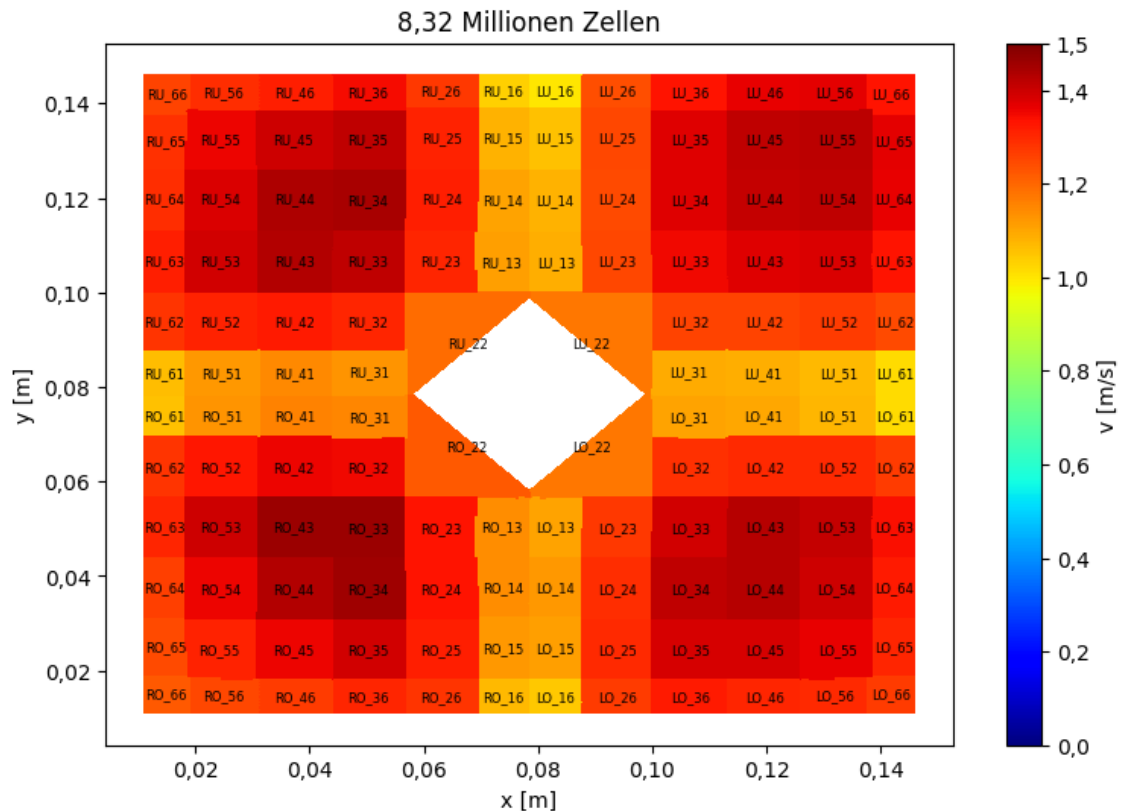


Abb. 4.6 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen des am größten aufgelösten Rechengitters mit 8,3 Millionen Zellen

In Abb. 4.6 sind die über 2 s gemittelten Geschwindigkeiten in den Unterkanälen abgebildet. Diese Unterkanäle sind jeweils der Zwischenraum zwischen den einzelnen Brennstäben bzw. den Brennstäben und den Wänden des Brennelements. Die genaue Form der Unterkanäle ergibt sich aus der Gitterauflösung und den Grenzen der einzelnen Gitterzellen und den überlagerten Grenzen der einzelnen Unterkanäle. Da das Gitter durch einen automatisierten Prozess des Programms snappyHexMesh erstellt wurden, welches das Gitter bezüglich bestimmter Qualitätsmetriken optimiert, sind die Zellgrenzen nicht genau entlang der kartesischen Achsen ausgerichtet. Da eine Oberfläche des Gitters aber nur einem Unterkanal zugeordnet wurde, ergaben sich die leicht unterschiedlichen Flächen.

Die Unterkanäle innerhalb eines Quadranten werden jeweils mit zwei Ziffern für die Position in x- und y-Richtung der Bezeichnung des Quadranten markiert. Die Bezeichnungen der Quadranten ergibt sich aus der relativen Position zum zentralen Wasserkanal (RU: Wasserkanal befindet sich rechts unten, analog RO für rechts oben, LO für links oben, LU für links unten).

In Abb. 4.7 und Abb. 4.8 wurden die über 2 s gemittelten Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen für die einzelnen Unterkanäle aus den insgesamt sechs Simulationen mit vier verschiedenen Gittern und teilweise modifizierten Randbedingungen für die Turbulenzgrößen miteinander verglichen. Man erkennt, dass für die allermeisten Unterkanäle die Unterschiede zwischen den Simulationen kleiner oder gleich der Standardabweichung der gemittelten Werte liegt. Die Standardabweichung wurde aus den zeitlichen Schwankungen der Geschwindigkeiten über das Mittelungsintervall bestimmt. Auf jedem Fall sind die Unterschiede zwischen den Simulationen deutlich kleiner als die Unterschiede zwischen den Massenströmen der Unterkanäle in einer Simulation.

Auf Basis dieser Ergebnisse wurde das größte Gitter mit einer Größe von 8,3 Millionen Zellen ausgewählt, um die weiteren Analysen für die Geometrie mit einem Brennelement durchzuführen.

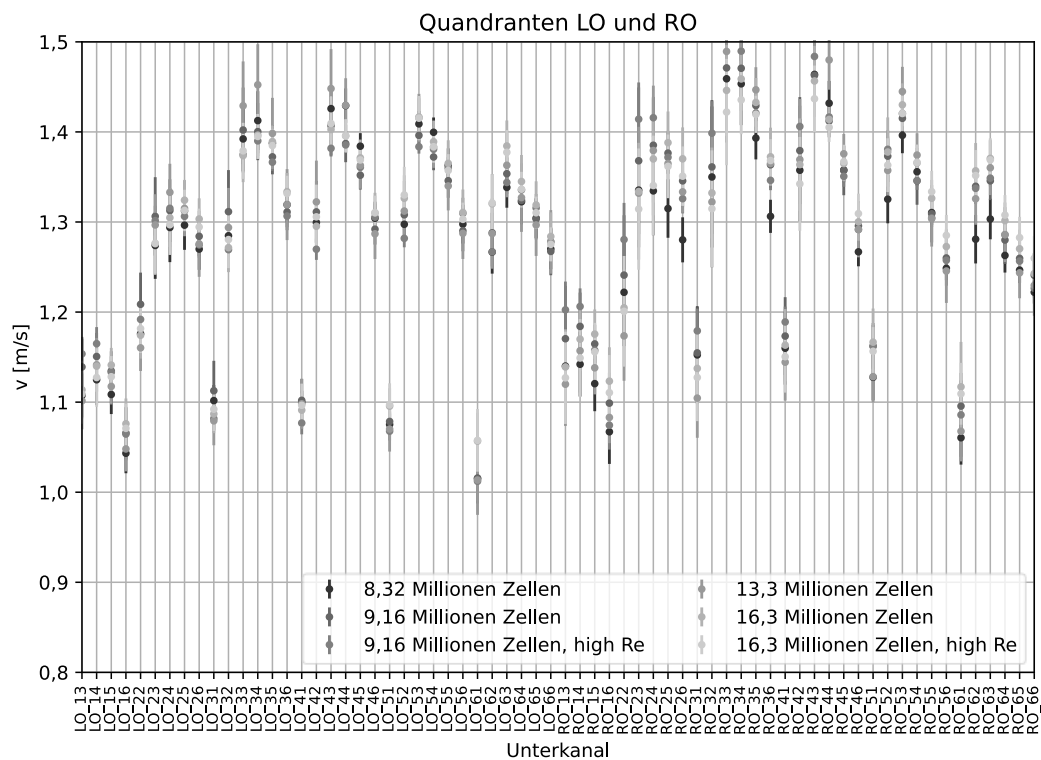


Abb. 4.7 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen in den Quadranten „LO“ und „RO“

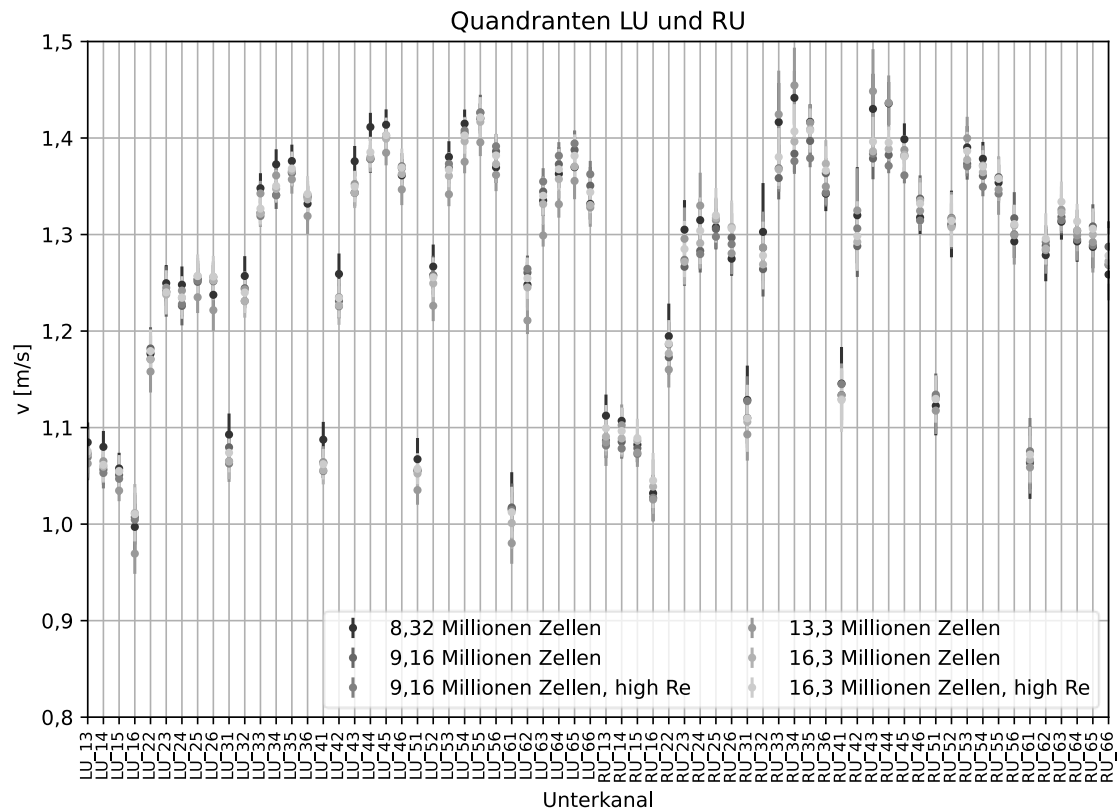


Abb. 4.8 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen in den Quadranten „LU“ und „RU“

Im nächsten Schritt wurde das Rechengitter für die 2 x 2-Brennelementbündel erstellt. Es stellt sich als zu aufwendig heraus, diese Rechengitter (mehrere Gitter waren für die Untersuchung der Gitterunabhängigkeit der Ergebnisse notwendig) mit Hilfe von snap-pyHexMesh zu erzeugen, da dazu eine aufwendige manuelle Nachbearbeitung der Geometrie notwendig gewesen wäre. Stattdessen wurde mit dem in der ESI-Entwicklungslinie /OPE 23/ verfügbare Programm cfMesh /CRE 25/ Rechengitter für das Brennelementbündel mit den entsprechenden Brennelementfüßen und einem Steuerstabführungsrohr erstellt. Insgesamt wurden fünf Gitter mit Auflösungen zwischen 5,1 Millionen und 20,1 Millionen Zellen generiert.

In Abb. 4.9 ist das Gitter für das 2 x 2-Brennelementbündelrechengebiet zusammen mit den Randbedingungen an den Seiten dargestellt. Man erkennt die unterschiedlichen Randbedingungen auf gegenüberliegenden Seiten (einmal Wand, einmal Symmetrie) daran, dass der Bereich, den die Wände einnehmen, dem Rechengitter fehlen (links

vorne) bzw. auf der Seite mit Symmetrierandbedingung keine solche Stufe zu erkennen ist.

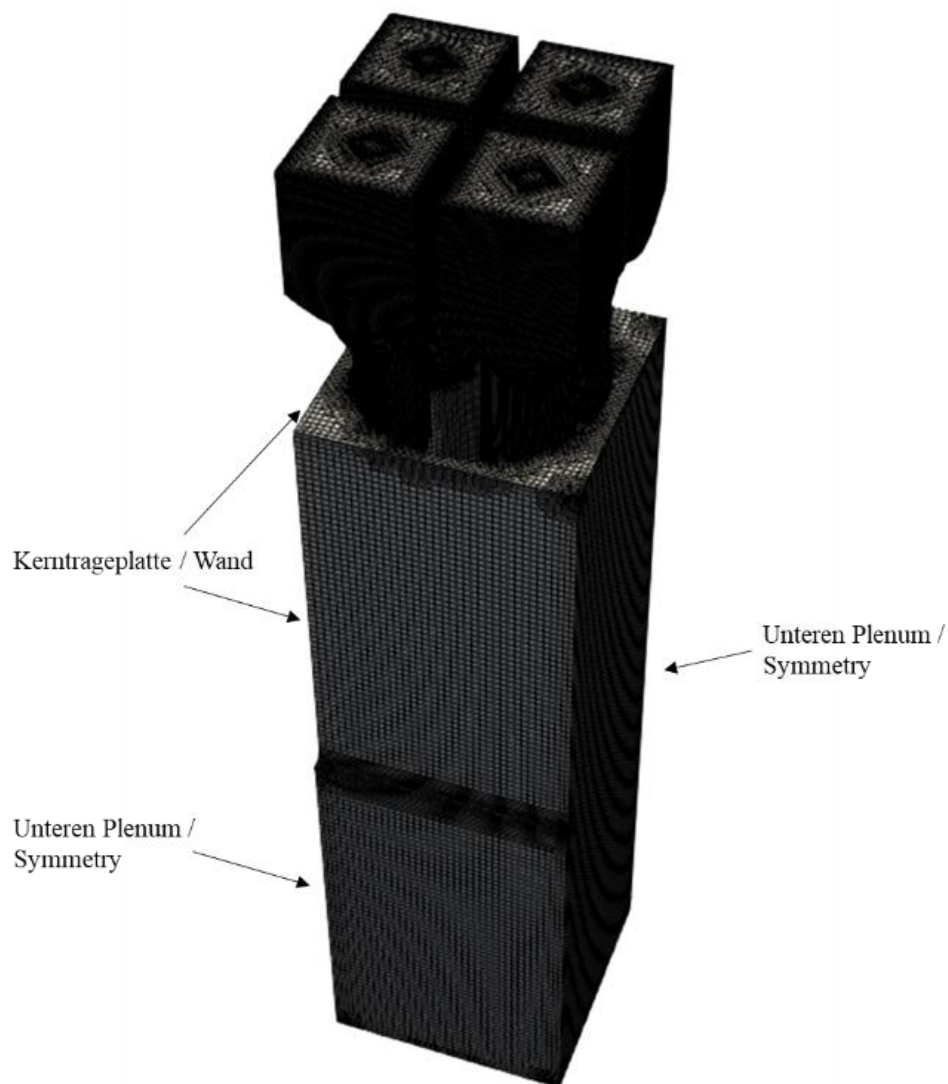


Abb. 4.9 2 × 2-Brennelementbündel

Wieder zeigte sich, dass die stationären Rechnungen auf allen fünf Gittern nicht konvergierten. Entsprechend wurden wieder transiente Rechnungen durchgeführt und die Mittelwerte bzw. Standardabweichungen der Massendurchsätze am oberen Ende des Rechengebiets miteinander verglichen. Die numerischen Vorgaben und die Randbedingungen waren die gleichen wie in den obigen Rechnungen für ein Brennelement. Lediglich der Massenstrom am Einlass wurde mit dem Faktor vier multipliziert, um den gleichen Massenstrom pro Brennelement zu erhalten.

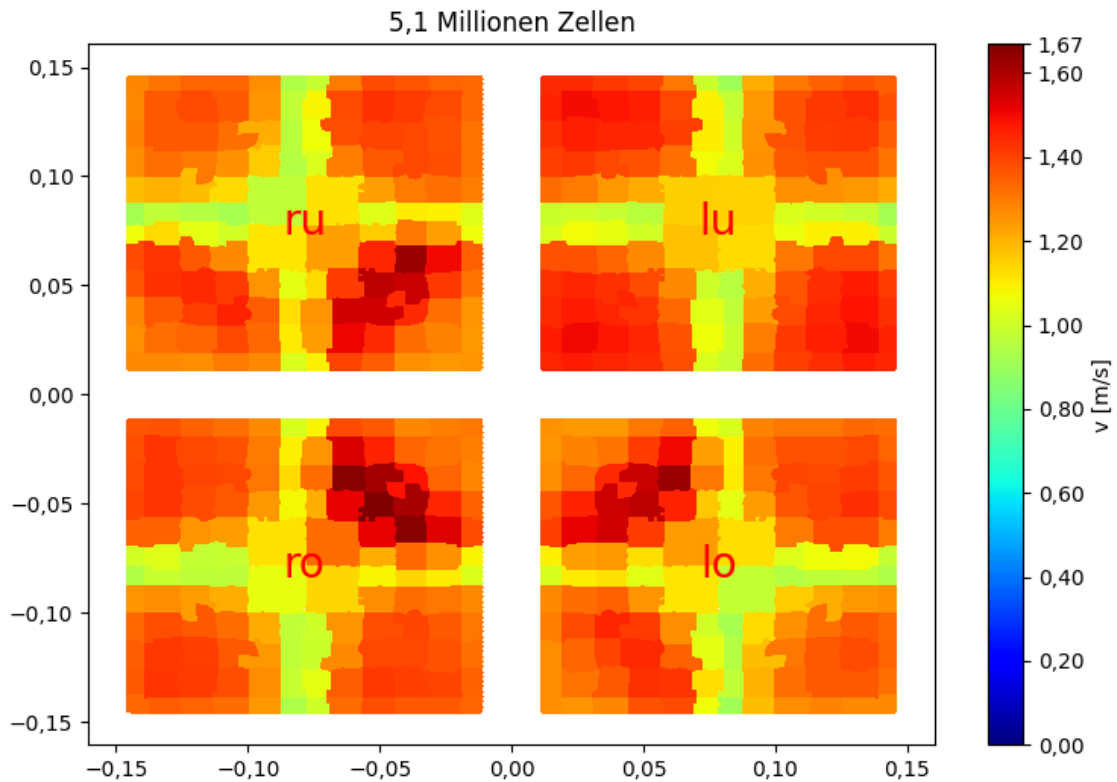


Abb. 4.10 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen des am größten aufgelösten Rechengitters des 2×2 -Brennelementbündels mit 5,1 Millionen Zellen

In Abb. 4.10 sind die über 2 s gemittelten Geschwindigkeiten der Unterkanäle für das 2×2 -Brennelementbündel dargestellt, die die Ergebnisse der Simulation mit dem größten Rechengitter mit 5,1 Millionen Zellen nach 9 s Simulationszeit darstellen. Zusätzlich zu der Bezeichnung der einzelnen Unterkanäle eines Brennelements wie in Abb. 4.6 dargestellt, werden die Brennelement über die relative Position zum Steuerstabkreuz in der Mitte bezeichnet. Beispielsweise wird das Brennelement im linken oberen Eck dementsprechend mit „ru“ für „rechts unten“ bezeichnet.

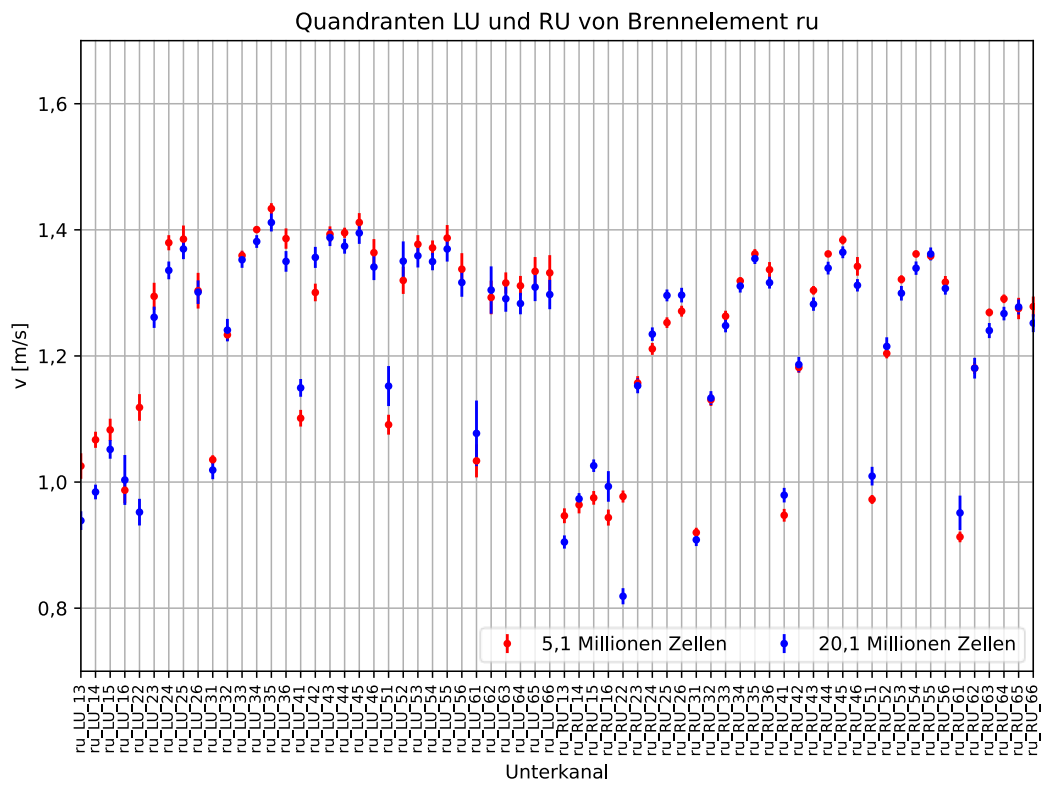
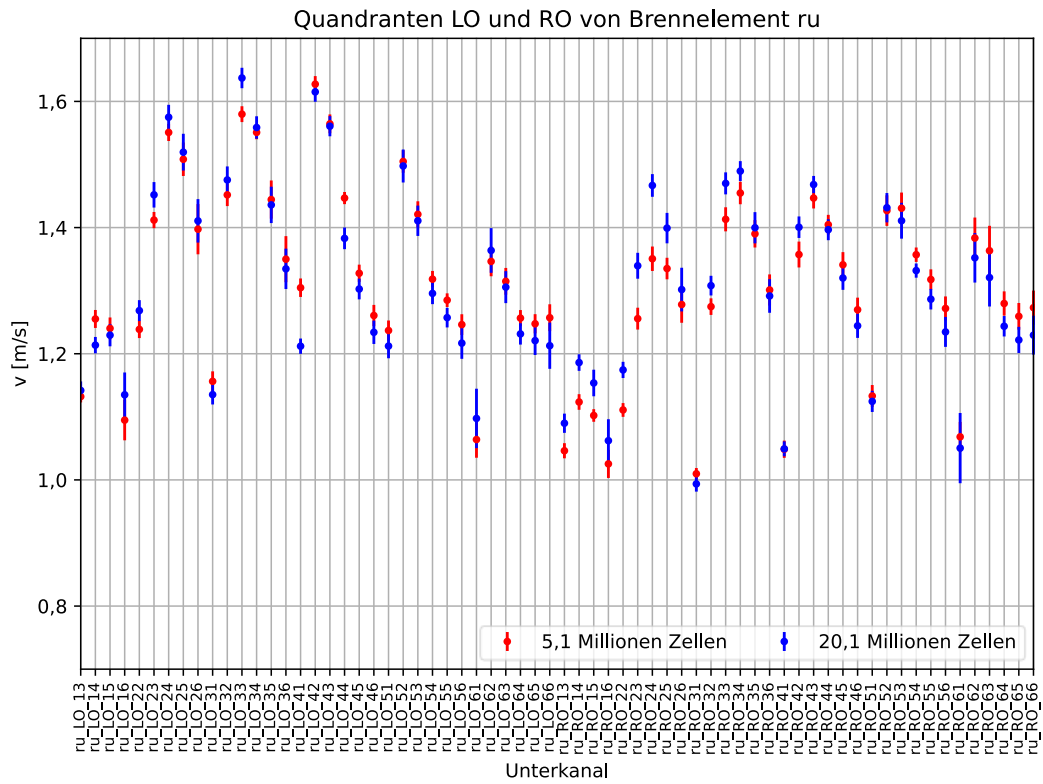


Abb. 4.11 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen für das Brennelement „ru“

In Abb. 4.11 sind für das Brennelement „ru“ die Geschwindigkeiten in den Unterkanälen und ihre Standardabweichungen für die zwei generierten Gitter (5,1 Millionen und 20,1 Millionen Zellen) dargestellt, für die transiente Rechnungen mit einem Massendurchsatz am Einlass von $4 \times 17,2$ kg/s durchgeführt wurden (entsprechende Darstellungen für Brennelemente „lu“, „ro“ und „lo“ siehe Anhang, Abb. A.1 bis Abb. A.3). Wieder erkennt man, dass für die meisten Unterkanäle die Werte im Rahmen der Standardabweichung übereinstimmen. Es gibt allerdings auch eine größere Anzahl an Unterkanälen, die signifikant abweichende Ergebnisse liefern.

Da eine weitere Untersuchung der Gitterunabhängigkeit noch deutlich größere Rechengitter und damit einen mit den Rechenkapazitäten der GRS nicht beherrschbaren Aufwand bedeutet hätte, wurde entschieden, dass die weiteren Simulationen mit unterschiedlichen Massenströmen am Einlass mit dem Rechengitter mit 5,1 Millionen Zellen durchgeführt werden sollten.

4.2.2 Abstandshalter

CTF bietet die Möglichkeit, durch unterschiedliche, zusätzlich zuschaltbare Modelle den Effekt der Abstandshaltergeometrie auf den Queraustausch zwischen den Unterkanälen detaillierter zu modellieren als dies in der Standardeinstellung möglich ist. Falls durch die Abstandshaltergeometrie keine gerichtete Querströmung erzeugt wird, sondern es nur zu einer Verstärkung des Queraustausches durch eine erhöhte lokale (turbulente) Viskosität kommt, so kann dies in CTF durch die Angabe einer ortsabhängigen, lokalen turbulenten Viskosität in axialer Richtung vorgegeben werden.

Wird durch die Drallfahnen hingegen eine gerichtete Querströmung zwischen benachbarten Unterkanälen erzeugt, so kann dies durch das Verhältnis der Quer- zur Längsströmung vorgegeben werden, das in axialer Richtung hinter dem Abstandshalter im Abstand zu diesem angegeben werden muss. Zusätzlich muss für jedes Paar aus benachbarten Unterkanälen die Richtung des Queraustausches vorgegeben werden.

Auf Basis der in Abschnitt 4.1.2 erstellten Geometrien wurden Rechengitter mit unterschiedlicher Auflösung erstellt, wobei unterhalb des Abstandshalters ein Vorlauf von ca. 1,4 cm (etwa 40 % der Höhe des Abstandshalters) und ein Nachlauf von ca. 7 cm, also das Doppelte der Höhe des Abstandshalters, hinzugefügt wurden.

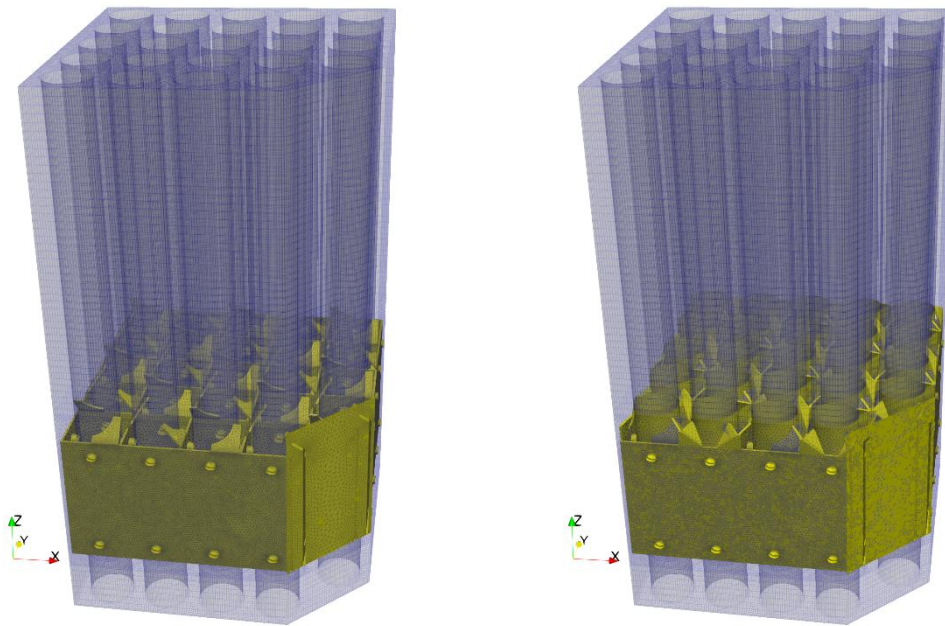


Abb. 4.12 Gitter mit 5,2 Millionen Zellen für den „Split-Typ“ (links) und 5,5 Millionen Zellen für den „Swirl-Typ“ (rechts) zur Simulation des Effekts der Abstandshaltergeometrie auf den Queraustausch zwischen den Unterkanälen

Da die Geometrie und die originalen Gitter im Vorhaben RS1506 /BUC 16/ mit Hilfe von ANSYS-Werkzeugen /ANS 21/ erstellt worden waren, wurden auch in diesem Projekt diese Werkzeuge verwendet und anschließend das Gitter in das Format von OpenFOAM konvertiert. Im Eintritts- und Austrittsbereich dieses Brennelementabschnitts bestand das Gitter aus hexagonalen Elementen und im Bereich der Abstandshalter und der Abstands-Drallfahnen aus tetraedrischen Elementen (siehe Abb. 4.12).

Die Größen, die für die Angaben für CTF benötigt wurden, waren entsprechen die mittlere turbulente Viskosität und Strömungsgeschwindigkeit der Unterkanäle in unterschiedlichen axialen Abständen vom Abstandshalter und die Strömungsgeschwindigkeit senkrecht zu den Grenzflächen zwischen benachbarten Unterkanälen. Die Auswerteflächen sind in Abb. 4.13 dargestellt, wobei jeweils über eine Fläche gemittelt wurde, die sich aus den Schnittlinien mit den darauf senkrecht stehenden Flächen begrenzt wurde.

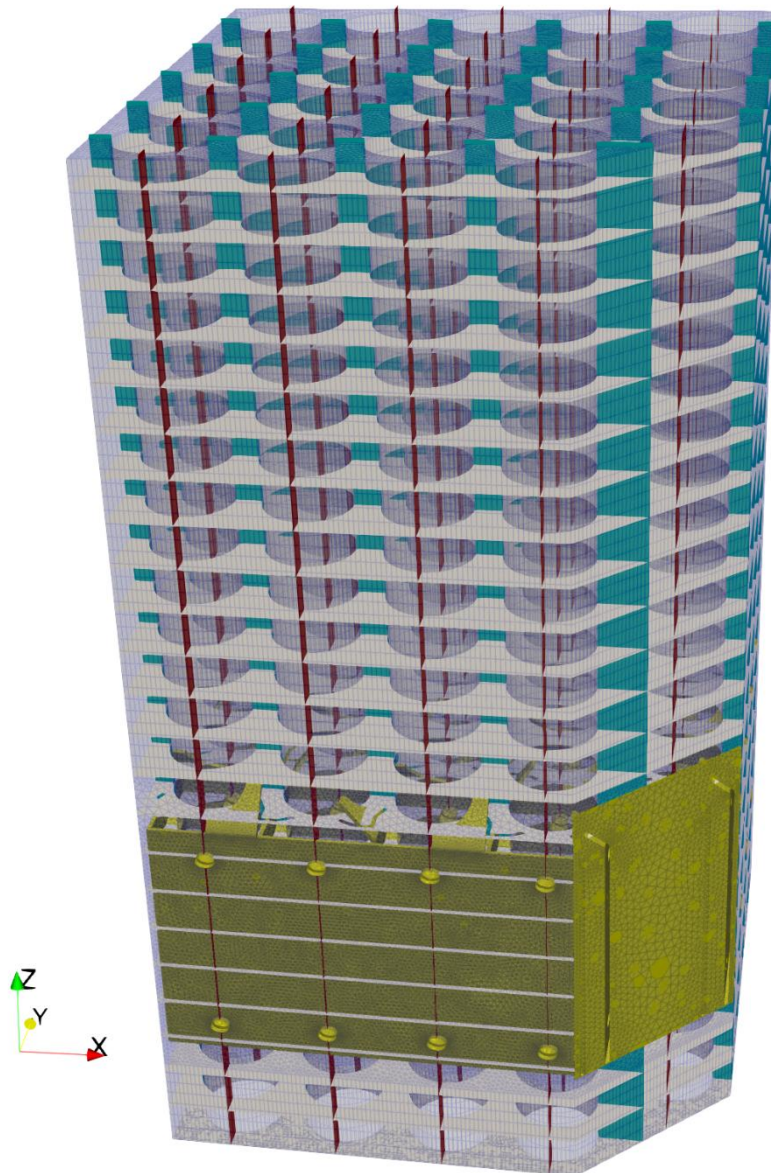


Abb. 4.13 Auswerteflächen für die Längs- und Querströmungen zwischen den Unterkanälen

In Abb. 4.14 zeigt eine Auswertefläche senkrecht zur Strömungsrichtung (eine der grauen Flächen in Abb. 4.13) und stellt die Nomenklatur der Auswerteflächen dar. Diese Flächen sind von unten nach oben durchnummeriert (von sc_00 bis sc_23) und die einzelnen Unterkanäle auf dieser horizontalen Fläche werden mit zwei Ziffern (blau) gekennzeichnet. Die Flächen senkrecht zu dieser Fläche mit einer Senkrechten in x-Richtung (eine der roten Flächen in Abb. 4.13) werden mit den schwarzen Zahlenkombinationen aus Abb. 4.14 gekennzeichnet. Zusätzlich wird noch einer Zahl für den Unterkanal in z-Richtung angehängt, von 0 bis 23. Analog werden die weißen

Zahlenkombinationen aus Abb. 4.14 verwendet, um die Verbindungsflächen auf den Flächen mit einer Senkrechten in y-Richtung zu kennzeichnen.

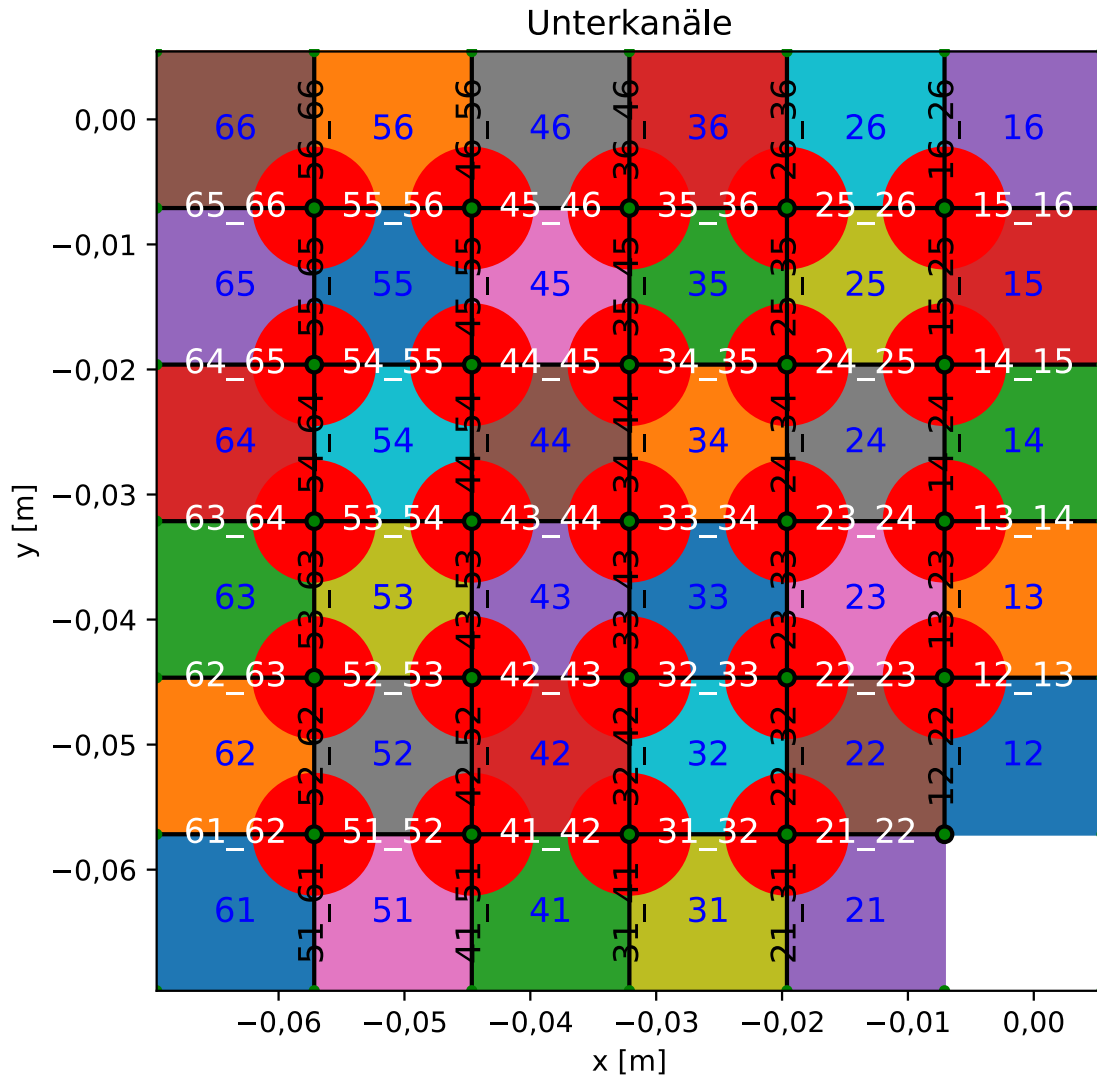


Abb. 4.14 Nomenklatur der Auswerteflächen

Insgesamt gibt es $24 \times 35 = 840$ Auswerteflächen auf den horizontalen Ebenen und jeweils $24 \times 29 = 696$ Auswerteflächen auf den vertikalen Ebenen. Um diese große Anzahl an Auswertungen durchführen zu können, wurden während der Simulation die Werte auf allen Flächenelementen dieser Ebenen abgespeichert und dann mit Hilfe von Skripten statistisch ausgewertet und geplottet. Dazu wurden zunächst flächengemittelte, zeitabhängige Werte berechnet und anschließend eine statistische Auswertung (Mittelwert, Standardabweichung) durchgeführt.

Die ersten, stationären Testsimulationen zeigten ein schlechtes numerisches Verhalten aufgrund der tetraedrischen Elemente mit sehr kleinen Winkeln in den Bereichen der Drallfahnen, die eine aufwendige Nachbearbeitung des Gitters erforderten.

Für die Geometrie vom „Split-Typ“ wurden insgesamt neun Gitter mit Größen zwischen 5,2 Millionen und 8,7 Millionen Zellen erzeugt. Für den „Swirl-Typ“ wurden fünf Gitter mit Größen zwischen 2,3 Millionen und 7,2 Millionen Zellen erzeugt. Bei beiden Geometrietypen zeigte sich wieder das bereits bei den Simulationen in vorigen Abschnitt beobachtete Verhalten: Die stationären Simulationen konvergierten nicht zu einer stabilen Lösung. Entsprechend wurden auch hier transiente Simulationen mit verschiedenen Gitterauflösungen durchgeführt. Da die Geschwindigkeit am Einlass im Bereich von 2 m/s lag und die Länge des zu durchströmenden Bereichs ca. 12 cm, wurde als Simulationsdauer 1,0 s gewählt, um stabile Strömungsbedingungen zu erreichen. Die dargestellten Werte wurden aus einer Mittelwertbildung und der entsprechenden Standardabweichung über die letzten 0,1 s der Simulationsdauer gewonnen.

In Abb. 4.15 bis Abb. 4.17 sind für den „Split-Typ“ die mittleren Geschwindigkeiten und die dazugehörigen Standardabweichungen der Teilflächen der Auswerteebenen für die zwei bzw. drei transiente Simulationen mit unterschiedlichen Gitterauflösungen dargestellt. Entsprechende Ergebnisse für den „Swirl-Typ“ sind im Anhang zu finden (Abb. A.7 bis Abb. A.10)

Bei den Simulationen für beide Abstandshaltertypen erkennt man insbesondere für die Strömungen quer zur Hauptströmungsrichtung, dass die Ergebnisse sich für die Gitter teilweise signifikant unterscheiden. Beim „Split-Typ“, bei dem die konstruktionsbedingt zu erwartende höhere Querströmung beobachtet wurde, wurde immer der qualitative Verlauf, insbesondere die Strömungsrichtung und die Entwicklung entlang der axialen Richtung innerhalb eines Unterkanals richtig wiedergegeben. Beim „Swirl-Typ“, bei dem die Strömungen quer zur Hauptströmungsrichtung um ca. eine Größenordnung kleiner war als beim „Split-Typ“, wurden die Querströmungen immer dann auf den unterschiedlichen Gittern sehr ähnlich berechnet, wenn diese betragsmäßig größer als 0,1 m/s waren. Für diese größeren Querströmungen stimmten insbesondere die Ergebnisse der beiden höher aufgelösten Gitter gut überein. Handelte es sich stattdessen um Querströmungen kleiner 0,1 m/s, konnte keine klare Tendenz festgestellt werden. Eine Querströmung von 0,1 m/s entsprach in diesen Simulationen ca. 5 % der Axialströmung. Für die Axialströmungen wurden für die beiden Drallfahnentypen mit allen Gitterauflösungen gleichen Werte berechnet.

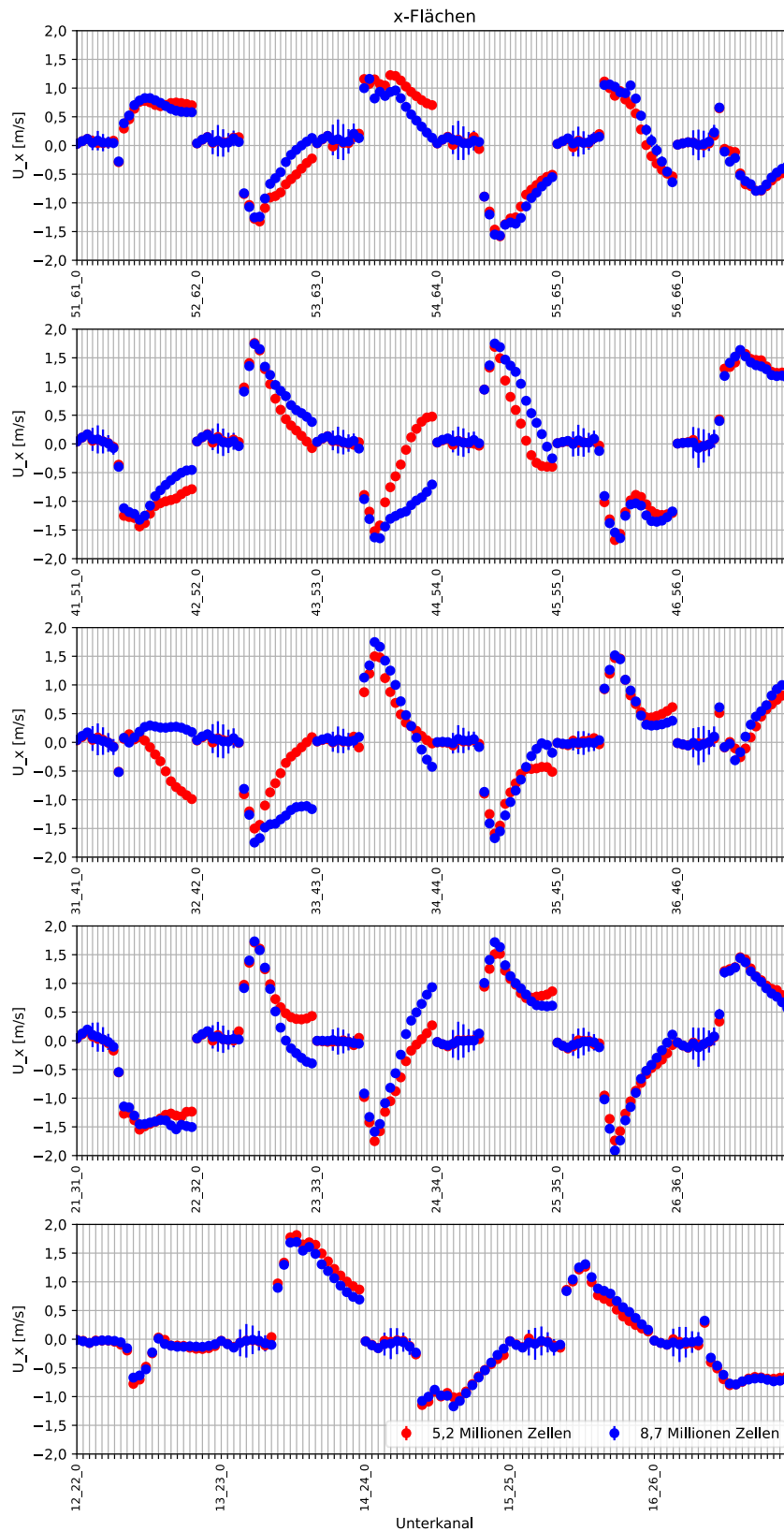


Abb. 4.15 Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Split-Typs“

Es ist jeweils die Kennzeichnung der untersten Fläche angegeben, die darüber liegenden sind jeweils rechts davon geplottet.

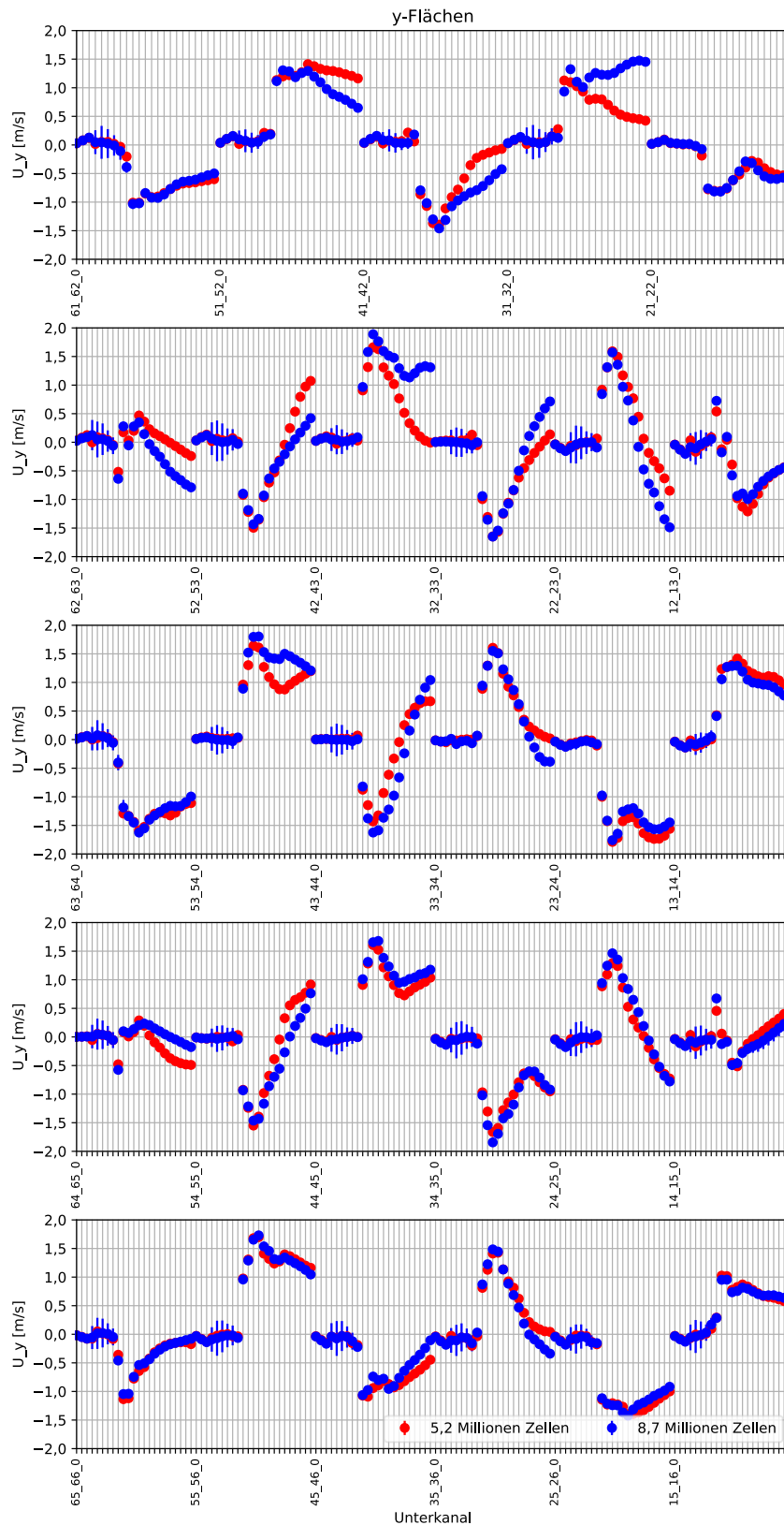


Abb. 4.16 Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Split-Typs“

Es ist jeweils die Kennzeichnung der untersten Fläche angegeben, die darüber liegenden sind je-weils rechts davon geplottet.

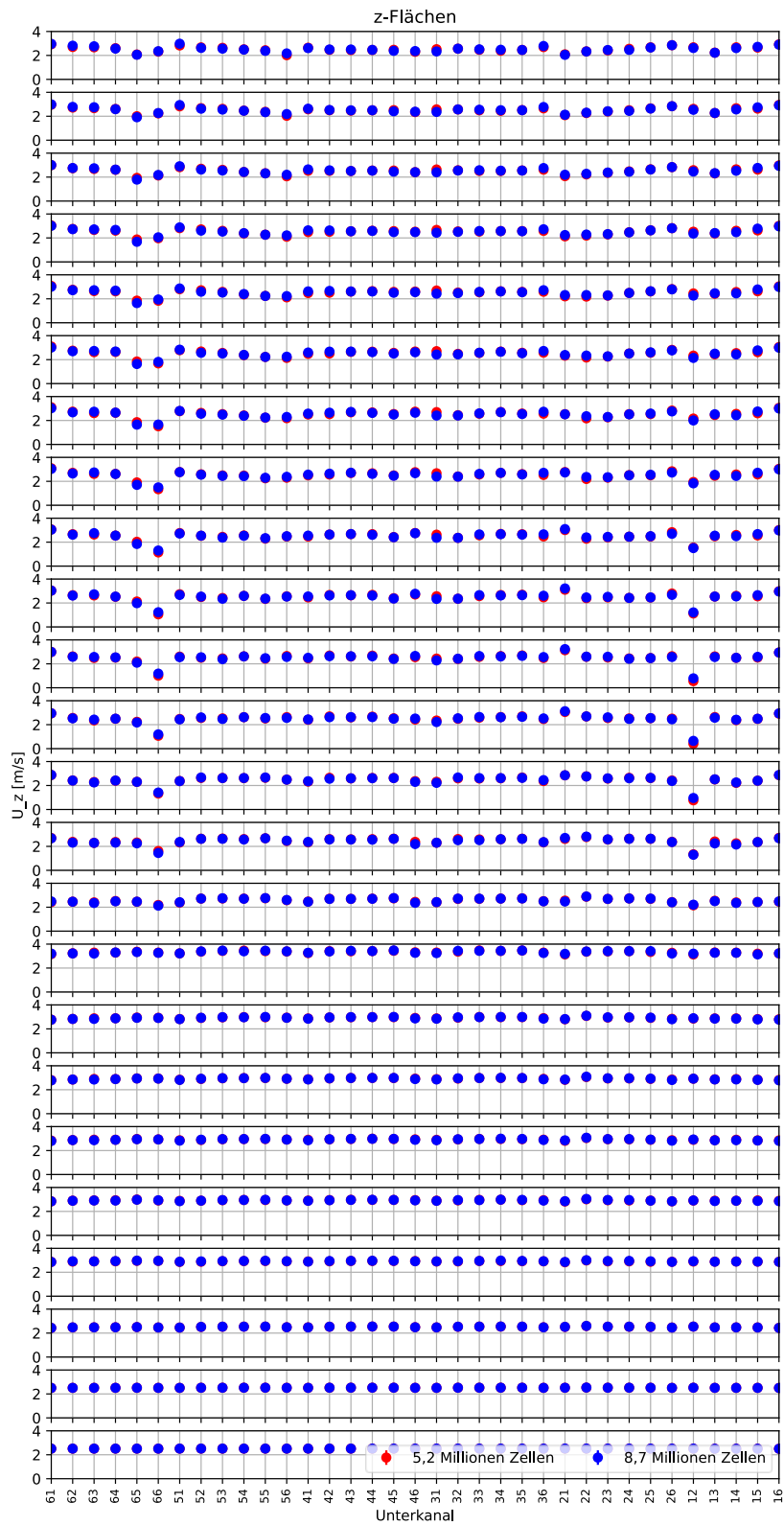


Abb. 4.17 Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Split-Typs“

Die Anordnung entspricht der Anordnung der Ebenen in z-Richtung der Simulation von unten nach oben.

Letztlich wurde entschieden, jeweils die Gitter mit ca. 5 Millionen Zellen für die Variationsrechnungen zu verwenden.

4.3 Simulationen mit unterschiedlichen Massenströmen am Einlass

4.3.1 Brennelementeintritt

Auf Basis der Untersuchungen zur Gitterunabhängigkeit wurden sowohl für die Einzelbrennelement- wie auch für die 2×2 -Brennelementbündelkonfiguration Simulationen mit jeweils fünf verschiedenen Massendurchsätzen am Einlass durchgeführt. Auf Basis aller im Rahmen des Forschungsprojekts 4718R01316 /SEU 19/ durchgeführten Simulationen wurden die folgenden Massendurchsätze ausgewählt: 11,18 kg/s, 14,19 kg/s, 17,2 kg/s, 18,92 kg/s und 20,64 kg/s pro Brennelement, d. h. für die 2×2 -Brennelementbündelkonfiguration wurde am Einlass der vierfache Massendurchsatz vorgegeben.

In den Abb. 4.18 und Abb. 4.19 sind die Geschwindigkeiten in den Unterkanälen am Auslass der Simulationen für das Einzelbrennelement dargestellt. Vergleicht man die Ergebnisse, so unterscheiden sich die Simulationen durch mit dem Massendurchsatz skalierte Geschwindigkeiten am Auslass. Es konnte nicht beobachtet werden, dass es durch die Änderung des Massendurchsatzes zu nicht-linearen Effekten gekommen wäre, z. B. durch eine signifikante Veränderung der Strömung im Brennelementfuß zu einer Umverteilung zwischen den Unterkanälen des Auslasses.

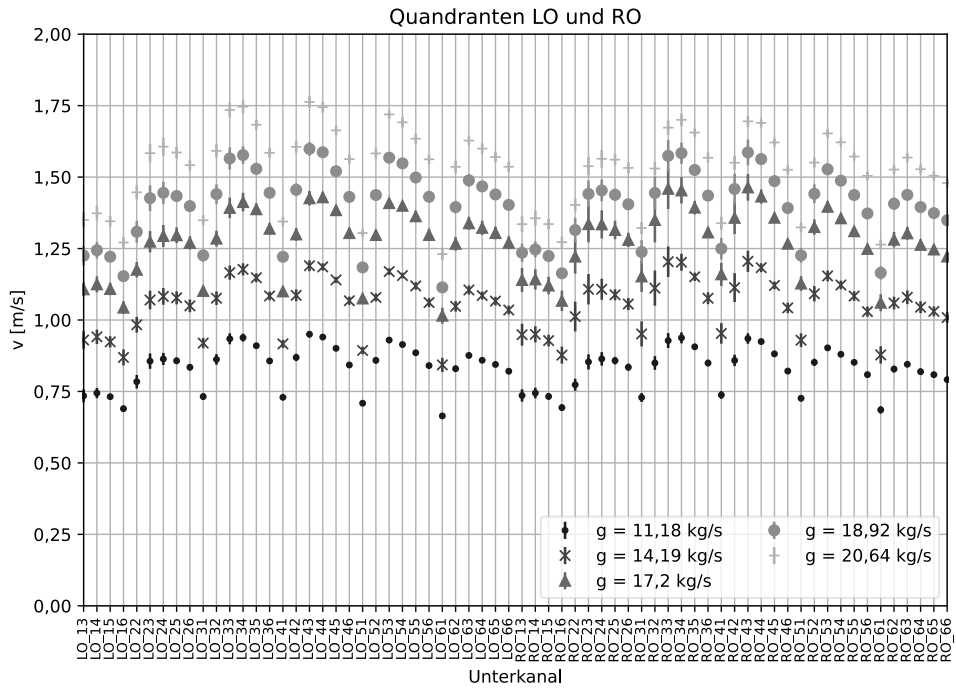


Abb. 4.18 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz in den Quadranten „LO“ und „RO“

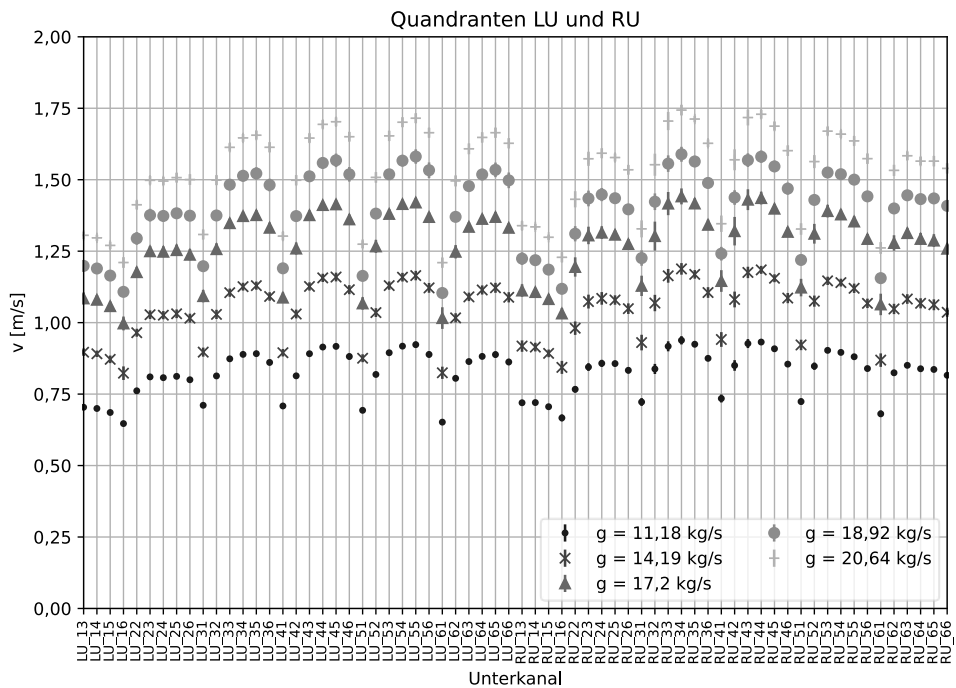


Abb. 4.19 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz in den Quadranten „LU“ und „RU“

Für die 2×2 Brennelementbündelkonfiguration konnte das gleiche Verhalten beobachtet werden (siehe Anhang, Abb. A.4 bis Abb. A.11): Die Geschwindigkeiten am Auslass des untersuchten Strömungsgebiets skalierten linear mit dem Massenstrom am Einlass. Lediglich für die Simulation mit dem höchsten Massendurchsatz (82,56 kg/s) konnte für die beiden Quadranten LO und RO des Brennelements an Position „ru“ dieses lineare Skalierungsverhalten nicht beobachtet werden.

Dieses nichtlineare Verhalten ist auch deutlich in Abb. 4.20 sichtbar. Im unteren Bereich des Brennelements „ru“ treten deutlich höhere Geschwindigkeiten auf als allein durch den Zuwachs des Massendurchsatzes am Einlass erklärbar wären. Für die anderen drei Brennelemente konnte kein entsprechendes Verhalten beobachtet werden. Ein Vergleich der lokalen, für die bessere Vergleichbarkeit auf die Einlassgeschwindigkeit normierten Geschwindigkeiten in diesem Brennelementfuß (siehe Abb. 4.21) zeigt, dass dort ein zusätzlicher Wirbel beim höheren Einlassmassenstrom im Übergangsbereich zwischen zylindrischem und quadratischem Querschnitt des Fußes auftritt. Dieser Wirbel bewirkt, dass die Geschwindigkeiten darüber am Auslass des Simulationsbereichs erhöht sind. Es wären zusätzliche Untersuchungen mit deutlich verfeinerten Rechengittern notwendig, um zu überprüfen, ob das beobachtete nichtlineare Verhalten realistisch oder ein Artefakt der Simulation ist.

Die Geschwindigkeiten bzw. Massenströme in den Unterkanälen am Auslass des CFD-Rechengebiets wurden als Randbedingungen für die Simulationen mit CTF (siehe Abschnitt 9.1) zur Verfügung gestellt, in denen sie als Einlassrandbedingungen am Kern-einlass dienten.

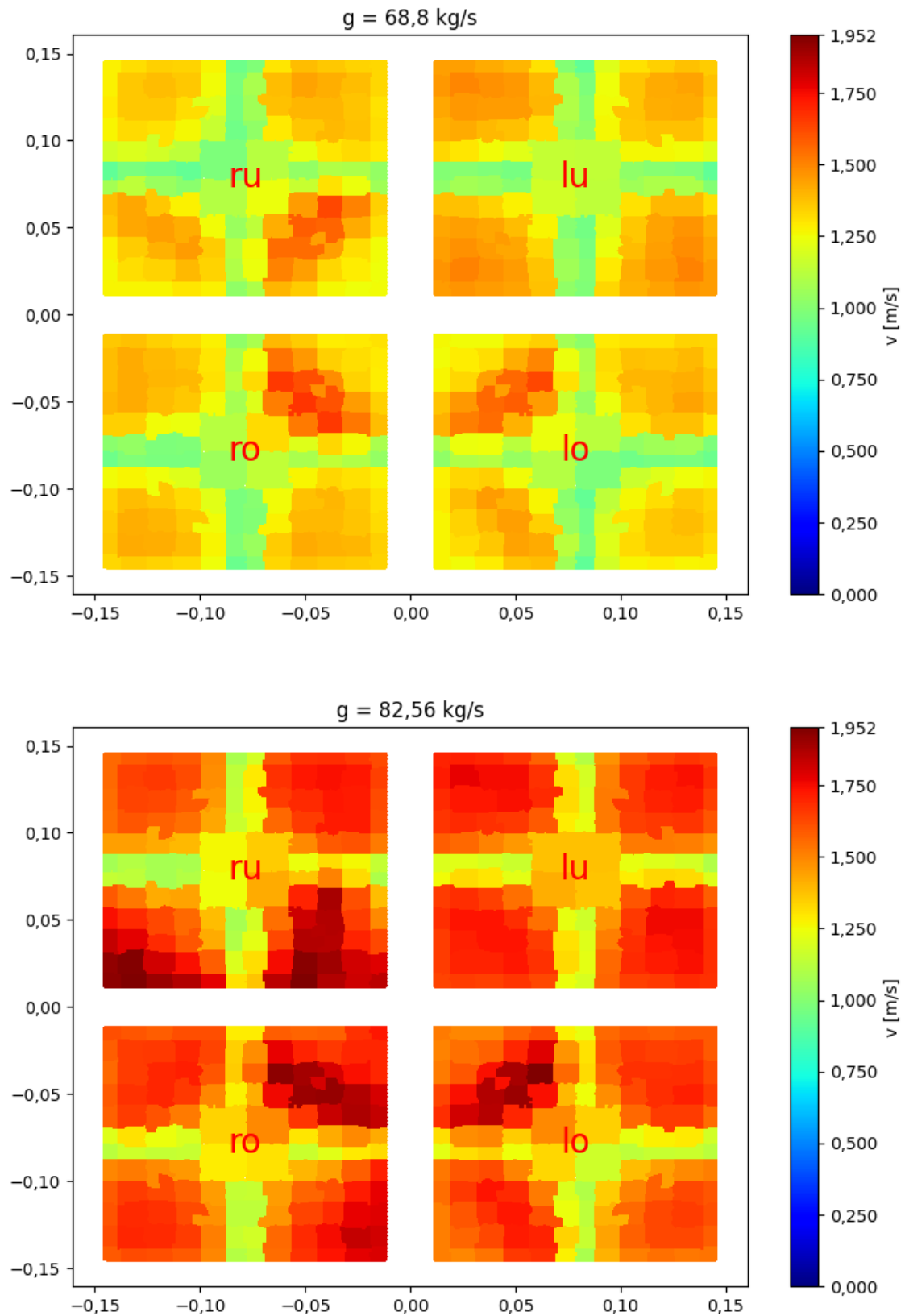


Abb. 4.20 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen für die beiden Einlassmassenströme 68,8 kg/s und 82,56 kg/s

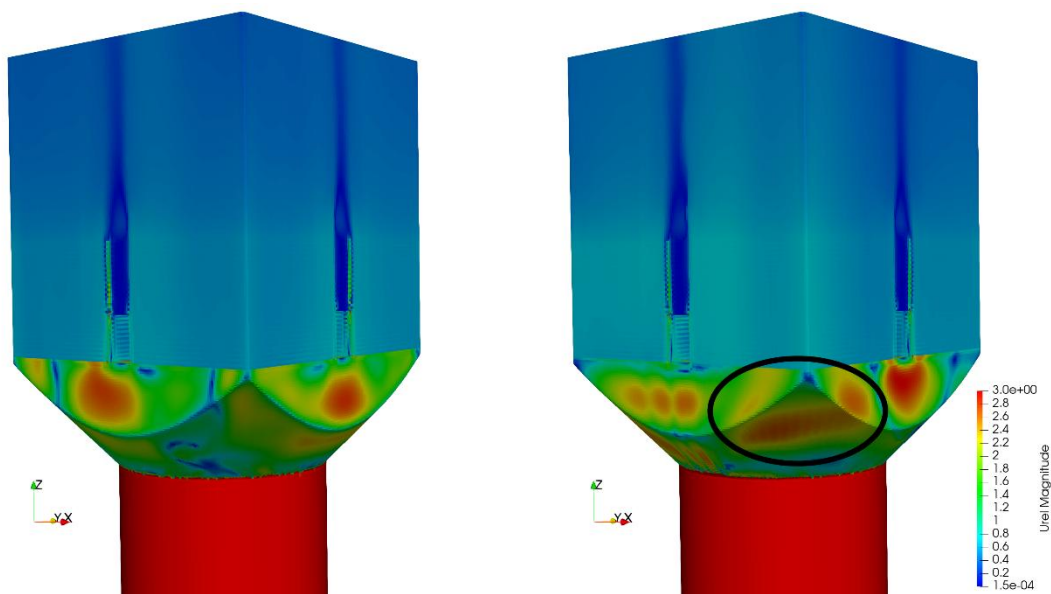


Abb. 4.21 Vergleich der mit der durch Einlassgeschwindigkeit geteilten lokalen Geschwindigkeiten im „ru“ Brennelementfuß für die beiden Einlassmassenströme 68,8 kg/s (links) und 82,56 kg/s (rechts)

4.3.2 Abstandshalter

In der Dissertation von Avramova /AVR 07/, /BLY 17/ wurden zwei Methoden entwickelt, wie Informationen aus CFD-Simulationen über die Vermischung der Strömung hinter Abstandshaltern in CTF berücksichtigt werden können.

Bei der ersten Methode wurde die turbulente Viskosität, die mit Hilfe des Turbulenzmodells von CFD berechnet wurde, dazu verwendet, einen Mischungsfaktor zu berechnen, der die Änderung des Queraustausches zwischen Unterkanälen in Abhängigkeit vom axialen Abstand zum Abstandshalter modelliert. Diese Methode setzte voraus, dass in der CFD-Simulation kein gerichtet Queraustausch beobachtet werden konnte, da er auf der Annahme beruht, dass die Vermischung ausschließlich durch die Turbulenz verursacht wurde. Die Ergebnisse der Simulationen zur Untersuchung der Gitterunabhängigkeit zeigten allerdings deutlich für den „Split-Typ“ der Drallfahnen (siehe Abb. 4.15 und Abb. 4.16) wie auch – wenn auch weniger stark – für den „Swirl-Typ“ (siehe Abb. A.7 und Abb. A.8), dass immer eine gerichtete Querströmung beobachtet werden konnte. Deshalb wurde diese erste Methode als nicht zielführend erachtet und die CFD-Simulationen nicht dafür ausgewertet.

Bei der zweiten Methode wird die gerichtete Querströmung zwischen den Unterkanälen aus der CFD-Simulation extrahiert und CTF als Konvektionsfaktor in Abhängigkeit vom axialen Abstand zum Abstandshalter vorgegeben. Der Konvektionsfaktor gibt das Verhältnis aus der Strömungsgeschwindigkeit in Querrichtung zur mittleren Strömungsgeschwindigkeit in axialer Richtung an.

In Abb. 4.22 und Abb. 4.23 sind die Querströmungen für die Abstandshalter mit „Split-Typ“-Ablenkflächen dargestellt. Zunächst konnte beobachtet werden, dass die Strömungsgeschwindigkeiten mit dem Massenstrom am Einlass linear skalieren. Die Strömung zwischen den Unterkanälen folgte einem wiederkehrenden Muster, wobei die Strömungen zwischen jeweils gegenüberliegenden Übergängen ungefähr die gleiche Größe besaßen. Es konnte also keine wesentliche Umlenkung der Strömung innerhalb der Unterkanäle festgestellt werden. Außerdem war der Absolutbetrag der Strömung auf den vier Seitenflächen eines Unterkanals (mit Ausnahme der Randkanäle) bei gleichem Abstand vom Abstandshalter jeweils sehr ähnlich.

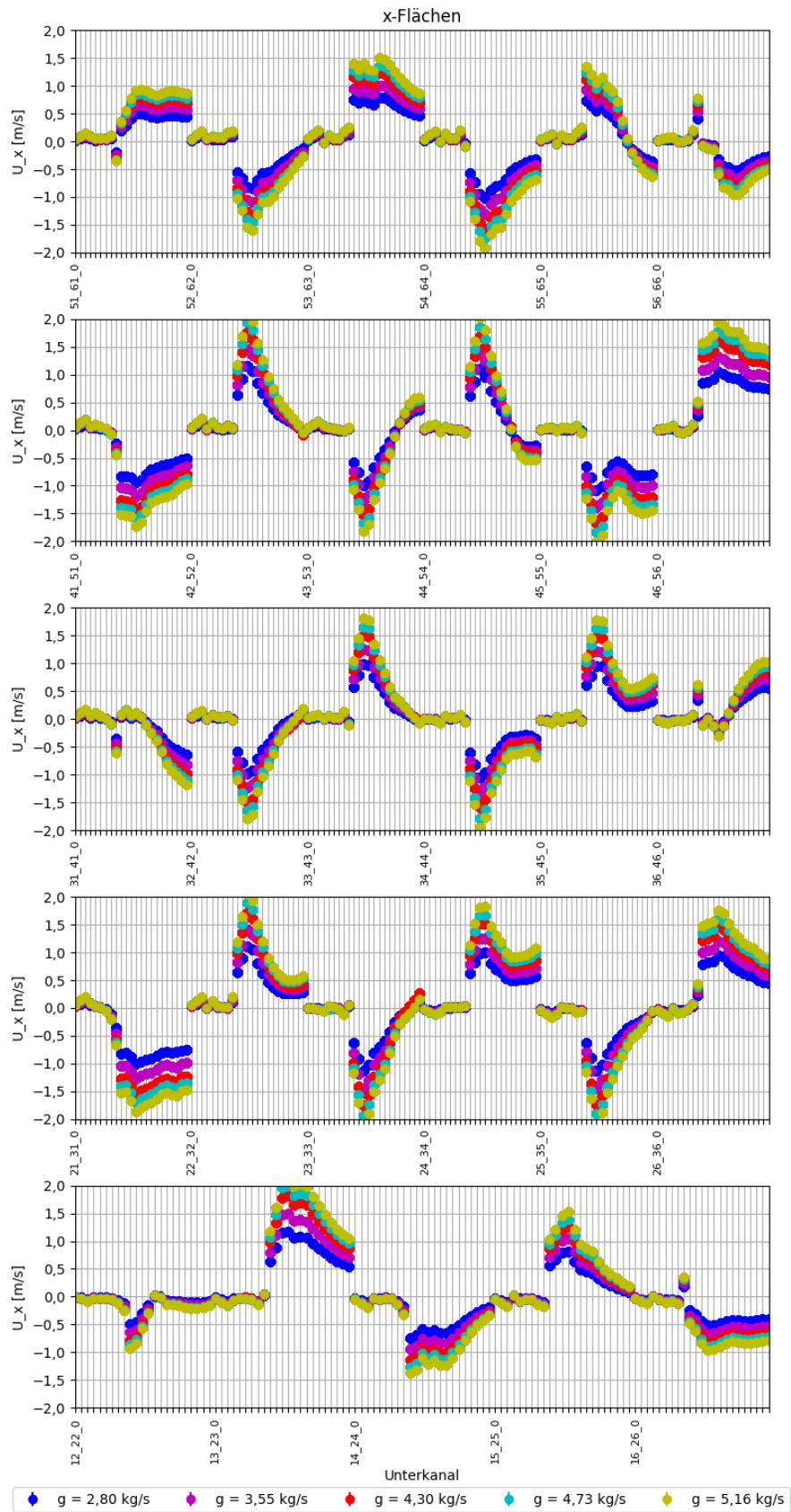


Abb. 4.22 Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

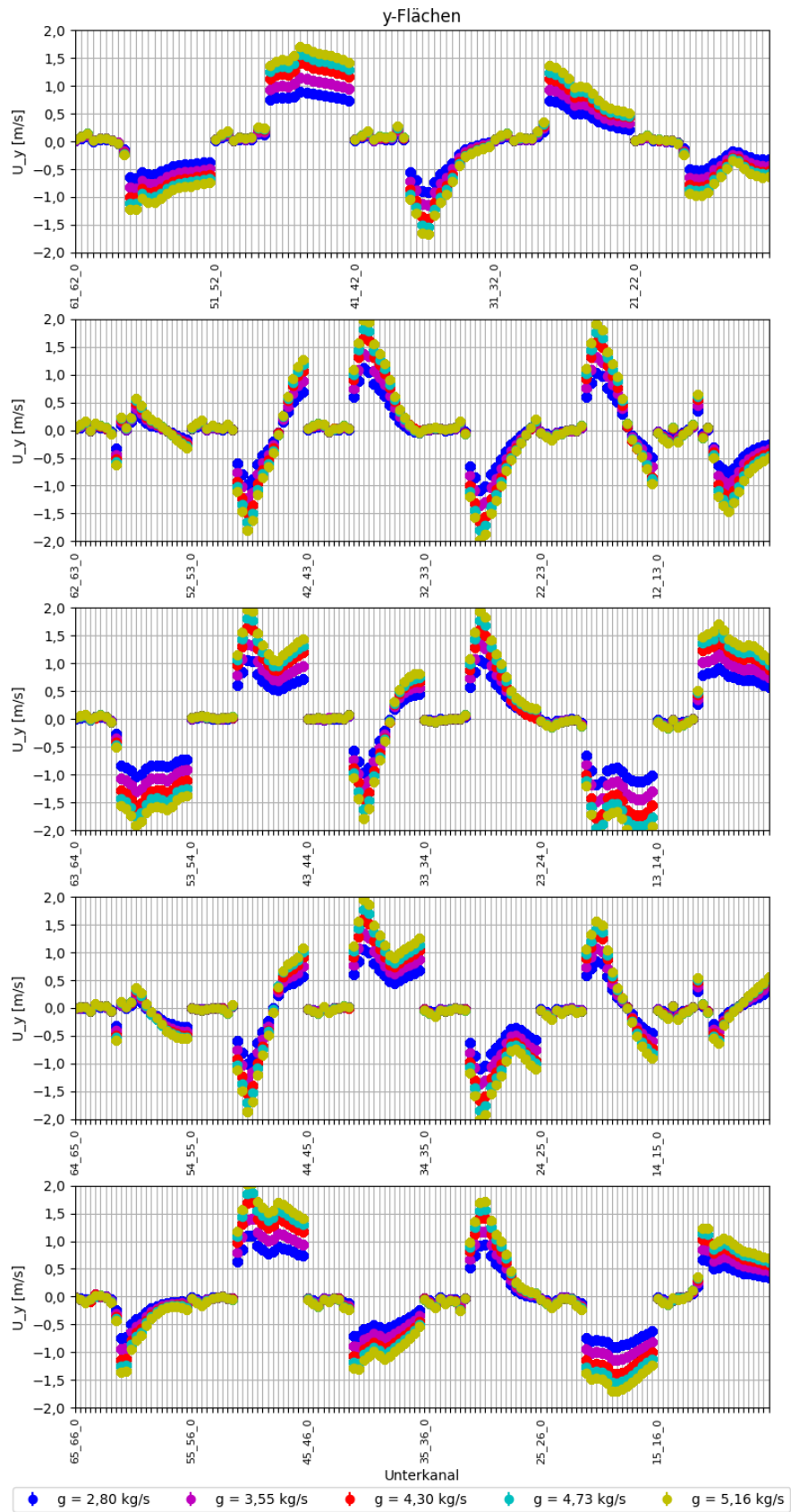


Abb. 4.23 Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

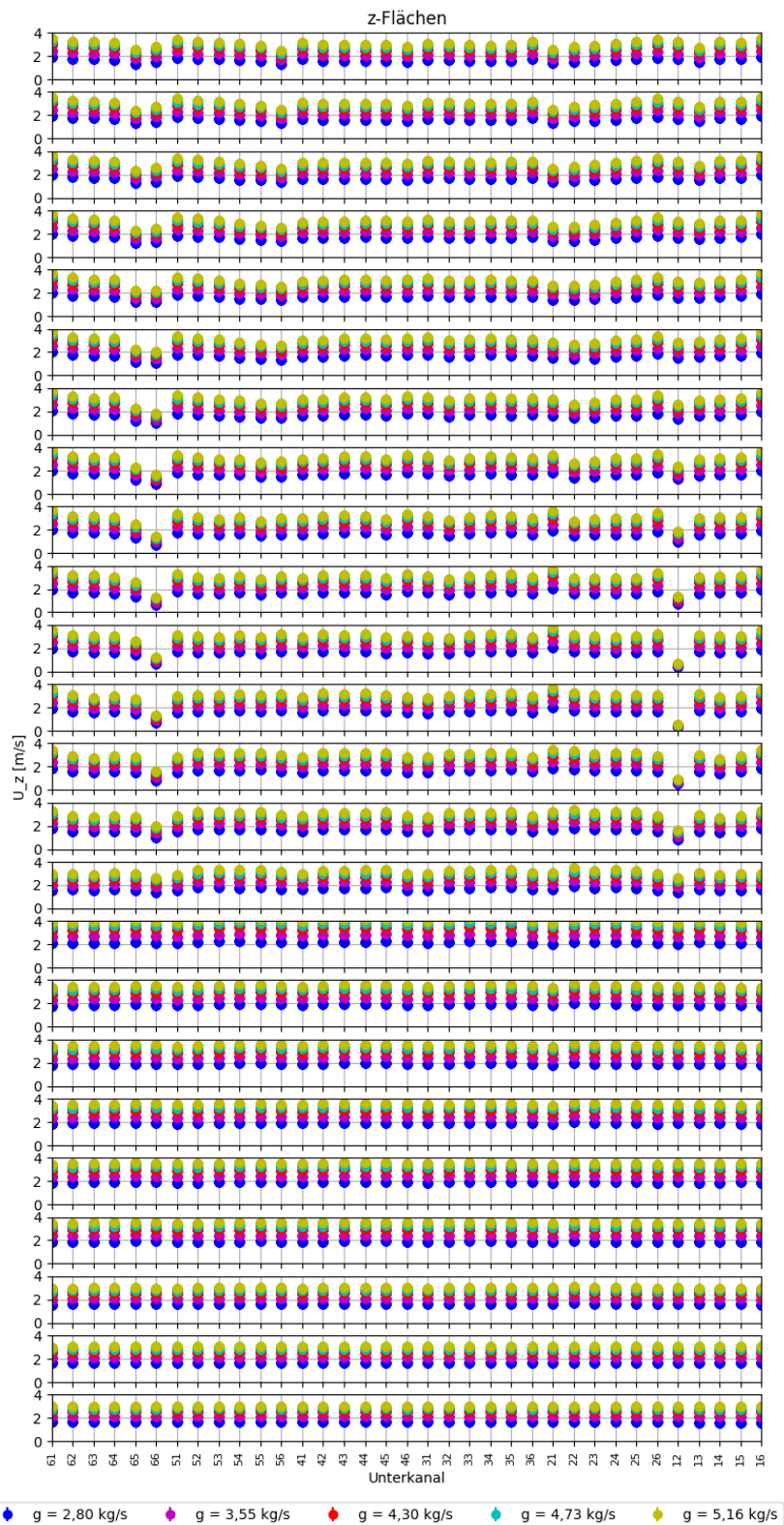


Abb. 4.24 Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

Die Anordnung entspricht der Anordnung der Ebenen in z-Richtung der Simulation.

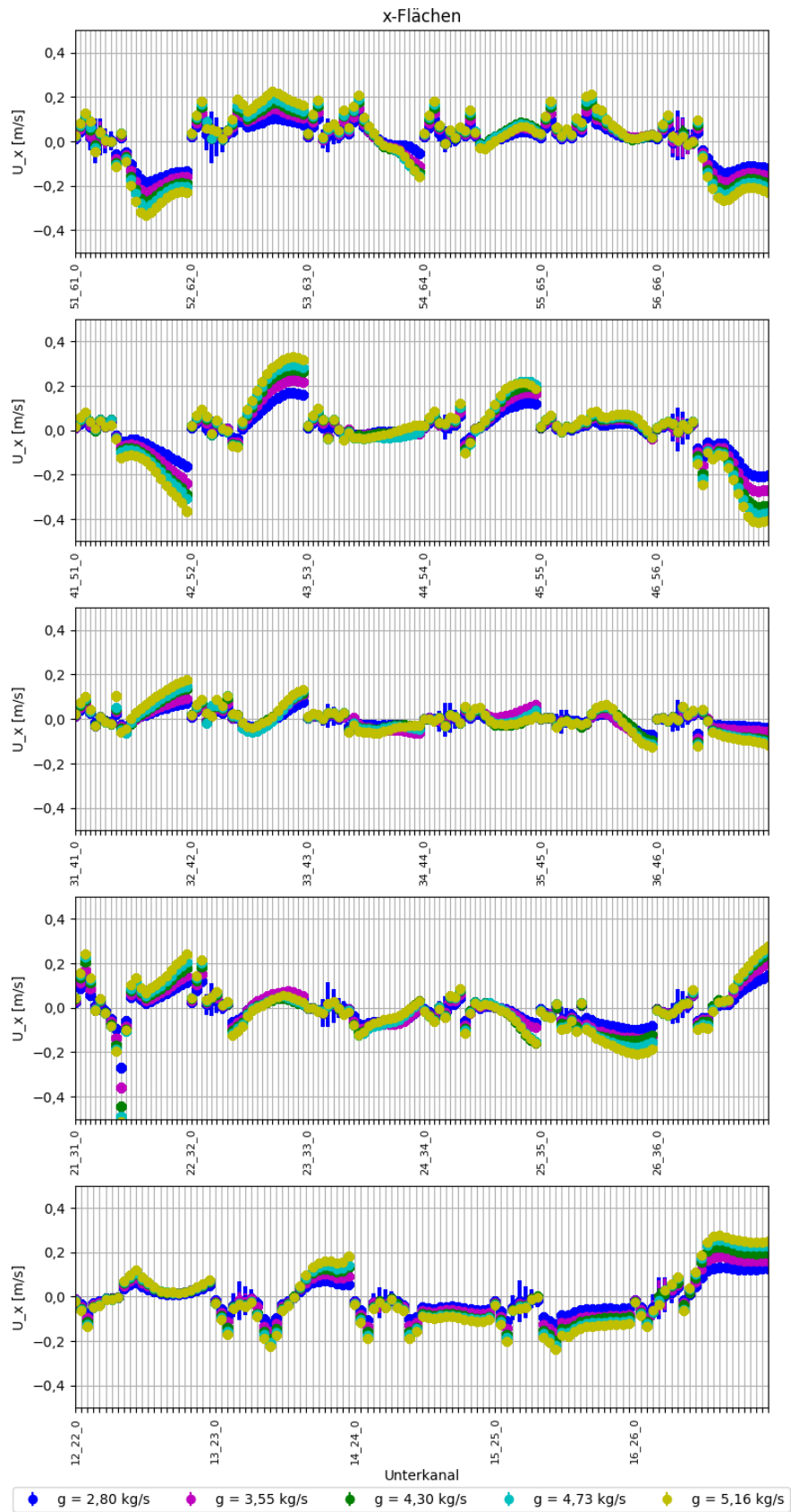


Abb. 4.25 Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

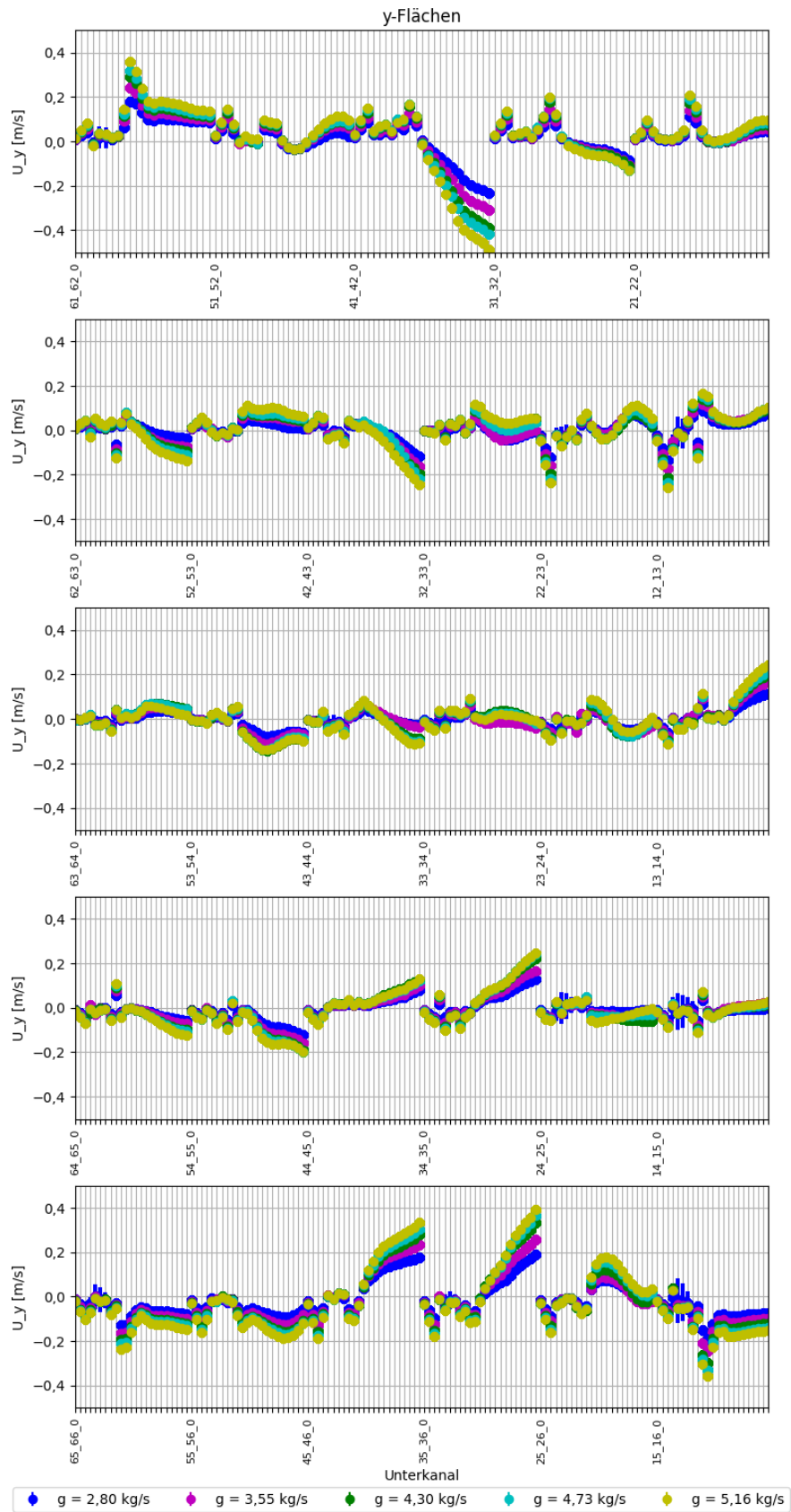


Abb. 4.26 Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

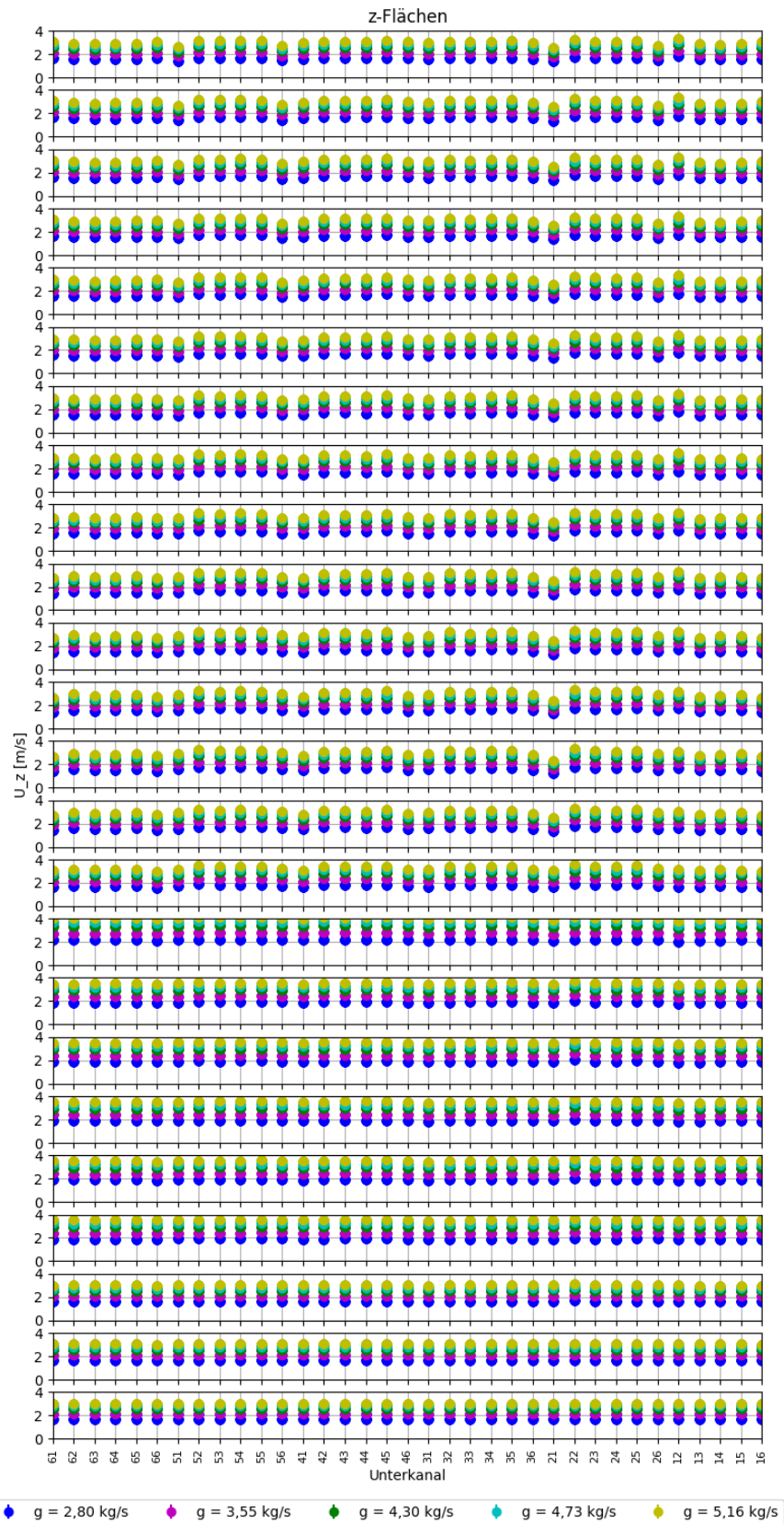


Abb. 4.27 Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass

In Abb. 4.28 sind die Konvektionsfaktoren für die 4 innersten Unterkanäle jeweils mit den vier umliegenden Unterkanälen dargestellt, wobei die Konvention verwendet wurde, dass die umliegenden Unterkanäle mit den „Himmelsrichtungen“ Nord, Süd, West und Ost bezeichnet wurden (in Abb. 4.29 die für einen der 35 Unterkanäle; Grafiken für alle Unterkanäle siehe Anhang Abb. A.12). Das Vorzeichen der Konvektionsfaktoren wurde so gewählt, dass der erste Peak immer positiv ist. Man kann erkennen, dass sich dieser Konvektionsfaktor insbesondere für die inneren Unterkanäle für alle vier Unterkanäle und alle vier Richtungen sehr ähnlich verhält. Dies rechtfertigt den Ansatz von CTF, nur einen Konvektionsfaktor zu verwenden. Die Information über die Richtung der Querströmung ist ein zusätzlicher Eingabeparameter von CTF, der neben dem, jeweils für eine z-Koordinate gemittelten, Konvektionsfaktor angegeben werden muss.

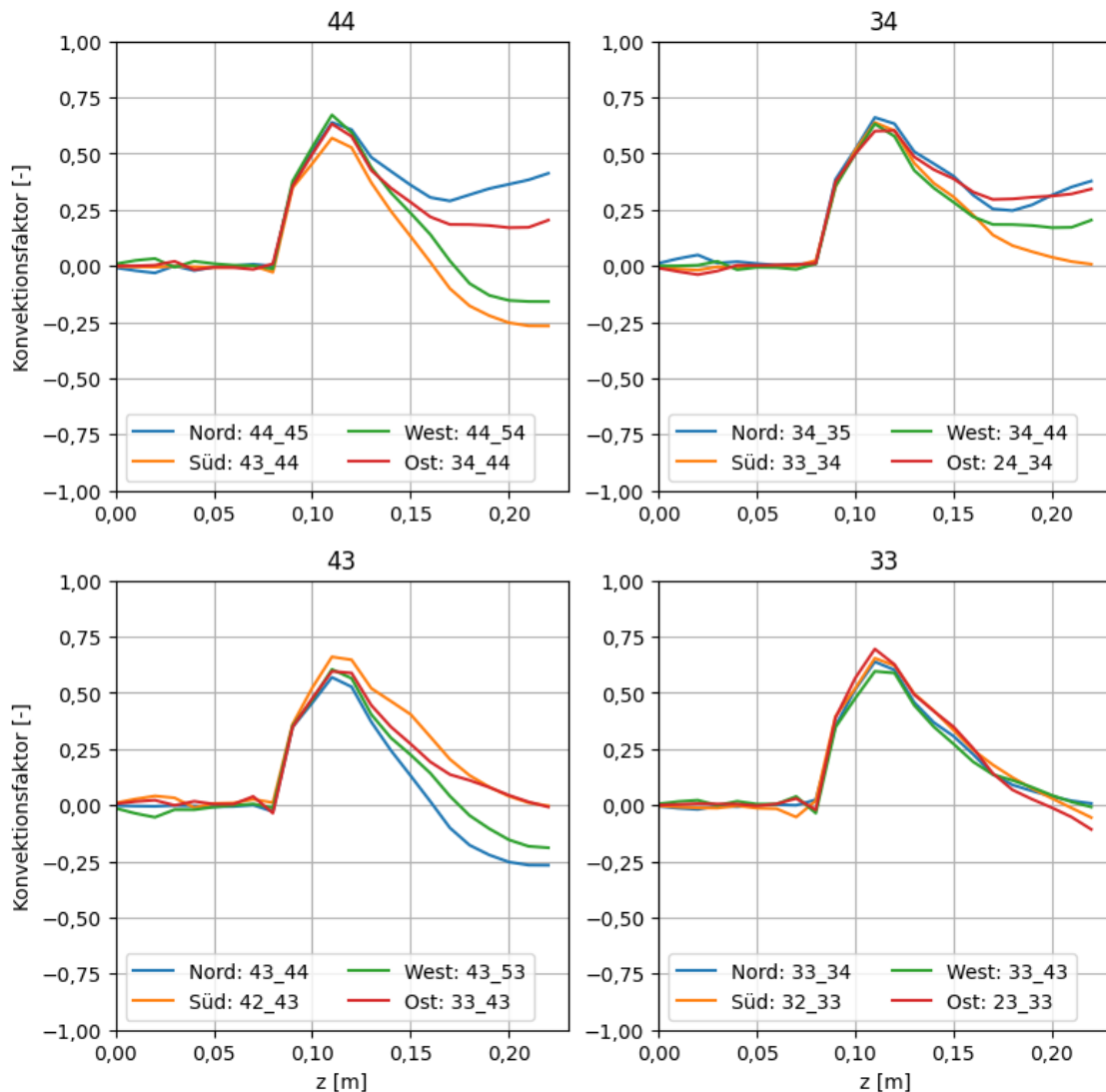


Abb. 4.28 Konvektionsfaktor des „Split-Typs“ für die inneren Unterkanäle

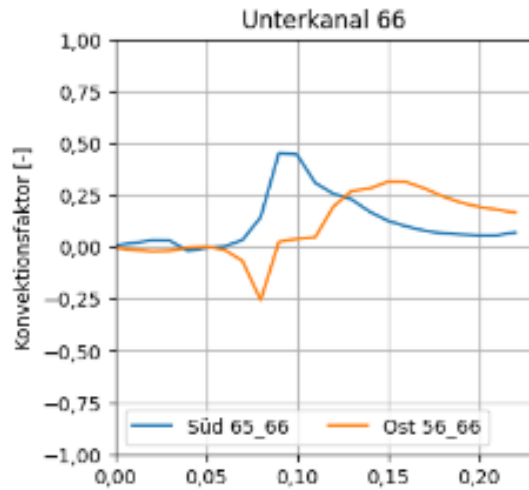


Abb. 4.29 Konvektionsfaktor des „Split-Typs“ für einen der Unterkanäle. Die Achsenparameter entsprechen denen aus Abb. 4.28

Für CTF müssen die Konvektionsfaktoren aller Kernkanäle zu einer Angabe in Abhängigkeit von der axialen Richtung zusammengefasst werden. In Abb. 4.30 wurde der gemittelte Konvektionsfaktor einmal auf Basis aller Unterkanäle und einmal nur unter Verwendung der inneren Unterkanäle bestimmt. Mit inneren Unterkanälen waren dabei alle Unterkanäle gemeint, die nicht an eine Wand grenzen. Auch wenn die Streuung bei Verwendung aller Unterkanäle größer war, so stimmten die auf Basis der zwei Gesamtheiten berechneten Mittelwerte gut überein.

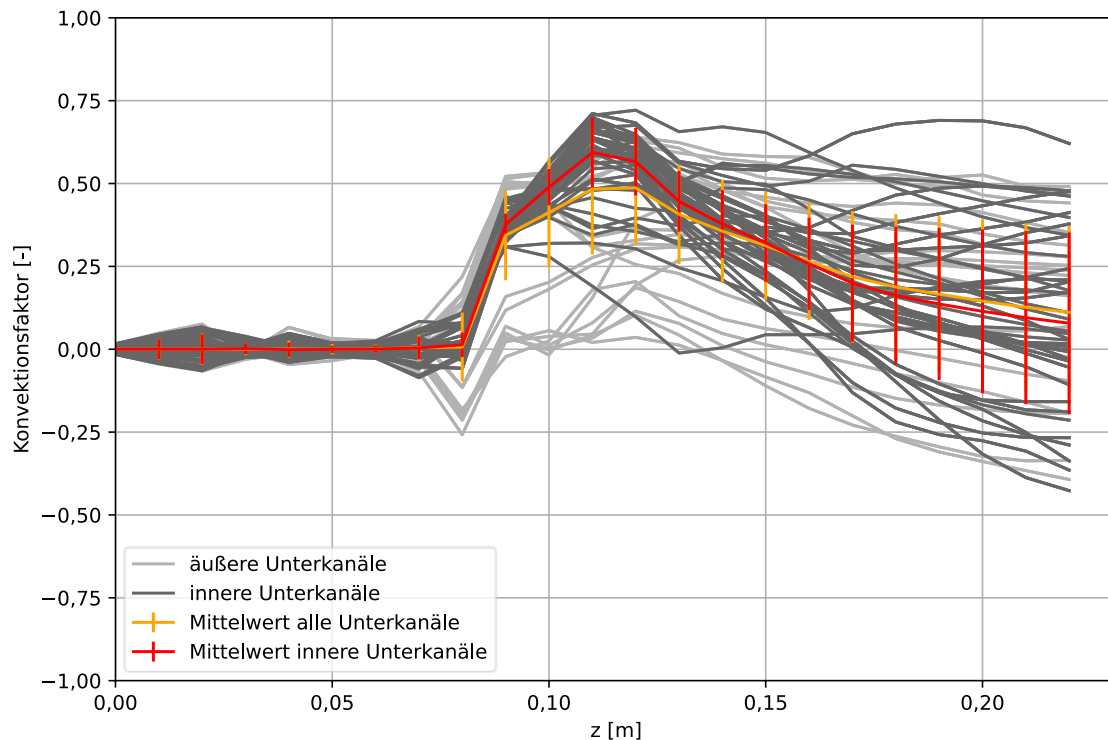


Abb. 4.30 Gemittelte Konvektionsfaktoren des „Split-Typs“ für alle bzw. die inneren Unterkanäle

Die gleiche Analyse führte für den „Swirl-Typ“ zu den gemittelten Konvektionsfaktoren aus Abb. 4.31. Zwar treten teilweise deutliche Querströmungen auf, im Mittel sowohl über alle wie auch über die inneren Unterkanäle heben sich diese Querströmungen aber nahezu auf.

Damit ist die Methode eines vorgegebenen, gemittelten Konvektionsfaktors für diese Art von Abstandshalterdrallfahnen nicht anwendbar, da die verbesserte Durchmischung zwischen den Kernkanälen hierdurch nicht nachgebildet werden kann. Auch die andere Methode, auf Basis der turbulenten Viskosität eine zusätzliche Durchmischung zu modellieren, ist nicht anwendbar, da dabei die von CFD ermittelten makroskopischen, nicht durch das Turbulenzmodell abgebildeten Querströmungen nicht berücksichtigt werden.

Dieser Effekt wurde auch in /AVR 07/ beobachtet, wo Simulationen für ähnliche Brennelementgeometrien für DWR durchgeführt wurden. Dort wurde deshalb eine Art effektive turbulente Viskosität aus Simulationen gewonnen, bei denen für die Unterkanäle unterschiedliche Temperaturen vorgegeben waren und dann die Temperatur, der sich mischenden Strömung bestimmt wurde. Mit dieser Methode werden sowohl die diffusive als auch die konvektive Durchmischung der Unterkanäle berücksichtigt. Es sollte

allerdings auch möglich sein, eine effektive Viskosität als Funktion der turbulenten Viskosität des Turbulenzmodells und der in der CFD-Simulation ermittelten Varianz der Querströmungen zu bestimmen. Eine solche weitergehende Untersuchung konnte im Rahmen dieses Projekts nicht durchgeführt werden.

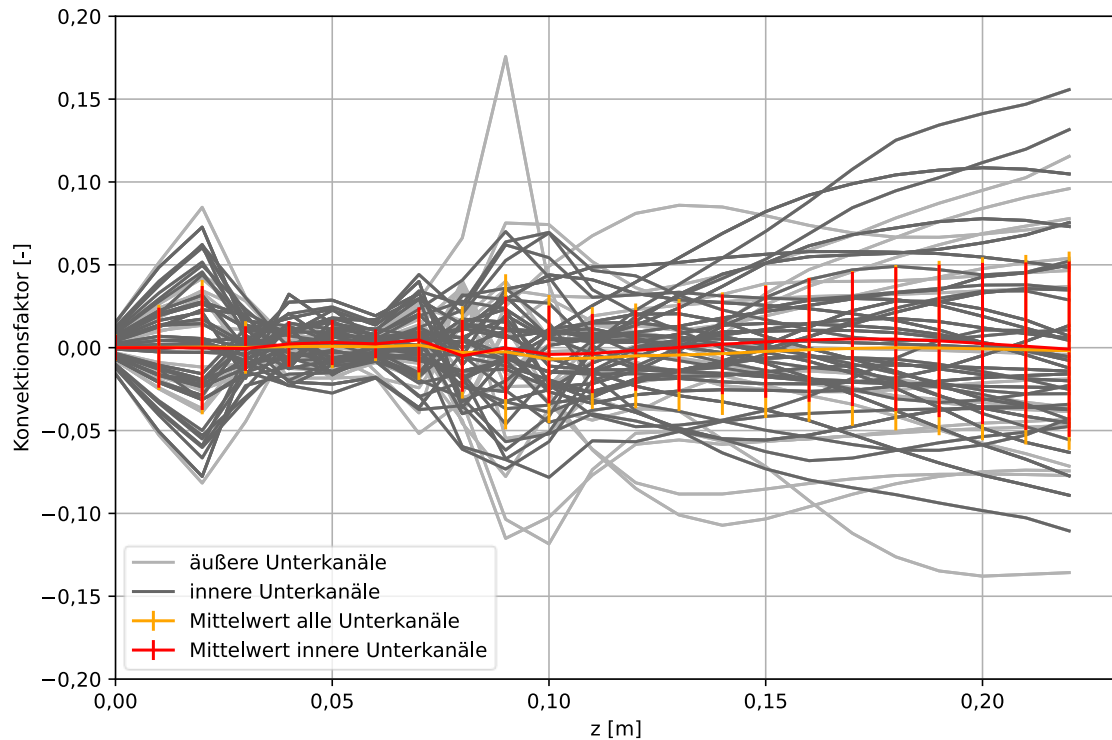


Abb. 4.31 Gemittelte Konvektionsfaktoren des „Swirl-Typs“ für alle bzw. die inneren Unterkanäle

4.4 Schlussfolgerungen aus den CFD-Simulationen

Es wurden CFD-Simulationen zur Bestimmung des Geometrieinflusses auf die Strömung im Bereich des Brennelementfußes und zum Einfluss der unterschiedlichen Abstandshalterföhnchen auf die Vermischung zwischen Unterkanälen innerhalb eines Brennelements durchgeführt. Die Ergebnisse der CFD-Simulationen wurden so aufbereitet, dass sie als Eingangsdaten für die Simulationen mit CTF verwendet werden konnten, insbesondere die Strömungsgeschwindigkeiten am Einlass der Unterkanäle im CTF-Modell und verschiedene Größen (Konvektionsfaktoren/Strömungsrichtungen) zur Berücksichtigung des Queraustausches zwischen den Unterkanälen. Dabei zeigte sich, dass die aktuell bei der GRS zur Verfügung stehenden Rechenkapazität teilweise zu Einschränkungen beim Nachweis der Gitterunabhängigkeit der durchgeführten Simulationen führte. Trotzdem konnten alle Simulationen durchgeführt werden und lieferten

nachvollziehbare Ergebnisse. Eine Validierung anhand von Versuchsdaten konnte aus Mangel an solchen Daten nicht durchgeführt werden. Eine aus der Vorbereitung der Simulationen gewonnene Erfahrung war, dass die Open-Source-Tools FreeCAD und snappyHexMesh erfolgreich eingesetzt werden konnten, um aus technischen Zeichnungen die Geometrie zu erstellen und das Gitter für einen Teil der Simulationen zu erstellen.

5 Erweiterung der thermohydraulischen Unterkanalmodelle in CTF (Arbeitspaket 3)

5.1 Einbeziehung hydraulischer Ausgleichsschlitze (Arbeitspunkt 3.1)

Im Berichtszeitraum wurden in das CTF-Modell des SVEA96 Optima2-Brennelements hydraulische Ausgleichsschlitze zwischen den Teilbündeln des Brennelements implementiert. Die Ausgleichsschlitze wurden in einem Vollbündelmodell mit Querverbindungen zwischen den Teilbündeln dargestellt. Die Querverbindung wird in der gesamten Höhe des Modells definiert. Die Datensätze 5 und 6 der CTF-Eingabe werden verwendet, um die Breite der Querverbindungen in beliebigen axialen Knoten von 100 % auf 0,01 % ihrer Größe zu ändern. Im Grunde wird der Spalt in diesem Knoten geschlossen und jeglicher Massenaustausch verhindert.

Anschließend wurden Testsimulationen mit diesem so erweiterten CTF-Modell durchgeführt (siehe Abb. 5.1). Drei Modelle werden verglichen:

- Im Referenzmodell sind die Ausgleichsschlitze offen auf der ganzen Höhe und die 4 Teilbündeln haben die gleiche Moderator-Eintrittstemperatur.
- Im zweiten Modell sind die Ausgleichsschlitze auch offen auf der ganzen Höhe aber ein Teilbündel hat eine erhöhte Moderator-Eintrittstemperatur (275 °C vs. 273 °C).
- Im dritten Modell sind die Ausgleichsschlitze „geschlossen“ (0,01 % ihrer Größe) in Knoten 12 bis 16. In diesem Fall hat ein Teilbündel eine erhöhte Moderator-Eintrittstemperatur (275 °C vs. 273 °C).

In Abb. 5.2 wird die axiale Verteilung des Austauschmassenstroms durch einen Ausgleichsschlitz in den drei CTF-Modellen dargestellt. In Abb. 5.3 wird die axiale Verteilung der Druckdifferenz auf beide Seiten eines Ausgleichsschlitzes in den drei CTF-Modellen dargestellt. In einem vollkommen symmetrischen Bündel ergäbe sich kein Druckunterschied zwischen den Teilbündeln und deshalb auch kein Massenaustausch durch die Querverbindungen. Eine Asymmetrie zwischen den Teilbündeln wird in der Testrechnung durch Erhöhung der Eintrittstemperatur in einem der vier Teilbündel herbeigeführt, siehe Abb. 5.1. In diesem Modell entsteht ein Druckunterschied zwischen den Teilbündeln durch früheres Sieden, und die Simulation liefert den erwarteten Massenaustausch. In Knoten, bei denen die Querverbindungsbreite auf 0,01 % eingestellt ist, wird kein

Massenaustausch beobachtet, wodurch der Modellierungsansatz der hydraulischen Ausgleichsschlitzte bestätigt wird.

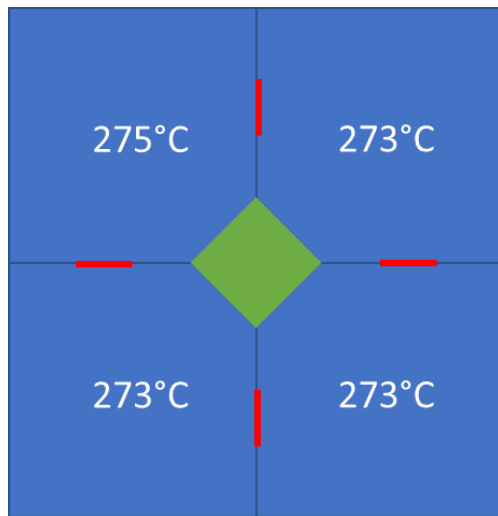


Abb. 5.1 Darstellung des CTF-Modells eines SVEA96 Optima2-Brennelements

Die hydraulischen Ausgleichsschlitzte zwischen den Teilbündeln des Brennelements werden in Rot dargestellt.

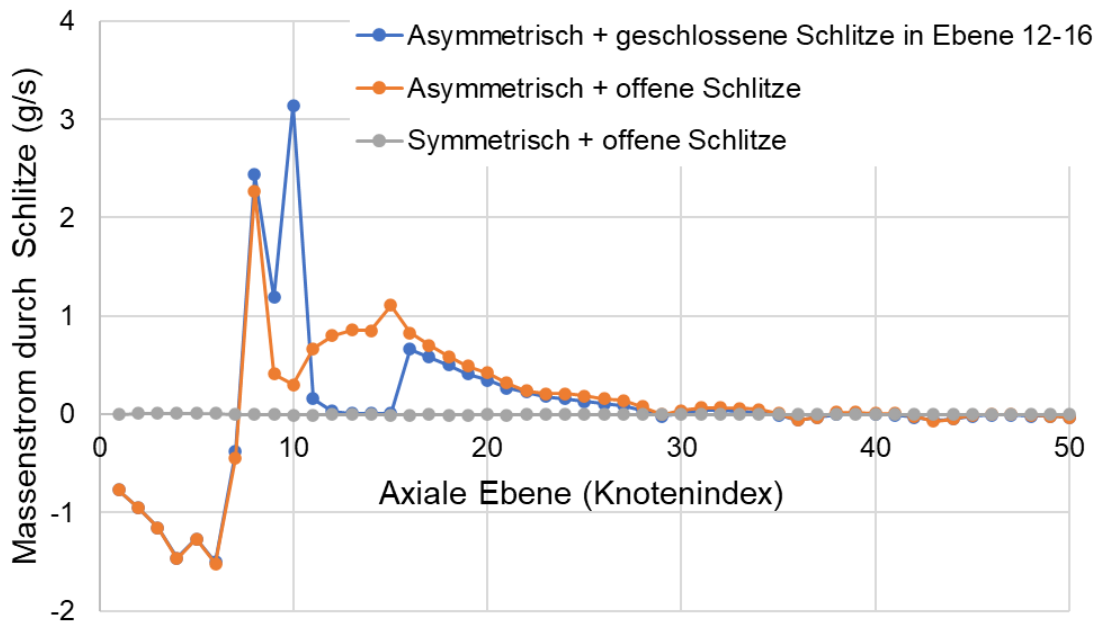


Abb. 5.2 Axiale Verteilung des Austauschmassenstroms durch einen Ausgleichsschlitz in verschiedenen CTF-Modellen

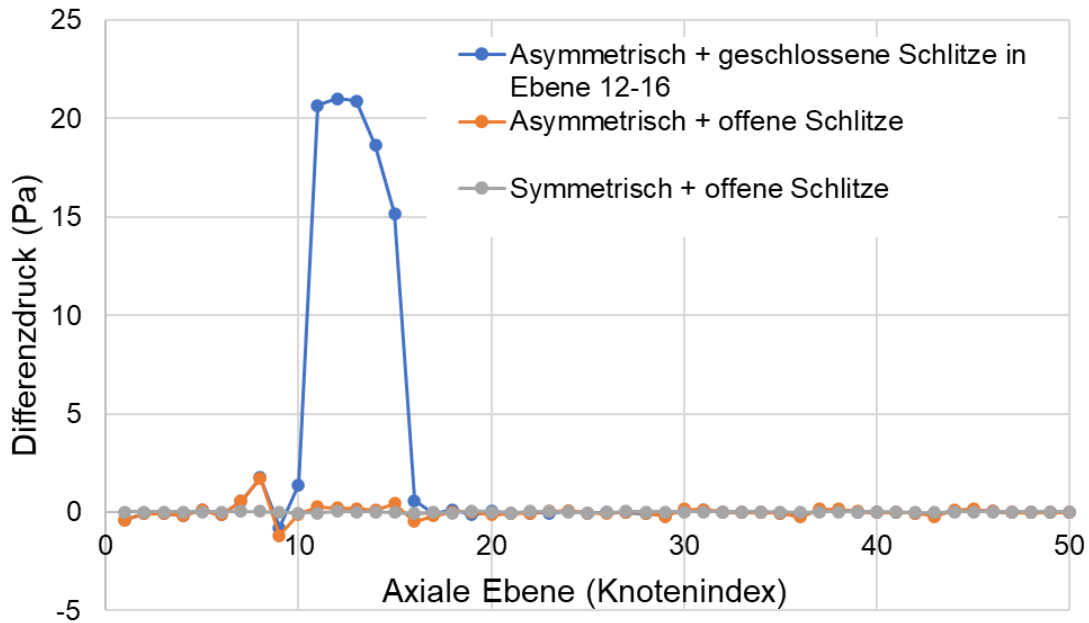


Abb. 5.3 Axiale Verteilung der Druckdifferenz auf beide Seiten eines Ausgleichschlitzes in verschiedenen CTF-Modellen

5.2 Einbeziehung von CRUD (Arbeitspunkt 3.2)

Eignung des Codes MAMBA

Zur Simulation von CRUD in der Thermohydraulik soll auch der Code MAMBA auf seine Eignung für dieses Vorhaben hin untersucht werden. Zwar ist dessen Einsatzgebiet nicht vorrangig SWR sondern DWR, doch soll MAMBA Einblicke in die CRUD-Bildung ermöglichen. Daher wurde im Projektzeitraum eine Lizenz von MAMBA bezogen und dieser Code installiert.

MAMBA geht von der Annahme aus, dass partikelförmiges Nickelferrit die einzige Verbindung ist, die zum Wachstum der CRUD-Schichtoberfläche beiträgt. Es wird davon ausgegangen, dass die CRUD-Struktur bis zu einer bestimmten Porosität wächst, die standardmäßig bei 70 % liegt. Sobald die Nickelferrit-Konzentration in der CRUD-Schicht ausreicht, um den gesamten Knoten mit einer Porosität von 70 % zu füllen, wird der Knoten von einem Randknoten zu einem Innenknoten umgewandelt. Der Koeffizient der Ablagerungsrate wird als Arrhenius-Rate beschrieben, wobei der Vorfaktor und die Aktivierungsenergie Konstanten sind, die verändert werden können. Während die Oberflächenkinetik nur das Wachstum von Nickelferrit berücksichtigt, erlaubt die interne

Kinetik (in Innenknoten) die Veränderung mehrerer Spezies, darunter Nickelferrit (NiFe_2O_4), lösliches Nickel (Ni), lösliches Eisen (Fe), lösliches Bor (B), lösliches Lithium (Li), löslicher Wasserstoff (H_2) und Dilitiumtetraborat ($\text{Li}_2\text{B}_4\text{O}_7$).

Mit MAMBA wurden Testrechnungen anhand zur Verfügung stehender Beispiel-Eingabedatensätze durchgeführt, um Erfahrungen im Umgang und der Interpretation der Ergebnisse von MAMBA zu gewinnen. Da MAMBA vorrangig für die Simulation von DWR mit borsäurehaltigem Kühlmittel ausgelegt ist, müssen alle Prozesse, die Bor beinhalten, deaktiviert werden. In einem ersten Schritt wurde daher das Verhalten von MAMBA untersucht, wenn die Borkonzentration reduziert und auf nahezu null gesetzt wird. Diese Vorarbeiten können dazu dienen, Informationen über den Aufbau und das Wachstum von CRUD zu gewinnen, die dann in einem späteren Schritt in das CTF- und ggfs. das reaktorphysikalische Modell einfließen können.

Neben der Tatsache, dass bei den meisten in MAMBA berücksichtigten chemischen Reaktionen Bor enthalten ist, wird darüber hinaus Zink nicht berücksichtigt, obwohl es bekanntermaßen der wichtigste Bestandteil von CRUD in SWR ist. Die Verwendung von MAMBA hätte daher eine umfangreiche Neuprogrammierung des Codes erfordert, um die relevanten Reaktionen zu modellieren, für die nur wenige Informationen verfügbar waren. Aus diesem Grund wurde beschlossen, MAMBA aufzugeben und einen anderen Weg zur Modellierung von CRUD in CTF zu finden.

Einbeziehung von CRUD im CTF-Modell

Bei der Modellierung von CRUD in CTF innerhalb von VERA ist CTF mit dem von CASL entwickelten Cicada-Code gekoppelt /COL 17/, der Werkzeuge zur Modellierung der 1D- und 3D-Plattierungsleitung und des Oxidwachstums bereitstellt, sowie mit dem von CASL entwickelten MAMBA-Code, der für die Modellierung der Plattierungsrohstoffabscheidung verwendet wird. Dies bedeutet, dass die CRUD-Schicht in CTF nicht explizit modelliert wird, d. h. es werden keine Dicke und keine Materialeigenschaften berücksichtigt. Stattdessen wird der Wärmewiderstand von einem externen Code (z. B. Cicada/MAMBA) übernommen. Wie bereits erläutert ist zurzeit MAMBA nicht für SWR-Anwendungen geeignet. Daher wurde in CTF eine Methode zur Modellierung der CRUD-Schicht entwickelt.

Eine Literaturrecherche wurde durchgeführt und eine Reihe von Veröffentlichungen aus derselben Forschungsgruppe identifiziert, darunter die Doktorarbeit von Lukas Robers von der ETH Zürich mit dem Titel "*Special Flow Phenomena in BWR Fuel Assemblies*" /ROB 21/ und das NURETH-19 Paper von J-M Le Corre et al, "*Multi-Field Transport Model and Local Precipitation of Dissolved Reactor Coolant Impurities in BWR Fuel Bundle*" /COM 22/. Diese Studien konzentrierten sich auf die Entwicklung fortschrittlicher Zwei-Phasen-Strömungsmodelle, die in der Lage sind, die Ablagerung von CRUD in SWR zu reproduzieren und vorherzusagen. Angesichts der verfügbaren Ressourcen können die neuen Modelle im Rahmen des Vorhabens nicht auf CTF angewendet werden. Allerdings sind in diesen Veröffentlichungen realistische CRUD-Schichtdicken und -Orte zu finden.

Eine zusätzliche Literaturrecherche wurde durchgeführt, um die thermischen Eigenschaften (Wärmeleitfähigkeit) des CRUD-Materials (Zinksilikat Zn_2SiO_4) zu ermitteln. Es wurde keine Referenz für Zinksilikat gefunden. Andererseits liegt die Wärmeleitfähigkeit von Zink bei etwa $100 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, für Zinkoxid (ZnO) bei $50 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ und für reines Silikat bei $0,1 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$. Daher wird in der abschließenden Studie eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt, um diese große Bandbreite abzudecken.

Zuerst wurde das CTF-Modell des SVEA96 Optima2-Brennelements um Strukturen zur expliziten Modellierung von CRUD erweitert. In Analogie zum reaktorphysikalischen Modell in HELIOS und TORT-TD wurden an einzelnen Brennstäben zusätzliche Ringzonen mit CRUD und darunterliegender Oxid-Schicht in das CTF-Modell eingeführt. Als Eingabe dienen die Schichtdicke und die thermischen Eigenschaften des CRUD-Materials. Dieses CRUD-Schichtmodell in CTF ging von einer konstanten Stabgeometrie innerhalb eines axialen Abschnitts aus. Eine Anpassung der Definition von Stabobjekten im CTF-Quellcode wurde untersucht, erforderte jedoch zu umfangreiche Änderungen. Stattdessen wurde das CTF-Modell selbst angepasst: Es wurden mehrere axiale Abschnitte verwendet. In jedem axialen Abschnitt könnte Brennstabobjekte definiert werden, jedes mit einer eigenen Geometriedefinition, d. h. einer eigenen CRUD-Schichtdicke.

Schließlich wurde dieser Modellierungsansatz durch einen einfacheren ersetzt, der auf folgenden Überlegungen beruht. Die Wärmeleitfähigkeit k ist wie folgt definiert:

$$k = q \cdot L / \Delta T$$

Darin sind q die Wärmequelle (Wärmestrom je durchflossener Fläche), L die Dicke des vom Wärmestrom durchsetzten Materials, im konkreten Fall die CRUD-Schichtdicke, und ΔT die Temperaturdifferenz über der Dicke L .

Der Wärmewiderstand ist wie folgt definiert:

$$R = \Delta T / q$$

Daraus folgt für den Wärmewiderstand R :

$$R = L / k$$

Für die CRUD-Schichtdicke und die CRUD-Wärmeleitfähigkeit können Werte aus der Literatur verwendet werden.

Als Nächstes wird der Einfluss des CRUD auf die Wärmeübertragung des Brennstabs in CTF simuliert, indem der Wärmewiderstand verwendet wird. Dabei wird die bestehende Schnittstelle zum Cicada-Code verwendet werden. Diese Schnittstelle bietet die Möglichkeit, einen Widerstand für jeden axialen Knoten jedes Brennstabs anzugeben.

Alle Erweiterungen, die für dieses Projekt separat entwickelt wurden, wurden in einem einzigen Modell von CTF zusammengeführt:

- Verwendung der mit CFD berechneten Unterkanal-Massenstromverteilung am Brennelement-Eintritt,
- Modell der hydraulischen Ausgleichsschlitze zwischen den vier Teilbündeln eines SVEA96 Optima2-Brennelements und
- Modellierung der CRUD-Schicht als zusätzlicher Wärmewiderstand.

Für den letzten Punkt wurde die Kopplungsschnittstelle zwischen CTF und TORT-TD erweitert, um die 3D-Verteilung der CRUD-Schichtdicke von TORT zu CTF zu übertragen (siehe AP4). Die Schichtdicke wird dann zur Berechnung des Wärmewiderstands

nach der Beziehung $R = L / k$ verwendet, wobei L die CRUD-Schichtdicke und k die CRUD-Wärmeleitfähigkeit ist.

In AP8 wurden parametrische Studien mit dem gekoppelten Modell durchgeführt, bei denen z. B. die Massenstromverteilung, die Breite des Übertragungsfensters, die CRUD-Schichtdicke und/oder die CRUD-Wärmeleitfähigkeit variiert wurden.

6 Anpassungen von TORT-TD/CTF zur Berücksichtigung von CRUD (Arbeitspaket 4)

6.1 Verarbeitung axialer CRUD-Verteilungen

Zu Beginn dieses Eigenforschungsvorhabens war es in TORT-TD nicht möglich, axiale CRUD-Verteilungen zu verarbeiten. Daher war es notwendig, TORT-TD so zu erweitern, dass axiale CRUD-Profile eingelesen und ausgewählten Brennstäben zugeordnet werden können. Dazu wurde zunächst das in AP 1 (siehe Kapitel 3) recherchierte axiale CRUD-Profil digitalisiert und als ASCII-Datei gespeichert. Abb. 6.2 zeigt das so gewonnene und in AP 8 (Kapitel 10) verwendete CRUD-Profil.

1	CRUD_parameter	1
4.5	Heat conductivitt	'CRUD-Profil.Nucl-Eng-Tech-52-20:
z	µm	128
0.107	14.3	1 1 2 1 Stab A2
0.236	27.2	1 1 1 2 Stab B1
0.362	35.4	1 1 9 1 Stab A9
0.585	25.2	1 1 10 2 Stab B10
0.695	22.9	1 1 1 9 Stab I1
0.814	21.5	1 1 2 10 Stab J2
1.09	69.8	1 1 10 9 Stab I10
1.25	24.3	1 1 9 10 Stab J9
1.47	19.6	1 2 2 1 Stab A2
1.58	15.6	1 2 1 2 Stab B1
1.92	0.0	1 2 9 1 Stab A9
2.36	3.12	1 2 10 2 Stab B10
2.46	0.758	1 2 1 9 Stab I1
2.93	8.31	1 2 2 10 Stab J2
2.97	21.9	1 2 10 9 Stab I10
3.02	34.8	1 2 9 10 Stab J9
3.04	47.4	1 3 2 1 Stab A2
3.11	246	1 3 1 2 Stab B1
3.16	32.1	1 3 9 1 Stab A9
3.19	10.7	1 3 10 2 Stab B10
3.34	16.9	1 3 1 9 Stab I1
3.40	24.7	1 3 2 10 Stab J2
3.48	33.6	1 3 10 9 Stab I10
3.53	60.1	1 3 9 10 Stab J9
3.57	26.4	1 4 2 1 Stab A2
3.66	5.72	1 4 1 2 Stab B1
4.0	0.0	1 4 9 1 Stab A9

Abb. 6.1 Links: Axiale CRUD-Verteilung aus Abb. 3.1 mitsamt Wärmeleitungswert und Information über den CRUD-Parameter der Wirkungsquerschnittsbibliotheken

Rechts: Ausschnitt aus der TORT-TD-Zusatz-Eingabedatei, die die Zuordnung von CRUD-Profilen zu einzelnen Stäben bestimmter Brennelemente festlegt.

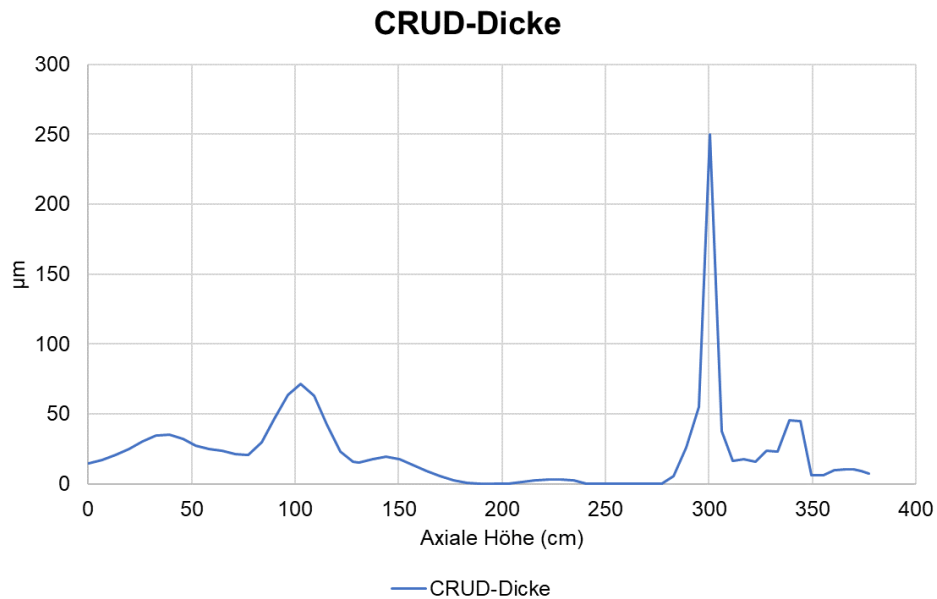


Abb. 6.2 Aus den Messdaten von Abb. 3.1 abgeleitetes CRUD-Schichtdickenprofil

Im nächsten Schritt wurde in TORT-TD ein Verfahren implementiert, welches die Wertepaare eines gegebenen CRUD-Profiles auf die axiale Diskretisierung des Kernmodells überträgt. Dies erfolgt mittels linearer Interpolation. Anschließend war es erforderlich, TORT-TD die Informationen zu übergeben, welche Stäbe mit welchem Abbrandprofil versehen werden sollen. Aus dem Anlagenbetrieb ist bekannt, dass bei SVEA96 Optima2-Brennelementen in erster Linie die Nachbareckstäbe in deren oberen Dritteln von CRUD betroffen sind. TORT-TD wurde daher mit geeigneten Datenstrukturen und einer zusätzlichen Eingabedatei so erweitert, dass diese Informationen verarbeitet werden können. Die CRUD-Profile können nun einzelnen Stabzellpositionen oder wahlweise allen Stabzellen bestimmter Brennelemente zugewiesen werden. Die Verarbeitung von CRUD erfolgt somit mittels zweier Dateien, erstens durch die Datei, die das CRUD-Dickenprofil und zusätzlich die Wärmeleitfähigkeit von CRUD enthält und zweitens durch die Datei, die die Zuordnung zu den Brennstäben bestimmter Brennelemente angibt. In letzterer ist auch vermerkt, welcher der bis zu sechs Rückwirkungsparameter die Parametrisierung nach der CRUD-Dicke beschreibt.

Abschließend wurde in TORT-TD die Möglichkeit geschaffen, in jeder räumlichen Diskretisierungszelle die Wirkungsquerschnittsdaten gemäß der dort vorliegenden CRUD-Dicke durch Interpolation zwischen benachbarten Stützstellen für die CRUD-Parametrisierung bereitzustellen. Dazu wurde die CRUD-Dicke wie ein Rückwirkungsparameter behandelt. Die CRUD-Dicke kann dabei entweder von den obigen CRUD-Profilen oder von bzw. nach CTF geliefert werden (Nähere siehe Abschnitt 6.3).

6.2 Verarbeitung axialer Abbrandverteilungen

Auch bezüglich der Verarbeitung von axialen Abbrandprofilen musste TORT-TD erweitert werden. Das Verfahren ist hinsichtlich der Bereitstellung und Übertragung der Abbrandprofile analog zu axialen CRUD-Profilen, auch die Zuordnung zu einzelnen Brennstäben ausgewählter Brennelemente erfolgt analog. Der größere Aufwand bestand in der Erweiterung von TORT-TD zur Verarbeitung von axialen Abbrandprofilen, denn bisher existierte insbesondere keine Wirkungsquerschnittsinterpolation bezüglich des lokalen Abbrands. Daher wurde das TORT-TD-Modul zur Wirkungsquerschnittsaufbereitung so erweitert, dass nun für jede räumliche Diskretisierungszelle gemäß dem dort vorliegenden Abbrandwert zwischen zwei benachbarten Abbrand-Datensätzen der zugeordneten Wirkungsquerschnittsbibliothek linear interpoliert.

6.3 Erweiterungen und Anpassungen der Kopplungsschnittstelle von TORT-TD/CTF

6.3.1 Austausch von CRUD-Dicke und Wärmeleitfähigkeit

Um den Austausch der CRUD-Dicke zwischen TORT-TD und CTF zu ermöglichen, wurde die Kopplungsschnittstelle entsprechend erweitert. So ist es jetzt möglich, die CRUD-Dicken bidirektional auszutauschen. Dadurch gelingt es, auch vorgegebene, von TORT-TD eingelesene axiale CRUD-Profile an beliebigen Stabpositionen von TORT-TD mitsamt der Wärmeleitfähigkeit an die zugehörigen Unterkanäle von CTF zu übertragen. Dabei wird – wie beim Austausch von Leistungs- und der „klassischen“ thermohydraulischen Verteilungen – zwischen den unterschiedlichen axialen Diskretisierungen beider Codes interpoliert. Ebenso wurde die Möglichkeit geschaffen, die Wärmeleitfähigkeit aus den von TORT-TD eingelesenen CRUD-Profilen an CTF zu übergeben. CTF ist damit in der Lage, zusammen mit der CRUD-Dicke den Wärmewiderstand zu berechnen, der in die thermohydraulische Simulation eingeht.

6.3.2 Verarbeitung von unterkanalspezifischen Eintrittsmassenstrom-Korrekturfaktoren

Die CFD-Simulationen von AP 2 (siehe Kapitel 4) liefern Informationen über die Strömungsverhältnisse des Kühlmittels im Eintrittsbereich des SVEA96 Optima2-Brennelements. Diese Strömungsverhältnisse dienen CTF als Randbedingung der Unterkanäle am Brennelementeintritt. Um diese Informationen für CTF nutzbar zu machen, müssen

sie in unterkanalweise Korrekturfaktoren umgewandelt werden, mit denen die Eintrittsmassenströme so verändert werden, dass sie die CFD-Strömungsverhältnisse wiedergeben. Diese Informationen ergänzen die CTF-Zusatz-Eingabedatei für gekoppelte TORT-TD/CTF-Rechnungen und werden über die Kopplungsschnittstelle den betreffenden Unterkanälen zugeordnet. Die Kopplungsschnittstelle wurde entsprechend erweitert, um CTF die Strömungsverhältnisse im Eintrittsbereich mitzuteilen. Abb. 6.3 zeigt einen Ausschnitt aus der Zusatz-Eingabedatei für CTF mit diesen Korrekturfaktoren für alle Unterkanäle eines SVEA96 Optima2-Brennelements.

Unterkanal Massenstromfaktor:

0.48	0.67	0.73	0.75	0.66	0.36	0.38	0.60	0.77	0.75	0.68	0.52
0.64	1.25	1.39	1.36	1.31	0.75	0.77	1.19	1.37	1.35	1.35	0.69
0.69	1.31	1.43	1.38	1.27	0.77	0.80	1.14	1.36	1.35	1.35	0.75
0.73	1.38	1.49	1.42	1.27	0.78	0.78	1.20	1.41	1.37	1.37	0.77
0.65	1.19	1.25	1.18	1.80	-1.00	-1.00	1.78	1.20	1.15	1.20	0.61
0.41	0.81	0.79	0.82	-1.00	-1.00	-1.00	-1.00	0.78	0.80	0.78	0.38
0.39	0.77	0.75	0.81	-1.00	-1.00	-1.00	-1.00	0.79	0.78	0.75	0.36
0.68	1.24	1.30	1.20	1.83	-1.00	-1.00	1.85	1.29	1.27	1.30	0.65
0.69	1.32	1.42	1.35	1.20	0.79	0.81	1.20	1.43	1.39	1.36	0.75
0.67	1.34	1.47	1.42	1.31	0.76	0.80	1.26	1.50	1.44	1.40	0.73
0.64	1.18	1.34	1.32	1.25	0.77	0.82	1.19	1.39	1.32	1.26	0.68
0.45	0.64	0.67	0.69	0.68	0.39	0.41	0.65	0.73	0.69	0.64	0.48

Abb. 6.3 Ausschnitt aus der Zusatz-Eingabedatei für CTF für gekoppelte TORT-TD/CTF-Rechnungen, der aus CFD-Simulationen abgeleitete unterkanalspezifische Eintrittsmassenstrom-Korrekturfaktoren enthält

(-1 bedeutet, dass keine Übertragung stattfindet, da zentraler Wasserkanal.).

7 Generierung nuklearer Daten für TORT-TD unter Einbeziehung von CRUD (Arbeitspaket 5)

Ziel dieses Arbeitspakets war die Generierung stabzellhomogenisierter⁵ Weniggruppen-Wirkungsquerschnittsbibliotheken für SVEA96 Optima2-Brennelemente unter Einbeziehung von CRUD, die nach relevanten thermohydraulischen Rückwirkungsgrößen parametrisiert sind. Durch eine zusätzliche Parametrisierung der Wirkungsquerschnitte nach der CRUD-Schichtdicke können unterschiedliche Schichtdicken berücksichtigt werden. Zur Übertragung der lokalen CRUD-Dicke nach TORT-TD wurde die Kopplungsschnittstelle von TORT-TD/CTF geeignet erweitert, siehe Kapitel 6, „Anpassungen von TORT-TD/CTF zur Berücksichtigung von CRUD (Arbeitspaket 4)“. Die Arbeiten umfassten auch die Erzeugung von Daten verzögerter Neutronen für Transientensimulationen. Dazu wurden die Brennelementmodelle für den Spektral- und Abbrandcode HELIOS /CAS 91/ unter Nutzung der Informationen aus Kapitel 3, „Aufarbeitung des für das Vorhaben relevanten Standes von Wissenschaft und Technik (Arbeitspaket 1)“, hier also zu den zu erwartenden axialen CRUD-Dicken-Profilen, erweitert. Diese Arbeiten sind im folgenden Abschnitt beschrieben. Der daran anschließende Abschnitt 7.2 dokumentiert die durchgeführten Test- und Produktionsrechnungen mit den erweiterten Brennelementmodellen.

7.1 Generierung nuklearer Daten für TORT-TD unter Einbeziehung von CRUD (Arbeitspunkt 5.1)

Als erster Schritt wurden die HELIOS-Modelle des SVEA96 Optima2-Brennelements aus dem Vorgängervorhaben 4718R01316 um zusätzliche radiale Ringzonen auf den Hüllrohre der Brennstäbe erweitert. Die Modellierung von CRUD und zusätzlich einer Oxidationsschicht auf dem Hüllrohr erfordert die Einführung zusätzlicher Ringzonen, die mit den Radien r_{crud} und r_{ox} beschrieben werden, siehe Abb. 7.1. Dabei ist der Wert von r_{ca} gegenüber dem Stab ohne CRUD und Oxid unverändert. Die Oxidation geschieht auf Kosten der Hüllrohrwandstärke, d. h. die Reduzierung der Hüllrohrwandstärke wird durch die Oxidschicht bewirkt, $r_{\text{ox}} < r_{\text{ca}}$, genauer: $r_{\text{ox}} + d_{\text{ox}} = r_{\text{ca}}$, wobei d_{ox} die Dicke der Oxidschicht ist Diese liegt bei 10 μm , was zugleich dem geringsten Wert entspricht, den HELIOS zulässt. $r_{\text{crud}} > r_{\text{ca}}$, genauer: $r_{\text{crud}} = r_{\text{ca}} + d_{\text{crud}}$, wobei d_{crud} die Dicke der CRUD-

⁵ Eine Stabzelle ist z. B. durch einen Brenn- oder Absorberstab mit umgebender Moderator-/ Kühlmittelgitterzelle definiert.

Schicht ist. Das HELIOS-Modell wurde um eine Variante erweitert, die CRUD und Oxid abbilden kann. Die CRUD-Dicke kann über einen Parameter eingestellt werden. Dieser Parameter lässt sich über das Jobskript ändern, so dass man nach CRUD-Dicke parametrisierte Wirkungsquerschnittsbibliotheken generieren kann.

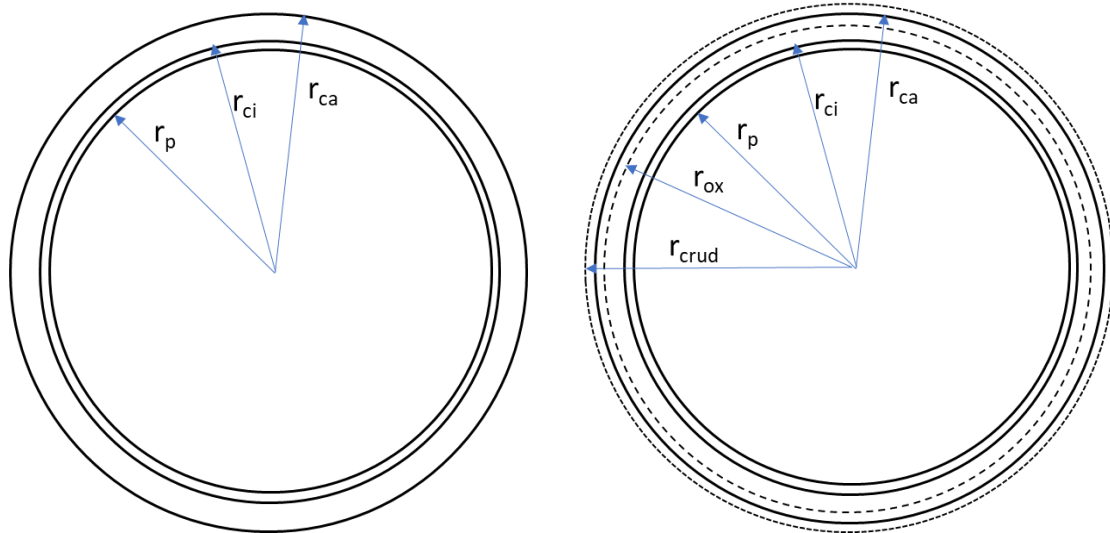


Abb. 7.1 Ringzonen außerhalb des Pellets für einen Brennstab ohne (links) und mit (rechts) CRUD und Oxid

7.2 Durchführung von Test- und Produktionsrechnungen mit HELIOS (Arbeitspunkt 5.2)

Unter Verwendung der im vorigen Abschnitt erweiterten HELIOS-Modelle für das SVEA96 Optima2-Brennelement wurden mittels HELIOS-2.03.03 stabzellhomogenisierte Wirkungsquerschnittsbibliotheken generiert, die auch nach der CRUD-Dicke parametrisiert sind. Der aus der Literatur identifizierte CRUD-Schichtdicken-Bereich zwischen 10 μm bis 250 μm (siehe Kapitel 3) wurde dabei durch drei äquidistante Stützstellen bei 10 μm , 130 μm und 250 μm abgedeckt. Zusätzlich blankes Hüllrohr (0 μm CRUD) ergibt insgesamt vier Stützstellen für die CRUD-Dicke. Zur Generierung der Wirkungsquerschnittsbibliotheken wurden die Job-Skripte, die die HELIOS-Rechenjobs (Abbrand- und Verzweigungsrechnungen) steuern, durch Einführung einer zusätzlichen Schleife über die CRUD-Stützstellen erweitert. Durch die vier zusätzlichen CRUD-Stützstellen hat jede Wirkungsquerschnittsbibliothek nun insgesamt 624 statt bisher 156 Stützstellen. Entsprechend vervierfachen sich auch Dateigröße und Speicherbedarf.

Diesen Anforderungen wurde in zweierlei Hinsicht begegnet. Erstens wurden zusätzlich zu den vorgenannten, nachfolgend als *Referenz*-Bibliotheken bezeichnet, sog. *Produktions*-Bibliotheken generiert, die sich von den Referenz-Bibliotheken durch eine von 13 auf 7 verringerte Anzahl von Stützstellen für die Moderatorichte unterscheiden.

Um zu testen, inwieweit sich diese Stützstellenreduktion auf die TORT-TD/CTF-Simulationsergebnisse auswirken, wurde die Transiente Turbinenschnellschluss ohne Verfügbarkeit der Frischdampf-Umleitstation, kurz TUSA ohne FDU, (limitierende Transiente für MASL-Berechnung) mit den Produktions-Wirkungsquerschnittsbibliotheken nachgerechnet und mit den Ergebnissen der Referenz-Bibliotheken aus dem Vorgängervorhaben (4718R01316) für ein Minikernmodell aus 4 × 4 SVEA96 Optima2-Brennelementen verglichen. Dies stellt zugleich einen Vergleich zwischen den mit HELIOS-1.12 und mit HELIOS-2.03.03 generierten Wirkungsquerschnitten dar. Wie aus Abb. 7.2 und Abb. 7.3 hervorgeht, sind für die Zeitverläufe der Minikern-Gesamtleistungen sowie der Brennstofftemperatur-Maxima keine signifikanten Unterschiede festzustellen. Die in Kapitel 10 beschriebenen TORT-TD/CTF-Simulationen wurden daher mit den kompakteren *Referenz*-Bibliotheken durchgeführt.

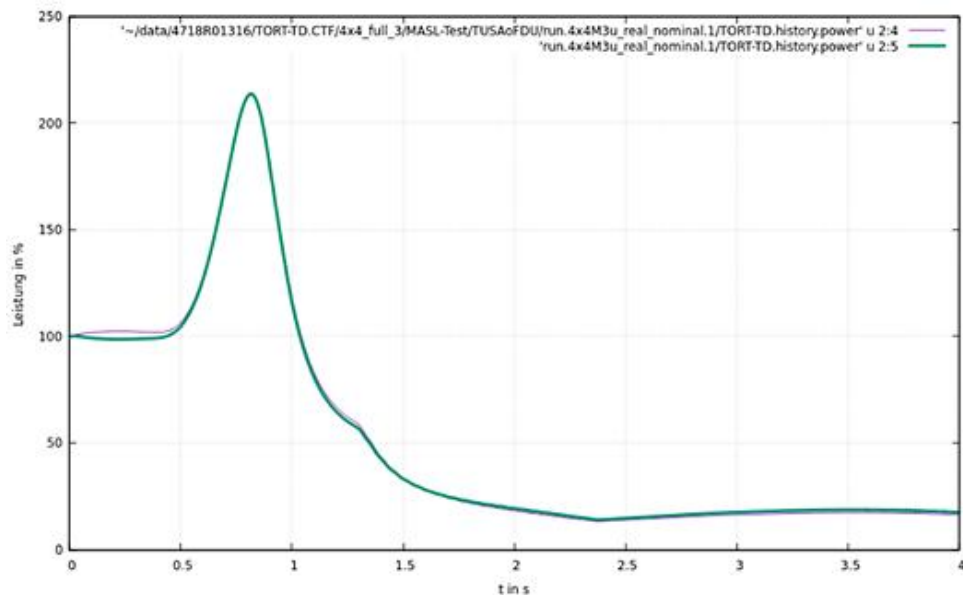


Abb. 7.2 Leistungsverläufe der Transiente TUSA ohne FDU

Gerechnet mit den Produktions-Wirkungsquerschnittsbibliotheken (grün) und mit den Referenz-Wirkungsquerschnittsbibliotheken (violett).

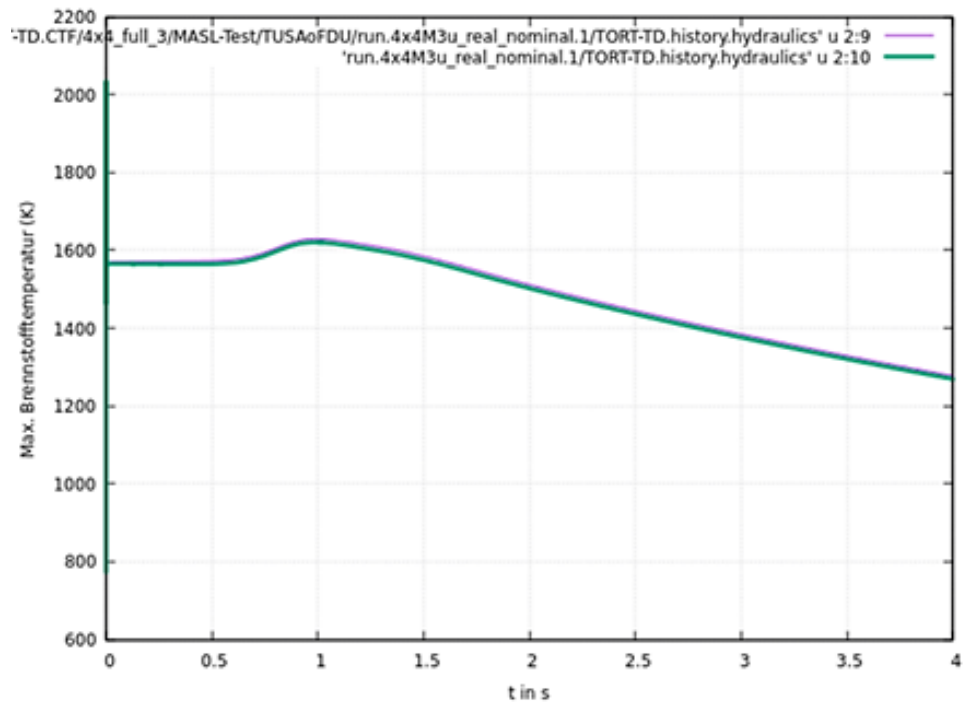


Abb. 7.3 Zeitverläufe der maximalen Brennstofftemperaturen während der Transiente TUSA ohne FDU

Gerechnet mit den neuen Produktions-Wirkungsquerschnittsbibliotheken (grün) und mit den Referenz-Wirkungsquerschnittsbibliotheken (violett).

Zweitens wurde in TORT-TD für das NEMTAB-Format zusätzlich zur bestehenden ASCII-Darstellung eine binäre Repräsentation eingeführt. Zwar sind die Bibliotheken dadurch nur noch maschinenlesbar, benötigen jedoch weniger Speicherplatz und – noch wichtiger – werden von TORT-TD wesentlich schneller eingelesen. So verkürzt sich der Zeitaufwand des Einlesens der 3200 Wirkungsquerschnittsbibliotheken um etwa den Faktor 10. Die Konvertierung vom ASCII- ins binäre NEMTAB-Format erfolgt in TORT-TD selbst. Durch Angabe eines Eingabeparameters schreibt TORT-TD die zuvor im ASCII-Format eingelesenen Bibliotheken in binären NEMTAB-Dateien. Über diesen Eingabeparameter kann dann gesteuert werden, dass TORT-TD fortan die binären Dateien einliest.

Zur systematischen Überprüfung der Wirkungsquerschnittsbibliotheken wurden für die drei angereicherten axialen Zonen des SVEA96 Optima2-Brennelements jeweils stabzellaufgelöste Modelle in TORT-TD erstellt. Ziel war es, mit Hilfe dieser Modelle Multiplikationsfaktoren und stabweise Leistungsverteilungen zu berechnen und mit den entsprechenden HELIOS-Ergebnissen zu vergleichen, denn mit dem HELIOS-Postprozessor ZENITH lassen sich stabweise Leistungsverteilungen ebenfalls ermitteln. Dabei wurde

auch die CRUD-Dicke variiert. Die Auswertungen der Vergleiche zeigen gute Übereinstimmungen zwischen TORT-TD und HELIOS, erkennbar an Abweichungen in den Leistungsverteilungen, die maximal unter 3% und im Mittel weniger als etwa 1,6% betragen. Tab. 7.1 bis Tab. 7.3 fassen die Vergleiche für drei angereicherten axialen Zonen im jeweils unkontrollierten Zustand zusammen. Die Einführung der CRUD-Schichten (Maximaldicke 250 µm) hat demnach keinen erkennbaren Einfluss auf die Qualität der Übereinstimmung zwischen TORT-TD und HELIOS.

Tab. 7.1 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die untere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	1.07455	1.075	2.70%	-1.45%	1.07%
5	1.1481	1.15137	2.01%	-1.86%	1.17%
10	1.22966	1.23419	2.14%	-2.44%	1.54%
30	1.07424	1.07968	1.70%	-2.13%	1.34%
70	0.808164	0.81429	1.67%	-1.64%	1.01%

Tab. 7.2 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die mittlere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	1.06737	1.06775	1.72%	-1.26%	0.89%
5	1.15349	1.15761	1.49%	-1.47%	0.91%
10	1.23737	1.24352	1.80%	-2.10%	1.20%
30	1.07937	1.08631	1.39%	-1.89%	0.99%
70	0.79783	0.80494	1.07%	-1.48%	0.74%

Tab. 7.3 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die obere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	1.04463	1.04813	1.75%	-1.49%	0.94%
5	1.15868	1.16834	1.51%	-1.70%	1.02%
10	1.26486	1.27764	2.18%	-2.46%	1.49%
30	1.09295	1.10378	1.83%	-2.17%	1.28%
70	0.774608	0.7777	1.30%	-1.67%	0.94%

Tab. 7.4 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die untere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke)

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	0.872844	0.87058	3.6%	-3.0%	1.3%
5	0.926828	0.92575	2.9%	-3.1%	1.1%
10	0.986142	0.98478	2.1%	-3.5%	1.1%
30	0.854246	0.85498	2.4%	-3.2%	1.0%
70	0.624128	0.6291	2.5%	-2.8%	0.9%

Tab. 7.5 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die mittlere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke)

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	0.857116	0.8599	4.0%	-3.5%	1.4%
5	0.917646	0.92349	3.5%	-3.5%	1.2%
10	0.976839	0.98424	2.9%	-3.8%	1.1%
30	0.844553	0.852	3.0%	-3.9%	1.1%
70	0.607577	0.61413	2.9%	-3.6%	1.1%

Tab. 7.6 Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die obere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke)

Abbrand (GWd/t)	TORT-TD	HELIOS-2.03.03	Max.	Min.	RMS
2	0.837928	0.83685	3.3%	-3.5%	1.4%
5	0.923253	0.92493	2.6%	-3.3%	1.2%
10	1.00125	1.0033	1.9%	-3.2%	1.2%
30	0.854996	0.85823	1.7%	-3.4%	1.1%
70	0.582653	0.58857	1.8%	-2.8%	0.9%

Abb. 7.4 zeigt beispielhaft das Ausmaß der Heterogenität der stabweisen Leistungsverteilung anhand der unteren angereicherten Zone (130 µm CRUD-Dicke) für den unkontrollierten und den kontrollierten Zustand, wobei Blickwinkel und Maßstab jeweils gleich sind.

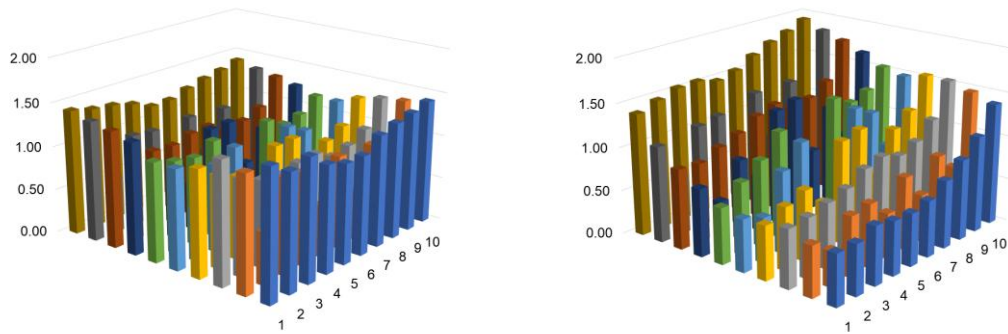


Abb. 7.4 Stabweise Leistungsverteilung in der unteren angereicherten Zone (Abbrand 2 GWd/t, 130 μ m CRUD-Dicke)

Links im unkontrollierten, rechts im kontrollierten Zustand.

Bereits im unkontrollierten Zustand ist die Leistungsverteilung ausgeprägt heterogen. Das eingefügte Steuerelementkreuz verstärkt die Heterogenität durch eine starke Asymmetrie in der Leistungsverteilung. So beträgt der Peaking-Faktor (Verhältnis zwischen maximaler zu mittlerer Leistung) 1,39 bzw. 1,85, und das Verhältnis zwischen maximaler zu minimaler Leistung ist 2,74 bzw. 4,78, jeweils für unkontrollierten bzw. kontrollierten Zustand.

8 Qualifizierung der nuklearen Daten für TORT-TD anhand von Monte-Carlo-Simulationen (Arbeitspaket 6)

8.1 Anpassung der Serpent-Modelle (Arbeitspunkt 6.1)

Serpent-Modelle für den unkontrollierten Zustand ohne CRUD existieren bereits aus dem Vorgänger-Eigenforschungsvorhaben 4718R01316. Diese Modelle wurden zunächst erweitert, um die CRUD-Schicht zu modellieren. Mehrere CRUD-Dicken wurden dargestellt. Eine Zeichnung des Querschnitts eines Brennelementes im unkontrollierten Zustand mit einer CRUD-Dicke von 250 μm ist in Abb. 8.1 zu sehen.

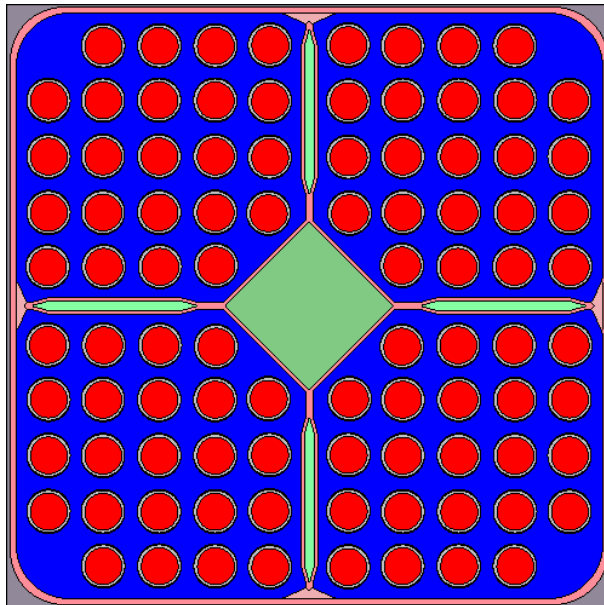


Abb. 8.1 Querschnitt in der Mitte des Brennelementes im unkontrollierten Zustand mit einer CRUD-Dicke von 250 μm

Um kontrollierte Zustände mit CRUD-Schichten zu modellieren, wurde ein Steuerkreuz eingefügt, wie in Abb. 8.2 zu sehen ist. Jeder Flügel des Steuerkreuzes hat 18 Absorberstäbe.

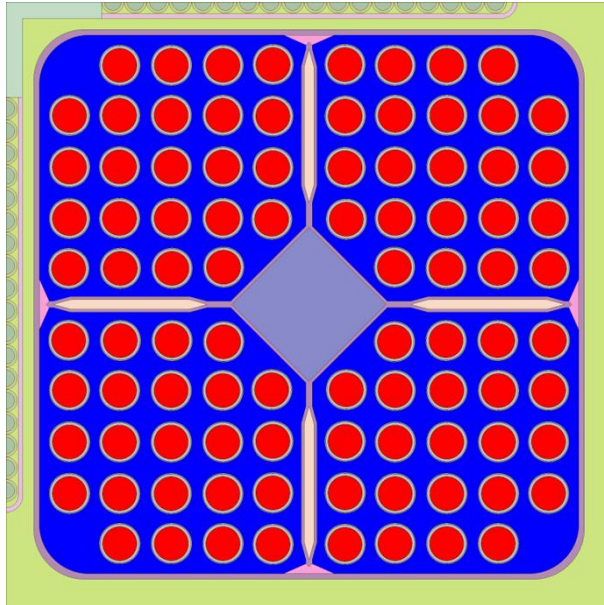


Abb. 8.2 Querschnitt in der Mitte des Brennelements im kontrollierten Zustand

8.2 Durchführung der Monte-Carlo-Simulationen und Vergleiche mit HELIOS bzw. TORT-TD (Arbeitspunkt 6.2)

Unkontrollierte Zustände mit vier verschiedenen CRUD-Dicken wurden mit Serpent und HELIOS berechnet. Die Ergebnisse wurden anhand vom effektiven Multiplikationsfaktor und der normierten stabzellweisen Leistungsverteilungen verglichen. Wie Tab. 8.1 und Tab. 8.2 zu entnehmen ist, gibt es keine Abhängigkeit zwischen die CRUD-Dicke und den Abweichungen in den Ergebnissen, außer beim effektiven Multiplikationsfaktor der untersten Schicht. In dieser axialen Zone befindet sich die höchste Abweichung im effektiven Multiplikationsfaktor. Am höchsten ist diese, wenn die CRUD-Dicke 250 μm beträgt. Die größte Abweichung in der mittleren quadratischen Abweichung (Root Mean Squared, RMS) der normierten Leistungsverteilung befindet sich in der obersten Schicht, wenn die CRUD-Dicke 250 μm ist. Bei den effektiven Multiplikationsfaktor steigen die Diskrepanzen von oben nach unten und bei der Leistungsverteilung von unten nach oben.

Tab. 8.1 Diskrepanz im effektiven Multiplikationsfaktor zwischen HELIOS und Serpent für die vier CRUD-Dicken und die drei axialen Zonen im unkontrollierten Zustand

Differenz im Multiplikationsfaktor [pcm]				
CRUD-Dicke [μm]	0	10	130	250
Oben	131 \pm 8	138 \pm 8	126 \pm 8	109 \pm 8
Mitte	280 \pm 8	270 \pm 8	284 \pm 8	278 \pm 7
Unten	279 \pm 8	292 \pm 7	301 \pm 7	391 \pm 8

Tab. 8.2 Abweichung der Leistungsverteilung zwischen HELIOS und Serpent für die vier CRUD-Dicken und die drei axialen Zonen im unkontrollierten Zustand

Leistungsverteilung Abweichung (%)								
CRUD-Dicke [μm]	0		10		130		250	
	RMS	MAX	RMS	MAX	RMS	MAX	RMS	MAX
Oben	0.838	1.801	0.833	1.810	0.845	1.999	0.847	2.014
Mitte	0.740	1.742	0.745	1.673	0.755	1.804	0.744	1.744
Unten	0.734	1.620	0.745	1.649	0.743	1.572	0.771	1.690

Für den kontrollierten Zustand wurden die CRUD-Dicken 70 μm und 250 μm ausgewertet. Vergleiche zwischen Serpent und TORT-TD erfolgten anhand der normierten Leistungsverteilungen. Für den kontrollierten Zustand waren die Diskrepanzen höher als im unkontrollierten Zustand, wie aus Tab. 8.3 ersichtlich ist, sind aber mit maximal rund 3,5 % weiterhin zufriedenstellend niedrig. Die Abweichungen steigen mit der CRUD-Dicke an. Das gilt nicht für die Leistungsverteilung in der obersten Schicht. Die höchste Abweichung befindet sich in der untersten Schicht, wo die CRUD-Dicke 250 μm beträgt.

Tab. 8.3 Abweichung in die Leistungsverteilung zwischen TORT-TD und Serpent für die zwei CRUD Dicken und die drei axiale Zonen im kontrolliertem Zustand

Leistungsverteilung Abweichung (%)				
CRUD Dicke [µm]	70		250	
	RMS	MAX	RMS	MAX
Oben	1.080	3.550	1.055	3.434
Mitte	1.252	2.830	1.267	2.863
Unten	1.260	3.387	1.294	3.341

9 Identifizierung der Randbedingungen für gekoppelte Analysen und Implementierung in TORT-TD/CTF-Minikernmodelle (Arbeitspaket 7)

9.1 Thermohydraulische Anfangs- und Randbedingungen (Arbeitspunkt 7.1)

Für die Identifizierung der thermohydraulischen Einströmbedingungen ins Brennelement im unteren Plenum gehen wesentlich die Ergebnisse der CFD-Simulationen (Kapitel 4) ein. Diese in unterkanalaufgelöste Eintritts-Massenströme übersetzt und an CTF übergeben. Dazu geeignete Datenstrukturen und eine Einleseprozedur entwickelt, die die Daten aus der Eingabedatei liest und für die weitere Verarbeitung in CTF bereitstellt.

Neben dieser Art thermohydraulischer Anfangs- und Randbedingungen (nachfolgender Aufzählungspunkt) gibt es noch einige weiterer Randbedingungen, die im Anschluss ebenfalls beschrieben sind.

- **Massenstrom am Bundle-Eintritt:**
 - Sofern nicht die Ergebnisse der CFD-Simulationen (Kapitel 4) zur Anwendung kommen, wird eine homogene Massenstromverteilung in jedem der vier Teilbündel angenommen, d. h. der Massenstrom ist an jedem Teilbündel-Eintritt gleich.

Die relative Unterkanal-Massenstromverteilung der CTF-Unterkanäle ist in Abb. 9.1 dargestellt. Diese wurde den CFD-Ergebnissen (Kapitel 4) entnommen.

0.48	0.67	0.73	0.75	0.66	0.36	0.38	0.60	0.77	0.75	0.68	0.52
0.64	1.25	1.39	1.36	1.31	0.75	0.77	1.19	1.37	1.35	1.35	0.69
0.69	1.31	1.43	1.38	1.27	0.77	0.80	1.14	1.36	1.35	1.35	0.75
0.73	1.38	1.49	1.42	1.27	0.78	0.78	1.20	1.41	1.37	1.37	0.77
0.65	1.19	1.25	1.18	1.80			1.78	1.20	1.15	1.20	0.61
0.41	0.81	0.79	0.82					0.78	0.80	0.78	0.38
0.39	0.77	0.75	0.81					0.79	0.78	0.75	0.36
0.68	1.24	1.30	1.20	1.83			1.85	1.29	1.27	1.30	0.65
0.69	1.32	1.42	1.35	1.20	0.79	0.81	1.20	1.43	1.39	1.36	0.75
0.67	1.34	1.47	1.42	1.31	0.76	0.80	1.26	1.50	1.44	1.40	0.73
0.64	1.18	1.34	1.32	1.25	0.77	0.82	1.19	1.39	1.32	1.26	0.68
0.45	0.64	0.67	0.69	0.68	0.39	0.41	0.65	0.73	0.69	0.64	0.48

Abb. 9.1 Relative Massenstromverteilung in den CTF-Unterkanälen

- **Temperatur am Teilbündel-Eintritt:**
 - Eine Temperatur von 277,8 °C (nominaler Wert) wird angewendet.
- **Druck am Teilbündel-Austritt:**
 - Ein Druck von 71,8 bar (nominaler Wert) wird angewendet.
- **Hydraulischer Ausgleichschlitz zwischen Teilbündeln:**
 - Die Modellierung der Ausgleichschlitze in CTF wird genauer im Abschnitt 4.1 beschrieben. Das Modell bietet eine große Flexibilität: jeder Schlitz kann beliebig breit/schmal (bis zum vollständigen Verschluss) mit axialen Variationen definiert werden. Im AP 8 werden zwei Fälle gerechnet
 - kein Ausgleich (Schlitze auf der ganzen Bundle-Höhe geschlossen)
 - Ausgleichschlitze mit 3 mm (Annahme) Breite entlang der gesamten Bündel-Höhe
- **CRUD:**
 - Der Einfluss des CRUD auf die Wärmeübertragung des Brennstabs wird in CTF simuliert, indem der Wärmewiderstand verwendet wird. Der Wärmewiderstand ist von CRUD-Schichtdicke und CRUD-Wärmeleitfähigkeit abhängig. Genaueres zur CRUD-Modellierung in CTF ist in Abschnitt 5.2 zu finden.

- Der Einfluss des CRUD auf die Geometrie wird in CTF nicht beachtet.

9.2 Neutronenphysikalische Anfangs- und Randbedingungen (Arbeitspunkt 7.2)

9.2.1 4 x 4-Minikernmodell aus SVEA96 Optima2-Brennelementen

Das in diesem Vorhaben verwendete Kernmodell entspricht der 4 × 4 Minikernanordnung, die im Vorgängerprojekt 4718R01316 entwickelt und eingesetzt wurde /SEU 19/. Abb. 9.2 zeigt dieses Modell, in der die möglichen Steuerstabpositionen durch schwarze Kreuze gekennzeichnet sind. Radial herrschen reflektierende Randbedingungen, so dass dieses Modell einen radial unendlich ausgedehnten Ausschnitt aus einem SWR-Kern darstellt. Die Abbrandverteilung wurde ebenfalls aus dem Vorgängervorhaben übernommen und ist in Tab. 9.1 wiedergegeben. Die angegebenen Abbrandwerte gelten zunächst axial konstant (Rechenfall „ohne Abbrandprofil“, abgekürzt „BUprof-no“). Wahlweise kann diesen Abbrandwerten das axiale Abbrandprofil aus Kapitel 3.2 (Abb. 3.6) aufgeprägt werden (Rechenfall „mit Abbrandprofil“, abgekürzt „BUprof-yes“).

Tab. 9.1 Brennelementweise Abbrandverteilung (GW/t) der 4 × 4 Minikernanordnung

	A	B	C	D
1	24.0	0.35	28.0	24.0
2	14.0	40.0	0.35	38.0
3	28.0	0.35	28.0	14.0
4	14.0	36.0	28.0	30.0

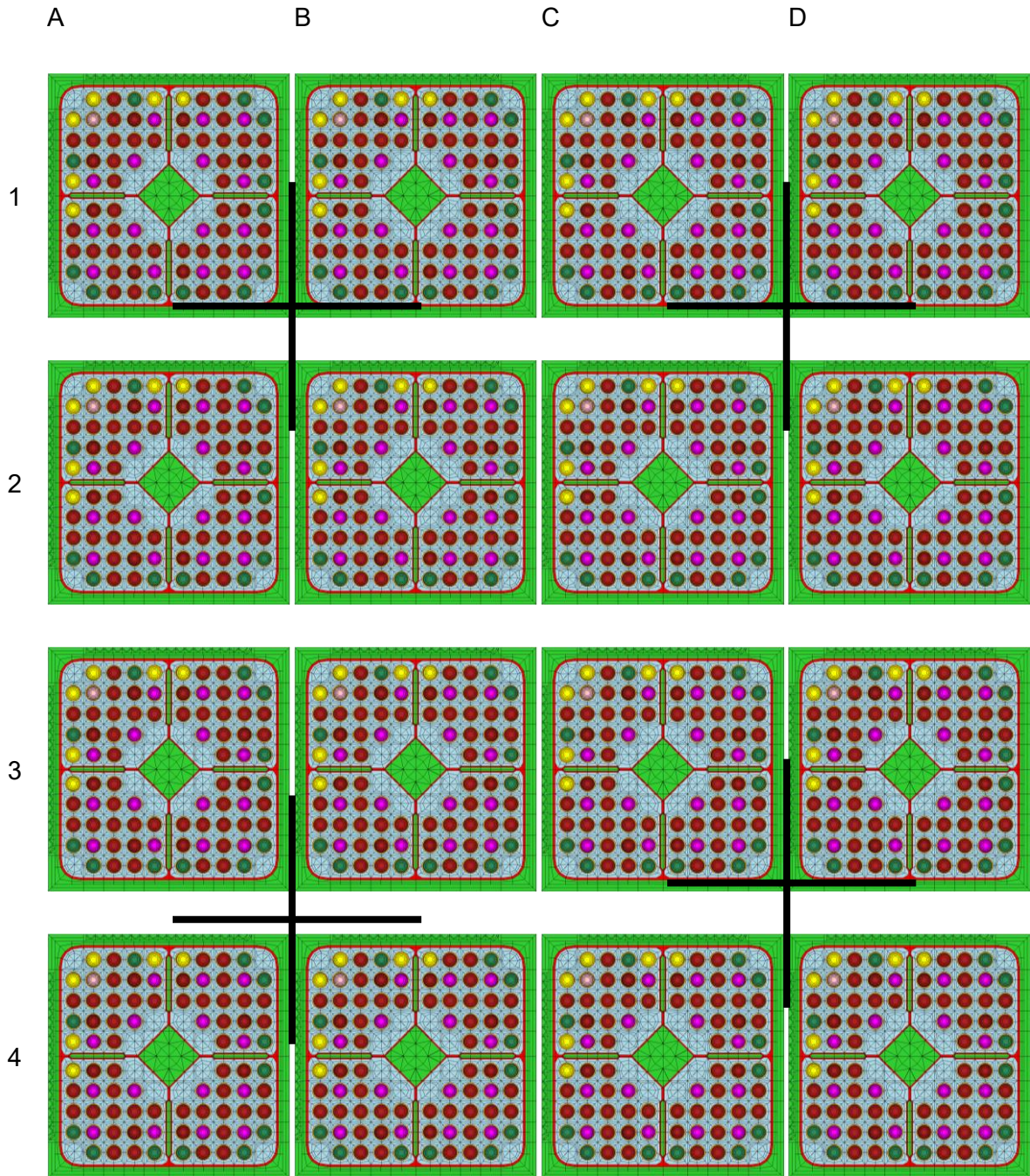


Abb. 9.2 4 × 4-Minikernanordnung aus SVEA-96 Optima2-Brennelementen mit eingezeichneten Positionen der kreuzförmigen Steuerelemente

9.2.2 CRUD-Schicht

Schichtdicken

In den gekoppelten Simulationsrechnungen wurde sowohl eine konstante CRUD-Schichtdicke als auch ein experimentell bestimmtes axiales Schichtdickenprofil verwendet /KHV 20a/. Dieses Profil weist Schichtdicken von wenigen Mikrometern bis hin zu rund 250 μm etwa 300 cm oberhalb der Brennelementunterkante (siehe Abb. 3.1 bzw. Abb. 3.2). Als konstante Schichtdicke wurde dieses Maximum, also 250 μm , verwendet.

Stabpositionen mit CRUD

Frühere Ergebnisse gekoppelter Simulationen mit TORT-TD/CTF für eine 4×4 Minikernanordnung aus Brennelementen des Typs SVEA96 Optima2 zeigten, dass die Nachbareckstäbe die höchsten Leistungen aufweisen und folglich thermisch besonders belastet sind /SEU 19/. Das ist im Einklang mit Befunden an Brennelementen dieses Typs in einem Siedewasserreaktor /CLI 19/, /KHV 20a/. Daher wurden in den gekoppelten Simulationen die CRUD-Schichten (entweder axiales Profil oder axial konstante Dicke) den Nachbareckstabpositionen zugeordnet (Abb. 9.3).

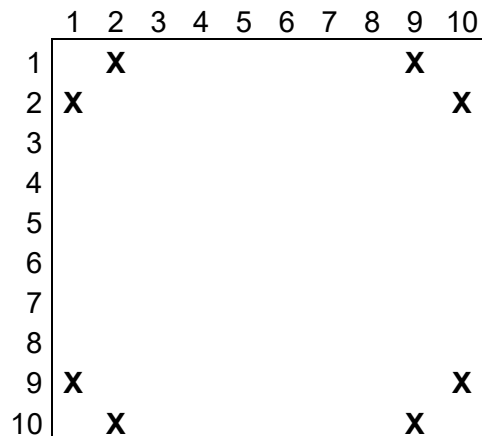


Abb. 9.3 Positionen der Nachbareckstäbe (Kreuze) im 10×10 -Stabgitter des SVEA96 Optima2-Brennelements

Um auch Fälle einzuschließen, bei denen alle Stäbe von CRUD betroffen sind, wurde alternativ die CRUD-Schicht (wiederum entweder axiales Profil oder axial konstante Dicke) allen Stabpositionen zugeordnet.

Wärmeleitfähigkeit von CRUD

Basierend auf den in Kapitel 3 beschriebenen Recherchen wurden für CRUD drei verschiedene Wärmeleitfähigkeiten angenommen: Einerseits die Werte $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ und $k = 4,5 \text{ W/K/m}$, andererseits ein hoher Wert von $k = 30 \text{ W/K/m}$, der im Wesentlichen der Wärmeleitfähigkeit von Zircaloy-2 entspricht (siehe Abb. 3.4), um hiermit den Einfluss des Wärmeübergangs der CRUD-Schicht simulieren zu können. Der tatsächliche Wärmeübergang ergibt sich dann aus der Wärmeleitfähigkeit und der vorherrschenden CRUD-Dicke (Kapitel 5.2).

9.2.3 Abbrandprofil

Um den Einfluss axialer Abbrandprofile zu erfassen, wurde in die gekoppelten Simulationen neben konstantem axialem Abbrand auch ein axiales Abbrandprofil einbezogen. Dieses stammt aus den in Kapitel 3 dargestellten Recherchen und ist in Abb. 9.4 wiedergegeben, die das Profil auf der Diskretisierung des TORT TD-Modells des SVEA96 Optima2-Brennelements zeigt.

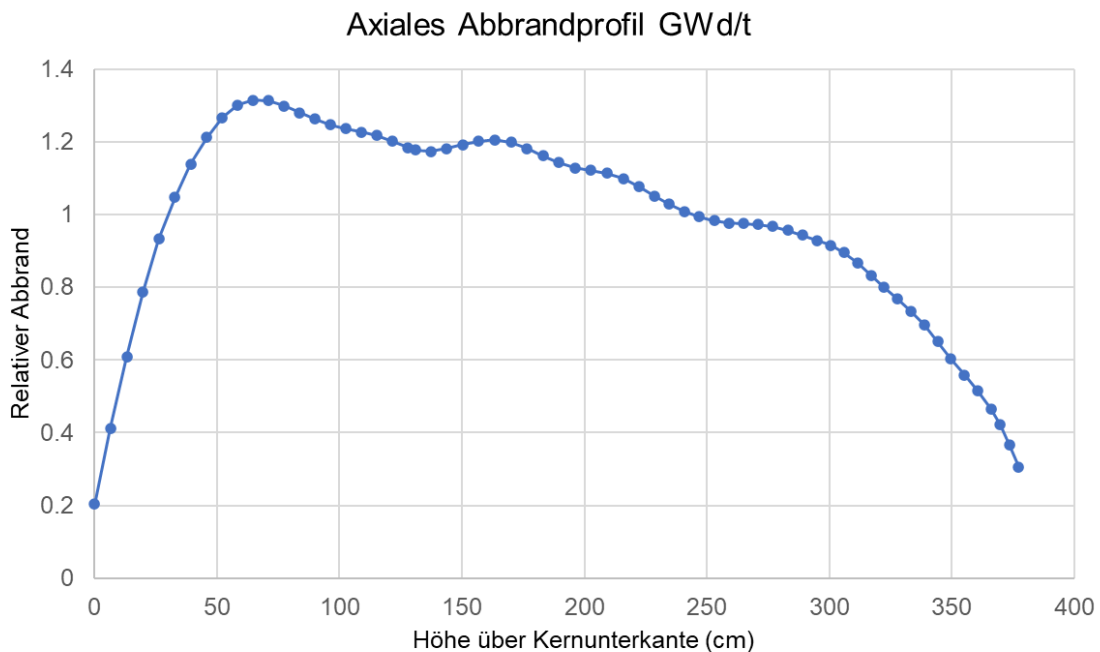


Abb. 9.4 Axiales Abbrandprofil auf der Diskretisierung des TORT-TD-Modells des SVEA96 Optima2-Brennelements

10 Durchführung gekoppelter stabaufgelöster Sicherheitsanalysen für stationäre Zustände und Transienten (Arbeitspaket 8)

10.1 Gekoppelte stationäre Simulationen

Abb. 10.1 zeigt beispielhaft die stabzellweise Leistungsverteilung einer gekoppelten stationären Berechnung des 4 x 4 Minikernmodells mit TORT-TD/CTF. Der Rechenfall entspricht voller hydraulischer Ausgleich, kein axiales Abbrandprofil, homogene Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung mit CRUD-Profil an Nachbarreckstäben mit einer Wärmeleitfähigkeit von $k = 0,9 \text{ W/K/m}$. Rot bedeutet höchste, blau keine Leistung. Deutlich, da keine Leistung (blau), sind die zentralen Wasserkanäle zu erkennen, ebenso die in dieser axialen Höhe nichtexistierenden teillangen Stäbe an den Ecken der Brennelemente. Die bereits im Vorgängervorhaben beobachteten Leistungsüberhöhungen der Nachbarreckstäben (lila Pfeil) sind auch hier wieder zu erkennen. Entsprechend groß ist an diesen Positionen die Brennstofftemperaturverteilung, wie Abb. 10.2 zu entnehmen ist. Abb. 10.3 zeigt die zugehörige Moderatorordichteverteilung auf derselben axialen Höhe.

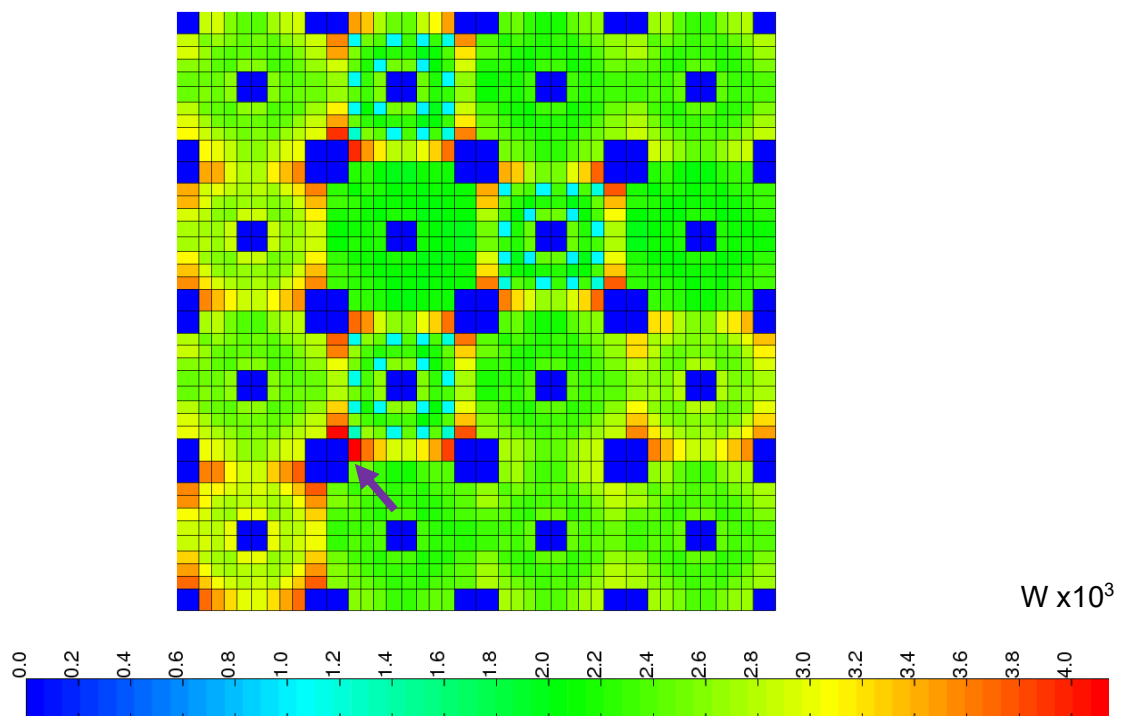


Abb. 10.1 Stabzellweise Leistungsverteilung einer stationären gekoppelten Simulation mit TORT-TD/CTF auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante

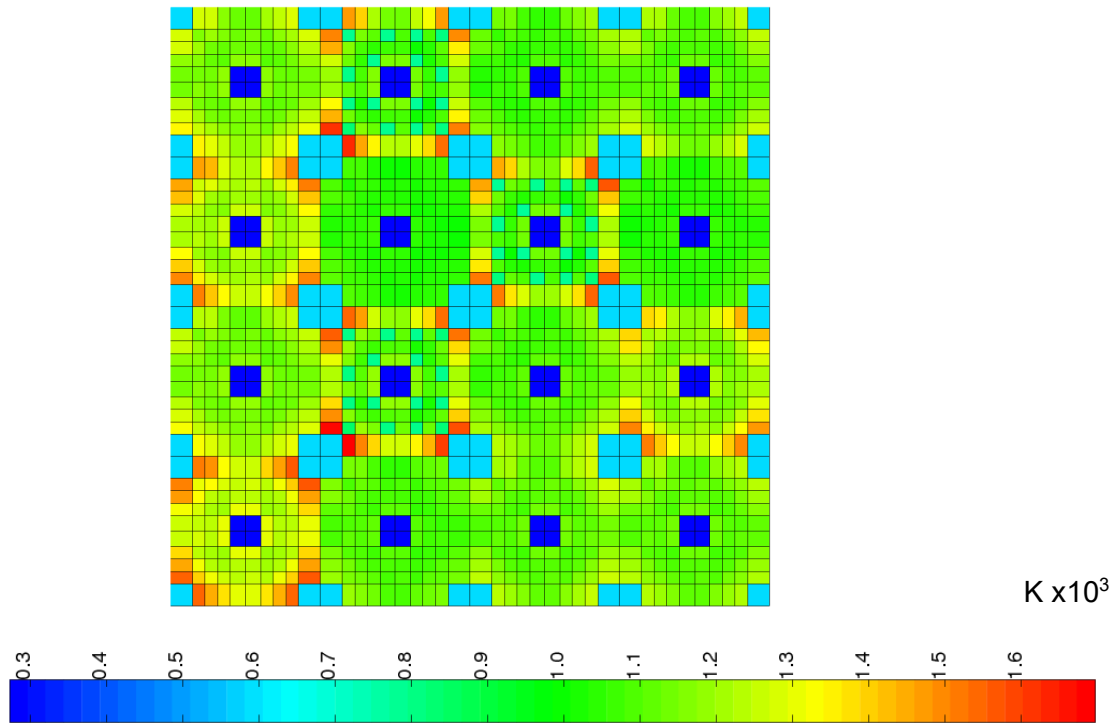


Abb. 10.2 Zu Abb. 10.1 gehörige Brennstofftemperaturverteilung auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante

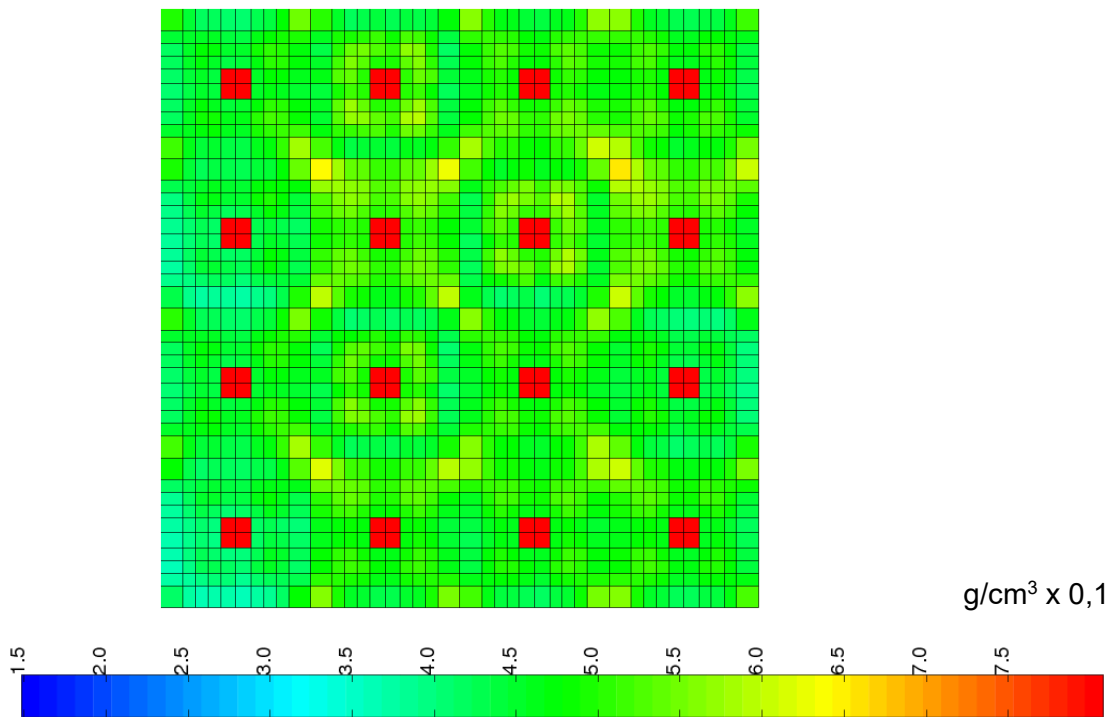


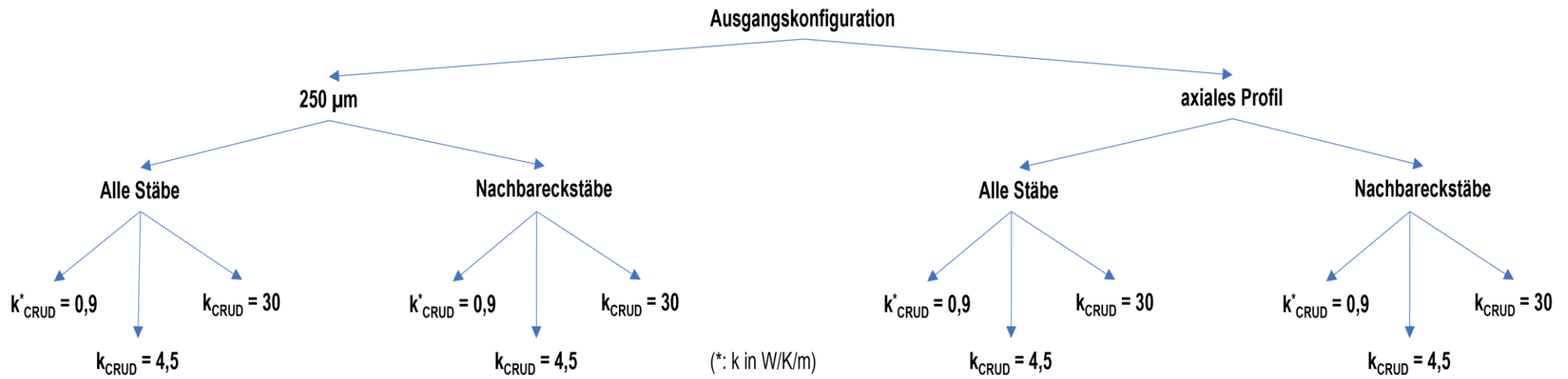
Abb. 10.3 Zu Abb. 10.1 gehörige Moderatordichteverteilung auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante

10.1.1 Systematik der Simulationen

In diesem Kapitel werden Simulationen systematisch miteinander verglichen, die unter Variation der folgenden Parameter durchgeführt wurden:

- **CRUD-Schicht:**
 - konstant 250 μm („250um“)
 - axiales CRUD-Profil („Profil“)
- **Stabpositionen mit CRUD:**
 - Nachbareckstäbe („n2c“ = next-to-corner)
 - überall („evrwhr“ = everywhere = alle Stäbe)
- **Abbrand:**
 - axial konstant („BUprof-no“)
 - axiales Abbrand-Profil („BUprof-yes“)
- **Wärmeleitfähigkeit:**
 - $k = 30 \text{ W/K/m}$ („k-30.0“)
 - $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ („k-04.5“)
 - $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ („k-00.9“)
- **Hydraulischer Ausgleich zwischen Teilbündeln:**
 - kein Ausgleich („HydAusgl-no“)
 - maximaler Ausgleich („HydAusgl-full“)

Die verschiedenen möglichen Kombinationen hieraus führen zu einer Vielzahl von Simulationen. Ziel war es, stets nur einen Parameter zu verändern und dessen Auswirkung auf das Simulationsergebnis zu untersuchen. Dies führt zu Baumstrukturen der folgenden Art:



86 **Abb. 10.4** Darstellung der Simulationssystematik

Wie oben beschrieben, werden dabei folgende Ausgangssituationen betrachtet:

- **Abbrand:**
 - axial konstant („BUprof-no“)
 - axiales Abbrand-Profil („BUprof-yes“)
- **Hydraulischer Ausgleich zwischen Teilbündeln:**
 - kein Ausgleich („HydAusgl-no“)
 - maximaler Ausgleich („HydAusgl-full“)
- **Unterkanalweise Eintrittsmassenstromverteilung:**
 - homogen
 - auf Basis der CFD-Simulationsergebnisse (inhomogen)

Eine einzelne Ausgangssituation bedeutet 12 Simulationsläufe. Zusammen mit den 6 verschiedenen Ausgangssituationen ergeben sich hieraus 72 Simulationen.

10.1.2 Auswertung der Rechnungen

Jede einzelne Simulation erzeugt verschiedene Ausgabedateien, von denen folgende die wichtigsten sind:

- TORT-TD.output.pinval: Enthält stabzellweise Verteilungen, u. a. Leistungs- und Temperaturverteilungen sowie Verteilungen thermohydraulischer Parameter.
- TORT-TD.history.power: Enthält Zeitverläufe von u. a. Gesamtleistung, Leistungsdichten (Mittelwerte, Maxima).
- TORT-TD.history.hydraulics: Wie TORT-TD.history.power, jedoch für thermohydraulische Parameter (Mittelwerte, Maxima, Minima).

Um die Vielzahl der Simulationsergebnisse auswerten zu können, wurde ein Softwarewerkzeug (ComparePinValues) entwickelt, welches zwei verschiedene Dateien des Typs TORT-TD.output.pinval einliest und für jede axiale z-Masche wahlweise Leistungs-, Brennstofftemperatur- oder Moderatorverdichtungsverteilungen auswertet und die relativen Unterschiede berechnet und ausgibt. Maximale und minimale Abweichungen und

deren Fundstellen (Brennelement- und Stabzellindizes) werden sowohl einzeln für jede z-Masche als auch global für den gesamten Minikern ermittelt.

Da die TORT-TD-Modelle zudem so ausgelegt sind, dass an allen Nachbareckstabpositionen axiale Profile der Leistungsdichte und thermohydraulischer Parameter, z. B. Brennstofftemperatur, ausgegeben werden, lassen sich hiermit detaillierte Vergleiche jeweils zweier Simulationen durchführen. Dies wird anhand des Einflusses des Abbrandprofils im Folgenden beispielhaft gezeigt. Zunächst wird das Ergebnis des Vergleichs zweier Simulationen ohne und mit Abbrandprofil angegeben, wie es das Tool ComparePinValues für die Brennstofftemperatur liefert:

Einfluss des Abbrandprofils auf die Brennstofftemperatur ($k = 4,5 \text{ W/K/m}$, CRUD-Profil an Nachbareckstäben, CFD no)

```
Global differences:
Maximum: 45.95% at i j k = 39 30 54 (z = 330.57 cm) (iBE = 4, jBE =
3, ipin = 9, jpin = 10)
Minimum: -32.69% at i j k = 32 30 23 (z = 140.47 cm) (iBE = 4, jBE =
3, ipin = 2, jpin = 10)
```

Die maximale globale Abweichung befindet sich mit 45,95 % an einer Nachbareckstabposition (9/10) im Brennelement an Kernposition (4/3) etwa 330 cm oberhalb der Kernunterkante. Aus Abb. 10.5 geht hervor, wie sich durch Einbeziehung des Abbrandprofils die axiale Brennstofftemperatur an dieser Stabposition verändert:

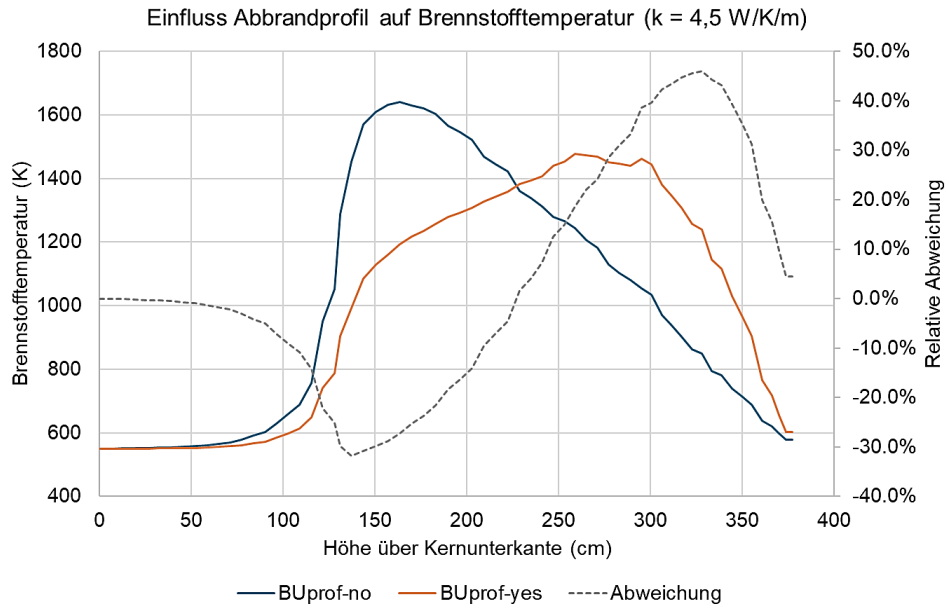


Abb. 10.5 Einfluss des Abbrandprofils auf die Brennstofftemperatur (CRUD-Profil an Nachbarbuckstäben), Nachbarbuckstab 9/10 an Kern-Position 4/3

Ursächlich dafür ist der gravierende Einfluss des Abbrandprofils auf die Leistungsdichteverteilung, wie Abb. 10.6 zu entnehmen ist.

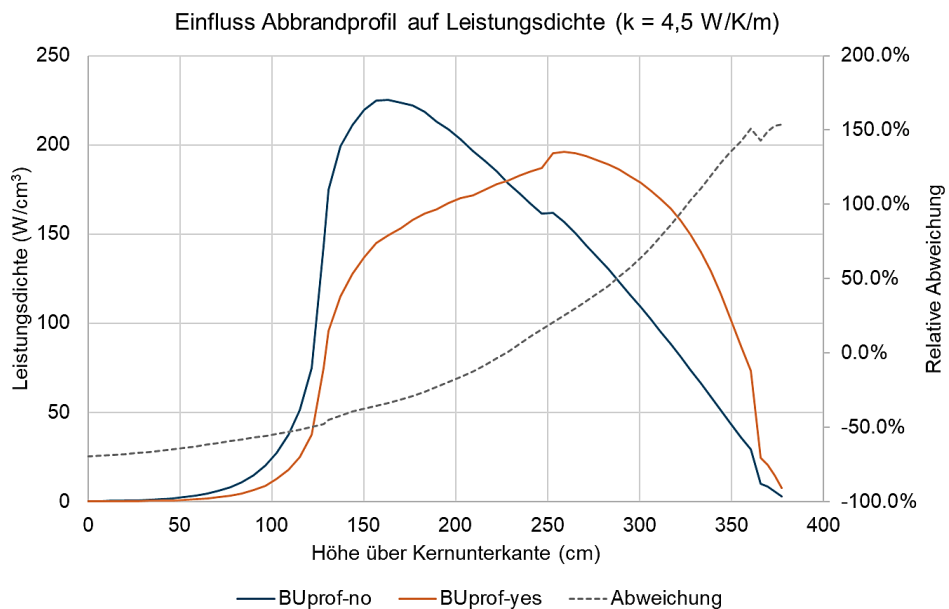


Abb. 10.6 Einfluss des Abbrandprofils auf die Leistungsdichte (CRUD-Profil an Nachbarbuckstäben). Nachbarbuckstab 9/10 an Kern-Position 4/3

10.1.3 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der CRUD-Schicht

Zunächst wurde der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der CRUD-Schicht auf die stabweise Brennstofftemperatur und Leistungsverteilung untersucht, indem Rechnungen mit verschiedenen Wärmeleitfähigkeiten der CRUD-Schicht durchgeführt wurden. Dazu wurden die in Kapitel 3.1 recherchierten Informationen über die Wärmeleitfähigkeit von CRUD herangezogen. Dementsprechend wurden die drei Werte $k = 0,9 \text{ W/K/m}$, $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ und $k = 30 \text{ W/K/m}$ betrachtet, wobei letzterer zwar untypisch für CRUD ist, jedoch als Vergleichswert dient, um den Einfluss von CRUD herauszustellen. Für diese drei Werte wurden Simulationen für $k = 30 \text{ W/m/K}$, $k = 4,5 \text{ W/m/K}$ und $k = 0,9 \text{ W/m/K}$ durchgeführt und miteinander verglichen. Dies wurde für den Fall ohne hydraulische Ausgleichschlitze und ohne axiales Abbrandprofil durchgeführt. Dazu wurde allen Nachbareckstäben (Kreuze in Abb. 9.3) aller Brennelemente im Minikern eine CRUD-Schicht zugeordnet, einerseits mit konstanter Dicke von $250 \mu\text{m}$, andererseits mit dem aus der Literatur bezogenen axialen CRUD-Dickenprofil.

Konstante CRUD-Dicke $250 \mu\text{m}$ ohne axiales Abbrandprofil

Erwartungsgemäß liefert die Rechnung mit der geringeren Wärmeleitfähigkeit höhere lokale Brennstofftemperaturen. Dies wird anhand von Abb. 10.7 deutlich, die alle 1600 Stabzellen des 4×4 -Brennelement-Minikernanordnung zeigt. Wie Abb. 10.7 zeigt, führt die geringere Wärmeleitfähigkeit an den Nachbareckstabpositionen zu um bis zu knapp 8% höheren Brennstofftemperaturen (rot markierte Stabzellen), wobei dieser maximale Zuwachs in axialer Höhe von $z = 160 \text{ cm}$ auftritt. Abb. 10.8 zeigt die axialen Brennstofftemperaturprofile an Stabposition (9/1) für $k = 4,5 \text{ W/Km}$ und $k = 30 \text{ W/Km}$.

1	0	7.87	0	0	0	-0.08	0	-0.07	7.95	0	0	7.55	-0.06	0	0	-0.08	0	0	7.56	0	0	7.52	0	0	-0.09	0	-0.08	0	7.76	0	0	7.8	0	0	-0.09	0	0	-0.08	7.83	0								
2	7.86	0	0	0	0	0	0	0	7.84	7.45	0	0	0	0	-0.01	0	-0.01	0	-0.01	7.51	7.45	-0.09	0	-0.09	-0.09	-0.09	-0.08	0	7.79	7.84	-0.08	-0.08	-0.08	0	0	-0.09	0	0	0	-0.08	7.84							
3	0	-0.08	-0.08	0	-0.08	-0.08	-0.08	0	-0.08	-0.07	-0.06	-0.08	0	0	0	0	-0.09	0	-0.09	0	-0.08	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0						
4	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0						
5	-0.08	0	0	-0.08	0	0	-0.08	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0					
6	-0.08	0	0	-0.08	0	0	0	0	-0.08	0	-0.08	0	-0.09	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0					
7	-0.07	-0.08	-0.08	0	0	0	0	-0.08	0	-0.08	-0.07	-0.01	-0.09	-0.01	0	0	0	0	-0.09	-0.01	0	0	0	0	-0.09	-0.09	0	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	0	0					
8	-0.07	0	-0.08	0	0	0	0	0	-0.08	0	-0.07	-0.06	0	0	0	0	-0.09	0	-0.09	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	-0.09	0	-0.08	-0.08			
9	7.86	-0.07	-0.08	0	0	0	0	0	0	7.87	7.07	-0.01	-0.08	0	-0.01	0	-0.01	0	-0.01	7.42	7.66	0	0	0	0	0	0	0	7.79	7.81	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	7.87	0					
10	0	7.81	0	0	0	0	0	-0.07	7.91	0	0	7.02	0	0	0	-0.07	0	0	0	7.37	0	0	7.67	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	-0.08	7.73	0	0	7.83	-0.07	0	0	0	0	0	7.91	0				
11	0	7.58	0	0	0	-0.08	-0.07	0	7.45	0	0	7.29	0	0	0	0	-0.09	0	0	7.12	0	0	7.59	0	0	-0.08	0	0	-0.07	7.28	0	0	7.32	-0.09	-0.09	0	0	0	0	0	0	7.37	0					
12	7.62	-0.07	0	-0.07	0	0	0	-0.07	7.47	7.3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	7.07	7.57	0	0	0	-0.01	0	0	-0.01	7.21	7.21	-0.09	-0.09	0	0	-0.09	-0.09	0	-0.09	-0.09	0	-0.09	7.46	0					
13	0	-0.07	0	0	-0.08	0	0	0	0	-0.06	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	-0.09	0	0	-0.09	-0.09						
14	0	0	0	0	-0.07	0	0	0	-0.07	0	-0.09	0	0	-0.09	0	0	0	0	-0.09	0	0	0	0	0	-0.01	0	-0.08	0	0	0	-0.07	-0.09	0	-0.09	0	-0.09	0	0	0	0	0	0	0					
15	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	0	-0.09	0	0	-0.08	-0.01	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0						
16	-0.08	0	0	0	0	0	-0.08	-0.07	-0.07	0	0	0	0	-0.09	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	-0.09	-0.09	0	0	-0.09	-0.09	0	0				
17	-0.07	0	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	-0.09	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0					
18	-0.06	0	0	0	-0.08	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0					
19	7.46	0	0	-0.07	-0.08	0	0	0	7.45	7.41	0	0	0	0	0	0	0	0	0	7.09	7.39	0	0	0	-0.01	0	0	0	7.24	7.29	0	0	-0.09	0	0	0	-0.09	0	0	0	0	-0.09	7.49	0				
20	0	7.41	0	0	-0.07	0	0	0	7.51	0	0	7.34	0	0	0	0	-0.09	0	-0.09	7.06	0	0	7.47	0	0	0	-0.08	0	-0.07	7.32	0	0	7.42	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	7.36	0					
21	0	7.84	-0.07	0	0	0	0	-0.08	7.87	0	0.02	7.27	-0.06	-0.07	0	-0.08	0	0	7.39	0	0	7.55	0	0	0	0	0	0	7.74	0	0	7.83	0	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	7.7	0					
22	7.83	0	0	0	0	0	0	0	7.88	7.29	-0.01	0	0	-0.01	0	-0.01	-0.06	0	7.35	7.53	0	0	-0.09	0	0	0	0	-0.08	7.81	7.8	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.07	7.7	0					
23	0	0	-0.08	0	0	-0.08	-0.08	0	0	0	0	-0.08	-0.08	-0.09	0	-0.09	-0.09	0	0	0	0	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	-0.07	-0.07				
24	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	-0.08	-0.07	0	0	-0.01	0	0	-0.01	0	-0.08	-0.07	0	-0.09	0	0	0	0	-0.09	0	-0.08	0	0	0	0	-0.08	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0				
25	0	0	-0.08	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	-0.01	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0				
26	0	0	-0.08	0	0	0	-0.08	0	0	0	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0				
27	-0.07	0	-0.08	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	-0.01	-0.09	-0.01	-0.08	-0.08	-0.01	0	-0.01	0	0	0	0	0	0	-0.09	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0			
28	-0.07	-0.08	-0.08	0	0	-0.08	0	0	-0.08	0	-0.06	0	0	-0.09	-0.08	0	0	0	0	-0.06	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.07	-0.07	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	-0.07	0				
29	7.86	0	-0.08	0	-0.08	0	0	-0.08	-0.07	7.87	6.86	-0.01	0	0	-0.01	0	-0.01	0	-0.01	7.25	7.8	-0.08	0	-0.08	0	0	0	7.93	7.52	-0.07	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	-0.07	-0.07	7.58	0	0					
30	0	7.89	0	-0.07	0	-0.08	0	-0.07	7.83	0	0	6.83	-0.06	0	-0.07	-0.07	-0.07	0	7.15	0	0	7.84	-0.08	0	0	0	0	7.89	0	0	7.48	0	0	0	-0.07	-0.06	7.54	0	0	0	0	0	0					
31	0	7.45	0	-0.07	0	0	0	0	7.32	0	0	7.64	-0.06	-0.09	-0.09	0	-0.08	0	7.57	0	0	7.77	0	0	0	-0.08	0	0	7.89	0	0	7.75	0	-0.08	-0.08	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	7.84	0			
32	7.44	-0.07	-0.07	-0.07	-0.07	-0.07	0	0	7.3	7.62	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	7.52	7.78	0	0	0	0	0	0	7.84	7.79	0	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	7.85	0				
33	0	0	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	-0.08	-0.08	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	-0.08	-0.09	-0.08	0	-0.08	0	-0.08	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0			
34	-0.07	0	0	0	-0.07	-0.07	0	-0.08	0	-0.07	0	0	0	0	-0.09	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0		
35	-0.07	0	0	0	0	0	0	-0.07	0	0	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
36	-0.07	0	0	-0.07	0	0	0	0	0	-0.07	0	-0.08	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
37	-0.07	0	-0.08	0	0	-0.07	-0.08	0	0	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
38	0	0	0	0	-0.07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.09	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-0.08	0
39	7.35	0	0	-0.07	0	-0.07	0	0	-0.07	7.29	7.75	0	-0.08	0	0	0	-0.09	0	-0.08	7.57	7.82	0	0	0	-0.09	0	-0.08	-0.08	7.88	7.79	0	0	-0.08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	7.79	0

Abb. 10.7 Relative Änderung der Brennstofftemperaturverteilung in Höhe $z = 160$ cm für $k = 4.5$ W/Km gegenüber $k = 30$ W/Km (in %)

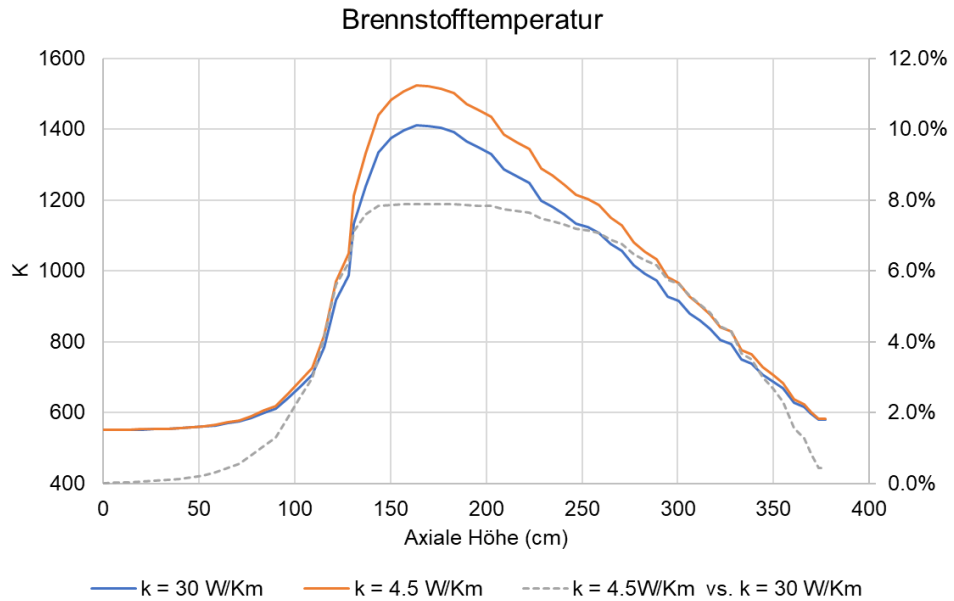


Abb. 10.8 Axiale Brennstofftemperaturprofile für Stabposition (9/1)

Die gestrichelte Kurve zeigt die relative Abweichung von $k = 4,5 \text{ W/Km}$ zu $k = 30 \text{ W/Km}$ in %.

Axiales CRUD-Profil ohne axiales Abbrandprofil

Aufgrund der geringeren CRUD-Dicke fällt der Brennstofftemperaturanstieg bei $k = 4,5 \text{ W/Km}$ gegenüber $k = 30 \text{ W/Km}$ erwartungsgemäß geringer aus, erreicht aber am Ort des CRUD-Dicken-Maximums eine um bis zu 3,76 % höhere Brennstofftemperatur (Stabposition 11/29) gegenüber $k = 30 \text{ W/Km}$.

Vergleich $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ vs. $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ (CFD no)

Global differences:

Maximum: 15.64% at i j k = 12 30 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 2, jBE = 3, ipin = 2, jpin = 10)
 Minimum: -0.10% at i j k = 7 28 43 (z = 267.98 cm) (iBE = 1, jBE = 3, ipin = 7, jpin = 8)

Vergleich $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ vs. $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ (CFD true)

Global differences:

Maximum: 15.55% at i j k = 12 30 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 2, jBE = 3, ipin = 2, jpin = 10)
 Minimum: -0.10% at i j k = 2 35 46 (z = 285.96 cm) (iBE = 1, jBE = 4, ipin = 2, jpin = 5)

Die niedrigere Wärmeleitfähigkeit von CRUD ($k = 0,9 \text{ W/K/m}$ statt $k = 4,5 \text{ W/K/m}$) führt also lokal, und zwar an einer Nachbarstabsposition (Stabposition 2/10 an Kern-Position 2/3), zu einer um knapp 16 % höheren Brennstofftemperatur dort, wo die CRUD-Dicke am größten ist. Abb. 10.9 zeigt die axialen Profile der Brennstofftemperatur an der genannten Stabsposition. Der lokale Zuwachs der Brennstofftemperatur knapp unterhalb einer Höhe von 300 cm ist deutlich an dem dortigen Peak der orangenen Kurve zu erkennen; die graue gestrichelte Linie zeigt die relative lokale Temperaturänderung in

Prozent. Wie der Vergleich „CFD true“ vs. „CFD no“ zeigt, hat die Berücksichtigung der Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus den CFD-Simulationen offensichtlich nur marginalen Einfluss.

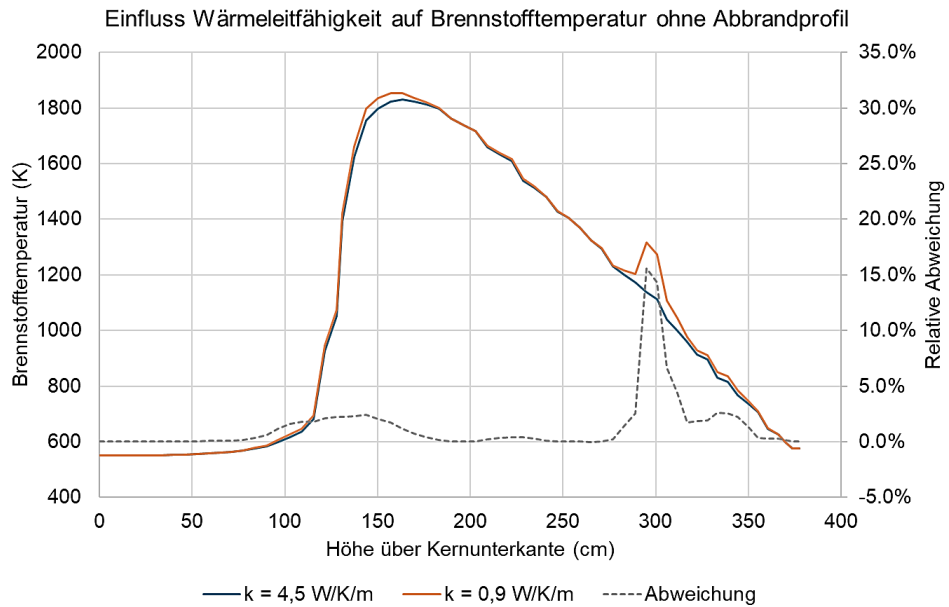


Abb. 10.9 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Brennstofftemperatur ohne Abbrandprofil. Nachbareckstab 2/10 an Kern-Position 2/3

Im Gegensatz zur Brennstofftemperatur ändert sich das Leistungsdichteprofil nur unwesentlich, wie aus Abb. 10.10 hervorgeht. Die lokal um knapp 16 % erhöhte Brennstofftemperatur wirkt über den Dopplereffekt begrenzend auf die Leistungsdichte, die dadurch um etwas weniger als 0,2 % sinkt.

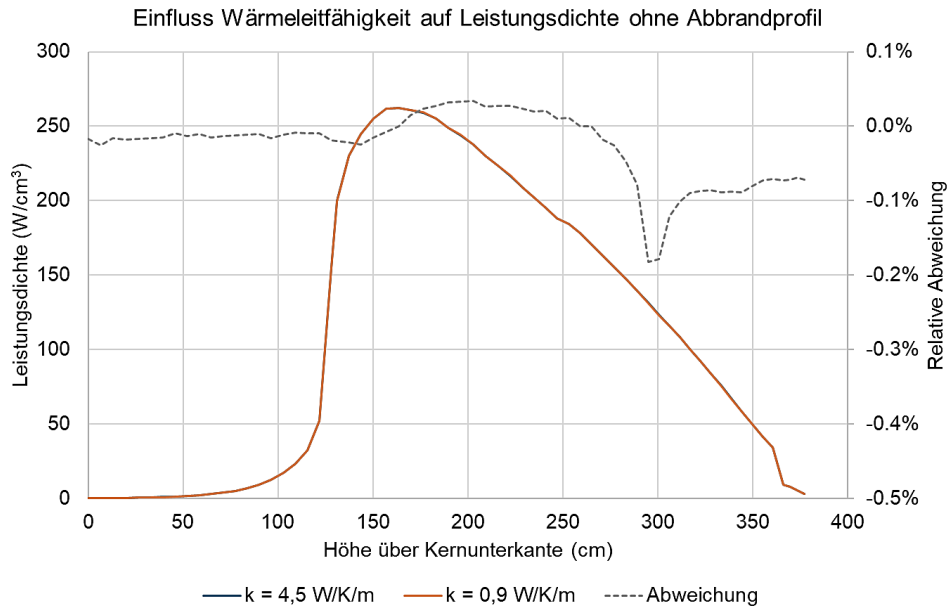


Abb. 10.10 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Leistungsdichte ohne Abbrandprofil.
Nachbareckstab 2/10 an Kern-Position 2/3

Zusätzliche Berücksichtigung des axialen Abbrandprofils

Berücksichtigt man ein realistisches axiales Abbrandprofil, ändern sich zwar die axialen Verläufe der Brennstofftemperatur, der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit ist jedoch quantitativ nahezu unverändert. So führt die niedrigere Wärmeleitfähigkeit von CRUD ($k = 0,9 \text{ W/K/m}$ statt $k = 4,5 \text{ W/K/m}$) lokal, und zwar wiederum an einer Nachbareckstabposition (Stabposition 9/1 an Kern-Position 1/2), zu einer um rund 16 % bis 17 % höheren Brennstofftemperatur dort, wo die CRUD-Dicke am größten ist. Auch hier hat die Berücksichtigung der CFD-Eintrittsmassenstromverteilung vernachlässigbaren Einfluss. Dies belegen die folgenden Vergleiche, die zeigen, dass die maximalen relativen Temperaturänderungen von der Berücksichtigung der CFD-Eintrittsmassenstromverteilung nicht nennenswert beeinflusst werden, abgesehen von anderen Stab- und Kernpositionen:

Vergleich $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ vs. $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ (CFD no)

Global differences:

Maximum: 16.97% at i j k = 12 1 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 2, jBE = 1, ipin = 2, jpin = 1)
Minimum: -0.18% at i j k = 2 22 49 (z = 303.32 cm) (iBE = 1, jBE = 3, ipin = 2, jpin = 2)

Vergleich $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ vs. $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ (CFD true)

Global differences:

Maximum: 16.95% at i j k = 9 11 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 1, jBE = 2, ipin = 9, jpin = 1)
Minimum: -0.18% at i j k = 12 39 49 (z = 303.32 cm) (iBE = 2, jBE = 4, ipin = 2, jpin = 9)

Abb. 10.11 zeigt die axialen Profile der Brennstofftemperatur an der genannten Stabposition.

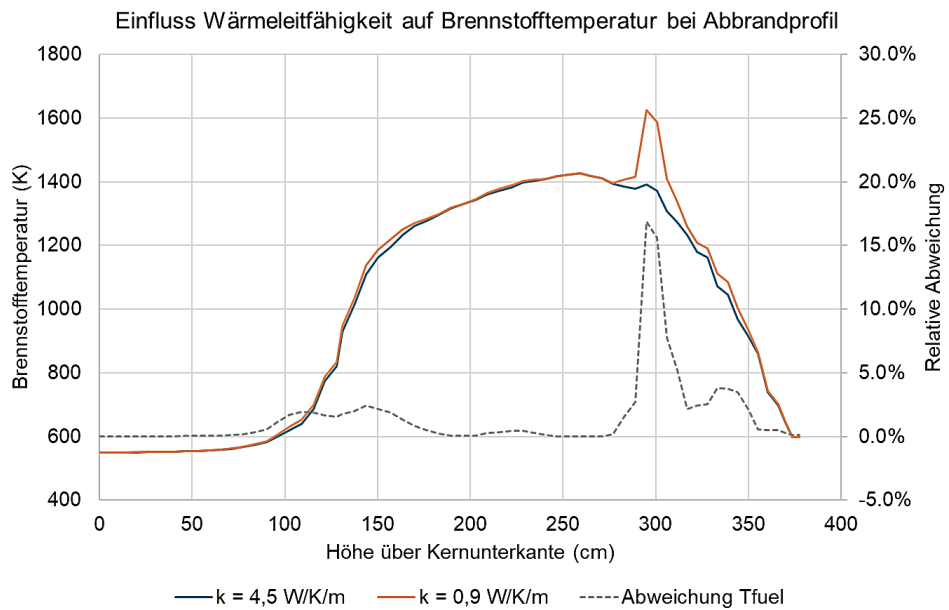


Abb. 10.11 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Brennstofftemperatur bei Abbrandprofil. Nachbarstab 9/1 an Kern-Position 2/1

Wie bereits im Fall ohne Abbrandprofil beobachtet, ist der Einfluss auf die Leistungsdichte auch bei Vorliegen eines axialen Abbrandprofils marginal (siehe Abb. 10.12), wenn auch die Leistungsdichte am Ort größter CRUD-Dicke infolge der kleineren Wärmeleitfähigkeit mit 0,27 % geringfügig stärker absinkt als im Fall ohne Abbrandprofil.

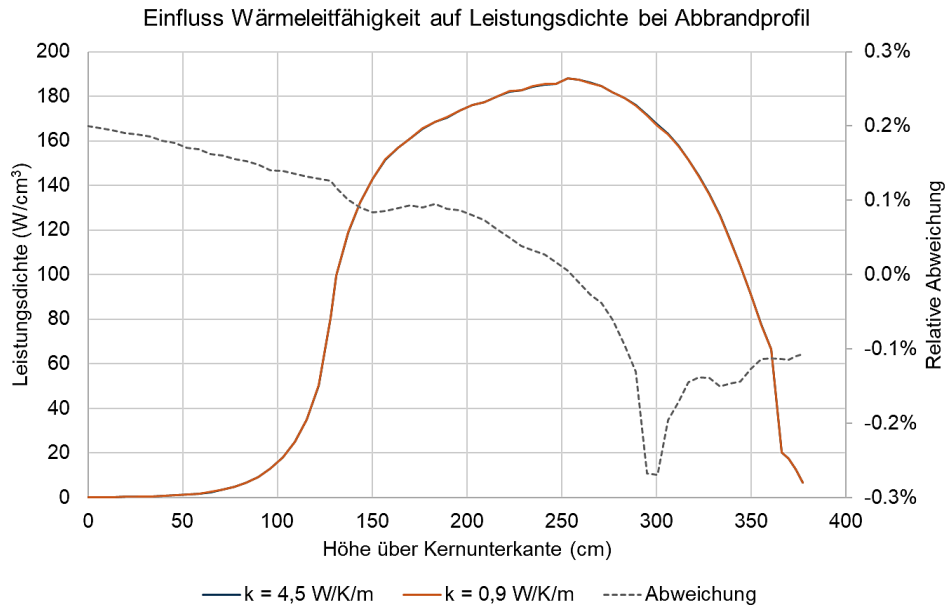


Abb. 10.12 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Leistungsdichte mit Abbrandprofil.
Nachbareckstab 9/1 an Kern-Position 2/1

An diesem Bild ändert sich nur wenig, wenn das CRUD-Profilen mit $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ allen Brennstäben der Minikernanordnung zugeordnet wird anstatt nur den Nachbareckstäben, denn die Leistungsdichte ändert sich dadurch lokal um maximal 3,3 %:

Vergleich $k = 4,5 \text{ W/K/m}$, CRUD überall vs. an Nachbareckstäben, ohne Abbrandprofil

Global differences:

Maximum: 3.34% at i j k = 1 33 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 1, jBE = 4, ipin = 1, jpin = 3)
Minimum: -0.57% at i j k = 9 31 49 (z = 303.32 cm) (iBE = 1, jBE = 4, ipin = 9, jpin = 1)

Dagegen sind die Auswirkungen auf die Brennstofftemperatur größer, wenn die Wärmeleitfähigkeit $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ statt $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ beträgt:

Vergleich $k = 0,9 \text{ W/K/m}$, CRUD überall vs. an Nachbareckstäben, ohne Abbrandprofil

Global differences:

Maximum: 18.13% at i j k = 13 30 48 (z = 297.77 cm) (iBE = 2, jBE = 3, ipin = 3, jpin = 10)
Minimum: -0.92% at i j k = 9 31 49 (z = 303.32 cm) (iBE = 1, jBE = 4, ipin = 9, jpin = 1)

Bei gleicher Wärmeleitfähigkeit sollten sich also kaum Unterschiede zwischen CFD no und CFD true zeigen:

Vergleich CFD no vs. CFD true ohne Abbrandprofil für $k = 4,5 \text{ W/K/m}$

Global differences:

Maximum: 0.20% at i j k = 2 40 23 (z = 140.47 cm) (iBE = 1, jBE = 4, ipin = 2, jpin = 10)
Minimum: -0.27% at i j k = 36 27 22 (z = 134.07 cm) (iBE = 4, jBE = 3, ipin = 6, jpin = 7)

Vergleich CFD no vs. CFD true mit Abbrandprofil für $k = 4,5 \text{ W/K/m}$

Global differences:

Maximum: 0.18% at i j k = 1 28 29 (z = 179.78 cm) (iBE = 1, jBE = 3, ipin = 1, jpin = 8)
Minimum: -0.20% at i j k = 6 27 27 (z = 166.68 cm) (iBE = 1, jBE = 3, ipin = 6, jpin = 7)

10.2 Gekoppelte Simulation von Transienten

Neben gekoppelten stationären Simulationen wurden auch Transienten gekoppelt gerechnet und dabei der Einfluss von CRUD und die Wirkung hydraulischer Ausgleichsschlitze zwischen den Teilbündeln eines SVEA96 Optima2-Brennelements untersucht. Nachfolgend wird zunächst die Transiente beschrieben und anschließend die erzielten Ergebnisse dargestellt und bewertet.

10.2.1 Beschreibung der Transiente

Als Transiente wurde das Ereignis *Turbinenschnellschluss ohne Verfügbarkeit der Frischdampfumleitstation* (nachfolgend abgekürzt: *TUSA ohne FDU*) betrachtet. Basis dieser Rechnung war der KRB-Analysesimulator der GRS. Bestimmt wurden dabei der zeitabhängige Verlauf des Brennelement-Massenstroms und der Kerneintrittstemperatur am Kerneintritt sowie des Drucks am Kernaustritt (siehe Abb. 10.13, Abb. 10.14 und Abb. 10.15). Für TORT-TD/CTF wurden diese als Randbedingungen des Minikernmodells verwendet, indem sie als zeitabhängige *Forcing Functions* in das CTF-Modell implementiert wurden.

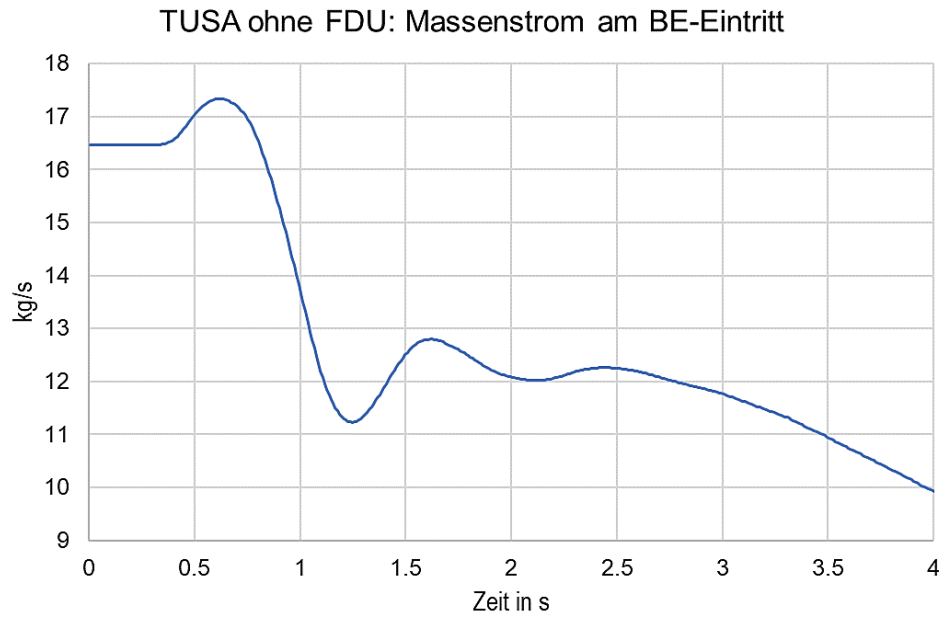


Abb. 10.13 Massenstrom am Brennelement-Eintritt für die Transiente TUSA ohne FDU

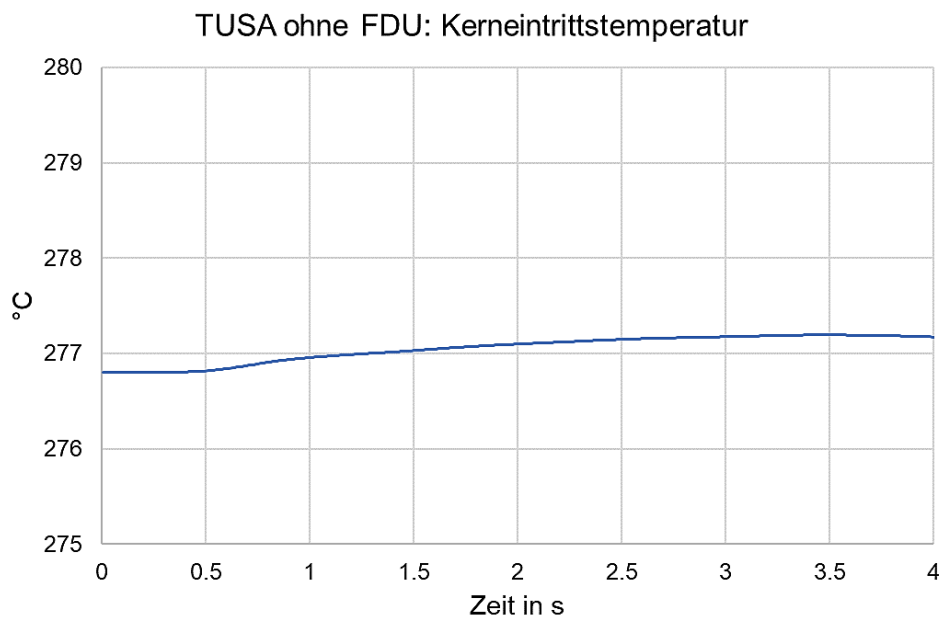


Abb. 10.14 Kerneintrittstemperatur für die Transiente TUSA ohne FDU

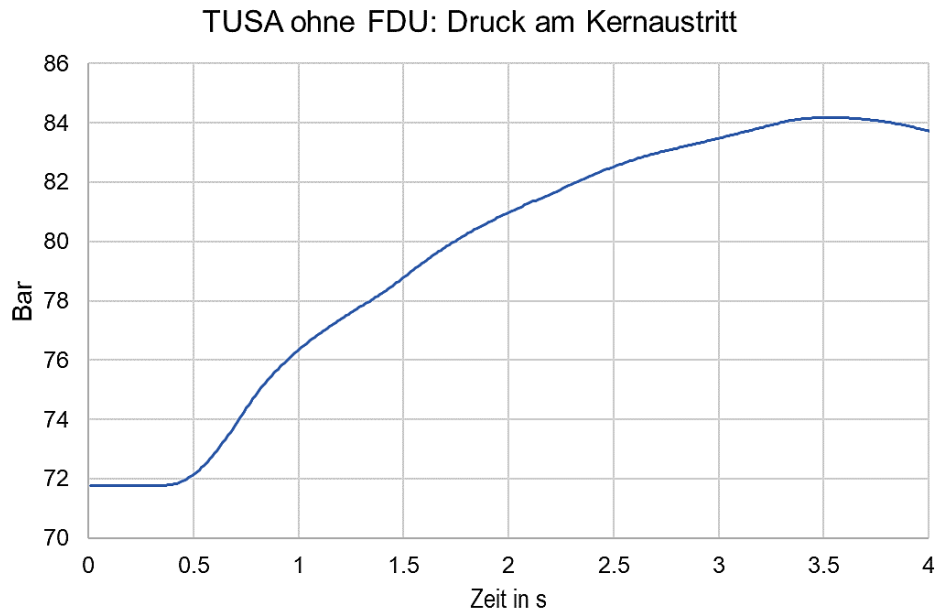


Abb. 10.15 Druck am Kernaustritt für die Transiente TUSA ohne FDU

10.2.2 Einfluss von CRUD

Abb. 10.16 zeigt den zeitlichen Verlauf der Gesamtleistung während der Transiente *TUSA ohne FDU* sowohl ohne CRUD (blaue Linie) als auch mit CRUD-Profil an Nachbarreackstäben (orange Linie) für eine CRUD-Wärmeleitfähigkeit von $k = 30 \text{ W/K/m}$, wobei jeweils kein hydraulischer Ausgleich und kein axiales Abbrandprofil angesetzt ist. Diese unrealistisch hohe Leitfähigkeit wurde gewählt, um zu zeigen, dass CRUD dann (trivialerweise) keinen signifikanten Einfluss hat. Dies gilt auch für die Zeitverläufe der mittleren und maximalen Brennstofftemperaturen, wie aus Abb. 10.17 und Abb. 10.18 hervorgeht.

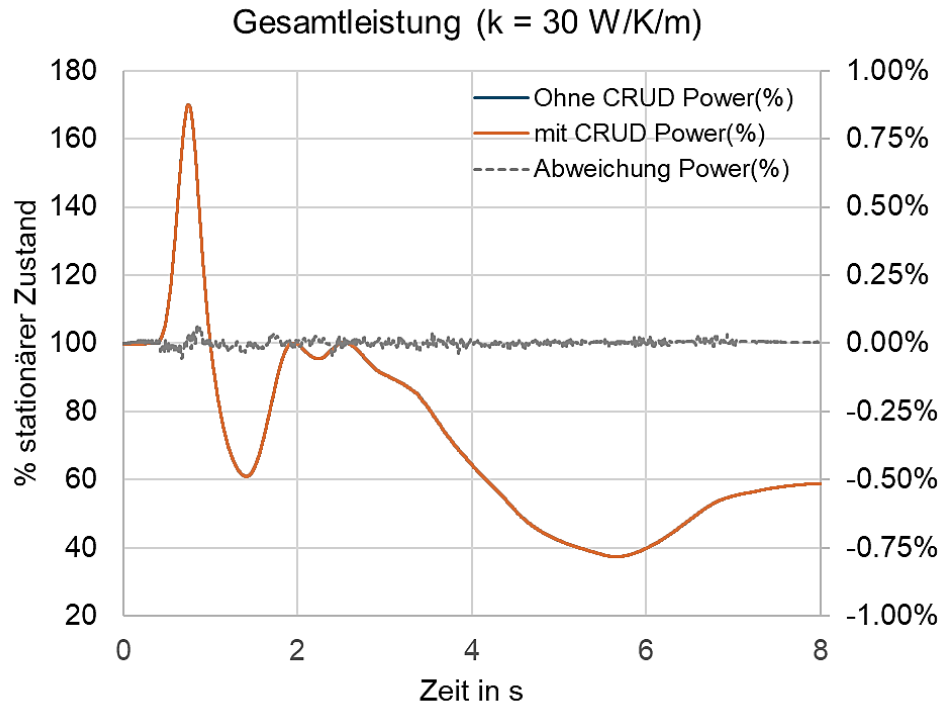


Abb. 10.16 Verlauf der Gesamtleistung während der TUSA-Transiente

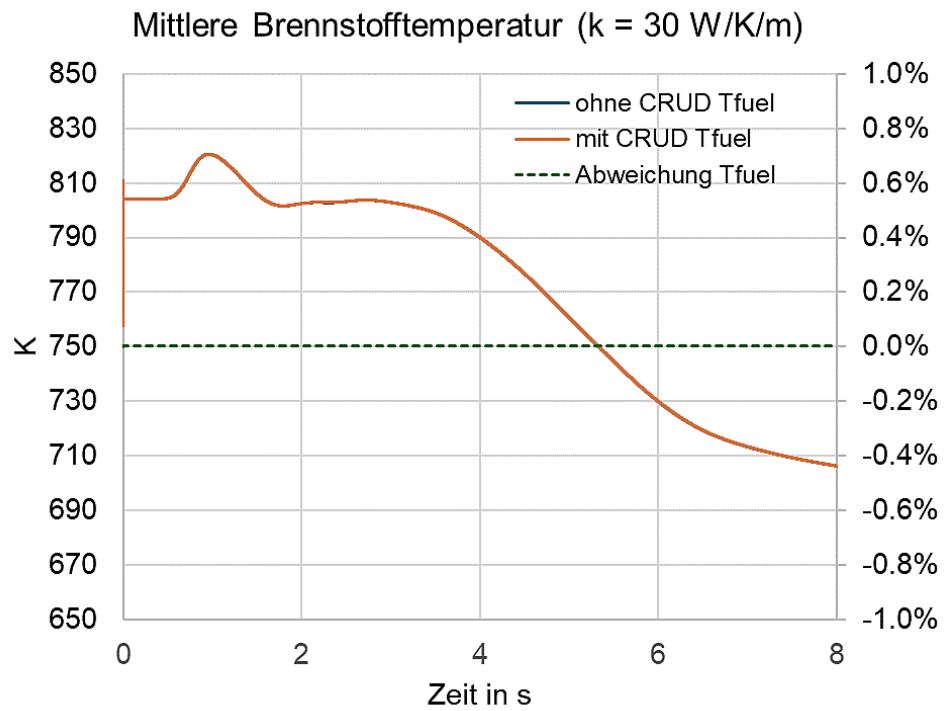


Abb. 10.17 Mittlere Brennstofftemperatur zu Abb. 10.16

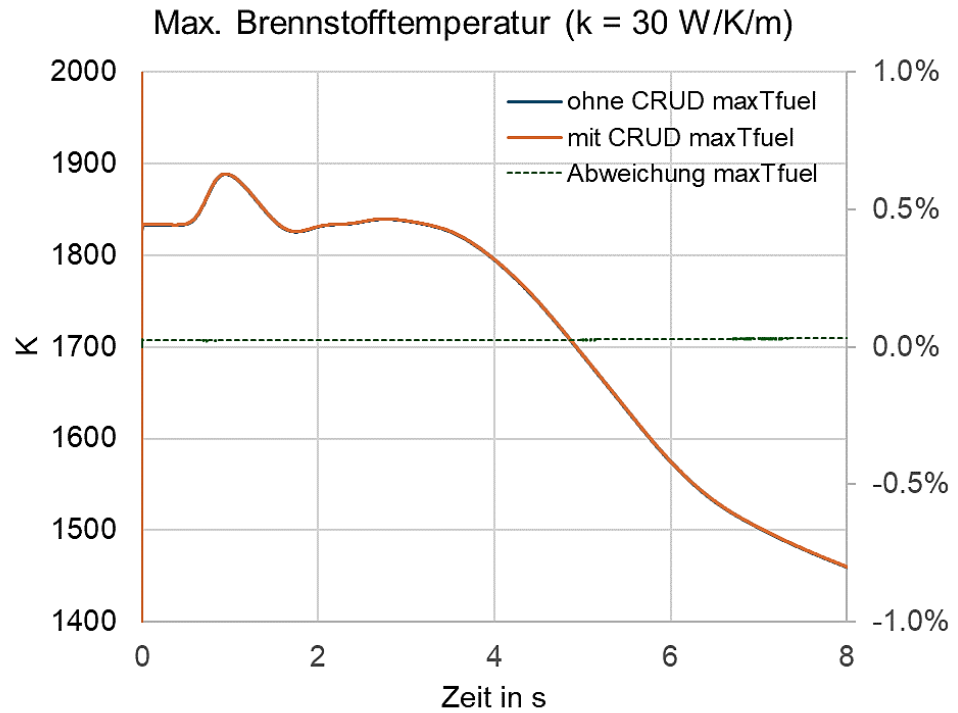


Abb. 10.18 Maximale Brennstofftemperatur zu Abb. 10.16

Wählt man realistische Wärmeleitfähigkeiten von $k = 4,5 \text{ W/K/m}$ und $k = 0,9 \text{ W/K/m}$, ändert sich die Situation, insbesondere für $k = 0,9 \text{ W/K/m}$. Während der Gesamtleistungsverlauf sich nur marginal ändert (Abb. 10.19), steigen die mittlere und vor allem die maximale Brennstofftemperatur gegenüber dem Fall ohne CRUD an, wie Abb. 10.20 und Abb. 10.21 zu entnehmen ist.

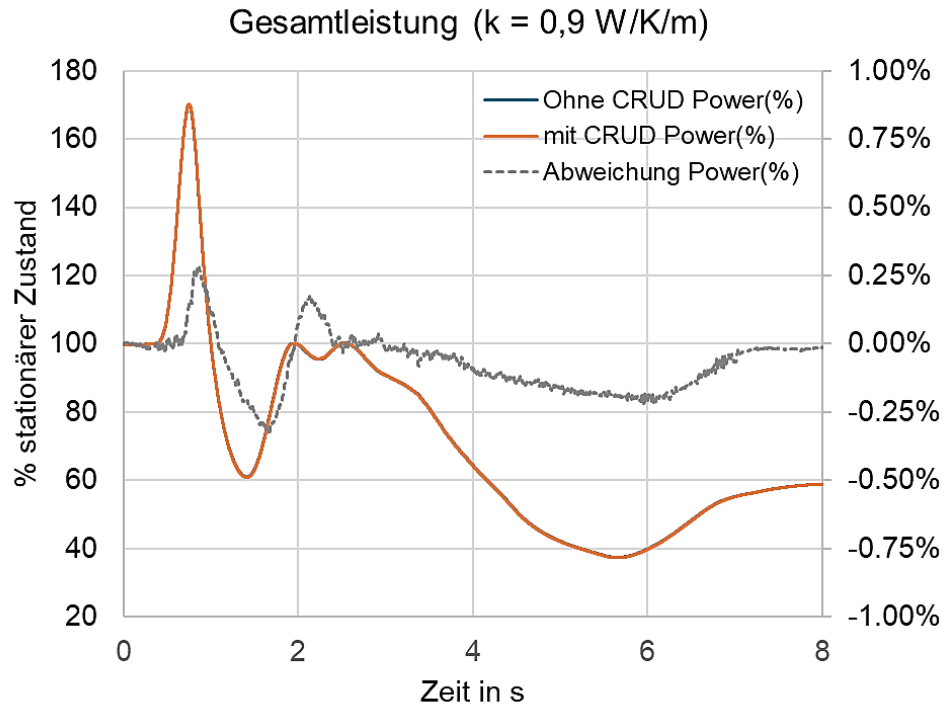


Abb. 10.19 Leistungsverlauf wie in Abb. 10.16, jedoch mit $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ für CRUD

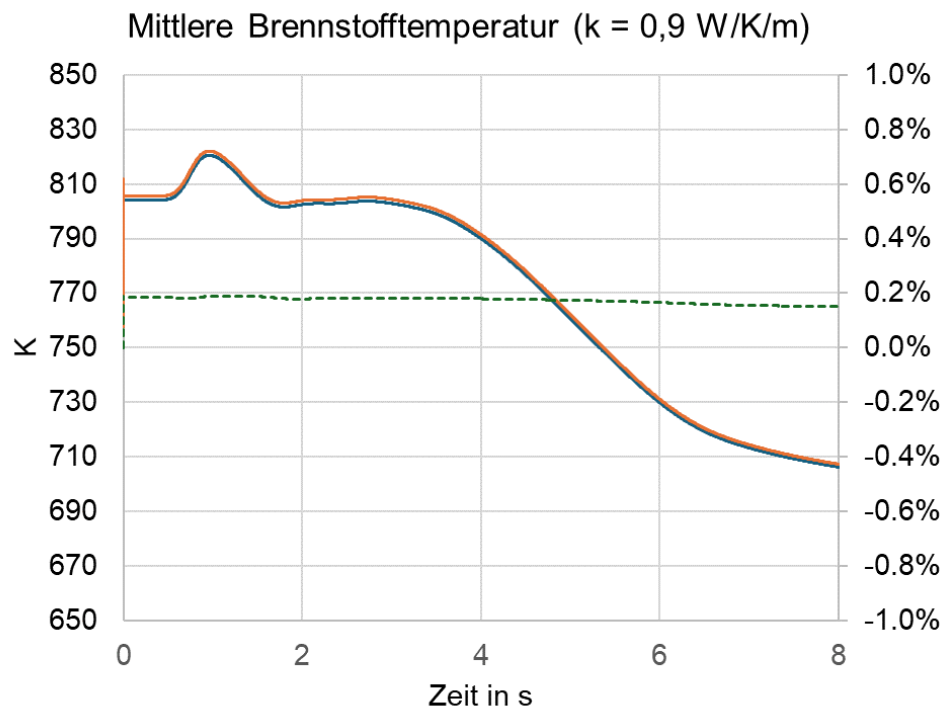


Abb. 10.20 Mittlere Brennstofftemperatur zu Abb. 10.19

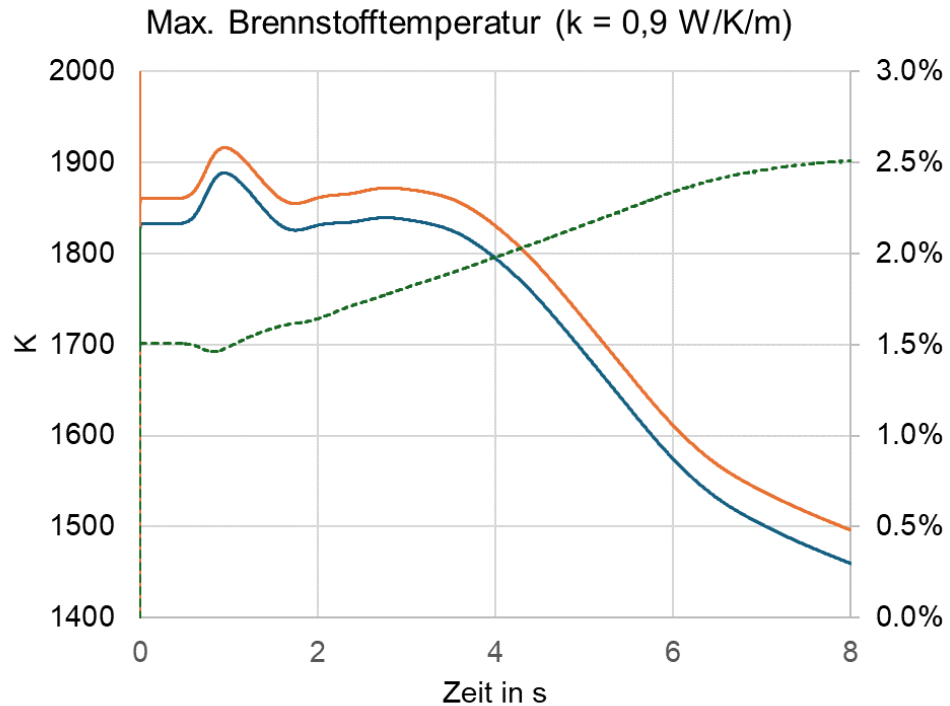


Abb. 10.21 Maximale Brennstofftemperatur zu Abb. 9.15

10.2.3 Wirkung des hydraulischen Ausgleichs

Der Einfluss des hydraulischen Ausgleichs zwischen den vier Teilbündeln des Brennelements wird im Folgenden ohne axiales Abbrandprofil unter Annahme des CRUD-Profiles an Nachbardeckstäben und einer CRUD-Wärmeleitfähigkeit von $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ studiert. Es werden zwei Extremfälle betrachtet:

- (a) Alle Ausgleichsschlitze sind vollständig geöffnet.
- (b) Alle Ausgleichsschlitze sind vollständig geschlossen.

Wie Abb. 10.22 zeigt, hat der hydraulische Ausgleich auf den Gesamtleistungsverlauf nahezu keinen Einfluss. Dies gilt auch für den Zeitverlauf der mittleren Brennstofftemperatur (Abb. 10.23). Sind alle Ausgleichsschlitze geschlossen, sinkt der Zeitverlauf der maximalen Brennstofftemperatur unwesentlich um bis zu 0,3 % (Abb. 10.24).

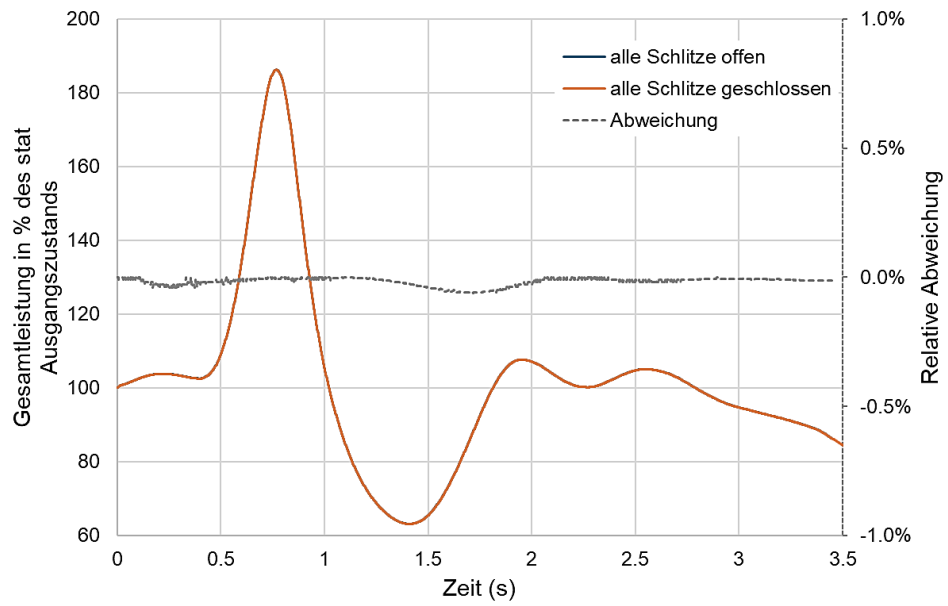


Abb. 10.22 Leistungsverlauf mit vollem (blau) und keinem (orange) hydraulischem Ausgleich

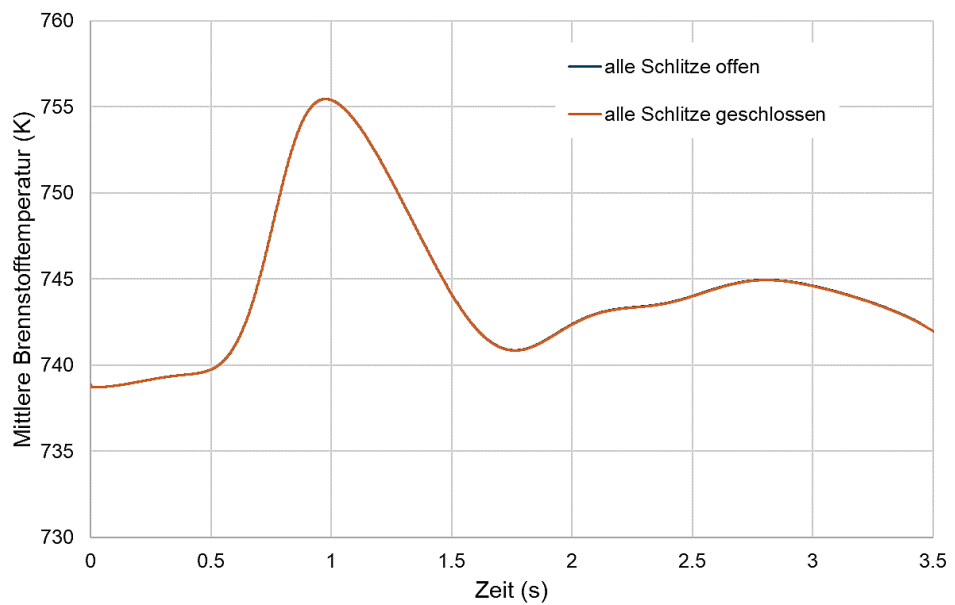


Abb. 10.23 Zeitverlauf der mittleren Brennstofftemperatur zu Abb. 10.22

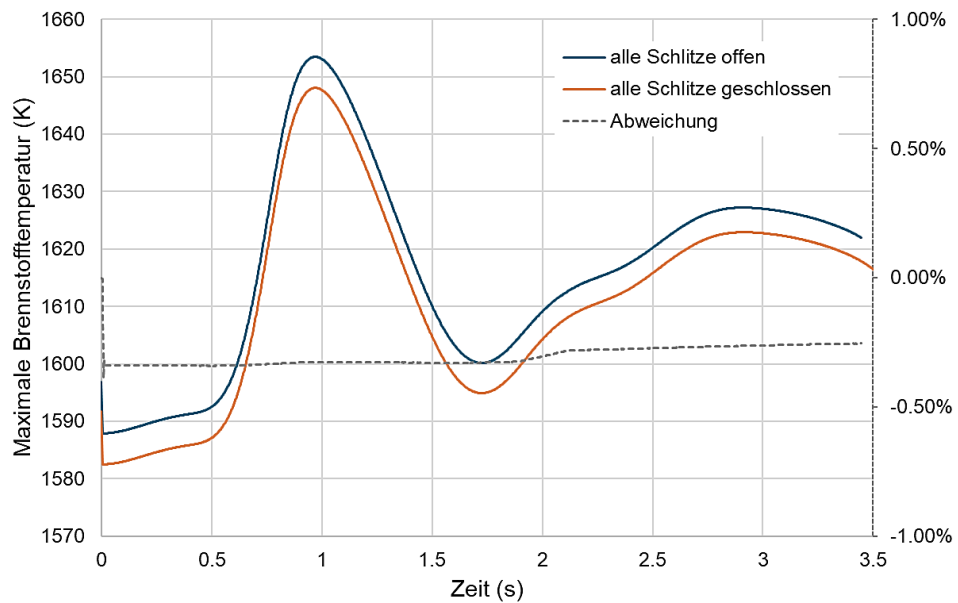


Abb. 10.24 Zeitverlauf der maximalen Brennstofftemperatur zu Abb. 10.22

Größeren Einfluss hat der hydraulische Ausgleich auf den Abstand zur Siedeübergangsleistung (ASL) und dessen Minimalwert, den minimalen Abstand zur Siedeübergangsleistung (MASL). Im betrachteten Beispiel wird für den stationären Zustand der MASL im linken unteren Teilbündel des Brennelements in der linken unteren Ecke erreicht, unabhängig ob hydraulischer Ausgleich vorhanden ist oder nicht. Der jeweilige MASL-Wert unterscheidet sich jedoch. So wird bei vollem hydraulischem Ausgleich mit 1,366 (fettgedruckter Wert in Tab. 10.1) ein um 0,047 geringerer MASL erreicht als für den Fall ohne hydraulischen Ausgleich, der einen MASL von 1,413 (fettgedruckter Wert in Tab. 10.2) liefert.

Tab. 10.1 Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall mit vollem hydraulischem Ausgleich

		1		2		3		4	
		A	B	A	B	A	B	A	B
1	A	1.591	1.687	1.740	1.775	1.748	1.767	1.729	1.644
	B	1.589	1.673	1.741	1.812	1.794	1.811	1.756	1.697
2	A	1.543	1.550	1.954	1.996	1.813	1.790	1.999	1.883
	B	1.435	1.527	1.849	1.910	1.759	1.758	1.878	1.784
3	A	1.605	1.701	1.709	1.754	1.741	1.709	1.613	1.519
	B	1.608	1.667	1.710	1.728	1.723	1.722	1.549	1.529
4	A	1.475	1.509	1.827	1.801	1.739	1.726	1.747	1.727
	B	1.366	1.450	1.712	1.740	1.664	1.704	1.696	1.642

Tab. 10.2 Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall ohne hydraulischen Ausgleich

		1		2		3		4	
		A	B	A	B	A	B	A	B
1	A	1.623	1.670	1.757	1.779	1.768	1.737	1.723	1.679
	B	1.608	1.675	1.743	1.791	1.784	1.783	1.726	1.699
2	A	1.537	1.531	1.929	1.970	1.801	1.761	1.948	1.878
	B	1.458	1.528	1.881	1.928	1.743	1.766	1.890	1.828
3	A	1.634	1.681	1.726	1.701	1.736	1.706	1.595	1.544
	B	1.630	1.671	1.713	1.703	1.734	1.724	1.529	1.541
4	A	1.466	1.461	1.790	1.779	1.717	1.703	1.748	1.730
	B	1.413	1.455	1.745	1.765	1.663	1.675	1.700	1.673

Die Ursache hierfür liegt in Änderungen der lokalen Moderatorichteverteilung, speziell in Teilbündel (A, B) des Brennelements an Position (1, 4), also im linken unteren Teilbündel des linken unteren Brennelements bei geschlossenen Ausgleichsschlitz gegenüber dem Fall mit vollem hydraulischem Ausgleich. Tab. 10.3 zeigt die relative Änderung im gesamten Minikern am axialen Ort ihres Maximums, 303 cm oberhalb der Kernunterkante. So weist dieses Teilbündel den mit bis zu etwa 5 % (303 cm oberhalb der Kernunterkante) größten Anstieg der Moderatorichte ohne hydraulischen Ausgleich gegenüber dem Fall mit vollständigem Ausgleich auf (Tab. 10.4 links). Höhere Moderatorichte verbessert lokal die Neutronenmoderation, was in der Folge lokal höherer Leistung begünstigt. Da aber der negative Dopplereffekt dem Leistungsanstieg entgegenwirkt, fallen die Zuwächse von Leistung und Brennstofftemperatur mit höchstens ca. 1 % (Tab. 10.4 Mitte) bzw. ca. 0,5 % (Tab. 10.4 rechts) deutlich geringer aus als die Moderatorichteänderung. Höhere Moderatorichteänderung bedeutet geringeren Dampfblasenanteil und in der Folge größeren Abstand zur Siedeübergangsleistung. Daher ist bei vollständig geschlossenen Ausgleichsschlitz der MASL höher als bei vollem hydraulischem Ausgleich. Wie aus Abb. 10.25 hervorgeht, die die relativen Änderungen von Moderatorichte, Leistung und Brennstofftemperatur an der in Tab. 10.3 gelb markierten Stabposition links unten darstellt, zeigen sich diese Befunde entlang der gesamten Stabzellposition. Über die gesamte Transiente hinweg liefern die vollständig geschlossenen Ausgleichsschlitz einen größeren MASL als bei vollem hydraulischem Ausgleich, wie in Abb. 10.26 zu sehen ist.

Tab. 10.3 Relative Änderung in % der Moderatordichte bei geschlossenen hydraulischen Ausgleichsschlitzen

Vergleich zu vollem hydraulischem Ausgleich 303 cm oberhalb der Kernunterkante, wo die größte Änderung stattfindet. Rot: Zuwächse um bis zu 5,01 %, blau: Abnahmen um bis zu 4,4 %.

2.7	2.79	2.65	2.3	1.5	-0.5	-1.1	-1.6	-1.7	-1.7	0.78	0.87	0.93	1.05	0.95	0.12	0.09	0.22	0.26	0.31	1.01	1.07	1.2	1.39	1.49	0.83	1.28	1.39	1.46	1.46	-0.9	-0.8	-0.6	-0.1	0.4	1.36	2.29	2.64	2.78	2.72
2.61	2.93	2.83	2.46	1.44	-0.2	-1.2	-1.6	-1.8	-1.6	0.88	0.97	1.06	1.13	1	0.17	0.18	0.24	0.34	0.26	0.91	1.12	1.24	1.54	1.78	0.81	1.37	1.5	1.5	1.41	-0.9	-0.8	-0.7	-0.1	0.7	1.33	2.49	2.84	2.95	2.64
2.18	2.4	2.46	2.44	1.7	-0.5	-1.2	-1.5	-1.4	-1.3	0.84	0.96	0.98	1.09	0.97	0.2	0.18	0.23	0.19	0.22	0.7	0.87	1.06	1.39	1.55	0.88	1.26	1.31	1.35	1.21	-0.7	-0.7	-0.6	-0.3	0.3	1.67	2.41	2.53	2.49	2.23
1.4	1.56	1.92	2.2	2.05	-0.9	-1.1	-1	-0.8	-0.7	0.79	0.85	0.9	0.97	0.99	0.2	0.22	0.22	0.19	0.13	0.46	0.55	0.83	1.14	1.33	1.03	1.1	0.97	0.88	0.8	-0.4	-0.5	-0.6	-0.4	-0.1	2.03	2.27	2.06	1.78	1.61
0.43	0.23	0.97	1.77	0	0	-0.8	-0.3	0.22	0.08	0.47	0.5	0.65	0.83	0	0	0.24	0.36	0.41	0.35	0.23	0.12	0.37	0.82	0	0	0.82	0.29	-0.2	0.04	-0.1	-0.1	-0.3	-0.4	0	0	1.81	1.18	0.66	0.86
-0.4	-0.8	0.05	0.95	0	0	-1.7	-1.1	-0.5	-0.6	-0.8	-1	-0.7	-0.2	0	0	-1.1	-1	-0.9	-0.9	-1.2	-1.3	-1.1	-0.8	0	0	-1	-0.5	-0.2	-0.2	-1.5	-1.6	-1.8	-1.9	0	0	0.13	0.13	0.04	0.04
0.85	0.89	1.24	1.48	1.23	-1.8	-2.2	-2.2	-1.9	-1.7	-0.3	-0.4	-0.2	0	0.12	-0.8	-1.2	-1.3	-1.4	-1.3	-1.2	-1.3	-1	-0.6	-0.2	-1.4	-1.4	-1.2	-1	-0.9	-2.1	-2.3	-2.2	-1.9	-1.4	0.04	0.14	0.19	0.24	0.22
1.68	1.83	1.82	1.64	0.77	-1.2	-2.3	-2.7	-2.9	-2.6	0.04	0.05	0.18	0.36	0.36	-0.4	-1	-1.3	-1.5	-1.5	-1	-1	-0.7	-0.2	0.49	-1.4	-1.7	-1.7	-1.6	-1.4	-2.3	-2.5	-2.2	-1.5	-0.5	-0.2	0.14	0.24	0.29	0.3
2.12	2.31	2.08	1.65	0.37	-0.7	-2.1	-2.9	-3.4	-3.2	0.17	0.24	0.38	0.66	0.54	-0.1	-0.8	-1.2	-1.5	-1.5	-0.9	-0.8	-0.5	0.14	0.9	-1.4	-1.7	-1.8	-1.9	-1.7	-2.5	-2.6	-2.1	-1.1	0.22	-0.3	0.1	0.34	0.38	0.34
2.18	2.2	1.99	1.53	0.51	-0.9	-1.9	-2.7	-3.1	-3.2	0.23	0.26	0.49	0.75	0.64	-0.2	-0.7	-1.1	-1.3	-1.4	-0.8	-0.7	-0.4	0.16	0.65	-1.2	-1.5	-1.6	-1.8	-1.8	-2.5	-2.4	-1.8	-0.9	0.08	-0.2	0.17	0.35	0.38	0.37
-0.1	-0.1	-0.29	0.53	-0.9	-2.7	-3.4	-3.7	-3.9	-3.7	-1.6	-1.5	-1.4	-1.5	-1.4	-1.5	-1.8	-1.8	-1.9	-1.9	-1	-1	-0.9	-0.8	-0.8	-1.9	-2.2	-2.2	-2.2	-2.1	-4.4	-4.1	-3.7	-3	-2	-1.8	-0.8	-0.2	0.04	0.19
-0.1	-0.2	-0.33	0.6	-1.1	-2.8	-3.7	-3.9	-4.1	-3.6	-1.4	-1.5	-1.6	-1.6	-1.6	-1.6	-1.9	-1.9	-1.8	-1.6	-0.9	-1	-0.9	-0.9	-0.8	-2	-2.4	-2.4	-2.3	-2.1	-3.9	-4	-3.8	-3.2	-1.8	-2.1	-0.9	-0.1	0.17	0.3
-0.1	-0.2	-0.28	0.49	-0.8	-2.9	-3.5	-3.5	-3.3	-2.8	-1	-1.2	-1.4	-1.5	-1.4	-1.5	-1.7	-1.5	-1.3	-1.1	-0.7	-0.7	-0.8	-0.7	-0.7	-2	-2.2	-2.1	-1.8	-1.5	-2.8	-3.1	-3.4	-3.2	-2.1	-1.4	-0.5	0.04	0.35	0.43
0	0.06	-0.11	0.27	-0.5	-2.9	-2.9	-2.3	-1.7	-1.5	-0.4	-0.6	-0.9	-1.2	-1.2	-1.3	-1.2	-0.7	-0.3	-0.2	-0.1	-0.1	-0.3	-0.5	-0.5	-1.8	-1.7	-1.3	-0.8	-0.6	-1.1	-1.3	-2	-2.6	-2.5	-0.3	0.13	0.48	0.75	0.73
0.18	0.34	0.19	0	0	0	-1.9	-0.7	0.38	0.04	0.22	0.39	-0.1	-0.7	0	0	-0.5	0.31	0.97	0.58	0.47	0.66	0.32	-0.1	0	0	-1.1	-0.2	0.61	0.43	0.25	0.77	-0.4	-1.6	0	0	0.49	0.76	0.93	0.83
2.69	2.51	2.88	3.45	0	0	-0.2	-0.7	-1	-0.9	1.38	1.32	1.53	1.66	0	0	0.61	-0.1	-0.6	-0.4	1.86	1.91	2.01	2.15	0	0	0.16	-0.5	-1	-0.8	1.68	1.97	1.43	0.82	0	0	1.99	0.08	-1.5	-0.8
3.93	4.17	3.97	3.6	2.75	0.45	0	-0.4	-0.5	-0.5	2.08	2.25	2.08	1.71	1.16	1.3	0.99	0.52	0.13	0.08	2.4	2.57	2.41	2.15	1.64	0.65	0.43	0.09	-0.1	-0.1	1.17	1.25	0.87	0.43	0.04	2.7	2.83	2.13	1.41	1.19
4.42	4.63	4.04	2.98	1	1.07	0.27	-0.2	-0.4	-0.4	2.36	2.45	2.08	1.28	-0.1	1.66	1.3	0.9	0.63	0.46	2.52	2.68	2.35	1.76	0.64	0.93	0.71	0.45	0.37	0.26	0.57	0.55	0.26	-0.1	-0.5	2.33	3.18	3.24	3.03	2.57
4.6	4.74	3.91	2.39	-0.3	1.6	0.62	-0.1	-0.4	-0.4	2.47	2.5	2.01	0.88	-1.1	1.96	1.56	1.11	0.86	0.69	2.6	2.73	2.3	1.37	-0.2	1.19	0.94	0.71	0.57	0.48	0.26	0.17	0	-0.4	-0.9	2.02	3.34	3.77	3.85	3.44
4.36	4.28	3.52	2.19	0	1.25	0.55	-0.1	-0.3	-0.4	2.53	2.25	1.77	0.8	-0.7	1.59	1.38	1.08	0.95	0.89	2.46	2.43	1.99	1.2	-0.1	1.09	0.92	0.71	0.65	0.58	0.1	0	-0.2	-0.5	-0.8	1.99	3.11	3.56	3.8	3.79
2.34	2.39	2.29	1.99	1.19	-0.8	-1.5	-1.9	-2.1	-2.1	0.73	0.82	0.87	0.95	0.78	-0.2	-0.2	-0.2	-0.1	-0	-0.8	-0.8	-0.7	-0.5	-0.3	-0.8	-0.5	-0.4	-0.3	-0.3	-2	-2	-1.8	-1.3	-0.5	0.49	1.63	2.08	2.27	2.18
2.31	2.53	2.43	2.12	1.15	-0.6	-1.5	-2	-2.1	-2	0.86	0.96	0.95	1.03	0.82	-0.1	-0.2	-0.2	-0.1	-0	-0.7	-0.8	-0.6	-0.4	-0	-0.9	-0.5	-0.4	-0.3	-0.2	-1.9	-2	-1.9	-1.3	-0.2	0.34	1.76	2.22	2.43	2.23
1.89	2.07	2.19	2.07	1.42	-0.9	-1.5	-1.7	-1.7	-1.5	0.87	0.95	0.97	1.03	0.83	-0.1	-0.2	-0.1	-0.1	-0.1	-0.5	-0.6	-0.5	-0.4	-0.1	-0.6	-0.3	-0.2	-0.1	0	-1.5	-1.7	-1.6	-1.4	-0.6	0.9	1.84	2.09	2.11	1.98
1.35	1.5	1.76	1.95	1.81	-1.2	-1.3	-1.1	-0.8	-0.7	0.9	0.97	0.93	1	0.93	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	-0.1	0	0	-0.1	-0.2	-0.1	-0.3	-0.1	0.09	0.33	0.34	-0.7	-0.8	-1.1	-1.3	-1	1.58	1.91	1.84	1.76	1.63
0.68	0.6	1.06	1.58	0	0	-0.9	-0.1	0.53	0.24	0.65	0.68	0.75	0.89	0	0	-0	0.16	0.29	0.16	0.62	0.84	0.51	0.04	0	0	0.17	0.51	0.81	0.67	0.04	0.28	-0.3	-0.9	0	0	1.68	1.43	1.26	1.3
-0.2	-0.5	0.32	1.25	0	0	-1.7	-1.2	-0.8	-0.8	-0.5	-0.7	-0.4	-0.2	0	0	-0.8	-0.8	-0.7	-0.7	0.52	0.47	0.47	0.49	0	0	-0.1	-0.8	-1.3	-0.9	-0.7	-0.8	-1.1	-1.3	0	0	0.59	-0.2	-0.9	-0.6
1.18	1.21	1.51	1.64	1.38	-1.6	-2.1	-2.1	-2	-1.8	-0.1	-0.2	-0.1	0	0.08	-0.6	-0.9	-1	-1.1	-1.1	0.56	0.57	0.57	0.56	0.4	0.13	0.05	-0.1	-0.3	-0.2	-1.3	-1.5	-1.5	-1.5	-1.1	0.83	0.84	0.7	0.44	0.44
2.01	2.15	2.1	1.76	0.64	-0.9	-2	-2.5	-2.7	-2.4	0.09	0.1	0.19	0.28	0.12	-0.3	-0.7	-1	-1.2	-1.2	0.68	0.76	0.67	0.52	0.09	0.21	0.19	0.1	0.05	0.04	-1.6	-1.7	-1.6	-1.3	-0.7	0.71	1.07	1.14	1.1	0.98
2.48	2.62	2.34	1.66	-0.1	-0.4	-1.7	-2.6	-3.1	-2.9	0.18	0.2	0.35	0.54	0.26	0	-0.5	-0.9	-1.1	-1.1	0.78	0.83	0.71	0.48	-0.2	0.34	0.33	0.28	0.18	0.08	-1.8	-1.9	-1.6	-1.1	-0.3	0.72	1.19	1.37	1.42	1.29
2.53	2.51	2.17	1.58	0.17	-0.6	-1.6	-2.3	-2.8	-3	0.2	0.27	0.46	0.59	0.37	-0.1	-0.5	-0.8	-1	-1	0.76	0.74	0.6	0.39	-0.2	0.48	0.43	0.34	0.24	0.11	-1.8	-1.8	-1.4	-0.9	-0.3	0.8	1.22	1.37	1.43	1.35
-0.3	-0.4	-0.55	0.8	-1.2	-3	-3.8	-4.1	-4.3	-4	-2.7	-2.7	-2.6	-2.6	-2.3	-1.9	-2	-1.9	-1.9	-1.8	-1.5	-1.5	-1.4	-1.3	-1.1	-1.9	-2	-1.9	-1.9	-1.9	-3.4	-3.3	-3	-2.5	-1.6	-1	-0.1	0.3	0.5	0.62
-0.4	-0.4	-0.63	0.9	-1.4	-3.1	-4	-4.3	-4.4	-4	-2.4	-2.7	-2.8	-2.8	-2.4	-2	-2	-1.9	-1.8	-1.5	-1.4	-1.6	-1.5	-1.5	-1.1	-2	-2.1	-2	-1.9	-1.7	-3.1	-3.5	-3.2	-2.7	-1.5	-1.2	-0.1	0.38	0.61	0.63
-0.3	-0.4	-0.51	0.79	-1.1	-3.1	-3.9	-3.8	-3.6	-3.1	-1.8	-2.2	-2.4	-2.6	-2.3	-1.7	-1.8	-1.5	-1.3	-1	-1.1	-1.3	-1.4	-1.4	-1.1	-1.9	-1.9	-1.7	-1.4	-1.2	-2.5	-2.8	-2.9	-2.7	-1.8	-0.6	0.1	0.49	0.63	0.65
-0.1	-0.1	-0.23	0.5	-0.7	-3.2	-3.3	-2.7	-2	-1.7	-0.7	-0.9	-1.5	-2	-2.1	-1.3	-1.1	-0.6	0	0	-0.7	-0.8	-1	-1.2	-1.1	-1.5	-1.4	-1	-0.4	-0.4	-1.4	-1.6	-2.1	-2.4	-2.1	0.13	0.43	0.63	0.74	0.76
0.14	0.36	-0.2	0.21	0	0	-2.2	-0.8	0.25	-0.1	0.39	0.71	-0.1	-1.2	0	0	-0.3	0.58	1.26	0.82	-0.2	0.04	-0.3	-0.8	0	0	-0.7	0.13	0.83	0.61	-0.1	0.17	-0.7	-1.7	0	0	0.59	0.7	0.71	0.66
3.09	2.93	3.31	3.76	0	0	0	-0.6	-0.9	-0.7	2.19	2.24	2.15	2.05	0	0	0.15	-0.3	-1.4	-0.9	2.03	2.06	2.13	2.25	0	0	0.27	-0.5	-1.1	-0.9	0.88	0.95	0.69	0.4	0	0	1.55	0.31	-0.8	-0.3
4.26	4.55	4.33	3.89	2.92	0.57	0.22	-0.2	-0.3	-0.3	2.63	2.78	2.49	1.94	1.2	1.99	1.74	1.04	0.42	0.34																				

Tab. 10.4 Relative Änderung in % von Moderatorordichte (links), Leistung (Mitte) und Brennstofftemperatur (rechts)

Teilbündel (A, B) des Brennelements an Position (1, 4) bei geschlossenen hydraulischen Ausgleichsschlitzen im Vergleich zu vollem hydraulischem Ausgleich

3.09	2.93	3.31	3.76	0	0.65	0.53	0.44	0	0	0.2	0.18	0.17	0.02	0
4.26	4.55	4.33	3.89	2.92	0.74	0.56	0.55	0.53	0	0.28	0.21	0.17	0.17	0.02
4.71	4.9	4.22	3.11	1.09	0.85	0.7	0.65	0.46	0.35	0.36	0.27	0.2	0.16	0.13
4.89	5.01	4.07	2.55	-0.4	1.04	0.83	0.7	0.54	0.37	0.49	0.32	0.24	0.17	0.12
4.61	4.5	3.7	2.27	0.05	0	0.89	0.78	0.58	0.35	0.02	0.49	0.3	0.21	0.13

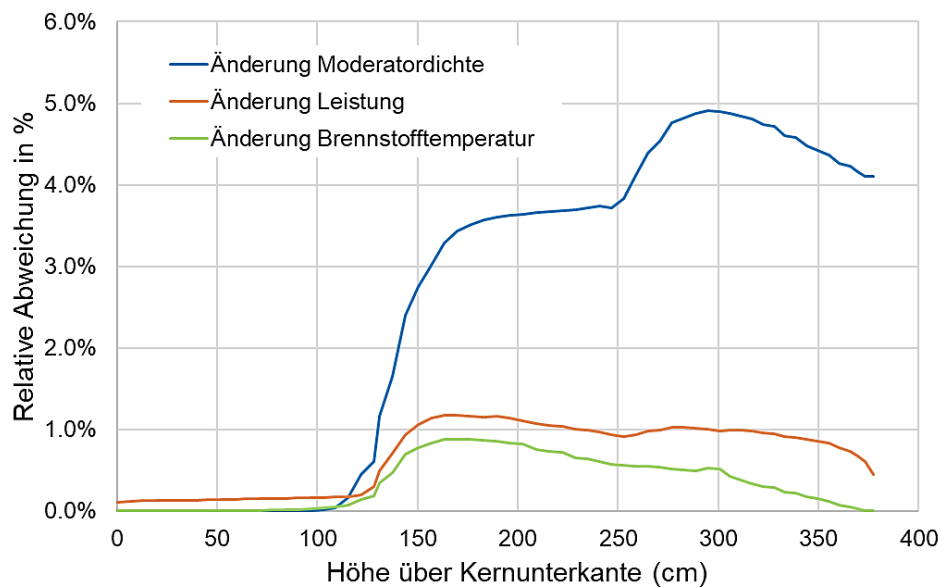


Abb. 10.25 Relative Änderungen in % von Moderatorordichte, Leistung und Brennstofftemperatur entlang der in Tab. 10.3 gelb markierten Stabzellposition

Bei diesem Brennelement ist der Steuerstab in die untere axiale Zone eingefahren.

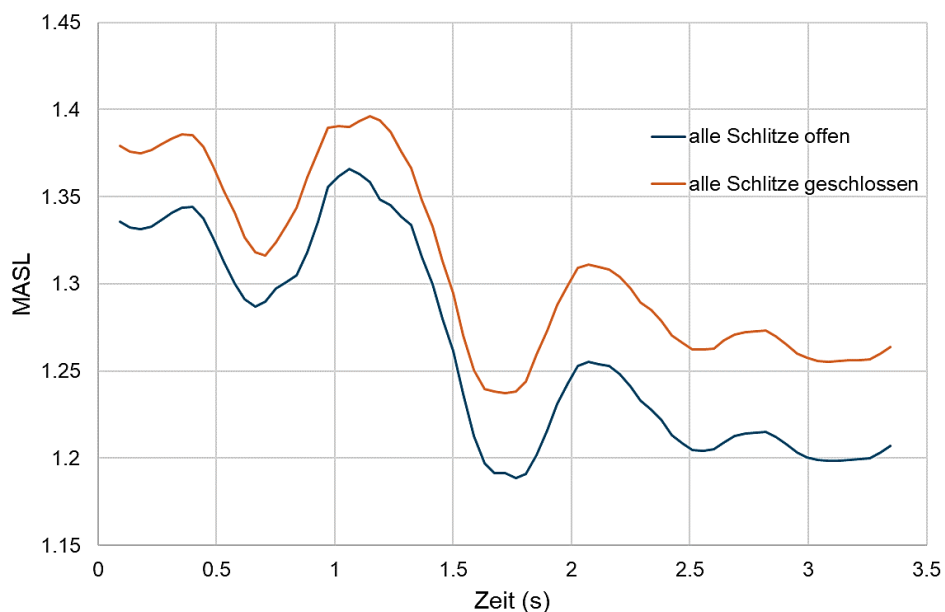


Abb. 10.26 Zeitverläufe des MASL bei vollem (blau) und ohne hydraulischen Ausgleich (orange)

10.2.4 Wirkung der Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus CFD-Simulationen

Abschließend wird die Wirkung der Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus den CFD-Simulationen von Kapitel 4 untersucht. Dies geschieht am Beispiel mit vollem hydraulischem Ausgleich, CRUD-Profilen an Nachbarstäben mit CRUD-Wärmeleitung $k = 0,9 \text{ W/K/m}$ und ohne axiales Abbrandprofil. Ähnlich wie bei der Analyse der Wirkung des hydraulischen Ausgleichs ist der Einfluss auf die Zeitverläufe von Leistung und Brennstofftemperatur zu vernachlässigen. Jedoch wirkt sich die unterkanalweise Eintrittsmassenstromverteilung auf den MASL aus. Die teilbündelweise ASL-Verteilung bei Annahme der Massenstromverteilung aus den CFD-Simulationen ist in Tab. 10.5 angegeben. Der Vergleich zu Tab. 10.1, der eine Rechnung mit homogener Massenstromverteilung zugrunde liegt, zeigt, dass die CFD-Massenstromverteilung zu einer – wenn auch geringfügigen – Anhebung des MASL führt: 1,373 gegenüber 1,366. Dieser leichte Zuwachs äußert sich auch in den Zeitverläufen der MASL-Werte, wie aus Abb. 10.27 hervorgeht.

Tab. 10.5 Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall mit vollem hydraulischem Ausgleich und Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus CFD-Simulationen

		1		2		3		4	
		A	B	A	B	A	B	A	B
1	A	1.587	1.690	1.737	1.780	1.743	1.772	1.726	1.649
	B	1.596	1.666	1.748	1.804	1.804	1.803	1.763	1.689
2	A	1.539	1.555	1.948	2.005	1.810	1.798	1.994	1.891
	B	1.442	1.518	1.859	1.897	1.766	1.751	1.888	1.773
3	A	1.602	1.704	1.705	1.760	1.736	1.716	1.609	1.524
	B	1.615	1.659	1.717	1.720	1.730	1.675	1.556	1.521
4	A	1.471	1.515	1.824	1.809	1.736	1.732	1.743	1.733
	B	1.373	1.441	1.719	1.732	1.671	1.695	1.702	1.635

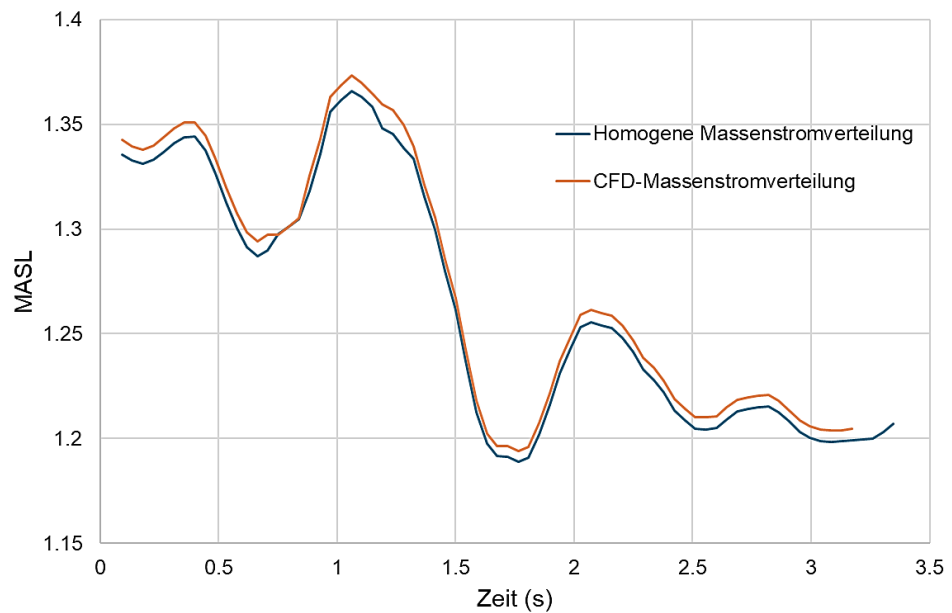


Abb. 10.27 Zeitverläufe des MASL bei vollem hydraulischem Ausgleich

Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung homogen (blau) bzw. aus CFD-Simulationen (orange).

11 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Eigenforschungsvorhabens wurden das hochaufgelöste gekoppelte 3D-Neutronentransport-Thermohydraulik-Unterkanal-Codesystem TORT-TD/CTF der GRS zur Sicherheitsbewertung lokaler Phänomene in komplexen modernen Siedewasserreaktor-Brennelementdesigns weiterentwickelt und gekoppelte stationäre und transiente Simulationen einer Minikernanordnung aus SWR-Brennelementen des Typs SVEA96 Optima2 in Stabzell-(Pin-by-Pin-) bzw. Unterkanaulauflösung durchgeführt. Die Schwerpunkte lagen in der

- Weiterentwicklung von TORT-TD und CTF zur Simulation von CRUD,
- Erstellung detaillierter CFD-Modelle für OpenFOAM zur Simulation der Einströmverhältnisse von SVEA96 Optima2-Brennelemente, um hieraus Eintrittsmassenstromverteilungen für CTF auf Unterkanalebene zu erhalten,
- Erweiterung des CTF-Modells der Minikernanordnung zur Simulation hydraulischer Ausgleichsschlitz in SVEA96 Optima2-Brennelementen,
- Erweiterung der Kopplung von TORT-TD/CTF zur Berücksichtigung der Eintrittsmassenstromverteilungen auf Unterkanalebene,
- Durchführung gekoppelter stationärer Minikernsimulationen mit TORT-TD/CTF zur Gewinnung von Aussagen über die Auswirkungen von CRUD, hydraulischen Ausgleichsschlitz, unterkanalweisen Kerneintrittsströmungsbedingungen einschließlich axialer Abbrandprofile auf lokale sicherheitstechnische Kenngrößen wie Brennstofftemperatur- und Stabileistungsverteilungen und MASL.

Neben diesen Arbeiten dokumentiert der vorliegende Bericht die für die Sicherheitsanalysen erforderliche Erweiterung der stabzellhomogenisierten parametrisierten Wirkungsquerschnittsbibliotheken des SVEA96 Optima2-Brennelements um eine CRUD-Schicht variabler Dicke. Parallel dazu wurden auch die Monte-Carlo-Modelle in Serpent erweitert, um CRUD einschließlich Zustände mit eingefahrenem Steuerkreuz simulieren zu können. Anhand gesondert entwickelter Brennelementmodelle mit unterschiedlicher CRUD-Dicke wurden die Wirkungsquerschnittsdaten, die mit einer aktuellen HELIOS-Version generiert wurden, durch Vergleiche mit den Monte-Carlo-Referenzergebnissen überprüft.

Die anschließend durchgeführten Sicherheitsanalysen zeigten, dass CRUD je nach Schichtdicke und Wärmeleitung Brennstofftemperaturerhöhungen von lokal um 15 % und darüber nach sich zieht. Voller hydraulischen Ausgleichs zwischen den vier Teilbündeln des Brennelements führt zu geringerem MASL als fehlender hydraulischer Ausgleich, sowohl im stationären als auch im transienten Fall (Ereignis: Turbinenschnellschluss ohne Verfügbarkeit der Frischdampfumleitstation). Gegenüber einer homogenen Eintrittsmassenstromverteilung in den Unterkanälen des Minikerns hat die Berücksichtigung der aus den CFD-Simulationen abgeleiteten inhomogenen Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung eine geringfügige Anhebung des MASL zur Folge, im stationären wie auch im transienten Fall.

Das vorliegende Eigenforschungsvorhaben folgte dem internationalen Trend auf dem Gebiet der hochauflösenden gekoppelten Multiphysik-Rechenmethoden und versetzt die GRS in die Lage, mit Hilfe der weiterentwickelten Rechenmethoden etwaige künftige Vorkommnisse von Anlagen im In- und Ausland sicherheitstechnisch besser beurteilen zu können. Die durchgeführten Arbeiten und Weiterentwicklungen von TORT-TD, CTF und CFD (OpenFOAM) trugen darüber hinaus maßgeblich zur Sicherstellung der Kompetenzen der GRS auf dem Gebiet der hochaufgelösten gekoppelten Neutronentransport-Thermohydraulik-Rechenmethoden bei.

Die Ergebnisse dieses Vorhabens können in den nationalen und internationalen Erfahrungsaustausch bei der Bewertung fachkundebezogener Themen einfließen und der Fortschreibung des Standes von Wissenschaft und Technik dienen. Als mögliche nächste Entwicklungsschritte auf dem Gebiet der *Weiterentwicklung von Rechenmethoden zur Sicherheitsbewertung lokaler Phänomene in SWR und über SWR hinaus* sind insbesondere folgende Aspekte relevant:

- Anwendung und Weiterentwicklung von TORT-TD- und CTF-Modellen zur Bewertung der CRUD-Bildung und dessen Einfluss auf sicherheitsrelevante Parameter in DWR, wobei bei DWR der Einfluss von Bor im Kühlmittel hinzukommt und sich Bor in CRUD einlagern kann, was zu CRUD-induzierten lokalen Leistungsverteilungen führen kann.
- Weiterentwicklung der Kopplung von FENNECS mit CTF zur hochaufgelösten Simulation lokaler Phänomene in nicht wassermodierten Reaktorkonzepten, beispielsweise lokale Siedezustände in Kernausschnitten natriumgekühlter Reaktoren.

A. Anhang: Ergänzende Abbildungen zu Kapitel 4

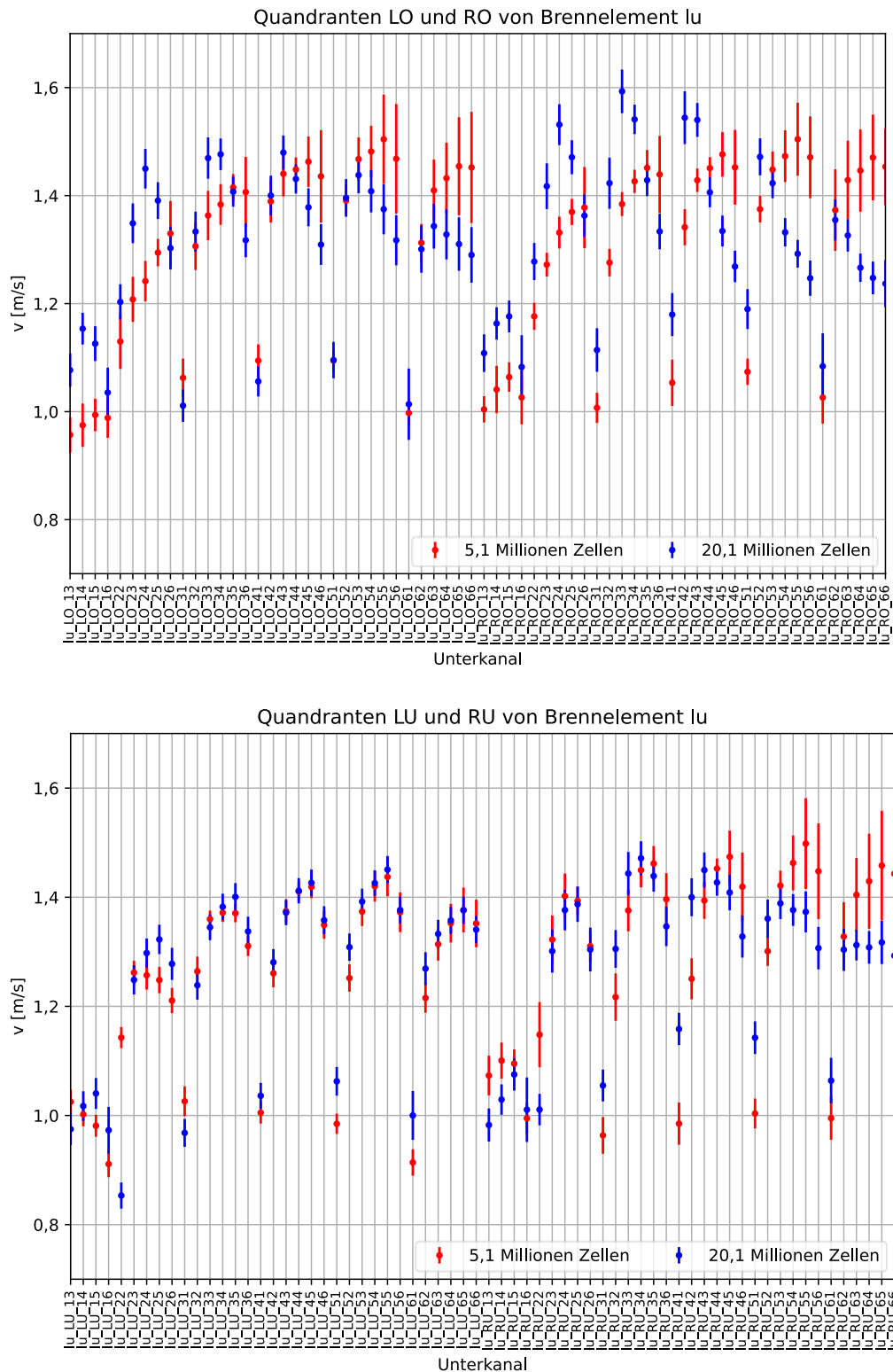


Abb. A.1 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen für das Brennelement „lu“

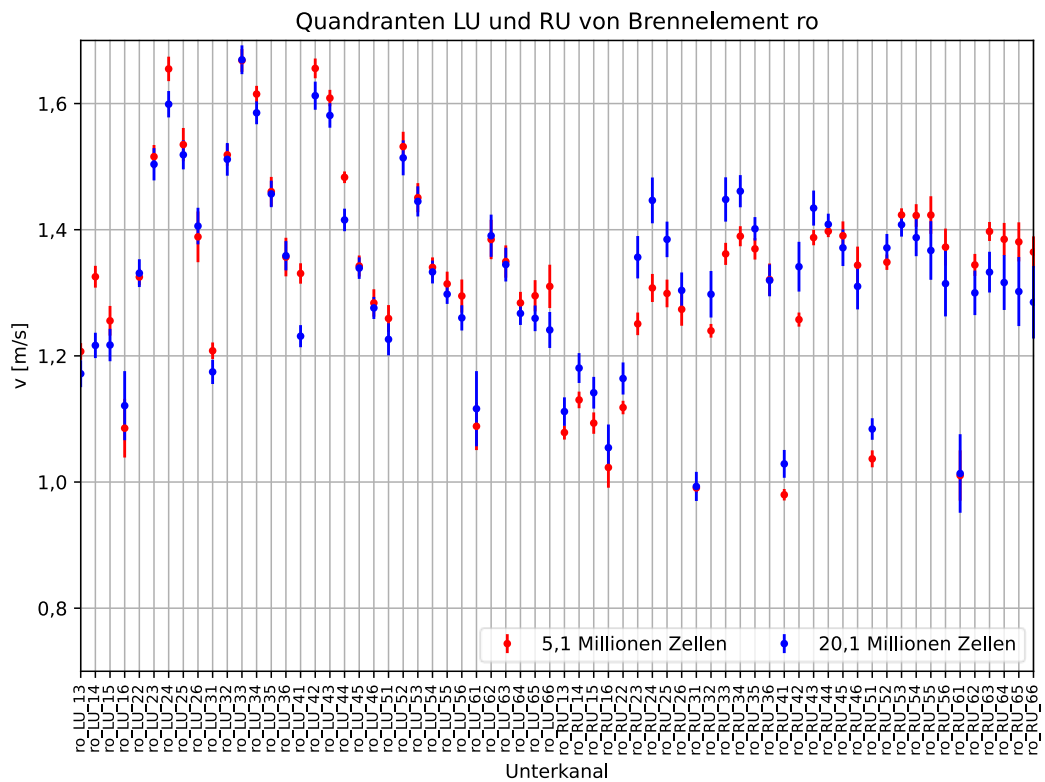
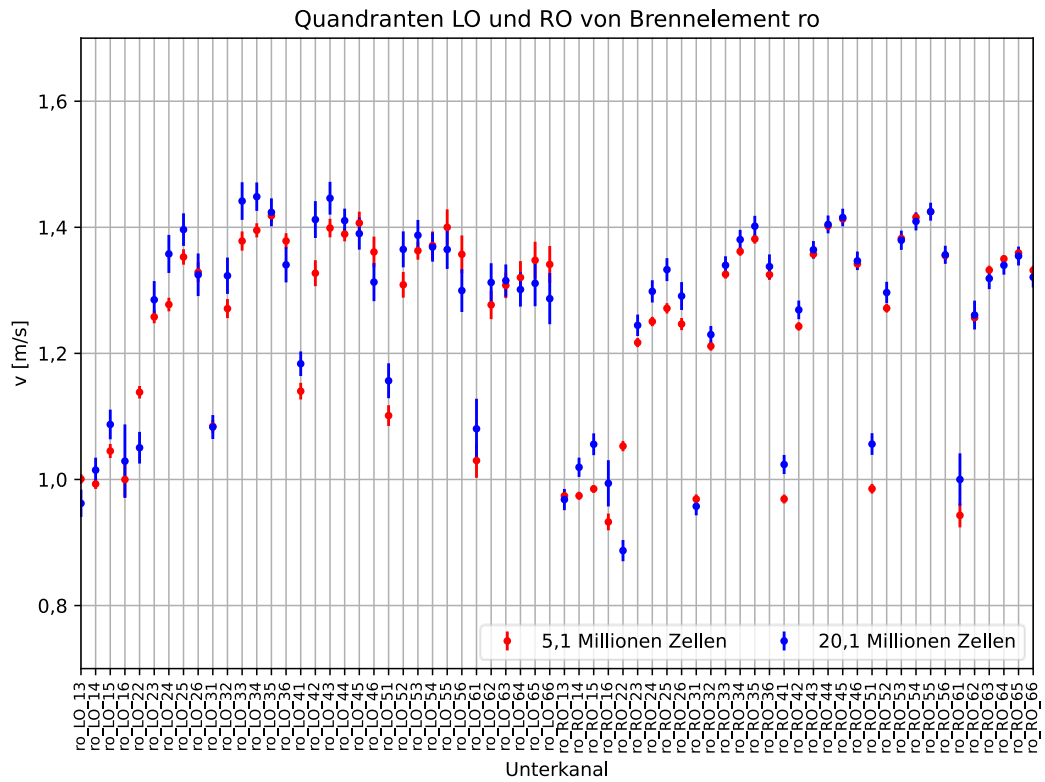


Abb. A.2 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen für das Brennelement „ro“

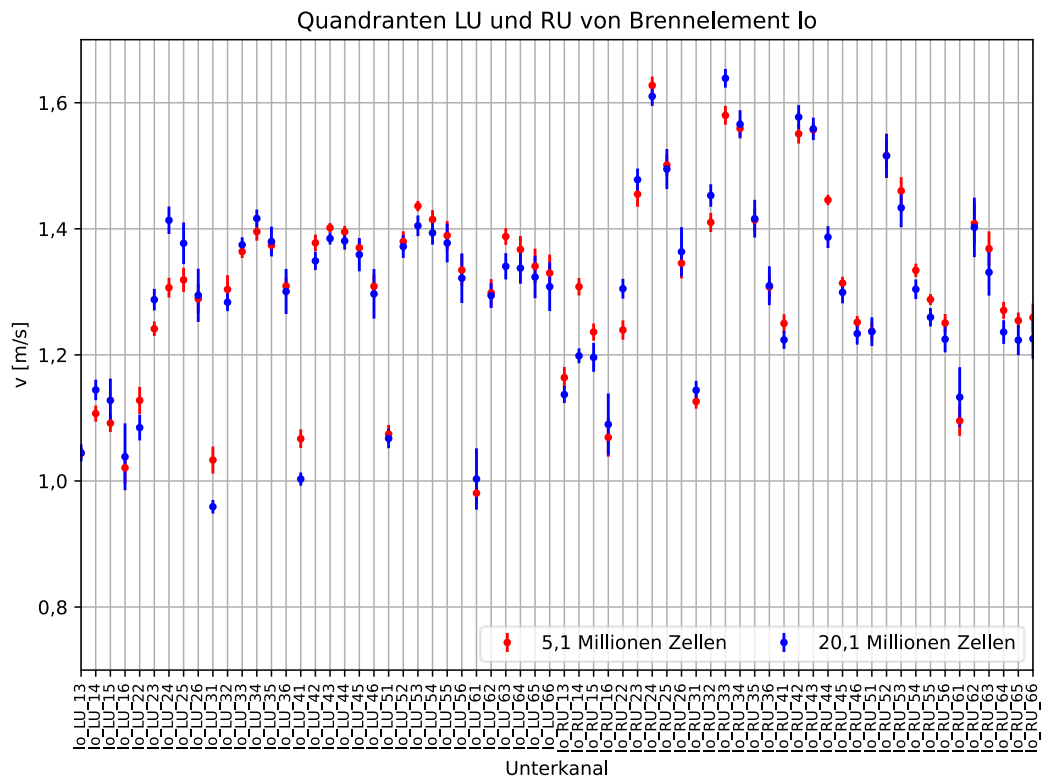
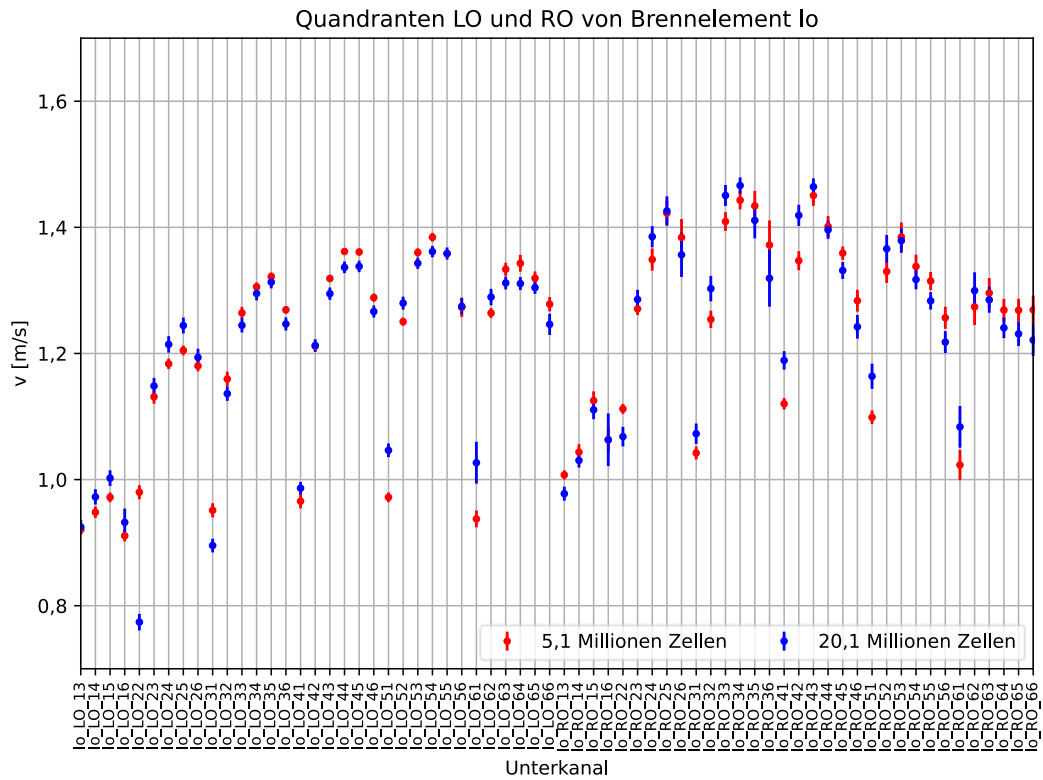


Abb. A.3 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen für das Brennelement „Io“

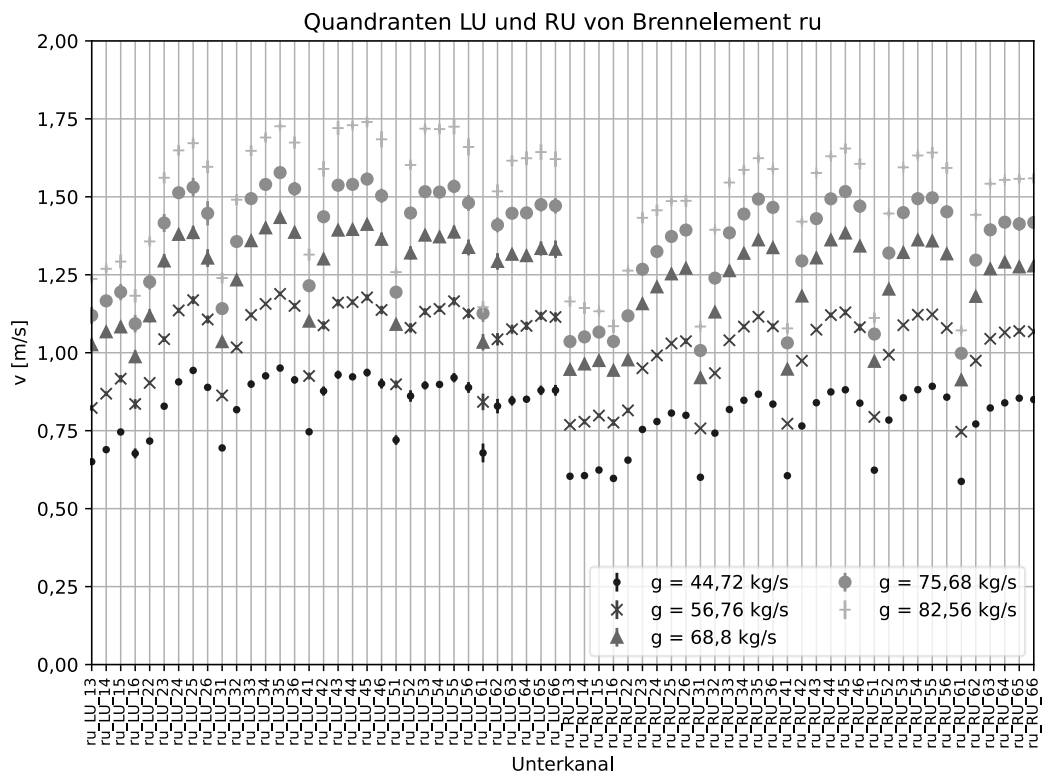
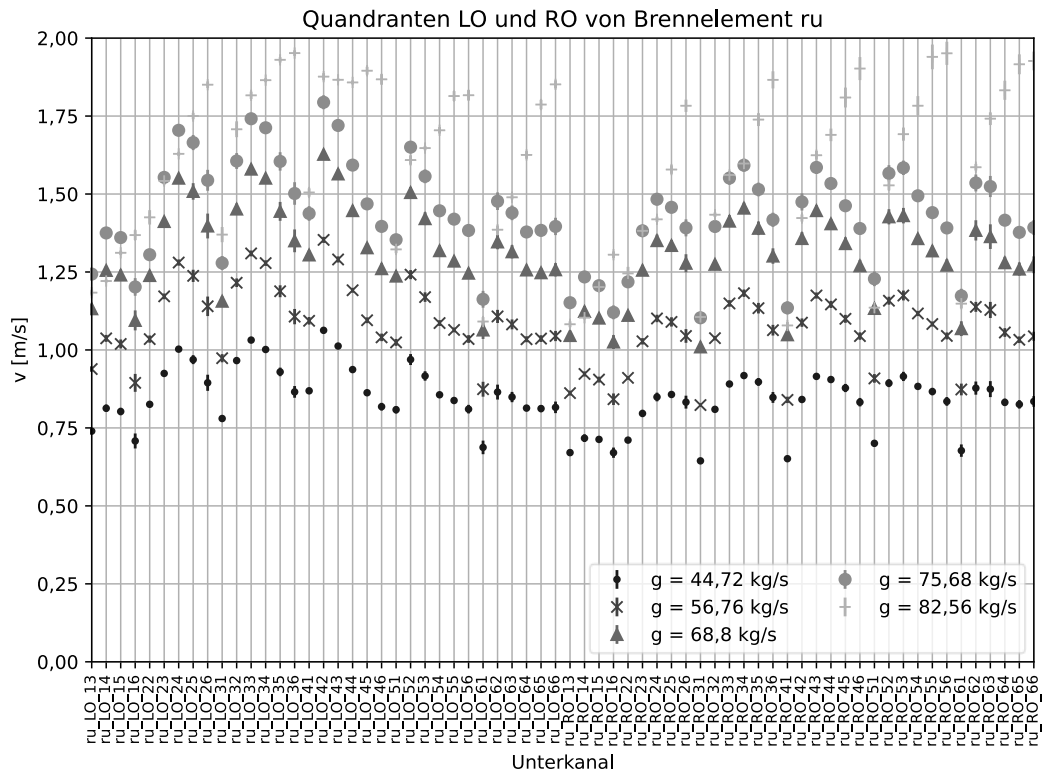


Abb. A.4 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz für das Brennelement „ru“

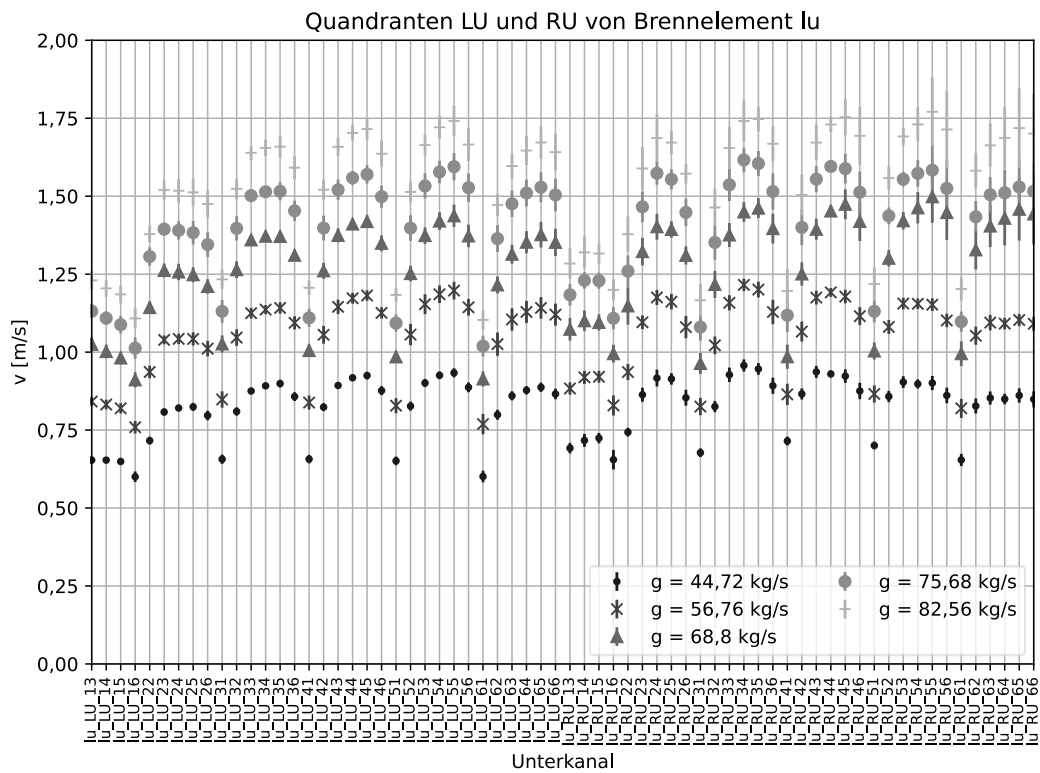
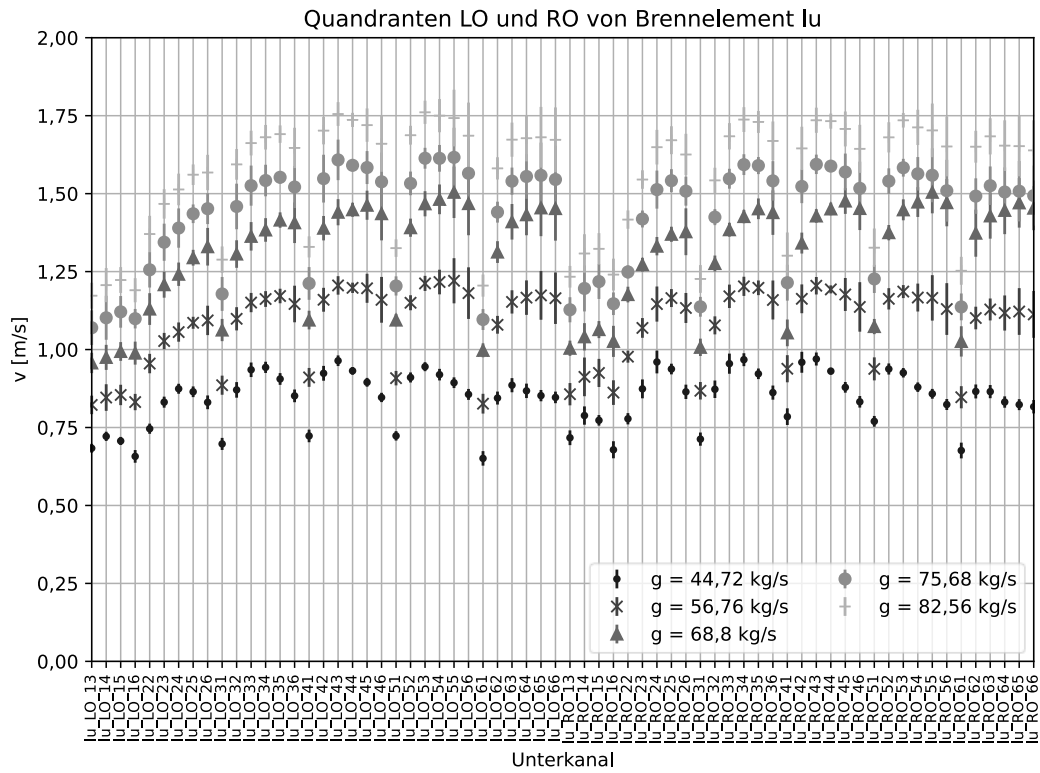


Abb. A.5 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz für das Brennelement „Iu“

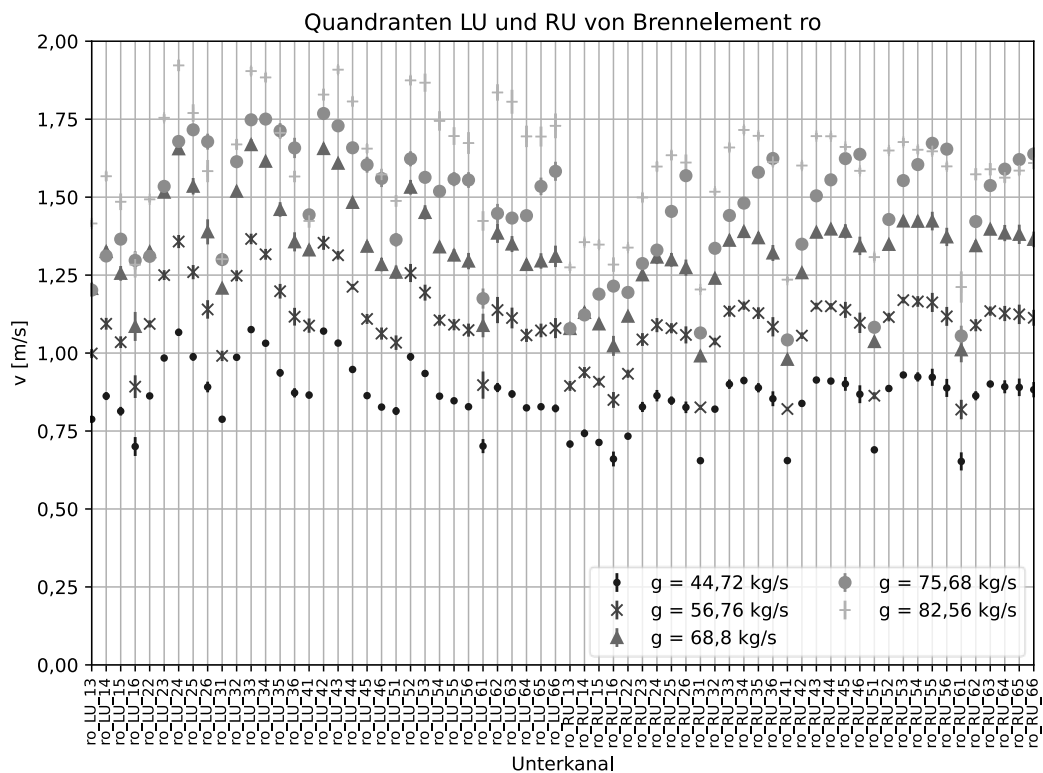
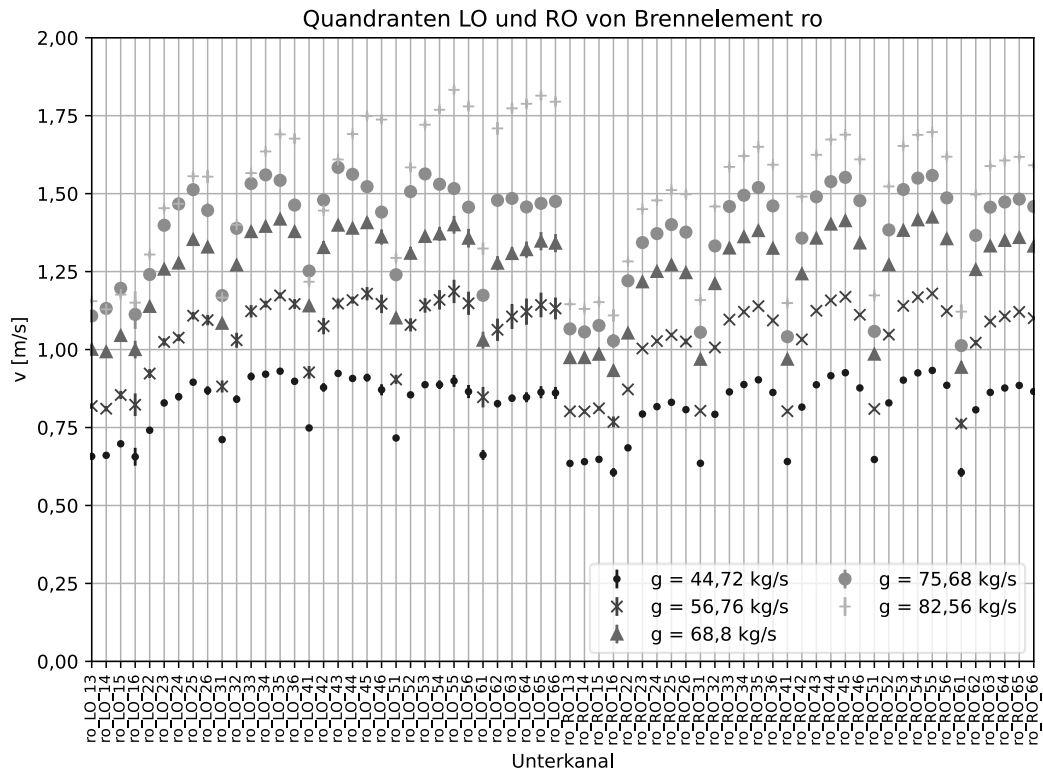


Abb. A.6 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz für das Brennelement „ro“

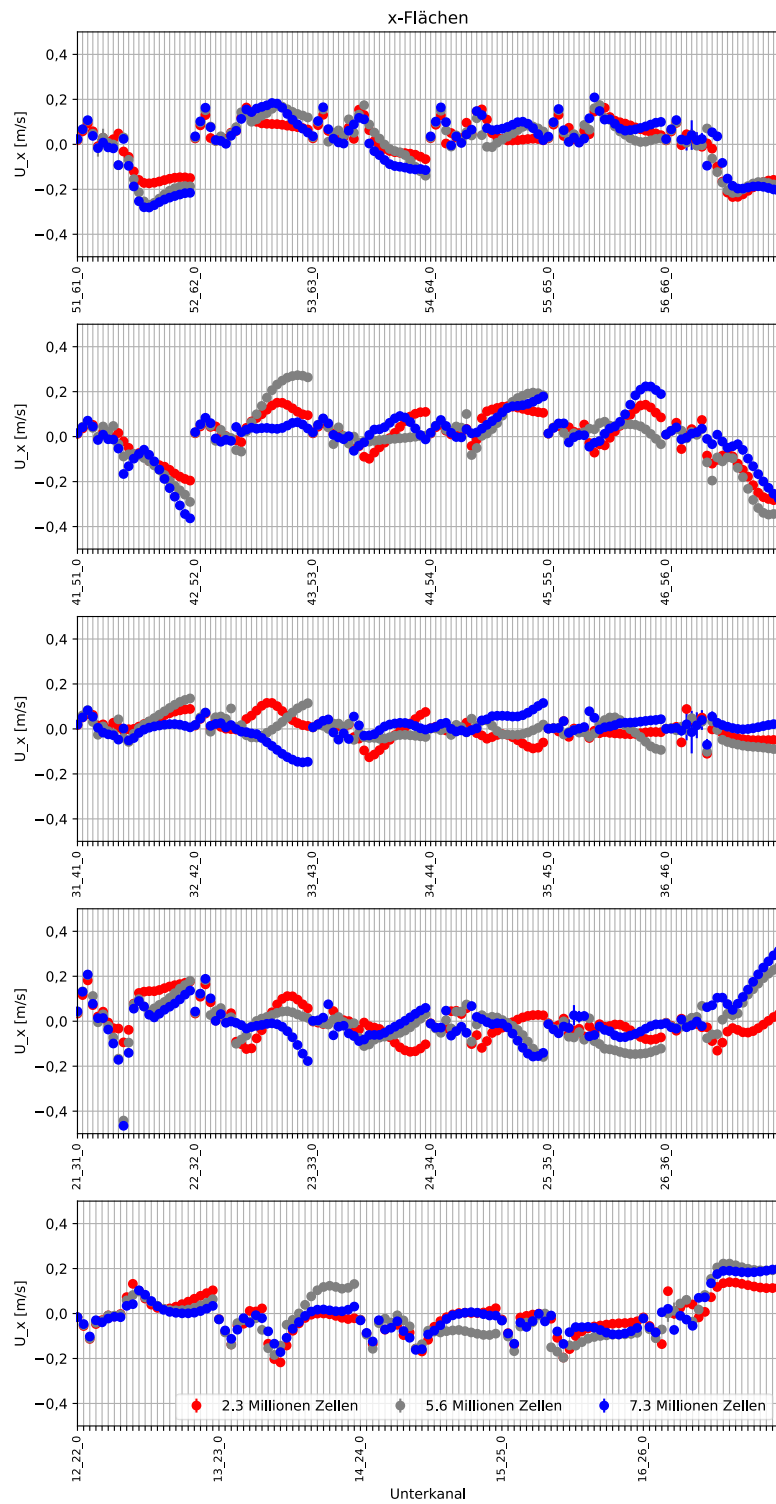


Abb. A.7 Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Swirl-Typs“

Es ist jeweils die Kennzeichnung der untersten Fläche angegeben, die darüber liegenden sind jeweils rechts davon geplottet.

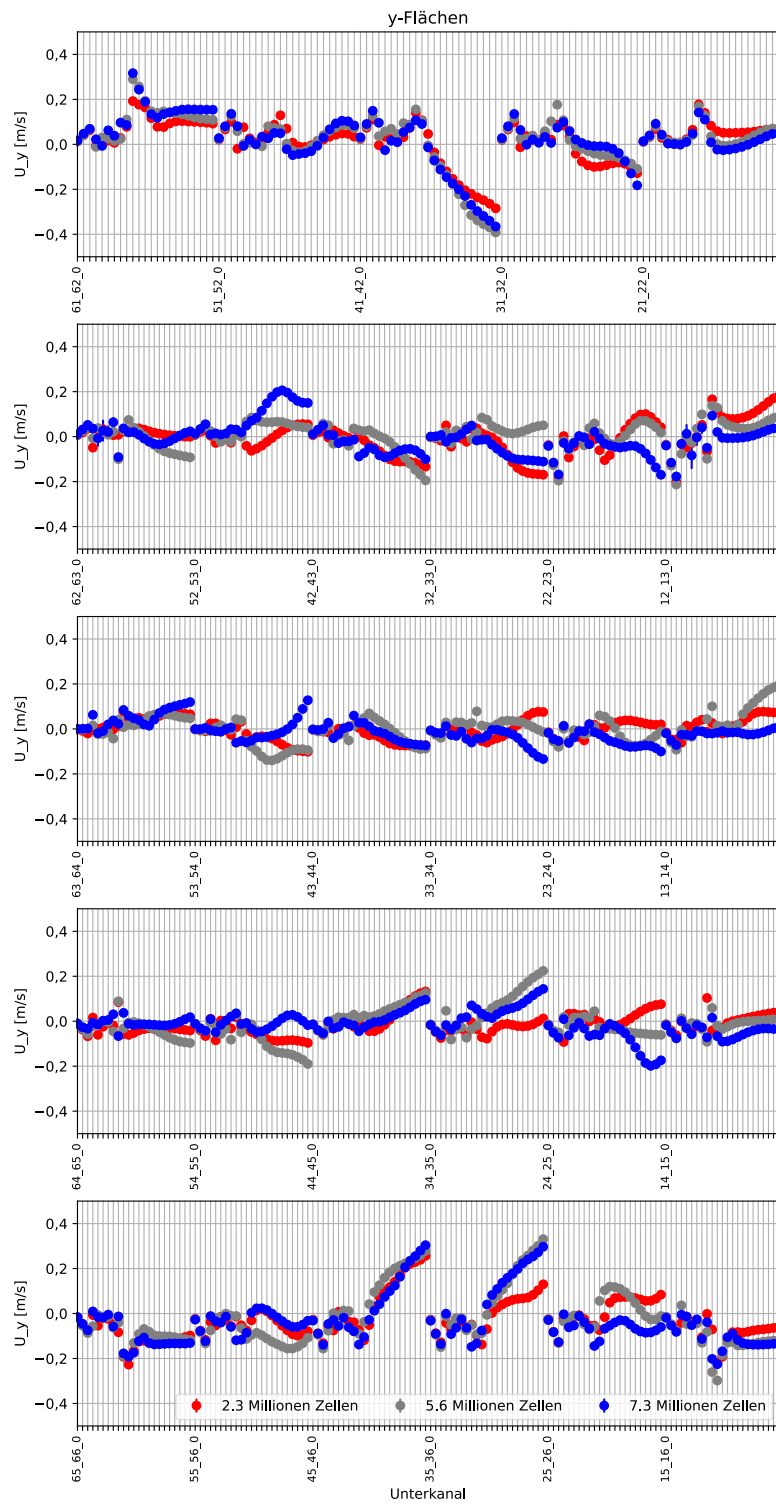


Abb. A.8 Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Swirl-Typs“

Es ist jeweils die Kennzeichnung der untersten Fläche angegeben, die darüber liegenden sind je-weils rechts davon geplottet.

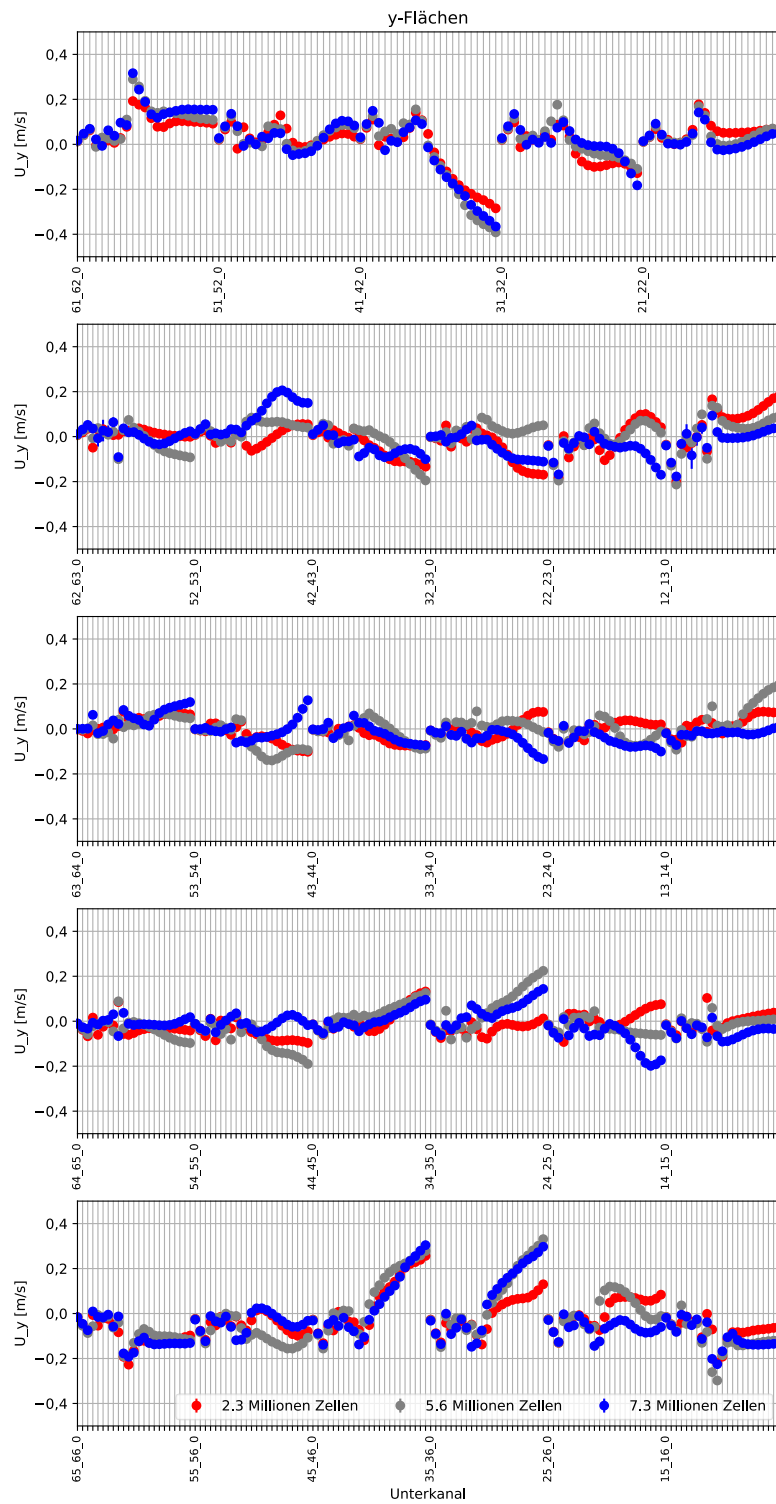


Abb. A.9 Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Swirl-Typs“

Es ist jeweils die Kennzeichnung der untersten Fläche angegeben, die darüber liegenden sind je-weils rechts davon geplottet.

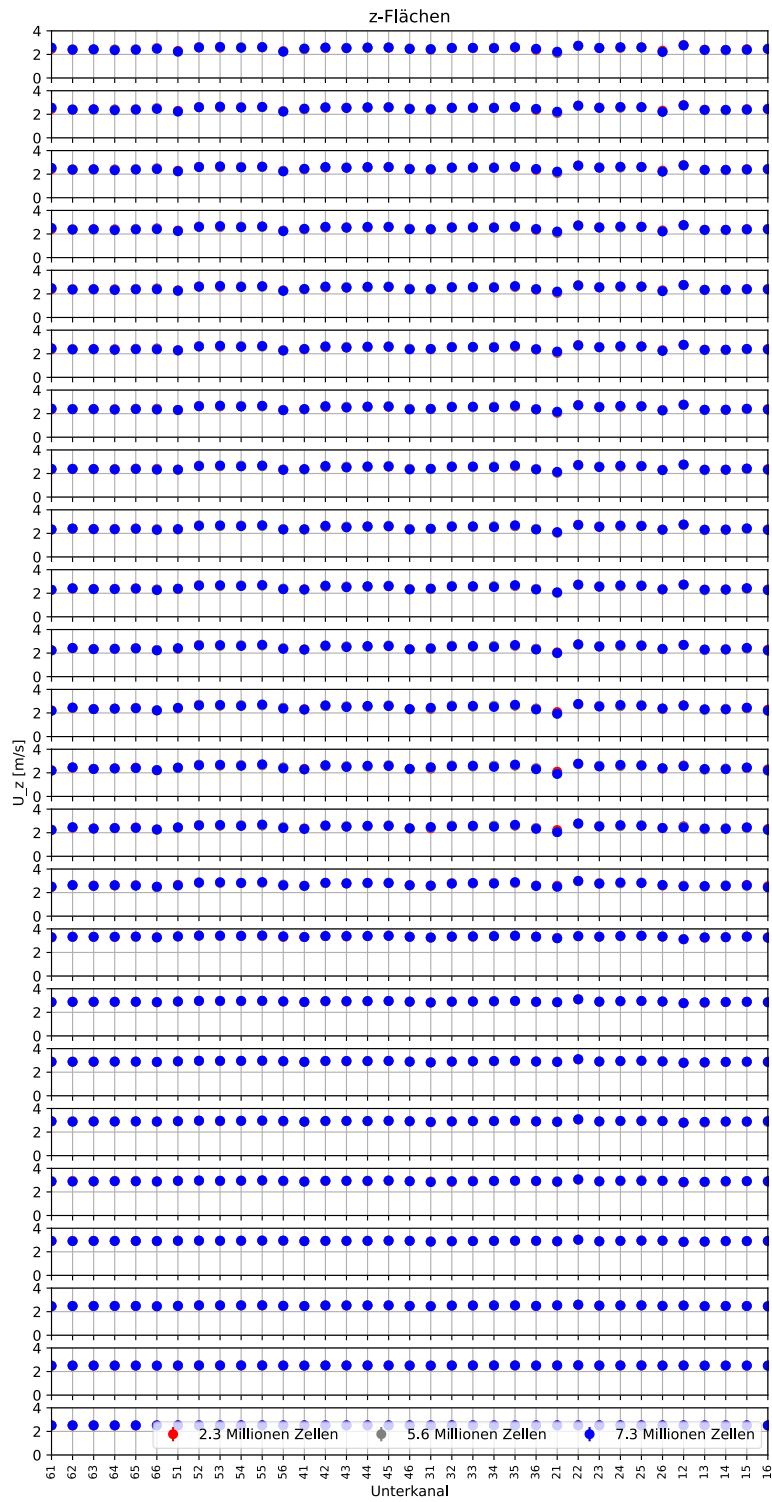


Abb. A.10 Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Swirl-Typs“

Die Anordnung entspricht der Anordnung der Ebenen in z-Richtung der Simulation von unten nach oben.

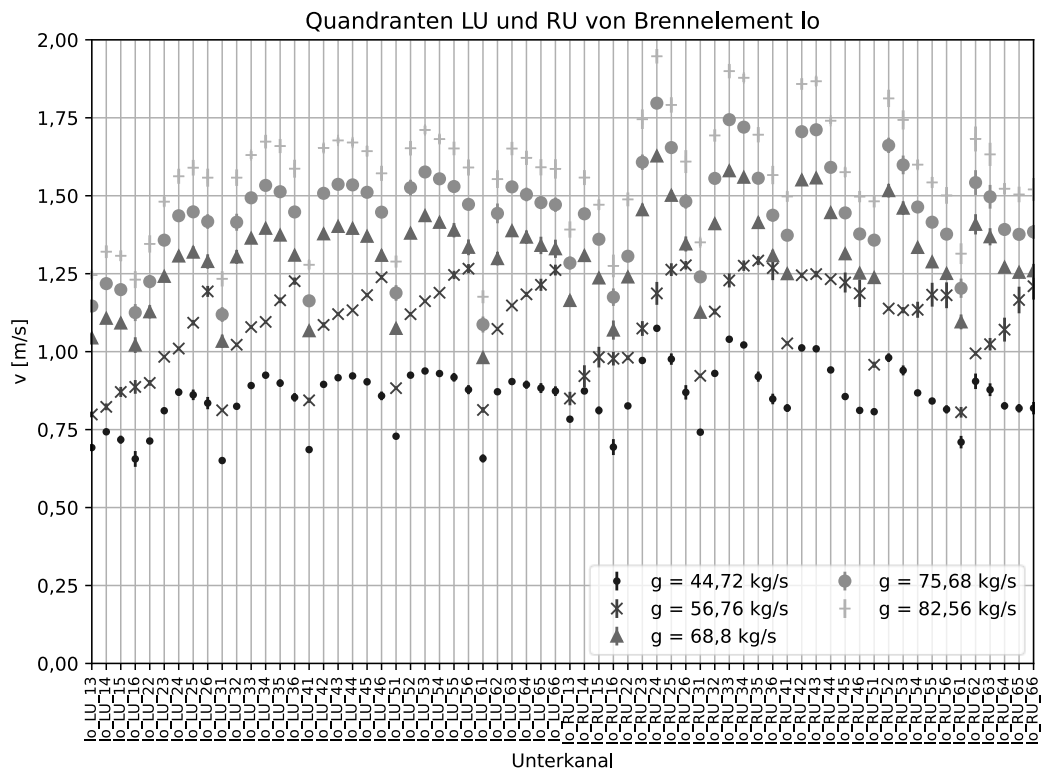
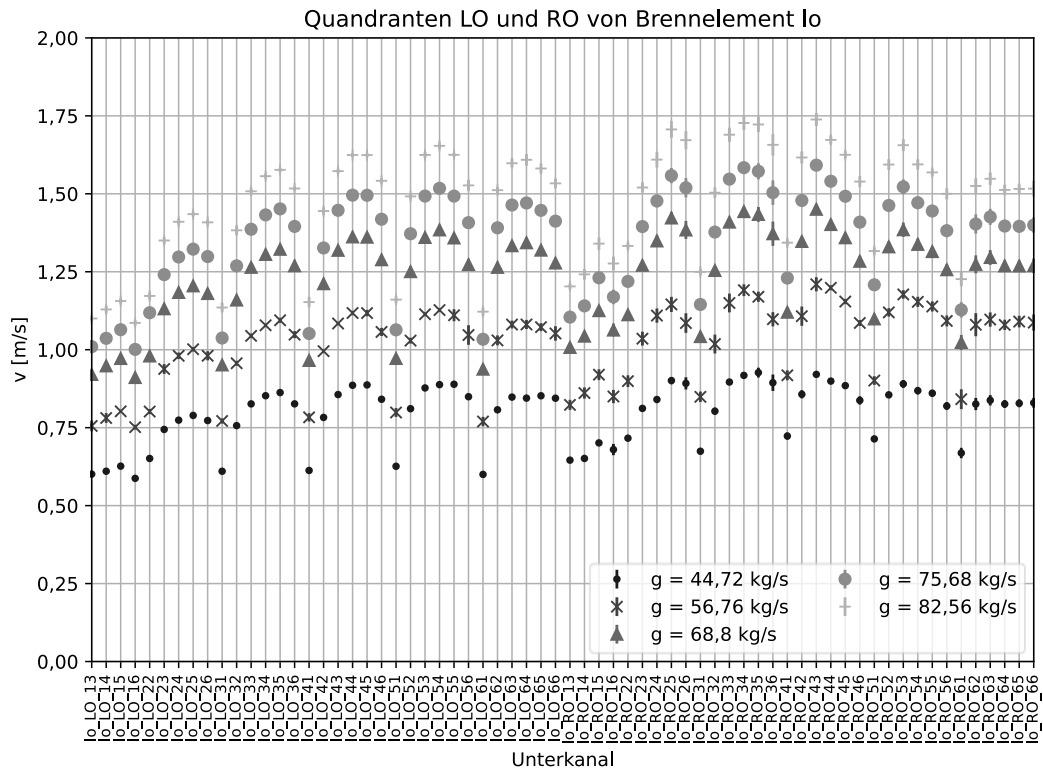


Abb. A.11 Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz für das Brennelement „Io“

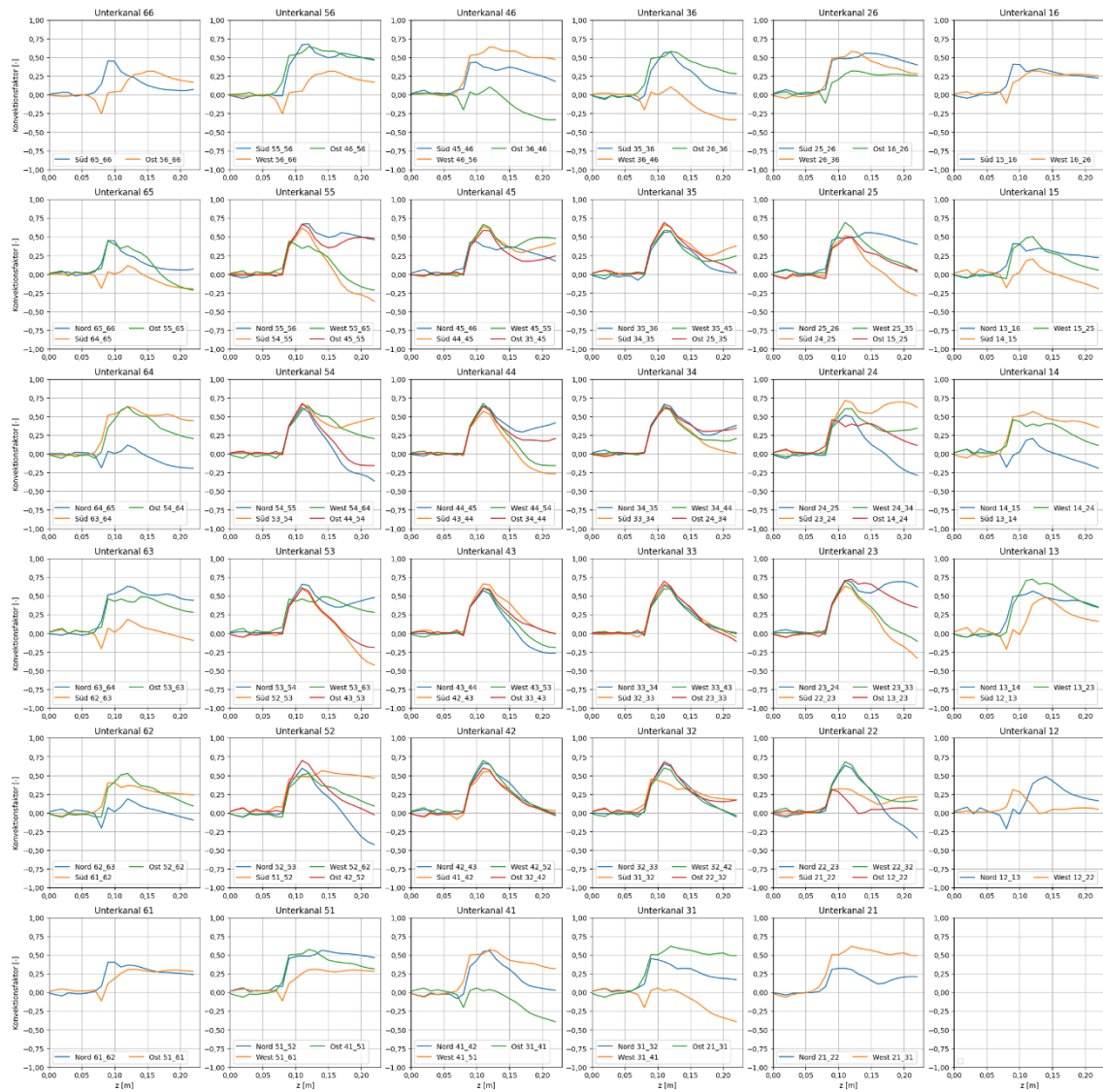


Abb. A.12 Konvektionsfaktor des „Split-Typs“ für alle Unterkanäle. Die Achsenparameter entsprechen denen aus Abb. 4.28

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1	Illustration des Zusammenwirkens verschiedener Phänomene und Parameter für das Auftreten von lokalem CRUD. (Quelle: ENSI)	2
Abb. 2.1	Einzelbündelmodell (a) und Strömungslinien mit Doppelwirbel (b) sowie 4-Bündel-Modell (c) und Strömungslinien mit Einzelwirbel mit Wirbelfaden (d) aus /HOA 09/	5
Abb. 3.1	Experimentelle Daten aus Wirbelstrommessungen der axialen Verteilung der CRUD-Schichtdicke /KHV 20a/	9
Abb. 3.2	CRUD-Schichtdickenprofil nach /KHV 20a/	10
Abb. 3.3	Wärmeleitfähigkeit von CRUD als Funktion der Porosität (blau), wobei die Porosität von Wasser und Wasserdampf eingenommen wird.....	11
Abb. 3.4	Wärmeleitfähigkeit von Zircaloy-2 gemäß /GEE 21/.....	12
Abb. 3.5	Axiale Abbrandprofile aus /ADE 17/.....	13
Abb. 3.6	Aus Abb. 3.5 abgeleitetes Abbrandprofil, wie es von TORT-TD auf die Diskretisierung des 4 × 4-Minikernmodells umgesetzt wird.....	13
Abb. 4.1	Systematik der Anordnung von Bohrungen der Steuerstabfüße (blau), der Brennelemente (grau) auf der Gitterplatte (gelb), die Stegbleche (grün) unter der Gitterplatte und der Einlässe (rot) in den Brennelementfüßen	17
Abb. 4.2	Geometrie des Einzelbündelmodells.....	19
Abb. 4.3	Geometrie des 2x2 Brennelementbündels.....	20
Abb. 4.4	Geometrie der Abstandshalter aus dem MATIS-H Benchmark.....	22
Abb. 4.5	Geometrie der modifizierten Abstandshaltergeometrie mit Umleitbleche „Split-Typ“ (links) bzw. mit Umleitblechen „Swirl-Typ“ (rechts).....	23
Abb. 4.6	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen des am größten aufgelösten Rechengitters mit 8,3 Millionen Zellen.....	27
Abb. 4.7	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen in den Quadranten „LO“ und „RO“	28

Abb. 4.8	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen in den Quadranten „LU“ und „RU“	29
Abb. 4.9	2 × 2-Brennelementbündel	30
Abb. 4.10	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen des am größten aufgelösten Rechengitters des 2 × 2-Brennelementbündels mit 5,1 Millionen Zellen	31
Abb. 4.11	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der unterschiedlichen Gitter/Simulationen für das Brennelement „ru“	32
Abb. 4.12	Gitter mit 5,2 Millionen Zellen für den „Split-Typ“ (links) und 5,5 Millionen Zellen für den „Swirl-Typ“ (rechts) zur Simulation des Effekts der Abstandshaltergeometrie auf den Queraustausch zwischen den Unterkanälen	34
Abb. 4.13	Auswerteflächen für die Längs- und Querströmungen zwischen den Unterkanälen.....	35
Abb. 4.14	Nomenklatur der Auswerteflächen	36
Abb. 4.15	Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Split-Typs“	38
Abb. 4.16	Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Split-Typs“	39
Abb. 4.17	Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Split-Typs“	40
Abb. 4.18	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz in den Quadranten „LO“ und „RO“	42
Abb. 4.19	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten und deren Standardabweichungen in den Unterkanälen der Simulationen mit unterschiedlichem Massendurchsatz in den Quadranten „LU“ und „RU“	42
Abb. 4.20	Über 2 s gemittelte Geschwindigkeiten in den Unterkanälen für die beiden Einlassmassenströme 68,8 kg/s und 82,56 kg/s	44
Abb. 4.21	Vergleich der mit der durch Einlassgeschwindigkeit geteilten lokalen Geschwindigkeiten im „ru“ Brennelementfuß für die beiden Einlassmassenströme 68,8 kg/s (links) und 82,56 kg/s (rechts)	45

Abb. 4.22	Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	47
Abb. 4.23	Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	48
Abb. 4.24	Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Split-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	49
Abb. 4.25	Geschwindigkeiten in x-Richtung auf den x-Flächen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	50
Abb. 4.26	Geschwindigkeiten in y-Richtung auf den y-Flächen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	51
Abb. 4.27	Geschwindigkeiten in z-Richtung auf den z-Flächen auf den 24 Ebenen des „Swirl-Typs“ für unterschiedliche Massenströme am Einlass.....	52
Abb. 4.28	Konvektionsfaktor des „Split-Typs“ für die inneren Unterkanäle	53
Abb. 4.29	Konvektionsfaktor des „Split-Typs“ für einen der Unterkanäle. Die Achsenparameter entsprechen denen aus Abb. 4.28	54
Abb. 4.30	Gemittelte Konvektionsfaktoren des „Split-Typs“ für alle bzw. die inneren Unterkanäle	55
Abb. 4.31	Gemittelte Konvektionsfaktoren des „Swirl-Typs“ für alle bzw. die inneren Unterkanäle	56
Abb. 5.1	Darstellung des CTF-Modells eines SVEA96 Optima2-Brennelements.....	60
Abb. 5.2	Axiale Verteilung des Austauschmassenstroms durch einen Ausgleichsschlitz in verschiedenen CTF-Modellen	60
Abb. 5.3	Axiale Verteilung der Druckdifferenz auf beide Seiten eines Ausgleichsschlitzes in verschiedenen CTF-Modellen.....	61
Abb. 6.1	Links: Axiale CRUD-Verteilung aus Abb. 3.1 mitsamt Wärmeleitwert und Information über den CRUD-Parameter der Wirkungsquerschnittsbibliotheken.....	67
Abb. 6.2	Aus den Messdaten von Abb. 3.1 abgeleitetes CRUD-Schichtdickenprofil.....	68

Abb. 6.3	Ausschnitt aus der Zusatz-Eingabedatei für CTF für gekoppelte TORT-TD/CTF-Rechnungen, der aus CFD-Simulationen abgeleitete unterkanalspezifische Eintrittsmassenstrom-Korrekturfaktoren enthält	70
Abb. 7.1	Ringzonen außerhalb des Pellets für einen Brennstab ohne (links) und mit (rechts) CRUD und Oxid.....	72
Abb. 7.2	Leistungsverläufe der Transiente TUSA ohne FDU	73
Abb. 7.3	Zeitverläufe der maximalen Brennstofftemperaturen während der Transiente TUSA ohne FDU	74
Abb. 7.4	Stabweise Leistungsverteilung in der unteren angereicherten Zone (Abbrand 2 GWd/t, 130 µm CRUD-Dicke)	77
Abb. 8.1	Querschnitt in der Mitte des Brennelements im unkontrollierten Zustand mit einer CRUD-Dicke von 250 µm.....	79
Abb. 8.2	Querschnitt in der Mitte des Brennelements im kontrollierten Zustand....	80
Abb. 9.1	Relative Massenstromverteilung in den CTF-Unterkanälen.....	84
Abb. 9.2	4 × 4-Minikernanordnung aus SVEA-96 Optima2-Brennelementen mit eingezeichneten Positionen der kreuzförmigen Steuerelemente	86
Abb. 9.3	Positionen der Nachbareckstäbe (Kreuze) im 10 × 10-Stabgitter des SVEA96 Optima2-Brennelements.....	87
Abb. 9.4	Axiales Abbrandprofil auf der Diskretisierung des TORT-TD-Modells des SVEA96 Optima2-Brennelements.....	88
Abb. 10.1	Stabzellweise Leistungsverteilung einer stationären gekoppelten Simulation mit TORT-TD/CTF auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante.....	89
Abb. 10.2	Zu Abb. 10.1 gehörige Brennstofftemperaturverteilung auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante	90
Abb. 10.3	Zu Abb. 10.1 gehörige Moderatorverdichtungsverteilung auf Höhe des Leistungsmaximums 166,7 cm oberhalb der Kernunterkante	90
Abb. 10.4	Darstellung der Simulationssystematik	92
Abb. 10.5	Einfluss des Abbrandprofils auf die Brennstofftemperatur (CRUD-Profil an Nachbareckstäben), Nachbareckstab 9/10 an Kern-Position 4/3	95
Abb. 10.6	Einfluss des Abbrandprofils auf die Leistungsdichte (CRUD-Profil an Nachbareckstäben). Nachbareckstab 9/10 an Kern-Position 4/3.....	95

Abb. 10.7	Relative Änderung der Brennstofftemperaturverteilung in Höhe $z = 160$ cm für $k = 4.5$ W/Km gegenüber $k = 30$ W/Km (in %)	97
Abb. 10.8	Axiale Brennstofftemperaturprofile für Stabposition (9/1)	98
Abb. 10.9	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Brennstofftemperatur ohne Abbrandprofil. Nachbarstab 2/10 an Kern-Position 2/3	99
Abb. 10.10	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Leistungsdichte ohne Abbrandprofil. Nachbarstab 2/10 an Kern-Position 2/3	100
Abb. 10.11	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Brennstofftemperatur bei Abbrandprofil. Nachbarstab 9/1 an Kern-Position 2/1	101
Abb. 10.12	Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Leistungsdichte mit Abbrandprofil. Nachbarstab 9/1 an Kern-Position 2/1	102
Abb. 10.13	Massenstrom am Brennelement-Eintritt für die Transiente TUSA ohne FDU	104
Abb. 10.14	Kerneintrittstemperatur für die Transiente TUSA ohne FDU	104
Abb. 10.15	Druck am Kernaustritt für die Transiente TUSA ohne FDU	105
Abb. 10.16	Verlauf der Gesamtleistung während der TUSA-Transiente	106
Abb. 10.17	Mittlere Brennstofftemperatur zu Abb. 10.16	106
Abb. 10.18	Maximale Brennstofftemperatur zu Abb. 10.16	107
Abb. 10.19	Leistungsverlauf wie in Abb. 10.16, jedoch mit $k = 0,9$ W/K/m für CRUD	108
Abb. 10.20	Mittlere Brennstofftemperatur zu Abb. 10.19	108
Abb. 10.21	Maximale Brennstofftemperatur zu Abb. 9.15	109
Abb. 10.22	Leistungsverlauf mit vollem (blau) und keinem (orange) hydraulischem Ausgleich	110
Abb. 10.23	Zeitverlauf der mittleren Brennstofftemperatur zu Abb. 10.22	110
Abb. 10.24	Zeitverlauf der maximalen Brennstofftemperatur zu Abb. 10.22	111
Abb. 10.25	Relative Änderungen in % von Moderatorichte, Leistung und Brennstofftemperatur entlang der in Tab. 10.3 gelb markierten Stabzellposition	114
Abb. 10.26	Zeitverläufe des MASL bei vollem (blau) und ohne hydraulischen Ausgleich (orange)	115
Abb. 10.27	Zeitverläufe des MASL bei vollem hydraulischem Ausgleich	116

Tabellenverzeichnis

Tab. 4.1	Randbedingungen der CFD-Simulationen des unteren Plenums/Brennelementfußes	26
Tab. 7.1	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die untere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand	75
Tab. 7.2	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die mittlere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand	75
Tab. 7.3	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die obere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements im unkontrollierten Zustand	75
Tab. 7.4	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die untere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke).....	76
Tab. 7.5	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die mittlere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke).....	76
Tab. 7.6	Vergleich von TORT-TD mit HELIOS für die obere angereicherte Zone des SVEA96 Optima2-Brennelements (kontrollierter Zustand, 130 µm CRUD-Dicke).....	76
Tab. 8.1	Diskrepanz im effektiven Multiplikationsfaktor zwischen HELIOS und Serpent für die vier CRUD-Dicken und die drei axialen Zonen im unkontrollierten Zustand	81
Tab. 8.2	Abweichung der Leistungsverteilung zwischen HELIOS und Serpent für die vier CRUD-Dicken und die drei axialen Zonen im unkontrollierten Zustand	81
Tab. 8.3	Abweichung in die Leistungsverteilung zwischen TORT-TD und Serpent für die zwei CRUD Dicken und die drei axiale Zonen im kontrolliertem Zustand	82
Tab. 9.1	Brennelementweise Abbrandverteilung (GW/t) der 4 × 4 Minikernanordnung.....	85
Tab. 10.1	Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall mit vollem hydraulischem Ausgleich	111

Tab. 10.2	Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall ohne hydraulischen Ausgleich	112
Tab. 10.3	Relative Änderung in % der Moderatorichte bei geschlossenen hydraulischen Ausgleichsschlitzen.....	113
Tab. 10.4	Relative Änderung in % von Moderatorichte (links), Leistung (Mitte) und Brennstofftemperatur (rechts)	114
Tab. 10.5	Teilbündelweise ASL-Werte für den Fall mit vollem hydraulischem Ausgleich und Unterkanal-Eintrittsmassenstromverteilung aus CFD-Simulationen	116

Literaturverzeichnis

- /ADE 17/ Ade, B. J., Marshall, W. B. J., Bowman, S. M.: Impact of Assembly-Specific Conditions on BWR Burnup Credit. In: American Nuclear Society (ANS) (Hrsg.): Nuclear Criticality Safety Division topical meeting. NCSD 2017, Carlsbad, NM (United States), 10. - 15. September 2017, 2017.
- /ANS 21/ ANSYS, Inc.: ANSYS User's Manuals. Version ANSYS 2021 R2, ANSYS Inc., 2021.
- /AVR 07/ Avramova, M.: Development of an innovative spacer grid model utilizing computational fluid dynamics within a subchannel analysis tool. PhD Thesis, Pennsylvania State University (PSU): Pittsburgh, PA, USA, Dezember 2007.
- /AVR 20/ Avramova, M.: Developments in thermal-hydraulic sub-channel modeling for whole core multi-physics simulations. Nuclear Engineering and Design, Bd. 358, S. 110387, DOI 10.1016/j.nucengdes.2019.110387, 2020.
- /BLY 17/ Blyth, T. S., Avramova, M.: Development and Implementation of CFD-Informed Models for the Advanced Subchannel Code CTF. Hrsg.: U.S. Department of Energy (DOE), CASL, DOI 10.2172/1355890, 4. April 2017.
- /BUC 16/ Buchholz, S., Palazzo, S., Papukchiev, A., Scheuerer, M.: Entwicklung und Validierung dreidimensionaler CFD Verfahren für Anwendungen in der Reaktorsicherheit, Abschlussbericht. GRS-Bericht, GRS-375, 195 S., ISBN 9783944161563, GRS: Köln, Dezember 2016.
- /CAS 91/ Casal, J. J., Stamm'ler, R., Villarino, E. A., Ferri, A. A.: HELIOS: Geometric Capabilities of a New Fuel-assembly Program. Proc. Int. Topl. Mtg. Advances in Mathematics, Computations, and Reactor Physics, Vol. II, Sect. 10.2.1, pp. 1-13: Pittsburgh, PA, USA, 28. April 1991.
- /CLI 19/ Clifford, I., Pecchia, M., Mukin, R., Cozzo, C., Ferroukhi, H., Gorzel, A.: Studies on the effects of local power peaking on heat transfer under dryout conditions in BWRs. Annals of Nuclear Energy, Bd. 130, S. 440–451, DOI 10.1016/j.anucene.2019.03.017, 2019.

- /COL 17/ Collins, B., Galloway, J., Salko, R., Wysocki, A., Clarno, K., Okhuysen, B., Slatter, S., Adamowicz, N., Andersson, D., Manera, A., Pointer, D., Gurecky, W., Petrov, V.: Development of a Comprehensive Crud-Induced Power Shift (CIPS) Capability with VERA. Consortium for Advanced Simulation of LWRs (CASL), CASL-U-2017-1406-000, 72 S., 15. August 2017.
- /COL 19/ Collins, B., Kochunas, B., Stimpson, S., Larsen, E.: MPACT Theory Manual. 159 S., 2019.
- /CRE 25/ Creative Fields Holding Ltd: cfMesh OPEN SOURCE. Erreichbar unter <https://cfmesh.com/cfmesh-open-source/>, abgerufen am 18. März 2025.
- /DES 11/ Deshon, J., Hussey, D., Kendrick, B., McGurk, J., Secker, J., Short, M.: Pressurized Water Reactor Fuel Crud and Corrosion Modeling. JOM, Bd. 63, S. 64–72, DOI 10.1007/s11837-011-0141-z, 2011.
- /FER 20/ Ferraro, D., García, M., Valtavirta, V., Imke, U., Tuominen, R., Leppänen, J., Sánchez Espinoza, V. H.: Serpent/SUBCHANFLOW pin-by-pin coupled transient calculations for the SPERT-IIIE hot full power tests. Annals of Nuclear Energy, Bd. 142, DOI 10.1016/j.anucene.2020.107387, 2020.
- /GAM 15/ Gamble, K. A., Williamson, R. L., Stafford, S., Pastore, G., Perez, D. M., Hales, J. D., Novascone, S. R., Gardner, R. J., Spencer, B. W.: Overview of the BISON Fuel Performance Code. In: Transactions of the American Nuclear Society. San Antonio, Texas, 7. - 11. Juni 2015, 2015.
- /GEE 21/ Geelhood, K. J., Luscher, W. G., Kyriazidis, L., Goodson, C. E., Corson, J.: MatLib-1.0: Nuclear Material Properties Library, Developed under NQA-1-2017. Hrsg.: U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), Pacific Northwest National Laboratory (PNNL), PNNL-31158, 148 S.: Richland WA (United States), April 2021.

- /HOA 09/ Hoashi, E., Morooka, S., Ishitori, T., Komita, H., Endo, T., Honda, H., Yamamoto, T., Kato, T., Kawamura, S.: Experimental and Numerical Investigations of BWR Fuel Bundle Inlet Flow. In: Atomic Energy Society of Japan (AESJ) (Hrsg.): Proceedings of the 13th Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics. NURETH-13, Kanazawa, Japan, 27. September - 2. Oktober 2009, 2009.
- /IAEA 10/ International Atomic Energy Agency (IAEA) (Hrsg.): Water Chemistry and Clad Corrosion/Deposition Including Fuel Failures, Proceedings of a Technical Meeting held in Kiev, Ukraine. 209 S., 2010.
- /KHV 20a/ Khvostov, G.: Analysis of cladding failure in a BWR fuel rod using a SLICE-DO model of the FALCON code. Nuclear Engineering and Technology, Bd. 52, Nr. 12, S. 2887–2900, DOI 10.1016/j.net.2020.05.015, 2020.
- /KHV 20b/ Khvostov, G.: Numerical simulation of the effects of localized cladding oxidation on LWR fuel rod design limits using a SLICE-DO model of the FALCON code. Nuclear Engineering and Technology, Bd. 52, Nr. 1, S. 135–147, DOI 10.1016/j.net.2019.07.010, 2020.
- /LE 22/ Le Corre, J.-M., Robers, L., Prasser, H.-M.: MULTI-FIELD TRANSPORT MODEL AND LOCAL PRECIPITATION OF DISSOLVED REACTOR COOLANT IMPURITIES IN BWR FUEL BUNDLE. In: NURETH-19. The 19th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, Brussels, Belgium, 6. - 11. März 2022, 2022.
- /OEC 12/ OECD/NEA: OECD/NEA–MATiS-H Benchmark, Final Benchmark Specifications. 44 S., März 2012.
- /OPE 23/ OpenCFD Ltd: ESI OpenCFD Release OpenFOAM® v2306. Erreichbar unter <https://www.openfoam.com/news/main-news/openfoam-v2306>, abgerufen am 18. März 2025.

- /RIB 07/ Ribes, A., Caremoli, C.: Salome platform component model for numerical simulation. In: IEEE: 31st Annual International Computer Software and Applications Conference - Vol. 2 - (COMPSAC 2007). Beijing, China, 24. - 27. Juli 2007, S. 553–564, ISBN 0-7695-2870-8, DOI 10.1109/COMPSAC.2007.185, 2007.
- /ROB 21/ Robers, L.: Special Flow Phenomena in BWR Fuel Assemblies. Dissertation, DOI 10.3929/ETHZ-B-000489391, 240 S., ETH Zurich, 2021.
- /SEU 19/ Seubert, A., Périn, Y., Hristov, H. V., Henry, R., Kerner, A.: 4718R01316 Untersuchungen zu sicherheitstechnischen Fragestellungen für Anlagen im Leistungsbetrieb, AP 6: Weiterentwicklungen von Rechenmethoden zur Sicherheitsbewertung lokaler Phänomene in SWR. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-A-3995, 135 S.: Garching, Dezember 2019.
- /THE 25/ The FreeCAD Team (Hrsg.): FreeCAD, Your own 3D parametric modeler. Erreichbar unter <https://www.freecad.org/>, abgerufen am 24. März 2025.
- /WIL 16/ Williamson, R., Gamble, K. A., Perez, D. M., Novascone, S. R., Pastore, G., Gardner, R. J., Hales, J. D., Liu, W., Mai, A.: Validating the BISON fuel performance code to integral LWR experiments. Nuclear Engineering and Design, Bd. 301, S. 232–244, DOI 10.1016/j.nucengdes.2016.02.020, 2016.

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

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

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

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

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

www.grs.de