

**Vertiefte Untersuchungen  
zu hochdichten  
niederangereicherten  
Brennstoffen für  
Forschungsreaktoren**

## **Vertiefte Untersuchungen zu hochdichten niederangereicherten Brennstoffen für Forschungsreaktoren**

Björn Becker  
Daniel Gockel  
Inés Mateos Canals

März 2024

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, nukleare Sicherheit und Verbraucherschutz (BMUV) unter dem Förderkennzeichen 4721R01321 durchgeführt.

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

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

## **Deskriptoren**

Analysesimulatoren, ATHLET, Hochflussreaktoren, LEU, SERPENT, Umrüstung Forschungsreaktoren

## Kurzfassung

In dem Eigenforschungsvorhaben wurden sicherheitstechnische Aspekte der Umstellung von Forschungsreaktoren von hochangereichertem Brennstoff (Highly Enriched Uranium, Anteil an  $^{235}\text{U} > 90\%$ ) auf verschiedene, sich in der Entwicklung befindliche niederangereicherten Brennstoffe (Low-Enriched Uranium, Anteil an  $^{235}\text{U} < 20\%$ ) systematisch untersuchen. Hierzu wurde der Stand von Wissenschaft und Technik im Bereich der Kompaktkerne verfolgt und Methoden zur Bewertung des stationären und dynamischen Verhaltens von Kompaktkernen weiterentwickelt. Mit einem SERPENT Monte-Carlo-Rechenmodell wurden neutronenphysikalische Untersuchungen von möglichen Umrüstungsoptionen von Hochflussreaktoren durchgeführt. Mit einem ATHLET-Simulationsmodell wurden Störfallanalysen und eine Unsicherheitsanalyse für einen Reaktorkern mit 50 % Anreicherung durchgeführt.



# Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung .....</b>	<b>I</b>
<b>1</b>	<b>Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Umrüstung von Forschungsreaktoren.....</b>	<b>3</b>
2.1	Umrüstungsstand von Forschungsreaktoren .....	3
2.2	Das RERTR-Programm .....	4
2.3	HERACLES-CP.....	5
2.4	Involute Working Group .....	7
<b>3</b>	<b>Brennstoffkandidaten zur Umrüstung von Forschungsreaktoren ....</b>	<b>11</b>
3.1	Qualifikation von Brennstoffen .....	12
3.1.1	Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff.....	13
3.1.2	Monolithischer Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff .....	20
3.1.3	Hochdichter Uran-Silizid (U <sub>3</sub> Si <sub>2</sub> ) Dispersionsbrennstoff.....	32
3.2	Physikalische Eigenschaften von Brennstoffkandidaten .....	39
3.2.1	Monolithischer Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff .....	40
3.2.2	Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff.....	45
3.2.3	Hochdichter Uran-Silizid (U <sub>3</sub> Si <sub>2</sub> ) Dispersionsbrennstoff .....	50
3.2.4	Überblick .....	54
<b>4</b>	<b>Neutronenphysikalische Analysen von möglichen Umrüstungsoptionen.....</b>	<b>57</b>
4.1	SERPENT 2 .....	57
4.2	HEU-Modell.....	58
4.2.1	Simulationsergebnisse .....	58
4.2.2	Benchmarkrechnungen zum HEU-Kern .....	65
4.3	Neutronenphysikalische Berechnungen von möglichen Umrüstungs- optionen .....	69
4.3.1	LEU-Modell 1 .....	70
4.3.2	LEU-Modell 2 .....	82

<b>5</b>	<b>Analysen zum dynamischen Verhalten.....</b>	<b>91</b>
5.1	Verfeinerung des Simulationsmodells.....	91
5.2	Implementierung der MEU-Konfiguration für Zyklusmitte.....	92
5.3	Störfallanalysen mit der MEU-Konfiguration .....	92
5.3.1	Anfahrstörfall durch Regelstabweichungen.....	93
5.3.2	Primärdurchsatzreduktion durch Leckage oder Bruch .....	97
5.3.3	Ausfall aller Primärpumpen – Pumpenausfall .....	102
5.4	Unsicherheitsanalysen für die MEU-Konfiguration in der Zyklusmitte.....	107
5.4.1	Unsicherheitsanalysen .....	108
5.5	Thermohydraulische Effekte am Rand der Brennstoffplatten.....	118
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>123</b>
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>125</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>135</b>
	<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>141</b>

# 1 Einleitung

Die Umrüstung von Forschungsreaktoren (FR) von hochangereichertem Brennstoff (Highly Enriched Uranium, HEU, Anteil an  $^{235}\text{U} > 90\%$ ) auf niederangereicherten Brennstoff (Low-Enriched Uranium, LEU, Anteil an  $^{235}\text{U} < 20\%$ ) wird international u. a. aufgrund von Proliferationsrisiken verstärkt vorangetrieben. Auch die Umrüstung von deutschen Forschungsreaktoren wurde in diesem Zusammenhang durchgeführt und wird auch weiterhin in Betracht gezogen.

Die Umrüstung eines Reaktorkerns von HEU auf LEU ist in der Regel mit einer Verringerung sowie einer Änderung der räumlichen Verteilung der Neutronenflussdichte verbunden. Bei Forschungsreaktoren ist aber zumeist die Verfügbarkeit einer möglichst hohen Neutronenflussdichte an einem definierten Ort entscheidend für die Nutzung des Reaktors. Vorhandene experimentelle Einrichtungen, wie kalte oder heiße Quellen, und Strahlrohre sind auf die Lage des Maximums der Neutronenflussdichte optimiert, so dass Veränderungen gravierende Einflüsse auf die Leistungsfähigkeit der Neutronenquelle für den Wissenschaftsbetrieb haben können. Die Kompensation der Abnahme der Neutronenflussdichte ist daher immer auch Teil der Planungen des Umrüstungsprozesses. Hierfür werden u. a. konstruktive Änderungen des Kernaufbaus und die Verwendung innovativer Brennstoffe mit einer höheren Spaltstoffdichte in Betracht gezogen. Die Umrüstungen sind sicherheitstechnisch relevante Veränderungen der Anlagen, die somit auch regulatorischen Anforderungen entsprechen müssen. Die Überprüfung des Sicherheitsniveaus der Anlage ist mit den Umrüstmaßnahmen erneut durchzuführen. Hierbei stellen stationäre und dynamische deterministische Sicherheitsanalysen ein wichtiges Instrument dar, um die inhärenten Sicherheitseigenschaften des Reaktorkerns sowie die Wirksamkeit der Sicherheitssysteme zur Gewährleistung der Einhaltung der Schutzziele unter den neuen Bedingungen zu prüfen.

In einem Vorgängervorhaben 4718R01321 /GRS 21a/ wurde unter anderem der Hintergrund der internationalen Bestrebungen der Umstellung des Brennstoffes erfasst. Hierbei wurde sowohl auf die internationale als auch auf die deutsche Situation eingegangen. Des Weiteren wurde in dem oben erwähnten Forschungsvorhaben ein SERPENT-Modell für einen generischen Hochflussreaktor erstellt. Mit diesem wurden neutronenphysikalische Parameter wie Neutronenflussdichte, Leistungsverteilungen, Abbrand, Reaktivitätskoeffizienten und Abschaltreaktivität für einen HEU-Kern und eine Variante mit einer  $^{235}\text{U}$  Anreicherung von 50 % berechnet. Die ermittelten Leistungsverteilungen dienten auch als Eingangsdatensatz für thermohydraulische Analysen von drei

Störfällen, die mit Hilfe eines ATHLET-Modells für die beiden Kernauslegungen untersucht wurden. Ergebnisse der SERPENT-Rechnungen waren unter anderem ein erhöhter Aufbau von Plutonium und ein stärker ausgeprägter Reaktivitätskoeffizient der Brennstofftemperatur für die Auslegung mit einer  $^{235}\text{U}$ -Anreicherung von 50 %. Beide berechneten Auslegungen basieren auf Uransilizid ( $\text{U}_3\text{Si}_2$ ) Brennstoff.

In dem nun durchgeführten Forschungsvorhaben sollen weitere, sich in Entwicklung befindliche, Brennstoffe wie monolithische UMo untersucht werden. Des Weiteren wird das bereits vorhandene thermohydraulische Modell weiterentwickelt und es werden anhand von Sensitivitätsanalysen unsichere Eingabeparameter identifiziert sowie deren Auswirkungen auf die Analysen quantifiziert.

Gesamtzielsetzung des durchgeführten Forschungsvorhabens war es, sicherheitstechnischen Aspekte der Umstellung auf verschiedene, sich in der Entwicklung befindliche, neue Brennstoffe systematisch zu untersuchen. Aus der Gesamtzielsetzung des Forschungsvorhabens ergaben sich die folgenden drei Einzelzielsetzungen:

- Weitere Verfolgung des aktuellen Standes von Wissenschaft und Technik in Bezug auf die Entwicklung und Qualifizierung neuartiger Brennstoffe für Forschungsreaktoren (AP 1)
- Fortführung der Modellentwicklung und Durchführung von neutronenphysikalischen Rechnungen mit Hilfe von Monte Carlo-Simulationen für die LEU-Brennstoffvarianten (AP 2)
- Weitere Ertüchtigung des generischen ATHLET-Analysesimulators für Forschungsreaktoren und systematische Untersuchungen der Unsicherheiten der verwendeten Rechenmodelle und -annahmen durch Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen (AP 3)

Durch die Forschungsarbeiten stärkt die GRS ihre Kompetenz auf dem Gebiet der Störfallanalyse. Die hier geplante Weiterentwicklung der Bewertungsmethoden für die sicherheitstechnischen Analysen für Forschungsreaktoren ermöglicht der GRS als Sachverständigenorganisation des Bundes ihre Kompetenz auf dem Gebiet sicherheitsrelevanter Fragestellungen bei Forschungsreaktoren auf dem aktuellen Stand von W&T zu halten. Hierdurch wird sie befähigt, kurzfristig unterschiedliche Fragestellungen zur Sicherheitsbewertung der Forschungsreaktoren insbesondere auch im Zusammenhang mit der bevorstehenden Kernumrüstung von HEU auf LEU zu beantworten.

## **2 Umrüstung von Forschungsreaktoren**

Im Rahmen des Vorläufervorhabens (4718R01321) wurde der aktuelle Stand bei der Umrüstung von Forschungsreaktoren von hochangereichertem Brennstoff (HEU) auf Brennstoff mit niedrigerer Anreicherung (LEU) aufgearbeitet. Dieser Sachstand wurde im Rahmen des Vorhaben 4721R01321 fortgeschrieben. Die nachfolgenden Ausführungen greifen daher die in /GRS 21a/ gegebenen Ausführungen auf und ergänzen diese.

Laut Angaben des amerikanischen Energieministeriums haben weltweit bereits 72 Forschungsreaktoren auf die Verwendung von LEU umgestellt, und für weitere 31 mit HEU betriebenen Forschungsreaktoren wurde bestätigt, dass die Reaktoren dauerhaft abgeschaltet sind. Diese insgesamt 103 Reaktorumstellungen und -abschaltungen fanden in über 40 Ländern und 6 Kontinenten statt. Die beiden jüngsten Umrüstungen in Afrika (Ghana und Nigeria) stellen einen wichtigen Meilenstein dar. Nach Australien und Südamerika ist Afrika der dritte Kontinent, auf dem alle Umstellungen von HEU- auf LEU-Reaktoren abgeschlossen wurden. Für die verbleibenden Umrüstungen in Europa, den Vereinigten Staaten und anderswo erfordern die derzeit laufenden Reaktorumrüstungen in der Regel Brennstoff mit höherer Dichte und eine Qualifikation unter extremeren Bedingungen.

### **2.1 Umrüstungsstand von Forschungsreaktoren**

Derzeit benutzen 51 Forschungsreaktoren HEU als Brennstoff. Davon befinden sich 21 FR in Russland, neun in Nordamerika, acht in Westeuropa, sieben in Fernost, und fünf im Mittleren Osten. Von den 51 Forschungsreaktoren sind zehn Hochleistungsfor-schungsreaktoren bzw. Forschungsreaktoren mit einer hohen Leistung. Eine Auswahl noch nicht konvertierter Hochleistungsfor-schungsreaktoren mit relevanten Größen ist in Tab. 2.1 gegeben.

Von den europäischen Forschungsreaktoren, die noch mit HEU betrieben werden, befindet sich einer in Deutschland. Die Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II) wird von der Technischen Universität München (TUM) in Garching betrieben. Der FRM II wurde basierend auf dem Réacteur Haut Flux des Institut Laue Langevin in Grenoble in Frankreich ausgelegt, der ebenfalls noch mit HEU betrieben wird.

Ein weiterer europäischer Forschungsreaktor, der noch mit HEU betrieben wird und stark in die Umrüstungsbemühungen involviert ist, ist der belgische BR 2-Reaktor, der über einen sehr variablen Reaktorkern verfügt und für jeden Zyklus neu ausgelegt wird, so dass die Reaktorcharakteristika stark variieren.

Als Beispiel für die erfolgreiche Umrüstung eines Forschungsreaktors in Europa kann der französische OSIRIS-Reaktor genannt werden. Von 1966 bis 1980 wurde er mit UAl (93 % Anreicherungsgrad) betrieben. Von 1980 – 1994 wurde  $UO_2$  mit einer Anreicherung von 7 % verwendet. Bei dieser Umrüstung wurden auch Reaktorcharakteristiken wie Flussrate durch den Kern geändert. Im Januar 1995 begann die schrittweise Umstellung auf  $U_3Si_2$  mit 19,75 %  $^{235}U$ -Anteil. Bei dieser zweiten Umstellung ist man im Rahmen des RERTR-Programmes auf den neuentwickelten Brennstoff  $U_3Si_2$  umgestiegen, um die Verbreitung und damit standardmäßige Nutzung des Brennstoffes zu fördern /CEA 11/.

Ein weiteres Beispiel für eine schrittweise Konvertierung ist der polnische MARIA-Reaktor. Von 1974 – 1999 wurde der Reaktor mit HEU ( $UAl_x$ , 80 % Anreicherung, 1,2 gU/cm<sup>3</sup>) und von 1999 – 2005 mit Medium Enriched Uranium (MEU) ( $UO_2$ , Anreicherung 36 %, 2,3 gU/cm<sup>3</sup>) betrieben. In der Zeit von 2012 – 2014 erfolgte dann die Umstellung auf LEU-Brennstoffe ( $U_3Si_2$ , Anreicherung 19,75 %, 4,8 gU/cm<sup>3</sup>, bzw.  $UO_2$ , Anreicherung 19,7 %, 3,8 gU/cm<sup>3</sup>) /MIG 14/.

## **2.2 Das RERTR-Programm**

Im Jahr 1978 startete das US-amerikanische Energieministerium (United States Department of Energy, DOE) das „Reduced Enrichment for Research and Test Reactors“ (RERTR) Programm. Das Programm hat zum Ziel, die Umstellung von zivilen, nuklearen Einrichtungen von HEU auf LEU zu ermöglichen /ANL 18/ und somit das Proliferationsrisiko zu senken.

Als Weiterführung des RERTR-Programmes wurde im Jahr 2004 die Global Threat Reduction Initiative (GTRI) ins Leben gerufen /NNS 18/. Die Initiative ging im Jahr 2015 in das Office of Material Management and Minimization (M<sup>3</sup>) der National Nuclear Security Administration über. Beide Programme umfassen drei Unterprogramme.

Für das RERTR-Programm wurden folgende Unterprogramme definiert:

- a) Konvertierung bestehender Einrichtungen (convert),
- b) Abnahme von HEU- und LEU-Brennelementen (remove) und
- c) Sicherung von HEU durch die Bereitstellung von LEU als Ersatz für Forschungsreaktoren und Isotopenproduktion (secure)

Für die GTRI blieben die ersten beiden Programme gleich, das dritte Unterprogramm wurde zur Entsorgung benutzter Brennelemente (dispose) (M<sup>3</sup>) umgewidmet.

Bei der Konvertierung von Anlagen soll insbesondere die Neutronenflussdichte und damit die Leistungsfähigkeit des jeweiligen Forschungsreaktors als Neutronenquelle für den Wissenschaftsbetrieb erhalten bleiben. Bei bisher durchgeführten Umrüstungen konnte dies nicht immer gewährleistet werden. Die Erhöhung der Urandichte in bereits benutzten Brennstoffen sowie der Entwicklung neuer Brennstoffe sind Strategien, mit denen die RERTR einen Leistungsabfall verhindern will. Die Urandichte in Dispersionsbrennstoffen kann aus technischen Gründen allerdings nur bis maximal 50 – 55 Vol. % der Trägermatrix erhöht werden. Im Rahmen dieser Bemühungen konnten die Urandichten in UAl<sub>x</sub>, U<sub>3</sub>O<sub>8</sub> und UZrH<sub>x</sub> signifikant erhöht werden (UAl<sub>x</sub>: 1,7 auf 2,3 gU/cm<sup>3</sup>, U<sub>3</sub>O<sub>8</sub> von 1,3 auf 3,2 gU/cm<sup>3</sup> und UZrH<sub>x</sub> von 0,5 auf 3,7 gU/cm<sup>3</sup>). Des Weiteren wurde Uran-silicid (U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>) als neuer Brennstoff mit einer Urandichte von bis zu 4,8 gU/cm<sup>3</sup> qualifiziert. Diese Maßnahmen (Erhöhung der Urandichte, Entwicklung neuer Brennstoffe) wurden im Zeitraum von 2009 bis 2016 bei weltweit 28 Reaktoren angewandt /NAS 16/, teilweise im Rahmen des RERTR-Programmes mit Unterstützung der USA. Der Bericht des US-amerikanischen Energieministeriums unterscheidet hierbei nicht zwischen Konvertierung und Stilllegung, da in beiden Fällen die Nutzung von HEU eingestellt wird.

### **2.3 HERACLES-CP**

Im europäischen Raum schlossen sich in den Jahren 1998 bis 2013 schrittweise die Forschungseinrichtungen SCK CEN in Belgien (BR2), das Institut Laue-Langevin in Grenoble (HFR) sowie die Technische Universität München (FRM II) mit Partnern aus Grundlagenforschung und Industrie (z. B. CEA, AREVA) zusammen. Der Zusammenschluss firmiert aktuell unter dem Namen „HERACLES“ (Highly enriched European Reactors Action for their Conversion in a Low Enriched Solution) und plant bis zum Jahr 2025 verschiedene Bestrahlungskampagnen von UMo durchzuführen.



**Abb. 2.1** HERACLES Konsortium und assoziierte Partner /WIG 22/

Das Konsortium hat seit dem Jahr 2015 drei europäische (EURATOM) Forschungsvorhaben durchgeführt:

- HERACLES-CP: Das Forschungsvorhaben HERACLES-CP wurde im Zeitraum von 2015 bis 2020 durchgeführt. Im Rahmen des Vorhabens wurden sowohl die Entwicklung von monolithischen Uran-Molybdän-Brennstoffen als auch von Uran-Molybdän-Dispersionsbrennstoffen fortgeführt. Teil des Vorhabens waren u. a. die Durchführung der SEMPER FIDELIS-Bestrahlungskampagnen. /WIG 22/
- LEU FOREvER (Low Enriched Uranium Fuels fOR REsEarch Reactors): Das LEU FOREvER Vorhaben wurde im Zeitraum von 2017 bis 2022 durchgeführt. Neben der Optimierung der Herstellungsverfahren der UMo-Brennstoffoptionen (monolithisch, dispers) war auch die Entwicklung hochdichter Uran-Silizid-Dispersionsbrennstoffe Teil des Vorhabens. In dem Vorhaben wurden auch die SEMPER FIDELIS-Bestrahlungskampagnen weiter ausgewertet. Zudem wurde die US-amerikanischen EMPIrE-Bestrahlungskampagnen ausgewertet.
- EU-Qualify (European QUalification Approach for Low EnrIched Fuel sYstems for secure production supply of medical isotopes): Das EU-Qualify-Vorhaben läuft seit dem Jahr 2020 und soll im Oktober 2024 enden. Im EU-Qualify-Vorhaben wird die Entwicklung der drei Brennstoffoptionen fortgeführt mit dem Ziel erste Arbeiten für die generische Brennstoffqualifikation durchzuführen. Hierzu werden vier unterschiedliche Bestrahlungskampagnen vorbereitet.

Abb. 2.2 zeigt einen Überblick der verschiedenen Forschungsaktivitäten des HERACLES Konsortiums.

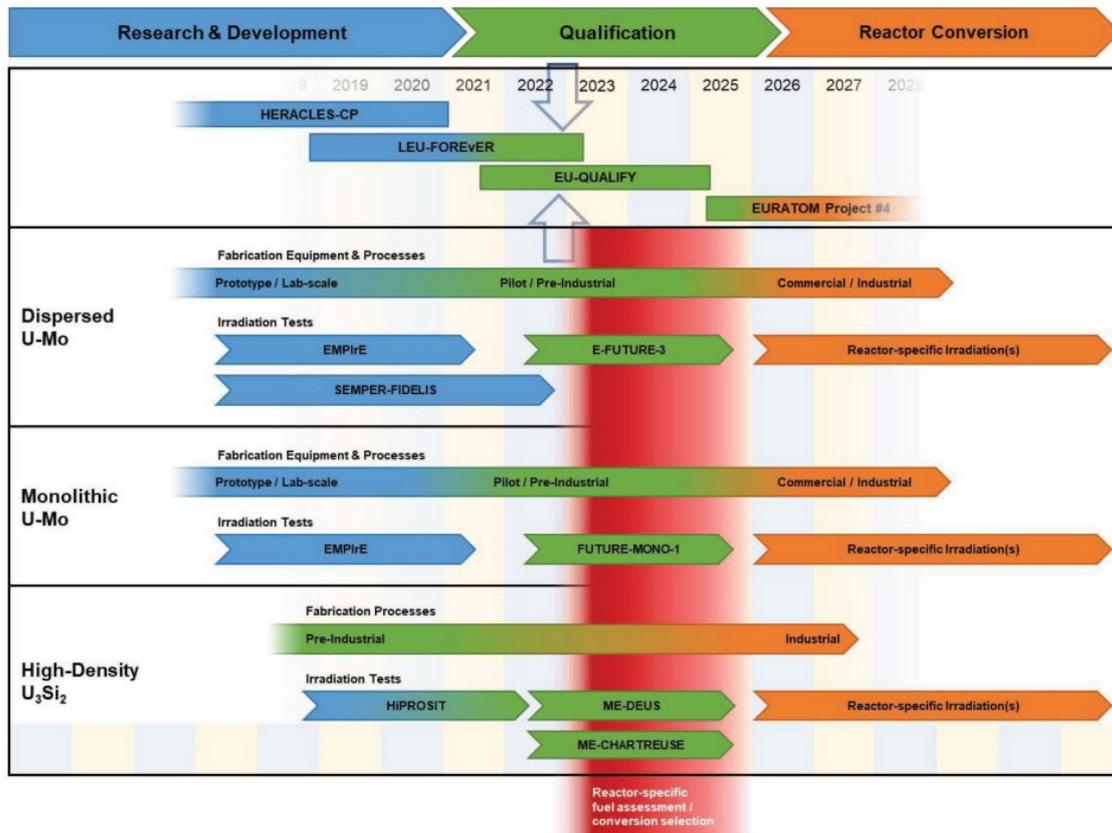


Abb. 2.2 Forschungsaktivitäten des HERACLES Konsortiums /WIG 23/

## 2.4 Involute Working Group

Die Betreiber der drei Forschungsreaktoren mit Kompaktkernen und evolventenförmiger Plattengeometrie (FRM II, ILL und HFIR) haben zusammen mit dem Argonne National Laboratory (ANL) die „involute working group“ gegründet.

In dieser Arbeitsgruppe soll untersucht werden, inwieweit Methoden der numerischen Strömungsmechanik (Computational Fluid Dynamics, CFD), zu denen auch die Finite-Elemente-Methode gehört, in der Nachweisführung für die Sicherheitsanalyse genutzt werden können. Es sollen unter anderem thermische Leitfähigkeit und Leistungsspitzen in den Brennstoffplatten berechnet werden. Hierfür arbeitet die Arbeitsgruppe auch an der Validierung der verwendeten Rechenprogramme. Dazu wird von der TUM ein thermohydraulischer Teststand aufgebaut, um die Ergebnisse der Rechnungen durch

Experimente mit evolventen Platten und hohen Leistungsdichten überprüfen zu können /IWG 21/.

Des Weiteren wurden von der TUM bereits CFD-Rechnungen durchgeführt und mit den Experimenten von Gambill und Bundy zum Wärmeübertrag in engen Kanälen verglichen. Die Kopplung der CFD-Codes mit neutronenkinetischen Rechnungen, die mit SERPENT 2 durchgeführt werden, befindet sich derzeit in der Umsetzung. /SHE 21/

Im Gegensatz zu dem bisher verwendeten konservativen Ansatz bei der Sicherheitsanalyse wird bei CFD-Rechnungen ein best-estimate (plus uncertainty) Ansatz verfolgt. Hierbei ist anzumerken, dass bisher noch keine Finite-Elemente-Methoden in einem Genehmigungsverfahren verwendet wurden. Die Akzeptanz dieser Methode durch die Aufsichtsbehörden kann zum jetzigen Zeitpunkt noch nicht abgesehen werden.

**Tab. 2.1** Kenngrößen für ausgewählte, noch nicht konvertierte Hochleistungsforschungsreaktoren /WIL 17/, /LIC 14/, /BER 10/

Kenngröße/Reaktor	ATR	HFIR	MURR	MITR	NBSR	FRM II	ILL
HEU Leistung [MW]	≤ 250	85	10	6	20	20	58,3
Betriebszyklus [Tage]	1 – 60	26	7	Bis zu 70	38,5	60	50
Brennstoff Typ	U-Al <sub>x</sub>	U <sub>3</sub> O <sub>8</sub> -Al	U-Al <sub>x</sub>	U-Al <sub>x</sub>	U-Al <sub>x</sub>	U <sub>2</sub> Si <sub>3</sub>	U-Al <sub>x</sub>
Anreicherungsgrad	93 %	93 %	93 %	93 %	93 %	93 %	93 %
Spaltungsdichte Limit [Spaltungen/cm <sup>3</sup> ]	2,3·10 <sup>21</sup>	1,5·10 <sup>21</sup>	2,3·10 <sup>21</sup>	1,8·10 <sup>21</sup>	2,6·10 <sup>21</sup>	1,9·10 <sup>21</sup>	2,0·10 <sup>21</sup>
Max. Wärmestrom [W/cm <sup>2</sup> ]	476	320	198	71	107	455	460
BE-Form	45° Sektor	Zylindrisch	45° Sektor	Rhomboid	Quadratisch	Zylindrisch	Zylindrisch
Anzahl von BE	40	2	8	22 – 24 (27 max.)	30 (37 max.)	1	1
Neutronengift	<sup>10</sup> Bor	<sup>10</sup> Bor	–	–	–	<sup>10</sup> Bor	<sup>10</sup> Bor
Platten/Element	19	174/369	24	15	17	113	280
Plattenform	Gebogen	Evolvent	Gebogen	Flach mit Finnen	Gebogen	Evolvent	Evolvent
Kühlmittel	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O	H <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O
Vorlaufdruck [bar]	25,2	32,3	4,7	1,3	1,2	11	12,4

<b>Kenngröße/Reaktor</b>	<b>ATR</b>	<b>HFIR</b>	<b>MURR</b>	<b>MITR</b>	<b>NBSR</b>	<b>FRM II</b>	<b>ILL</b>
Vorlauftemp. [°C]	52	29	49	38	40	37	30
Fließgeschwindigkeit [m/s]	14,4	15,5	7,6	2,6	5,8	17	10,1
Flussrichtung	Abwärts	Abwärts	Abwärts	Aufwärts	Aufwärts	Abwärts	Abwärts
Reflektor	Beryllium	Beryllium	Beryllium/ Graphit	D <sub>2</sub> O/Graphit	D <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O	D <sub>2</sub> O

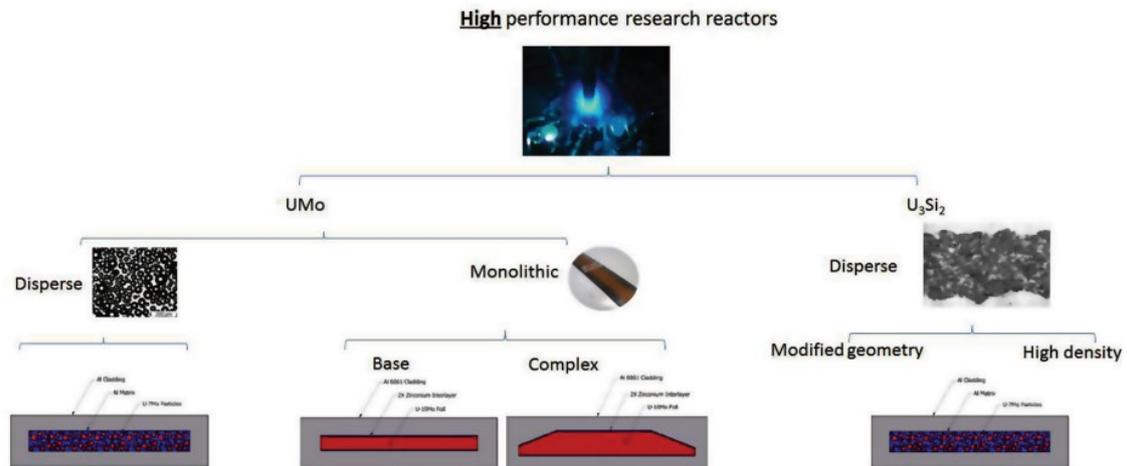
### **3 Brennstoffkandidaten zur Umrüstung von Forschungsreaktoren**

Ende der 1990er Jahre zeichnete sich ab, dass mit den verfügbaren Brennstoffen nicht alle Forschungsreaktoren ohne Leistungseinbußen konvertiert werden können. Da die Urandichte von bestehenden Brennstoffkonzepten nicht beliebig erhöht werden konnte, gab es von mehreren Gruppen Bestrebungen, einen neuartigen, hochdichten Brennstoff für FR zu entwickeln.

Aufgrund der Erfahrungen bei der Produktion von Dispersionsbrennstoffen wurden zunächst hauptsächlich Dispersionsbrennstoffe mit verschiedenen Uranlegierungen untersucht. In ersten Testkampagnen wurden zehn unterschiedliche Legierungen im Hinblick auf ihre Eigenschaften (z. B. Urandichte, Neutronenabsorptionsquerschnitt, Wechselwirkung mit der umgebenden Aluminiummatrix, Verhalten unter Bestrahlung) untersucht. Die Tests wurden bei mittleren Leistungsdichten und einem Abbrand von 40 % bzw. 70 % durchgeführt. Anhand der Ergebnisse wurde UMo als Kandidat für die Entwicklung hochdichter Brennstoffe für Forschungsreaktoren ausgewählt. Als Kandidat wurde insbesondere Uran-Molybdän identifiziert /BER 14/.

Für Hochflussreaktoren werden derzeit vor allem die Entwicklung der folgenden Brennstoffkonzepte vorangetrieben (Abb. 3.1):

- Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff
- Monolithischer Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff
- Hochdichter  $U_3Si_2$  Dispersionsbrennstoff



**Abb. 3.1** Brennstoffkandidaten für die Umrüstung von Hochflussreaktoren /WIG 23/

Im Folgenden wird auf die laufenden Entwicklungs- und Qualifizierungsprogramme eingegangen. Darüber hinaus werden die physikalischen Eigenschaften der verschiedenen Brennstoffe zusammengestellt.

### 3.1 Qualifikation von Brennstoffen

Ein Teil des allgemeinen Lizenzierungsprozesses zur Umrüstung von Forschungsreaktoren ist der Nachweis der allgemeinen Eignung des neuen Brennstoffs, bei dem jeder Kandidat unterschiedliche Qualifizierungsschritte durchläuft.

Zunächst werden die Eigenschaften des unbestrahlten Brennstoffs, wie bspw. die chemische Zusammensetzung, thermophysikalische und mechanische Eigenschaften sowie die Temperaturbeständigkeit ermittelt und bewertet. In einem weiteren Schritt wird das Verhalten des Brennstoffs unter repräsentativen Bedingungen, in einem Testreaktor erprobt. Seit dem Jahr 1997 wurden mehr als 12 dieser Tests in Europa und mehr als 24 in Amerika durchgeführt. Vom Design eines neuen Brennstoffs (Dauer 1 - 2 Jahre) über die Fertigung einer Brennstoffplatte (Dauer 1 Jahr) bis zu den Bestrahlungskampagnen (Dauer 1 Jahr) und dessen Auswertung (Dauer 1 - 2 Jahre) müssen für diesen Prozess 4 - 6 Jahre im Umrüstungsprozess einkalkuliert werden.

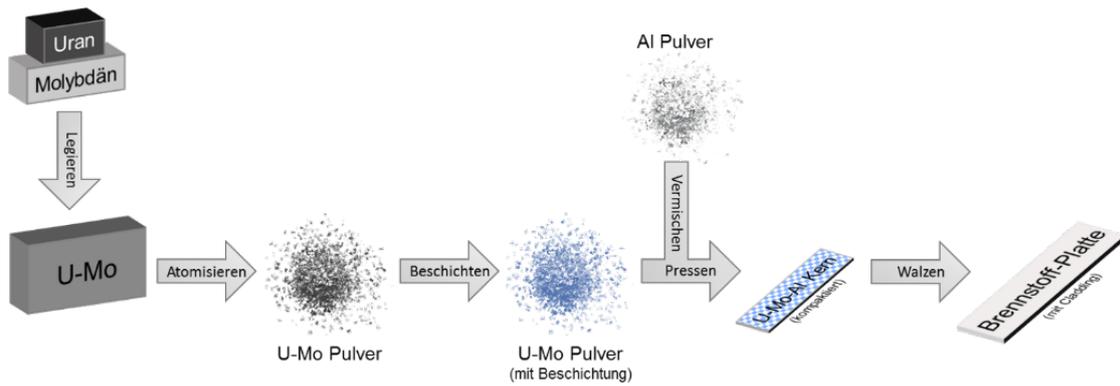
Eigenschaften wie das Schwellverhalten der Brennstoffpartikel, -folie, oder Brennstoffplatten, mögliche Veränderungen in der Mikrostruktur, die mechanische Integrität, die Temperaturbeständigkeit sowie eine mögliche Korrosion des Claddingmaterials stehen im Fokus der Bestrahlungskampagnen. Zu Beginn einer Kampagne werden meist

kleinere Brennstoffplatten (typischerweise 10 x 2 cm<sup>2</sup>) untersucht. Die Brennstoffplatten werden unter Variation der Spaltungsdichte, der Wärmeleitung sowie der Brennstofftemperatur bestrahlt und im Anschluss untersucht. Gegenstand der im Anschluss erfolgten Untersuchungen sind: mechanische Schäden (Sichtprüfung, Röntgenaufnahmen), Schwellverhalten des Brennstoffs (Profilometrie), die mikrostrukturelle Entwicklung während der Bestrahlung (Licht-/Elektronenmikroskopie) sowie die Blister-Temperatur (Blisterprüfung). Zeigen diese Kleinformatproben ein stabiles und moderates Schwellverhalten in Korrelation mit der Spaltungsdichte, keine Veränderungen in der Mikrostruktur, sowie keine mechanischen Schäden oder keine Freisetzung von Spaltprodukten werden zum Abschluss der Kampagne Brennstoffplatten oder -elemente in Originalgröße getestet.

### **3.1.1 Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff**

Uran-Molybdän als Dispersionsbrennstoff ist eine Legierung aus Uran mit etwa 7 gew.% Molybdän. Dies entspricht einer Urandichte von 16 gU/cm<sup>3</sup>. Aus fertigungstechnischen Gründen kann bei einem Dispersionsbrennstoff der Urangehalt maximal 50 vol.% betragen, was einer Urandichte von 8,0 gU/cm<sup>3</sup> entspricht. /WIG 23/

Abb. 3.2 zeigt eine schematische Darstellung des Herstellungsprozesses von Uran-Molybdän-Dispersionsbrennstoff. Nach dem Schmelzen der Grundwerkstoffe Uran und Molybdän erfolgt die Herstellung der Brennstoffpartikel. Hierbei können verschiedene Verfahren, wie z. B. Pulverisierung oder Atomisierung (siehe z. B. /TUM 15/), zum Einsatz kommen. Nach einer Wärmebehandlung erfolgt eine Beschichtung der Brennstoffpartikel. Das Brennstoffpulver wird mit dem Matrixmaterial vermischt und zum U-Mo-Al-Kern verpresst.



**Abb. 3.2** Herstellungsverfahren Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff  
/TUM 24/

### 3.1.1.1 Europa

Ab dem Jahr 1998 wurde in Frankreich unter Mitwirkung des Commissariat à l'énergie atomique (CEA) und Areva an UMo geforscht. Im Jahr 2009 wurde das Konsortium auf europäische Partner ausgedehnt und umfasst nun unter dem Namen „LEONIDAS“ (Low Enriched Option Network Initiative for the Development of a European Appropriate Solution) nun auch das belgische Kernforschungszentrum SCK CEN und das Institut Laue-Langevin in Grenoble sowie Partner aus Grundlagenforschung und Industrie. Im Jahr 2013 schloss sich die TUM der Gruppe an, die nun den Namen „HERACLES“ (Highly enriched European Reactors Action for their Conversion in a Low Enriched Solution) trägt. Aufgrund der Erfahrungen bei der Produktion von Dispersionsbrennstoffen wurden hauptsächlich UMo-Dispersionsbrennstoffe in Betracht gezogen.

Uran zeigt nur in seiner  $\gamma$ -Phase (kubisch raumzentriert, bcc) stabiles, isotropes Schwellverhalten. Allerdings ist die  $\gamma$ -Phase nur in einem Temperaturbereich von 776 °C bis zum Schmelzpunkt von Uran bei 1.135 °C stabil. Durch das Legieren mit Molybdän kann die  $\gamma$ -Phase bei Abkühlen der Legierung stabilisiert werden. In ersten Testkampagnen wurden zehn Legierungen (siehe Tab. 3.1) im Hinblick auf Stabilität der  $\gamma$ -Phase, Urandichte, Neutronenabsorptionsquerschnitt, Wechselwirkung mit der Aluminium-Matrix und Verhalten unter Bestrahlung untersucht. Die Tests wurden bei mittleren Leistungsdichten und einem Abbrand von 40 % (RERTR-1) bzw. 70 % (RERTR-2) durchgeführt.

**Tab. 3.1** Übersicht über die ursprünglich untersuchten Uranlegierungen

Die Zahlen vor den chemischen Elementen geben den Zuschlag des jeweiligen chemischen Elements in Gewichtsprozent an.

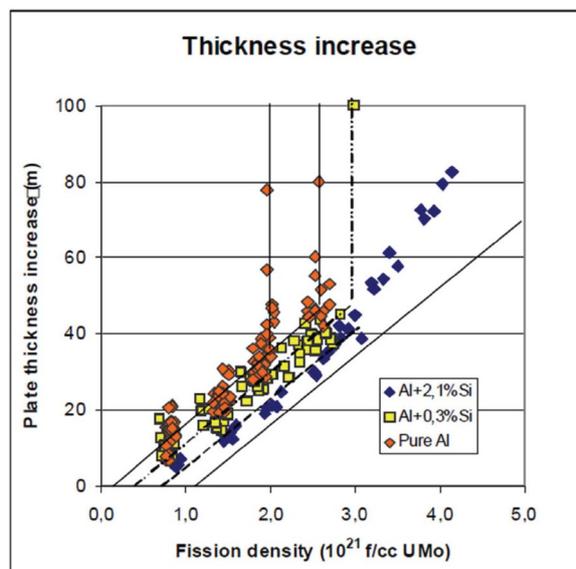
U-Mo	U-Nb-Zr	Ternäre Legierungen	Weitere Brennstoffe
U-10Mo	U-9Nb-3Zr	U-6Mo-1Pt	U <sub>2</sub> Mo
U-8Mo	U-6Nb-4Zr	U-6Mo-0,6Ru	U <sub>3</sub> Si <sub>2</sub>
U-6Mo	U-5Nb-3Zr	U-10Mo-0,05Sn	
U-4Mo			

Bei diesen Tests zeigten die UMo-Brennstoffe mit 7 – 10 Gew% Molybdän das gewünschte Bestrahlungsverhalten. Bei U-4Mo bildeten sich bei 70 % Abbrand verbundene Spaltgasblasen als erste Anzeichen eines nicht linearen Schwellverhaltens (breakaway swelling). Andere untersuchte Brennstoffe, wie z. B. U-5Nb-3Zr, zeigten bereits bei 40 % Abbrand breakaway swelling. Nach diesen Ergebnissen wurde UMo als Kandidat für die Entwicklung hochdichter Brennstoffe für Forschungsreaktoren ausgewählt /MEY 14/.

Der gewählte Qualifizierungsansatz war ähnlich wie die Strategie, die bereits für die Qualifizierung von U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub> verwendet worden war. In der ersten Stufe wurden Vorqualifikationsbestrahlungen mit allmählich steigender Leistung und Abbrand durchgeführt, die schließlich zu den ersten Hochleistungstests führten. In Europa wurde die IRIS-1-Bestrahlung, die im OSIRIS-Reaktor bei einem maximalen Wärmefluss von 140 W/cm<sup>2</sup> mit Dispersionsbrennstoff, der von der Firma CERCA hergestellt wurde, erfolgreich durchgeführt. Dies führte zum IRIS-2-Experiment im OSIRIS-Reaktor bei 230 W/cm<sup>2</sup> und der FUTURE-UMo-Kampagne im BR2-Reaktor bei einem höheren Leistungsniveau (350 W/cm<sup>2</sup>). In diesen, aber auch weiteren Bestrahlungen bei höheren Leistungen, wurde ein übermäßiges lokales Aufquellen der UMo-Al-Dispersionsplatten, das als „Pillowing“ beschrieben wird, beobachtet. Es stellte sich heraus, dass dies die Folge einer übermäßigen Wechselwirkung zwischen den UMo-Partikeln und der sie umgebenden Matrix ist, die zur Bildung einer amorphen Wechselwirkungszone führt.

Während der Qualifizierungsphase für UMo-Dispersionsbrennstoffe zeigten bestrahlte Elemente im Jahr 2003 ein übermäßiges, nicht lineares und damit nicht vorhersehbares Anschwellen der Trägerplatten. Da dieses Schwellen Einfluss auf die Kühlung der Platte hat, kann es potenziell zu einem Bruch der Platte und damit einer Kontamination des Reaktors kommen. Bestrahlungsexperimente (IRIS-3 und IRIS-TUM), bei denen der

Al-Matrix Si beigemischt wurde, zeigten ein deutlich verbessertes Verhalten bis zu einem Abbrand von ca. 60 %, was  $4,5 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> entspricht. Bei einem Abbrand über  $4,7 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> kam es wiederum zu einem erhöhten Schwellverhalten (vgl. Abb. 3.3). Um die Betriebsanforderungen der europäischen Forschungsreaktoren zu erfüllen, muss ein Wert von  $6,8 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> erreicht werden. Im Rahmen der E-FUTURE-Kampagne wurden je zwei Platten untersucht, bei denen der Al-Matrix 4 Gew% bzw. 6 Gew% Si beigemischt wurde. Die Platten mit 6 Gew% Si zeigten ein deutlich reduziertes Schwellen im Vergleich zu den bisher untersuchten Brennstoffen. Das Schwellen bei hohem Abbrand wird einer Rekristallisation zugeschrieben /LEE 14/ und soll durch Ausheizen verhindert werden. In der E-FUTURE-II-Kampagne sollten noch höhere Si-Konzentrationen von 7 Gew% bzw. 12 Gew% und eine Produktionsmethode zur besseren Vermischung des Si mit der Al-Matrix untersucht werden. Zwei der vier Platten zeigten bereits nach dem ersten Bestrahlungszyklus Defekte, die beiden verbleibenden nach dem zweiten Zyklus. In der Analyse wurde der Aufbau der Probenhalter als Grund für die aufgetretenen Deformationen identifiziert.



**Abb. 3.3** Vergleich der Bestahlungsergebnisse von UMo-Disperionsbrennstoff ohne Si-Zugabe zur Al-Matrix (orange Symbole, IRIS-2) und mit Beimischung von 0,3 % Si (gelbe Quadrate) und 2,1 % Si zur Al-Matrix /RIP 06/

Im Rahmen des SELENIUM-Projekts (Surface Engineering of Low ENriched Uranium Molybdenum fuel) wurde die Beschichtung der UMo-Partikel untersucht, um die Bildung der Wechselwirkungszone zwischen UMo und der Al-Matrix zu vermeiden. Des Weiteren soll damit die Verwendung von Si vermieden werden, da dieses für die

Wiederaufbereitung des Brennstoffes hinderlich ist. Es wurde die Beschichtung mit Si und ZrN untersucht. Die Si-beschichteten Partikel zeigen ein ähnliches Verhalten, wie die E-FUTURE-Platten. Die mit ZrN beschichteten UMo-Partikel zeigen bis  $4,5 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> keinerlei Anzeichen einer Wechselwirkung zwischen UMo und der Al-Matrix. Bei höheren Abbränden legen die Ergebnisse der SELENIUM-Kampagne nahe, dass sich die ZrN-Beschichtung durch Eindringen von Matrixaluminium in ein Zwei-Schicht-System aus ZrN und ZrN-Al umwandelt. Dieser Mechanismus ist dosisabhängig und daher hängt die Eindringtiefe des Aluminiums bei hohen Abbränden von der Dicke der ZrN-Schicht ab. Diese Schichtdicke bestimmt somit auch, ob es zu UMo-Al-Wechselwirkung und Bildung von Spaltgasblasen kommt. Weitergehende Untersuchungen zu den Auswirkungen der Dicke und des Bedeckungsgrades der ZrN-Beschichtung stehen noch aus /HOF 20/.

Im Rahmen der SEMPER FIDELIS-Kampagne wurde der Einfluss von verschiedenen physical vapour deposition -Beschichtungen (Si, ZrN, Mo) der UMo-Partikel sowie eine Wärmebehandlung des UMo-Puders (Annealing) untersucht. Die Bestrahlungen wurden mit Spaltungsdichten von  $6,3 \cdot 10^{21}$  1/cm<sup>3</sup> (82 % LEU-Abbrand) und einem Wärmefluss von  $437 \text{ W/cm}^2$  durchgeführt. Bei einer Beschichtung aus Mo wird zwar die Komplexität des Systems nicht weiter erhöht, allerdings kommt es wie auch bei UMo zu einer Wechselwirkung zwischen Aluminium und Molybdän. Deshalb scheidet Mo als Material für eine Beschichtung aus. Eine Beschichtung mit Si zeigt bis zu mittleren Abbränden ein stabiles Verhalten. Für ZrN konnte das bisherige Ergebnis bestätigt werden, dass es durch die ZrN Beschichtung zu keiner spezifischen Wechselwirkung zwischen UMo und der Al Matrix kommt. /LEE 21a/

Die Wärmebehandlung hat keinen Einfluss auf die Partikelform, beeinflusst aber das Kohäsionsverhalten der Partikel erheblich. Die wärmebehandelten Pulver haben im Vergleich zu den nicht wärmebehandelten Pulvern eine höhere Neigung zur Bildung von Clustern und Erdnussformen (zwei verbundene kugelförmige UMo-Partikel). Die Wärmebehandlung fördert allerdings auch die Bildung einer Grenzschicht zwischen UMo und der Beschichtung /KHA 20/.

Die EMPIRE-Bestrahlungskampagne (European Mini-Plate Irradiation Experiment) am Advanced Test Reactor (ATR) des Idaho National Laboratory (INL) bestand aus 48 LEU-Miniplatten (44 dispersive UMo, vier monolithische UMo).

Dabei wurde der Einfluss der folgenden Fabrikations-Parameter

- Beschichtungsmethode (Physical Vapour Deposition: PVD , Atomic Layer Deposition: ALD)
- Wärmebehandlung (mit oder ohne)
- Partikelgrößenverteilung (Standard oder kleinste mögliche Verteilung)
- Spaltraten
- Beschichtungsmaterial (ZrN oder ZrN/AlN)
- Brennstoffhersteller (KAERI oder CERCA)
- Mo-Anteil (U-7Mo und U-10Mo)

auf das Bestrahlungsverhalten mit einer Spaltungsdichte von bis zu  $6,5 \cdot 10^{21}$  1/cm<sup>3</sup> und einem Wärmefluss von 579 W/cm<sup>2</sup> untersucht.

Die zerstörungsfreie Untersuchung der UMo-Proben zeigen eine gute Robustheit in Bezug auf die verschiedenen Fabrikationsparameter aufgrund eines stabiles Schwellverhalten bis zu einer Spaltungsdichte von  $> 6,0 \cdot 10^{21}$  1/cm<sup>3</sup> sowie keine Freisetzung von Spaltprodukten. Jedoch konnte eine Abhängigkeit zwischen der Funktionalität der Beschichtung und der während des Herstellungsprozess aufgebrauchten Schichtdicke gefunden werden. Die nicht zerstörungsfreien Untersuchungen bestätigten die Ergebnisse der SEMPER-FIDELIS-Kampagne.

Mit den Bestrahlungen im Rahmen von E-FUTURE-3 sind des Weiteren noch Bestrahlungen von Platten in Originalgröße geplant. Mit diesen Bestrahlungstests soll überprüft werden, ob sich Unterschiede im Brennstoffverhalten zwischen den Mini-Platten und den Platten in Originalgröße zeigen. Insgesamt sollen 4 UMo-Brennstoffplatten im FUTUR-5 Bestrahlungsbehälter des BR2 bestrahlt und anschließend untersucht werden. Hierbei soll atomisiertes, wärmebehandeltes und mit ZrN-beschichtetes U-7Mo-Pulver verwendet werden. Bei zwei Platten soll zudem der Al-Matrix ein Si-Anteil beigemischt werden. Hierdurch soll überprüft werden, ob der Einsatz von Si notwendig ist. Die Herstellung wird größtenteils im CERCA mit kommerziellen Anlagen und Verfahren erfolgen. Aus zeitlichen Gründen wird das ZrN-Pulver mit einem kommerziellen System am SCK CEN beschichtet. /WIG 23/

Durch das HERACLES-Konsortium sind noch bis etwa zum Jahr 2025 Tests für die Qualifizierung des UMo-Dispersionsbrennstoffs geplant.

Bezüglich der Forschung zu alternativen Herstellungsmethoden startete Framatome im Jahr 2015 eine Initiative zur additiven Fertigung von Brennstoffkomponenten aus Uranmaterialien. Zwei additive Methoden werden dabei zur Herstellung von Uran-Molybdän- und Uran-Silizium-Legierungen untersucht: Laserstrahlschmelzen und Kaltspritzen. Im Jahr 2020 wurden die ersten Ergebnisse der Herstellung von UMo-Legierungen mittels Laserstrahlschmelzen präsentiert. Es wurde Uran-Molybdän-Pulver mit 7 Gew. %Mo und 0,4 Gew. %  $^{235}\text{U}$  verwendet. Das Ziel des Experiments, einen  $8 \times 8 \times 8 \text{ mm}^3$  großen Würfel aus U-Mo ohne Risse und Schichtablösung, mit einer Porosität  $< 5 \%$ , ohne Verunreinigungen oder Einschlüsse und einer homogenen U7Gew. %-Mo-Legierung herzustellen, wurde erreicht. Es wurde gezeigt, dass es möglich ist, 3D-Komponenten aus UMo-Legierung herzustellen und dass die erlangten Ergebnisse dabei der spezifizierten Geometrie, den chemischen Eigenschaften und der Mikrostruktur von UMo-Legierungen, die in Brennstoffen für Forschungsreaktoren verwendet werden, entsprechen. Framatome setzt die Entwicklungsforschung fort, mit dem Ziel Proben in Größe und Geometrie des in Forschungsreaktoren verwendeten Brennstoffs herstellen zu können /STE 21/.

### **3.1.1.2 International**

Für die Umrüstung der kritischen Anordnung KUCA der Universität von Kyoto (KURNS) wurde mit Unterstützung des M<sup>3</sup>-Programmes von Framatome/CERCA ein Prozess zur Herstellung von U-7Mo Brennstoff mit  $6 \text{ gU/cm}^3$  entwickelt und getestet. In den drei Kernen von KUCA, die von HEU auf LEU umgerüstet werden sollen, werden Platten mit einer Größe von  $50 \times 50 \times 1,6 \text{ mm}^3$  und einem Volumen für den Brennstoff von  $44,80 \pm 0,20 \times 44,80 \pm 0,20 \times 1,45 \pm 0,05 \text{ mm}^3$  verwendet. Im Rahmen der bisher durchgeführten Arbeiten wurden ca. 250 Brennstoffplatten („Coupons“) zu Testzwecken und 100 LEU-Platten produziert, die im Februar 2020 von KURNS abgenommen wurden /ALL 21/. Im Jahr 2023 wurde berichtet, dass die kritische Anordnung KUCA aufgrund der Umrüstung auf LEU heruntergefahren wurde /WAK 23/. Hochangereicherter Brennstoff wurde von der Anlage entfernt /WNN 22/.

Des Weiteren wird in Südkorea an einem UMo-Dispersionsbrennstoff (U-7Mo in Al-5Si) mit einer Dichte von 8 bzw.  $6,5 \text{ gU/cm}^3$  gearbeitet, der für den Kijang Research Reactor (KJRR) vorgesehen ist /KIM 15/. Im Mai 2019 wurde die Baugenehmigung des KJRR

erteilt. Baubeginn war im April 2023. KJRR ist der erste Neubau eines Forschungsreaktors, der UMo als Brennstoff nutzen wird /PAR 14/. Seit dem Jahr 2016 wurde ein Testbrennelement bei mittlerer Leistung ( $180 \text{ W/cm}^2$ ) und hohem Abbrand ( $4,8 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/ $\text{cm}^3$ ) im ATR am INL in den USA bestrahlt. Die Ergebnisse des Bestrahlungstests wiesen die Brennstoffleistung und die strukturelle Integrität nach und werden für die Qualifizierung des UMo-Dispersionsbrennstoffs für den Einsatz im KJRR verwendet. Der hierfür entwickelte und qualifizierte Brennstoff ist auf die speziellen Betriebsparameter des KJRR zugeschnitten.

Weitere Forschungen bezüglich der Erprobung und Verbesserung von Herstellungsprozessen für UMo-Dispersionsbrennstoff werden am Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI) in Südkorea durchgeführt. In einer Studie wurde das Uranlegierungspulver durch PVD mit Aluminium beschichtet und anschließend ohne zusätzliches Matrixpulver verdichtet, extrudiert und bei  $450 \text{ }^\circ\text{C}$  zu stabförmigen Brennstoffplatten verschmolzen. Dichtemessungen sowie mikrostrukturelle Analysen zeigten eine hohe Homogenität des erzeugten Brennstoffes. Das Ziel des Herstellungsprozesses ist es, dichteren und homogenen dispersiven Brennstoff ( $12,0 \text{ gU/cm}^3$ ) zu erzeugen /LEE 21b/.

### **3.1.2 Monolithischer Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff**

Mit den im vorherigen Kapitel eingeführten UMo-Dispersionsbrennstoffen können Urandichten von ca.  $8 \text{ gU/cm}^3$  erreicht werden. Diese Urandichte reicht aus, um einen Großteil der noch nicht konvertierten Forschungsreaktoren umzurüsten. Hochleistungsforschungsreaktoren erfordern allerdings noch höhere Urandichten, um ihre Leistungsfähigkeit zu erhalten. Gleichzeitig muss der Brennstoff ein stabiles Verhalten bis zu sehr hohen Abbränden zeigen, um den Betriebsbedingungen dieser Hochleistungsforschungsreaktoren zu genügen. Es gibt zwei Klassen von Brennstoffen, die diese Anforderungen erfüllen. UMo mit bis zu 10 gew% Mo und einer Urandichte von  $15,5 - 16 \text{ gU/cm}^3$  sowie  $\text{U}_6\text{Me}$ , wobei Me für ein Übergangsmetall steht.  $\text{U}_6\text{Fe}$  und  $\text{U}_6\text{Mn}$  zeigten bei Bestrahlungsversuchen bereits bei  $3 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/ $\text{cm}^3$  starkes Schwellverhalten, so dass diese Brennstoffe nicht weiter in Betracht gezogen wurden und auch keine weiteren  $\text{U}_6\text{Me}$ -Brennstoffe untersucht wurden, da ein ähnliches Verhalten erwartet wurde.

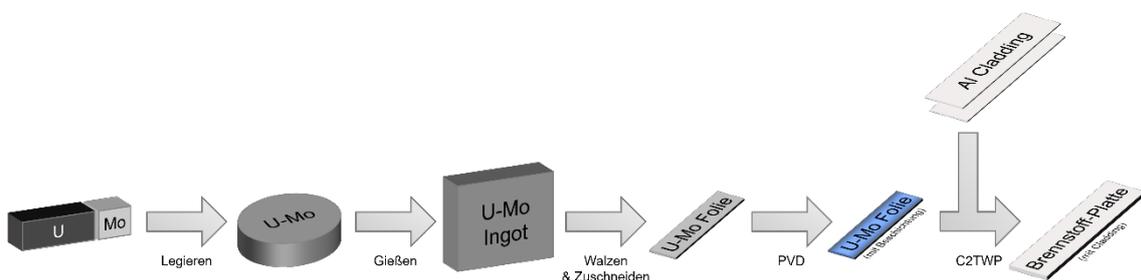
Wie bereits Kap 3.1.1 erläutert, liegt das Schwellen bei UMo-Dispersionsbrennstoffen in einer dosisabhängigen Wechselwirkung der Brennstoffpartikel mit der umgebenden Al-Matrix und der Ausbildung einer  $\text{U-Al}_x$ -Schicht begründet.

Um die Ausbildung dieser Interaktionsschicht zu verhindern, wurden u. a. die folgenden vier Ansätze untersucht:

- Beschichtung der UMo-Brennstoffpartikel, um eine Wechselwirkung mit der Al-Matrix zu verhindern (siehe Kap3.1.1)
- Modifizierung der Festkörperchemie des Aluminium-/Uran-/Molybdän-Systems
- Ersatz der Al-Matrix durch ein alternatives Matrixmaterial (z. B. Magnesium)
- Verzicht auf ein Matrixmaterial

Der Verzicht auf ein Matrixmaterial führt zu einer UMo-Folie (monolithisches UMo) mit der die aktuell höchstmögliche Urandichte von allen Brennstoffkandidaten erreicht werden kann. Die Produktion der UMo-Folien gliedert sich in mehrere Schritte, die im Rahmen der Entwicklung von monolithischen UMo optimiert wurden bzw. immer noch werden. In einem ersten Arbeitsschritt wird die Legierung aus U und Mo hergestellt und gegossen. Danach wird der Rohling heiß- und kaltgewalzt. Jedem der Walzschritte folgt Tempern. Um Wechselwirkungen mit dem Hüllmaterial zu vermeiden, wird nach dem Walzen eine Zr-Folie als Diffusionsbarriere mit heißisostatischem Pressen (hot isostatic pressing, HIP) aufgebracht. Ebenfalls mit Hilfe der HIP-Methode wird die Folie mit dem Al-Hüllmaterial (Al 6061) verbunden. Ein schematischer Überblick über den Produktionsablauf ist in Abb. 3.4 dargestellt.

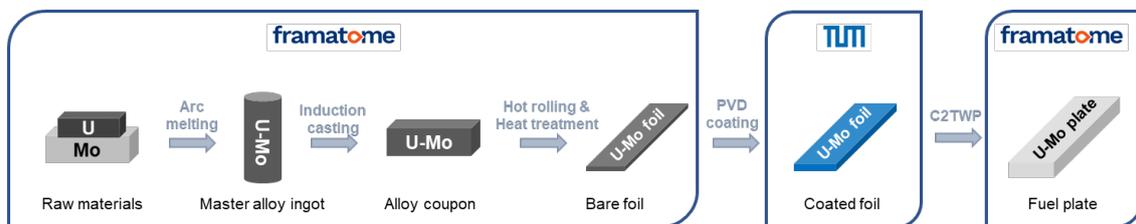
Beim Herstellungsprozess können verschiedene Herstellungsschritte variiert werden und so die Eigenschaften des Brennstoffs verändert werden. /SCH 23/ gibt einen umfassenden Überblick über die verschiedenen Möglichkeiten.



**Abb. 3.4** Herstellungsverfahren von monolithischem Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff /TUM 24/

### 3.1.2.1 Europa

Im Rahmen des HERACLES-Konsortium treibt insbesondere die TUM zusammen mit CERCA (Framatome) die Entwicklung von monolithischem UMo-Brennstoff voran. Ziel ist es hierbei jeden Produktionsschritt in Europa durchführen zu können. Seit dem Jahr 2019 wurde an der TUM und bei CERCA der Aufbau einer Pilotanlage zur Produktion von Brennstoffplatten in Originalgröße durchgeführt. Der Herstellungsprozess (siehe Abb. 3.5) baut auf dem am Anfang dieses Abschnittes beschriebenen Prozess auf. Hierbei stellt CERCA die UMo-Legierung her, walzt diese und schneidet die Folien auf die geforderten Abmaße zu. An der TUM werden die Folien danach gereinigt, mit einer Diffusionsbarriere beschichtet und charakterisiert. Das Einschließen des UMo in das Hüllmaterial erfolgt wiederum bei CERCA mit Hilfe des C2TWP-Prozesses (CEA CERCA TUM Welding Process).



**Abb. 3.5** Schematische Darstellung des Herstellungsprozesses /LOR 21/

Während der Entwicklungsphase des Herstellungsprozesses konnten verschiedene Fortschritte erzielt werden. So wurden zum Beispiel im Rahmen der UMo-Legierungsentwicklung und -tests die Herstellungsparameter optimiert (Schmelz- und Gießparameter) und führten zur angestrebten chemischen Zusammensetzung und Homogenität. Es wurden keine Mo-Abscheidungen festgestellt. Des Weiteren wurden die Walz- und Schneideprozesse analysiert und ergebnisorientiert optimiert /LOR 21/.

Weitere Optimierungen für die Herstellung monolithischer U-Mo-Brennstoffplatten betreffen einen neuen Substrathalter, der eine bessere Trennung von spannungsführenden und geerdeten Teilen, eine gleichmäßigere Kraftverteilung und eine Widerstandsheizung ermöglicht. Des Weiteren wurde eine neue, duktilere „reactor-grade“ Zr-Folie im PVD-Prozess verwendet, die eine geringere Neutronenabsorption durch weniger Verunreinigungen (z. B. alt Hf 12 900 ppm, neu Hf 49 ppm) ermöglicht /TUM 21/. Hierzu wurden mehrere U-Mo-Brennstoffplatten (halbe Größe und volle Größe) mit abgereichertem Uran an der TUM hergestellt und verschiedene Parameter des PVD-Prozesses (z. B. Spannung, Beschichtungsdicke) variiert. Bei Framatome-CERCA wurden die

Brennstoffplatten mit einem Laser geschnitten und das Cladding mit dem C2TWP-Prozess aufgebracht. Anschließend wurden die erstellten Platten zerstörungsfrei mit Ultraschalluntersuchungen und mit nicht-zerstörungsfreien Methoden untersucht. /TUM 22b/

Die während der EMPIRE-Kampagne durchgeführten Bestrahlungen und die dabei untersuchten Parameter werden im Folgenden näher erläutert. Voruntersuchungen ergaben, dass PVD zu einer Platte mit glatter Grenzfläche zwischen UMo und dem Zr mit einer Brennstoffdicke von 0,33 mm führt. Walzen führt zu einer deutlich raueren Grenzfläche und dazu, dass die gesamte Platte, inklusive der Zr-Schicht, 0,33 mm dick ist. Um eine Diffusion des Hüllmaterials in die UMo-Folie zu verhindern, muss die Beschichtung mindestens 5 – 8 µm dick sein. Die Platten wurden vor der Bestrahlung am CEA ausführlich charakterisiert /ILT 20/.

Von den insgesamt 14 produzierten Platten wurden vier für Bestrahlungen am ATR des INL ausgewählt. Je zwei Platten, die mit dem PVD-Verfahren bzw. durch Walzen beschichtet wurden. Zwei Platten wurden für 38 Tage bis zu einem Abbrand von ca. 38 % und einer Wärmestromdichte von max. 380 – 400 W/cm<sup>2</sup> (BOL) bestrahlt. In einer zweiten Kampagne wurden die verbleibenden beiden Platten für 54 Tage bei der gleichen Wärmestromdichte bis auf ca. 51 % ( $3,5 \cdot 10^{21}$  1/cm<sup>3</sup>) abgebrannt. Mit den gewählten Parametern liegen die Bestrahlungstests im Fall der Wärmestromdichte nahe an den Bedingungen des FRM II (ca. 470 W/cm<sup>2</sup>, BOL).

Die zerstörungsfreien Untersuchungen nach der Bestrahlung umfassten optische Untersuchungen, Neutronradiographie, Gamma Scans und Profilometrie und wurden im Jahr 2019 abgeschlossen. Im Frühjahr 2020 begannen die zerstörenden Untersuchungen mit einigen Basisuntersuchungen, wie Elektronenmikroskopie (REM, EDX) und TEM-Lamellenpräparation, die im Jahr 2021 abgeschlossen wurden. Weitere Untersuchungen (EBSD, TEM etc.) werden am SCK CEN und CEA im Zeitraum 2021 - 2022 durchgeführt.

Die bisher durchgeführten Untersuchungen zeigten Rekristallisation sowie eine Anreicherung von Spaltprodukten an den Korngrenzen. Die Bestrahlung führte teilweise zu einer leichten Zunahme der UMo/Zr-Wechselwirkungszone und der Bildung von Porositäten. Es wurde jedoch keine UMo/Al-Interdiffusion oder UMo/Al-Wechselwirkung, selbst bei großen Rissen in der Zr-Schicht, festgestellt, ebenso zeigte sich kein ungewöhnliches Schwellen der Platten, Aufbrechen des Brennstoffes oder Brennstoffumlagerung.

Zwar verhalten sich die Zr-Beschichtungsarten unterschiedlich, jedoch erfüllen beide ihren Zweck. Ebenso konnte keine Abhängigkeit vom Beschichtungstyp und der Variation der Form und Größe der Endspalte zwischen Hüllmaterial und Folie festgestellt werden. Das beobachtete Schwellverhalten entspricht, dem bei früheren Bestrahlungen beobachteten Verhalten, insbesondere dem der RERTR-12-Kampagne /BAU 20/. U-10Mo zeigt außerdem ein gutes Rückhaltevermögen von Spaltgasen innerhalb des Brennstoffs.

Des Weiteren wurden Ionenbestrahlungsstudien von hochdichten UMo-Brennstoffen durchgeführt, um die Wachstumskinetik der Wechselwirkungsschicht, die Diffusionsbeschichtungsbarrieren und die Brennstoffumstrukturierung zu erforschen. Der Hintergrund dieser Untersuchungen ist, dass ein geringer Abbrand zum Wachstum der Interdiffusionsschichten und ein hoher Abbrand zum Schwellen des Brennstoffs aufgrund der Umstrukturierung führt und beides, Pillowing oder Plattenversagen nach sich ziehen kann. Das Wachstum der Interdiffusionsschicht (IDS) ist abhängig von der Dicke der IDS, der Spaltrate, der Temperatur, der Bestrahlungsdauer und dem Mo-Gehalt. Es wurden verschiedene Bestrahlungsexperimente mit unterschiedlichen Übergangsmaterialien (Mo, Zr, W, ZrN) in unterschiedlicher Stärke (50 nm – 2 µm) durchgeführt. Verglichen wurde dann zwischen den nicht bestrahlten Proben und hoch bzw. schwach bestrahlten Proben. Wolfram zeigte hierbei die besten Ergebnisse. Die UMo-Umstrukturierung zeigte sich in Korn-Verfeinerung und Polygonisierung. Weitere Experimente sind geplant. /SHI 21/

Im Jahr 2023 wurde berichtet, dass für die anstehende FUTURE-MONO-1-Bestrahlungskampagne von CERCA bereits 12 U-Mo-Folien in Originalgröße hergestellt wurden, die nun von der TUM weiterverarbeitet werden /TUM 23a/. Im Rahmen der Bestrahlungskampagne FUTURE-MONO-1 soll der Herstellungsprozess von monolithischen U-Mo-Brennstoffplatten im Pilotmaßstab demonstriert und die Leistung des Brennstoffs validiert werden. Die aus den geplanten zerstörenden und zerstörungsfreien Untersuchungen gewonnenen Daten sollen für die allgemeine Qualifizierung des Brennstoffs verwendet werden. In der Bestrahlungskampagne sollen dann zwei ausgewählte Brennstoffplatten in den vorgesehenen FUTURE-5-Bestrahlungsbehälter eingesetzt werden. Zudem werden drei Dummy-Platten eingesetzt. Mit der Bestrahlungskampagne soll ein Abbrand von 60-65% <sup>235</sup>U in zwei Bestrahlungszyklen erreicht werden. Die maximale Leistung in den Platten soll voraussichtlich 11,75 kW/cm<sup>3</sup> betragen. Dies entspricht einer maximalen Wärmestromdichte von 470 W/cm<sup>2</sup> und soll die erwarteten

Werte für den Betrieb des FRM II nach der Umstellung auf den LEU-Brennstoff abdecken. /TUM 23a/

### 3.1.2.2 USA

In den USA befasst sich das Energieministerium DOE mit der Entwicklung von neuen Brennstoffen für Forschungsreaktoren. Innerhalb des DOE ist in der National Nuclear Security Administration das Office of Material Management and Minimization (M<sup>3</sup>) angesiedelt. Das zugehörige M<sup>3</sup> Office of Conversion verfolgt den Ansatz, einen Brennstoff für alle noch zu konvertierenden US-amerikanischen Hochleistungsforschungsreaktoren (U.S. High Performance Research Reactor, USHPRR) zu entwickeln. Die Wahl fiel dabei auf monolithisches UMo, da hiermit eine Urandichte von bis zu 15,9 gU/cm<sup>3</sup> erreicht werden kann und somit die Anforderungen an den Abbrand von  $8 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> und eine Leistungsdichte von 40 kW/cm<sup>3</sup> erfüllt werden können. Im Gegensatz zu dem Dispersionsbrennstoff erfordert die Herstellung von monolithischem UMo zusätzliche und abweichende Produktionsschritte.

Erste Mini-Platten-Bestrahlungen zeigten eine hohe Fehlerrate, die durch Ablösen der Al-Hülle von der UMo-Folie gekennzeichnet waren. Um diese Delamination zu vermeiden, wurde eine Zirkoniumschicht als Diffusionsbarriere eingefügt /MEY 14/.

Die Entwicklungsarbeit ist in vier technische Bereiche unterteilt, an denen jeweils mehrere Organisationen unter der Leitung eines nationalen Forschungszentrums beteiligt sind:

- Die Arbeiten im Bereich Reaktorumbau (Reactor Conversion, RC) (unter der Leitung des Argonne National Laboratory, ANL) unterstützen die USHPRR bei allen für die Umrüstung erforderlichen Aktivitäten wie Brennelementauslegung, Reaktorsicherheitsanalyse und Lizenzierung.
- Im Bereich Brennstoffqualifizierung (Fuel Qualification, FQ) (unter der Leitung des INL) werden die Brennstoffleistung und -eigenschaften charakterisiert und dokumentiert. Das INL entwirft und führt die Test- und Qualifizierungsbestrahlungskampagnen durch.
- Im Bereich Brennstoffentwicklung (Fuel Fabrication, FF) (unter der Leitung des Pacific Northwest National Laboratory, PNNL) werden praktikable industrielle Prozesse

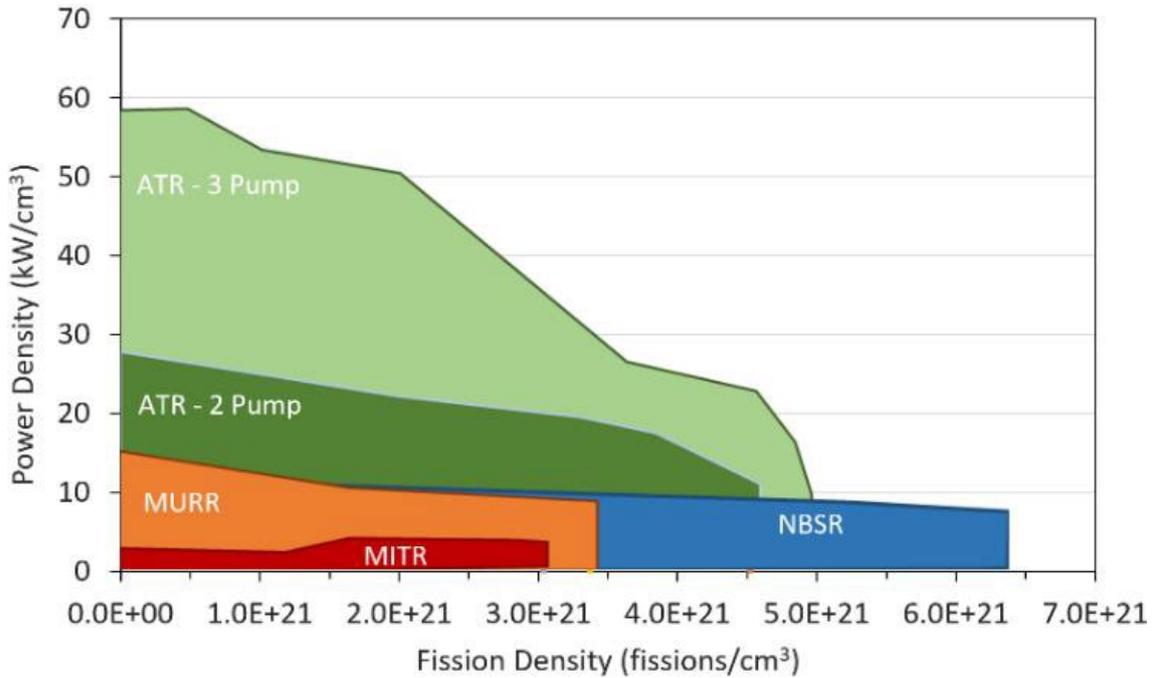
für die kommerzielle Fertigung von LEU-Brennelementen für die sechs Anlagen im Rahmen des USHPRR-Projekts entwickelt.

- Der Bereich Querschnittsthemen (Cross-Cutting, CC) (unter der Leitung des Savannah River National Laboratory, SRNL) befasst sich mit übergreifenden Aktivitäten, wie z. B. Transport von Brennelementen und Entsorgungsfragen.

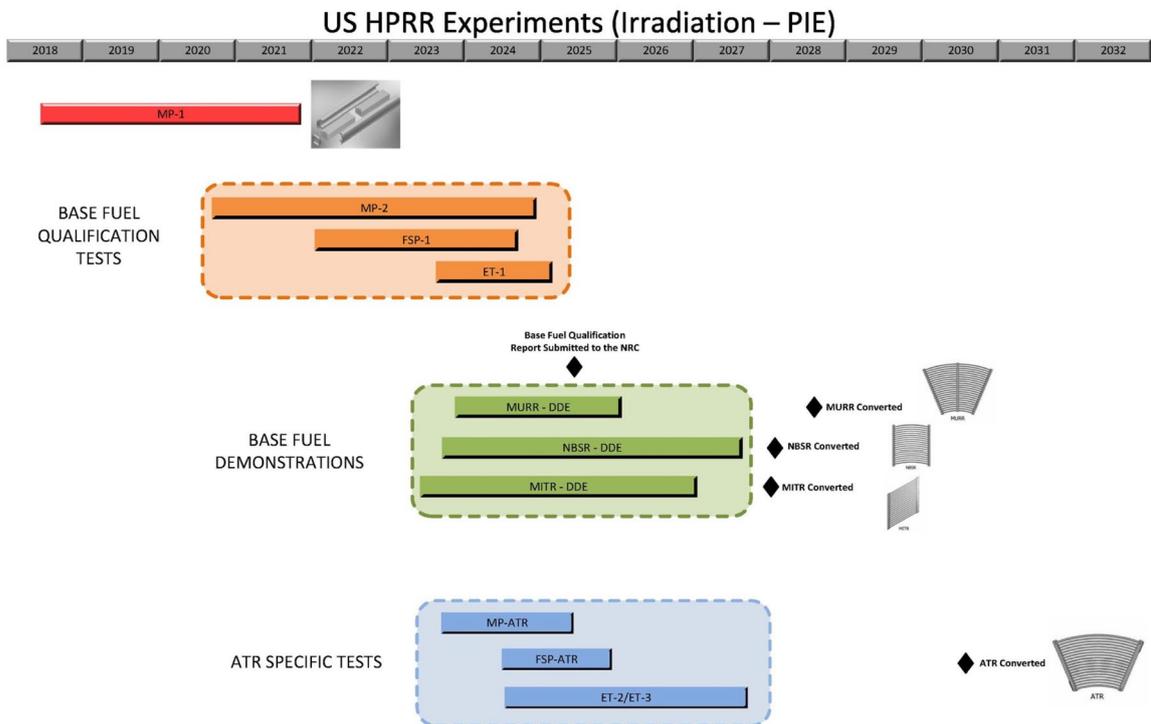
Die Brennstoffentwicklung war in die zwei Unterprogramme „base fuel“ und „complex fuel“ unterteilt. In dem ersten Unterprogramm „base fuel“ wird der Brennstoff für folgende insgesamt fünf Reaktoren entwickelt:

- Massachusetts Institute of Technology Reactor (MITR-II)
- University of Missouri Research Reactor (MURR)
- Neutron Beam Split-core Reactor (NBSR)
- ATR einschließlich
- ATR-Critical Facility (ATR-C)

Um die Anforderungen an den zu qualifizierenden Brennstoff zu verdeutlichen, sind in Abb. 3.6 für die Reaktoren des „base fuel“-Programmes die Spaltungen pro  $\text{cm}^3$  gegen Leistungsdichte aufgetragen. Der geplante Testverlauf reicht von ersten Miniplatten-Bestrahlungen ab dem Jahr 2018 bis zum Test reaktorspezifischer Brennelemente in den Jahren 2022 bis 2024 /NAS 16/. Ein detaillierter zeitlicher Ablauf der geplanten Bestrahlungen ist in Abb. 3.7 wiedergegeben.



**Abb. 3.6** Übersicht über Abbrand und Wärmestromdichten bei den US-amerikanischen Hochleistungsforschungsreaktoren, die auf U-10Mo umgerüstet werden sollen. /WIL 20/



**Abb. 3.7** Geplanter Zeitlicher Ablauf der Umrüstung der USHPRR (Stand: April 2021) /DAU 21/

Im Rahmen des „complex fuel“-Unterprogramms sollte auf die besonderen Anforderungen des High Flux Isotope Reactor (HFIR) eingegangen werden. Da in diesem Fall der Brennstoff nicht homogen innerhalb der Umhüllung verteilt ist, stellt die Herstellung der evolventenförmigen Platten eine besondere Herausforderung dar /NAS 16/. Die Entwicklung einer vorläufigen Brennelementauslegung auf Basis von monolithischen UMo wurde zwar abgeschlossen, aber aufgrund von Fortschritten bei hochdichtem Uran-silizid-Brennstoff und der damit verbundenen produktionstechnischen Vereinfachungen gegenüber der UMo-Folie wurde im Jahr 2019 entschieden, den HFIR auf  $U_3Si_2$  mit Bor als Abbrandgift zu konvertieren.

Die Qualifizierungskampagne für monolithische UMo unterteilt sich in drei Bestrahlungsschritte:

1. Bestrahlung von Miniplatten (Mini-plate, MP)
2. Bestrahlung von Brennplatten in Originalgröße (Full-size plate, FSP)
3. Bestrahlung von kompletten Brennelementen (Element test, ET)

Die reaktorspezifische Qualifizierung wird mit Brennelementen (Design Demonstration Element, DDE), die der Geometrie der jeweiligen Reaktoren entsprechen, durchgeführt. Für den MURR ist geplant diese Tests am ATR durchzuführen, für MITR und NBSR soll dies am BR2 erfolgen /GLA 21/. Jeder dieser Schritte ist in einen generischen Teil, der der generischen Brennstoffqualifikation dient, und einen reaktorspezifischen Teil unterteilt. Am Beispiel des ATR werden hier die einzelnen Schritte näher erläutert:

#### MP-1

Miniplattentest mit einer kleinen Anzahl von Bestrahlungsbedingungen mit mehreren Wiederholungen pro Bedingung: Der Bereich der Bestrahlungsbedingungen ist groß und deckt ATR-Bedingungen mit geringer bis mittlerer Leistung ab. Die Miniplatten wurden mit mehreren Methoden hergestellt, so dass ein einziger Prozess zur weiteren Qualifizierung ausgewählt werden kann. Nach der MP-1-Kampagne werden alle weiteren Proben mit dem endgültigen Produktionsprozess hergestellt. Die ersten Bestrahlungen (Mini-plate-1, MP-1) erfolgten im Jahr 2019.

Von den 74 (62 von kommerziellen Lieferanten, zwölf in Forschungseinrichtungen hergestellt) bestrahlten Platten versagten zwei. Dies entspricht einer Fehlerrate von 2,7 %. Beide fehlerhaften Platten wurden in Forschungseinrichtungen produziert. Im April 2021

waren die zerstörungsfreien Untersuchungen nach der Bestrahlung abgeschlossen. /GLA 21/ Die bisherige Auswertung zeigte kein unerwartetes Verhalten. Alle Brennstoffplatten waren intakt und zeigen ein stabiles Schwellverhalten. Die zurzeit noch andauernden zerstörenden Untersuchungen zeigen bisher keine besorgniserregenden Veränderungen in der Mikrostruktur. Die ermittelten Blistertemperaturen liegen im Bereich der vorangegangenen Experimente.

### MP-2

Mit geplanten 201 Miniplatten sollen zahlreiche Bestrahlungsbedingungen bei niedrigen bis mittleren ATR-Leistungsniveaus untersucht werden: Der Test dient in erster Linie zur generischen Qualifikation von U-10Mo-Brennstoff für andere USHPRR. Insbesondere sollen die Geometrien des NBSR, MURR und MITR untersucht werden. Zusätzlich werden zwei am ATR verwendete Dicken des Hüllmaterials bzw. der UMo-Folie getestet. Jede Platte soll für mindestens acht verschiedene Kombinationen aus Leistungsdichte und Abbrand getestet werden. Die Bestrahlungen sollen bis zum Jahr 2025 andauern, da bis zu sieben Zyklen benötigt werden, um den geplanten Abbrand zu erreichen. Die Ergebnisse dieser Kampagne sollen in den geplanten „U-Mo Monolithic Fuel Qualification Report“ einfließen.

### MP-ATR/ MP-ATR HP

Miniplattenversuche, die die verbleibenden ATR-Betriebsbedingungen abdecken, die nicht von MP-1 und MP-2 abgedeckt werden: Diese umfassen zwei bis drei Bestrahlungszyklen pro Miniplatte, um die fiktiven ATR-Zyklen nachzuahmen. MP-ATR schließt auch einen als MP-ATR High-Power (HP) bezeichneten Untertest mit ein, der auf die ATR-Betriebsbedingungen mit der höchsten Leistung und dem höchsten Abbrand abzielt.

### FSP-1

Plattenversuch in Originalgröße (geplant mit sechs Platten), der die Mehrzahl der unter MP-1 und MP-2 untersuchten Bedingungen einschließt und ein Vorläufer von ET-1 ist. Er dient in erster Linie der U-10Mo-Qualifizierung für NRC-regulierte Reaktoren. Hierfür wurden drei Szenarien definiert:

- Kompletter Abbrand (full burn): Hierbei wird die Leistungsdichte des MURR zu Beginn des Zyklus und der höchste Abbrand, der am NBSR erreicht wird, adressiert (vgl. Abb. 3.6).

- Mittlere Leistung (intermediate power): Mit einer 48 inch (ca. 122 cm) langen UMo-Folie mittlerer Dicke werden die mittleren Betriebsbedingungen des ATR untersucht.
- Dicker Brennstoff (thick fuel): Mit der dicksten geplanten UMo-Folie sollen die Leistungsdichte am MURR und der Abbrand am MITR untersucht werden.

Für die Bestrahlungen sind vier Zyklen am ATR vorgesehen. Auch die Ergebnisse dieser Bestrahlungen sollen in den „U-Mo Monolithic Fuel Qualification Report“ einfließen.

### FSP-ATR

Plattenversuch in Originalgröße, der die höchsten Leistungen und maximale-ATR-Betriebsbedingungen abdeckt.

### ET-1

Erster Test eines Brennelements mit LEU-Brennstoff: Es sollen zwei Elemente (ET-1A und ET-1B) mit jeweils 19 Platten bestrahlt werden. Hierbei soll nachgewiesen werden, dass die insgesamt 38 Platten aus kommerzieller Fertigung reproduzierbare Ergebnisse liefern. Dieser Test wird mit normalen Betriebsbedingungen des ATR durchgeführt und ist der erste von drei Tests mit vollständigen Brennelementen, die zur Umrüstung des ATR geplant sind. Dies ist der letzte Test, der in den „U-Mo Monolithic Fuel Qualification Report“ einfließen soll.

### ET-2

Zweiter Test eines vollständigen BE zur Bewertung des U-10Mo-Brennstoffes für ATR-Bedingungen mittlerer Leistung: Dieser Test dient in erster Linie der ATR reaktorspezifischen Qualifizierung, liefert aber auch zusätzliche Daten für die Lizenzierung von U-10Mo für NRC-regulierte USHPRRs.

### ET-3

Dritter BE Test zur Bewertung des U-10Mo-Brennstoffes für den ATR-Betrieb mit voller Leistung: Dieser Test dient in erster Linie der ATR-reaktorspezifischen Qualifizierung.

Der aktuelle Zeitrahmen sieht eine uneingeschränkte Nutzung der LEU-ATR-Brennelemente ab dem Jahr 2029 vor /MET 20/. Während der am ATR durchgeführten MP-1-Tests wurden erhöhte Aktivitätswerte im Kühlwasser gemessen, was zu einem Abbruch der Bestrahlungskampagne führte. Bei den folgenden Untersuchungen wurde festgestellt, dass es bei zwei Platten zu einer Delamination an der Naht des Hüllmaterials und

auch zu einer Ablösung von Hüllmaterial kam. Der Grund und die Geschwindigkeit mit der sich die Delamination ausbreitet, sind bisher nicht bekannt. Deshalb wurde entschieden, den MP-1-Versuch frühzeitig zu beenden. Mit den intakt gebliebenen Platten konnte das Brennstoffverhalten bei niedrigem Abbrand trotzdem bestätigt werden, der geplante Abbrand von  $6,5 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> konnte allerdings nicht erreicht werden. Dies soll nun im MP-2-Versuch erreicht werden.

Derzeit wird durch das INL eine Fehleranalyse des MP-1-Tests durchgeführt. Nach erfolgreicher Analyse und Anpassung des Produktionsprozesses sollen die Bestrahlungen mit der MP-2-Kampagne wieder aufgenommen werden /MAR 20/. Es ist geplant den finalen Bericht zur generischen Qualifizierung des monolithischen UMo-Brennstoffes im Jahr 2026 bei der US NRC (United States Nuclear Regulatory Commission) einzureichen /WIL 17/. Parallel dazu werden weitere Bestrahlungen an reaktorspezifischen Brennelementen am ATR für MURR und am BR2 für MITR und NBSR durchgeführt.

Es wurden neutronenkinetische Machbarkeitsstudien zur gleichzeitigen Bestrahlung von MITR- und NBSR-Testbrennelementen im BR2-Reaktor durchgeführt. Dafür wurden die unterschiedlichen Bestrahlungszyklen mit den jeweiligen Parametern, alleinige und gleichzeitige Bestrahlung, Variation der verwendeten Testumgebung simuliert. Die Studie zeigte, dass die geplante Bestrahlungskampagne mit der BR2-Reaktorkernkonfiguration (Bestrahlungszeitraum 2024-2025) machbar ist. Gleichzeitig werden die Anforderungen an die Radioisotopenproduktion erfüllt. Ob diese Berechnungen als final angesehen werden können, hängt von möglichen Änderungen (Design der BEs, Material, ...) ab /KAL 21a/.

Parallel zur Brennstoffentwicklung wurden für MURR, MITR-II und NBSR bereits vorläufige Sicherheitsberichte (Preliminary Safety Analysis Reports, PSAR) bei der U.S. NRC eingereicht, die auf die notwendigen Änderungen im Rahmen einer Konvertierung eingehen und Sicherheitsanalysen enthalten. Für den PSAR des MURR bestätigte die US NRC am 15. November 2017, dass der Umfang und die Detailtiefe des eingereichten PSAR eine Begutachtung durch die U.S. NRC nach NUREG-1537 ermöglichen würde /NRC 17/. Die US NRC bestätigte auch, dass die Genehmigung zur Umrüstung aufgrund des nicht qualifizierten Brennstoffs noch nicht beantragt wurde. Am 21. April 2020 informierte die U.S. NRC den Genehmigungsinhaber, dass die Begutachtung des PSAR ausgesetzt wird, bis die Umrüstung nach Abschluss der Brennstoffqualifizierung offiziell beantragt wird /NRC 20/.

Am 6. Dezember 2017 reichte das MIT den vorläufigen Sicherheitsbericht zur Umrüstung des MITR (Conversion Preliminary Safety Analysis Report (PSAR) for the MIT Research Reactor (MITR)) bei der US NRC ein /MIT 17/. Das MIT wies darauf hin, dass im eingereichten PSAR der Schwerpunkt auf die Unterschiede zwischen den LEU- und HEU-Kernen gelegt wurde. Informationen zu Anlagenteilen, die sich nicht ändern, wurden nicht beigefügt. Zudem wies das MIT darauf hin, dass die Umrüstung des Reaktors noch nicht erfolgen kann, da der vorgeschlagene Brennstoff noch nicht vom DOE qualifiziert und von der U.S. NRC genehmigt wurde. Die U.S. NRC führte eine Prüfung des PSAR hinsichtlich der technischen Angemessenheit des Dokuments durch und stellte zunächst fest, dass für die Begutachtung weitere Informationen notwendig sind /NRC 18a/. Am 31. Oktober 2018 bestätigte die U.S. NRC dann, dass der Umfang und die Detailtiefe der eingereichten Dokumente zum PSAR eine Begutachtung durch die U.S. NRC nach NUREG-1537 ermöglichen würden /NRC 18b/. Die US NRC bestätigte auch, dass die Genehmigung zur Umrüstung aufgrund des nicht qualifizierten Brennstoffs noch nicht beantragt wurde.

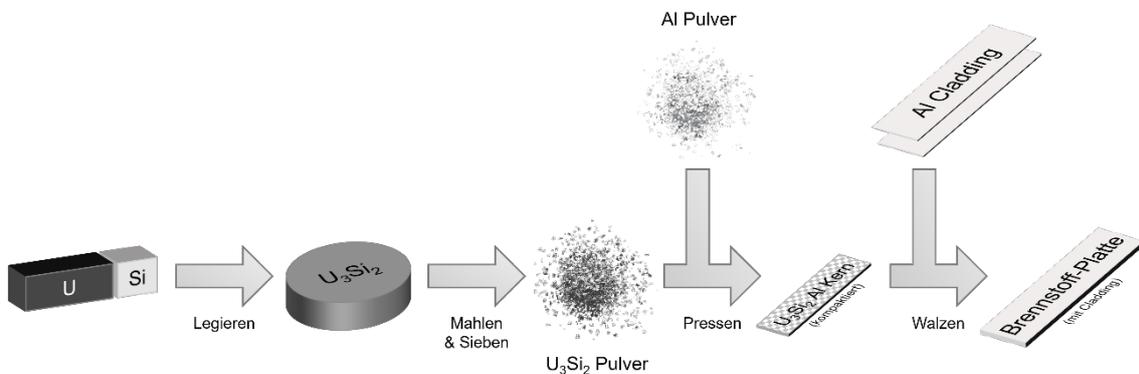
Am 30. Dezember 2014 reichte das National Institute of Standards and Technology (NIST) als Genehmigungsinhaber des NBSR den vorläufigen Sicherheitsbericht zur Umrüstung des NBSR (Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the NIST Research Reactor) bei der U.S. NRC ein /NIS 14/. Im Begleitschreiben wies das NIST darauf hin, dass die Umrüstung des Reaktors noch nicht erfolgen kann, da der vorgeschlagene Brennstoff noch nicht vom DOE qualifiziert und von der U.S. NRC genehmigt wurde. Die U.S. NRC führte eine Prüfung des PSAR hinsichtlich der technischen Angemessenheit des Dokuments durch und stellte fest, dass für die Begutachtung weitere Informationen notwendig sind /NRC 16/. Diese wurden am 21. Juli 2016 vom NIST nachgereicht /NIS 16/.

### **3.1.3 Hochdichter Uran-Silizid (U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>) Dispersionsbrennstoff**

Der U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>-Al-Dispersionsbrennstoff wurde im Rahmen des RERTR-Programms in den USA in den 1980er Jahren entwickelt und qualifiziert. Die US-amerikanische Aufsichtsbehörde NRC hat im Jahr 1988 den Brennstoff mit einer Urandichte von bis zu 4,8 g/cm<sup>3</sup> für den Einsatz in Forschungsreaktoren genehmigt /NRC 88/. Die Entwicklung von anderen Dispersionsstoffen wie U<sub>6</sub>Fe, UMo, U<sub>3</sub>Si und UN wurde damals aufgrund eines übermäßigen Schwellens nach Bestrahlungstests zurückgestellt. Wie bei anderen Dispersionsbrennstoffen kann die Urandichte aus technischen Gründen allerdings nur bis

maximal 50 – 55 Vol. % der Trägermatrix erhöht werden, was einer maximalen Uran-  
dichte von  $5,6 \text{ gU/cm}^3$  entspricht.

Bei der Herstellung von  $\text{U}_3\text{Si}_2$ -Al-Dispersionsbrennstoff konnte auf ein bereits verwendete  
Verfahren zur Herstellung von  $\text{UAl}_x$ -Brennstoff zurückgegriffen werden. Der Uran-  
silizid-Dispersionsbrennstoff wird durch Schmelzen stöchiometrischer Mengen von Uran  
und Silizium hergestellt, gefolgt von einer Zerkleinerung zu einem Pulver mit einer Par-  
tikelgröße von  $40 - 150 \mu\text{m}$ . Anschließend wird das Brennstoffpulver mit Aluminium-  
pulver vermischt und unter Druck zu einem plattenförmigen Pressling geformt. Dieser  
wird in ein Hüllmaterial aus einer Aluminiumlegierung mit einer Minimalstärke von  
 $0,25 \text{ mm}$  eingebracht und durch Warm- und Kaltwalzen auf die vorgegebene Stärke ge-  
bracht (siehe Abb. 3.8).



**Abb. 3.8** Herstellungsprozess  $\text{U}_3\text{Si}_2$  /TUM 22a/

Durch das Herstellungsverfahren behält der fertige Brennstoff eine Porosität von  
 $4 - 10 \%$ , was sich vorteilhaft auf die Aufnahme von gasförmigen Spaltprodukten aus-  
wirkt, so dass die Anschwellrate des Brennstoffs akzeptabel bleibt. Die Anschwellrate in  
Abhängigkeit des Abbrandes des bis  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  qualifizierten  $\text{U}_3\text{Si}_2$  zeigt hierbei ein  
lineares, vorhersagbares Verhalten, auch bei höheren Abbränden, u. a. da sich entste-  
hende Spaltproduktblasen nicht weiter zusammenschließen, wie es z. B. bei  $\text{U}_3\text{Si}$  der  
Fall ist. Dieses Verhalten wurde bis zu einem Abbrand von  $98 \%$ , was  $2,5 \cdot 10^{21}$  Spaltun-  
gen/ $\text{cm}^3$  entspricht, und bei einer Wärmeleistung von bis zu  $1,4 \text{ MW/m}^2$  nachgewiesen  
/NRC 88/.

Die der Genehmigung der U.S. NRC zugrunde liegenden Studien des ANL und ORNL  
(Oak Ridge National Laboratory) /NRC 88/ kamen zu dem Schluss, dass Dispersions-  
brennstoff mit einem Brennstoffgehalt von  $4,8 - 5,1 \text{ gU/cm}^3$  mit akzeptablen

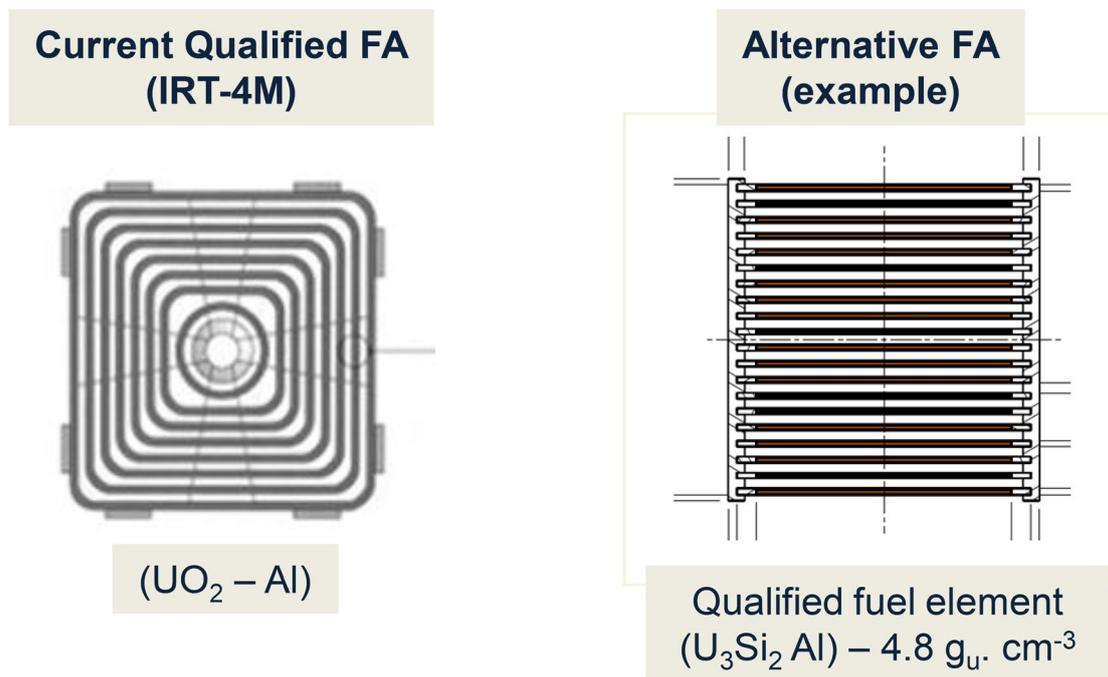
Eigenschaften hergestellt werden kann. Dies entspricht einem Anteil von  $U_3Si_2$  von 43 – 45 vol%. Ein Anteil von über 50 vol.%  $U_3Si_2$  führt u. a. dazu, dass die Brennstoffpartikel nicht mehr homogen in der Platte verteilt sind, so dass es zu Zusammenschlüssen von Brennstoffpartikeln kommen kann, die das Cladding beeinflussen können und Brennstoffpartikel vermehrt an der Oberfläche der Brennstoffplatte zu finden sind /FIN 01/.

In den letzten Jahren gibt es vermehrt Interesse,  $U_3Si_2$  auch für Bedingungen, die über die in NUREG-1313 beschriebenen hinausgehen (max. Wärmestromdicht  $140 \text{ W/cm}^3$  und max. Brennstofftemperatur  $130 \text{ }^\circ\text{C}$ ), zu qualifizieren. Das ANL arbeitet zusammen mit INL und SCK CEN an einem Bericht („Technical Basis Report on Low Enriched Uranium Silicide-Aluminum Dispersion Fuel for High Power Research Reactors“) zu  $U_3Si_2$ , der neuen Daten seit der Veröffentlichung im Jahr 1988 des NUREG-1313 bis heute in einem eigenständigen Dokument bündelt und so mögliche Lücken für die Anwendung unter den erweiterten Anforderungen aufdecken soll /KIM 20/.

Die bisher gesammelten Daten für  $U_3Si_2$  mit Dichten bis  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  bei hohen Abbränden zeigen bisher kein erhöhtes Schwellen. Auch die Bildung von Spaltgasblasen zeigt ein stabiles Verhalten. Allerdings wird das Wachstum der Brennstoff-Matrix Wechselwirkungszone durch hohen Abbrand stark gefördert, was den Abbrand zum treibenden Mechanismus hinter der Bildung von Spaltgasblasen macht.

Seit den 1990er Jahren entwickelt KAERI (Korea Atomic Energy Research Institute) ein Zentrifugalzerstäubungsverfahren zur Herstellung von uranbasierten Pulvern wie  $U_3Si_2$ , welches jedoch oft zur Sekundärphasenbildung führt. Die im abgereicherten Uran (depleted uranium, DU) enthaltenen Verunreinigungen, welche in höherer Konzentration enthalten sind als in LEU, könnten eine Rolle bei der Formation von Sekundärphasen spielen. Aus diesem Grund wurden Experimente mit Pulvern mit drei unterschiedlichen Siliziumkonzentrationen (7,4; 7,6 und 7,8 gew% Si) durchgeführt und mit Lichtbogen-schmelzexperimenten verglichen, da auch die Kühlkinetik und Homogenisierung ausschlaggebende Aspekte sein könnten. Erste Rasterelektronenmikroskop- und Röntgenspektroskopie-Analysen wurden bereits durchgeführt und zeigten eine Nebenphase und erhebliche Mengen (mehrere at %) von metallischen Verunreinigungen (V, Fe, Al) in Proben mit 7,4 gew% Si und mindestens zwei Nebenphasen und Abscheidungen von metallischen Verunreinigungen in den anderen Proben. Weitere Analysen sind geplant sowie die Charakterisierung einer mit hochreinem LEU hergestellten Pulvercharge /ILT 21/.

Das Projekt H2020 Euratom LEU-FOREvER (Low Enriched Uranium - Fuels for REsearch Reactors) startete im Oktober 2017 und umfasst ein multidisziplinäres Konsortium bestehend aus 9 europäischen Interessenvertretern, darunter Brennstoff- und Kernentwickler, Betreiber, Forschungszentren etc. Eines der Projektziele besteht darin, die Brennstoff- und Brennelementherstellung für die Forschungsreaktoren mittlerer Leistung zu diversifizieren. Für den tschechischen Forschungsreaktor LVR-15 wird in diesem Rahmen die Umstellung von einer russischen Brennelementauslegung auf eine MTR-Auslegung (vgl. Abb. 3.9) unterstützt.



**Abb. 3.9** Aktuell am LVR15 verwendetes BE russischer Bauart (links), geplante Auslegung für ein MTR BE (rechts) /VAL 18/

Es wurden detaillierte neutronenphysikalische Simulationen bezüglich des Verhaltens in einer realistischen LVR-15-Umgebung durchgeführt sowie eine detaillierte thermohydraulische Analyse unfallbedingter Transienten. Die Analysen haben gezeigt, dass das im Rahmen des Projektes konzipierte Brennelement in einer realen Bestrahlungskampagne sicher getestet werden kann (4EVERTEST). Nach der erfolgreichen Durchführung eines hydraulischen Tests an einem Mockup wurde mit der Konstruktion dieses Prototyp-Brennelementes für die Bestrahlungskampagne begonnen. Die durchgeführten Analysen wurden als Teil eines überarbeiteten Sicherheitsberichtes der nationalen

Aufsichtsbehörde SUJB zur Genehmigung vorgelegt /ROM 21/. Mit der Bestrahlungskampagne wurde im März 2022 begonnen.

Als Lücken im Wissen über Uransilizidbrennstoffe (sowohl für Dichten bis  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  als auch bei Urandichten, die darüber liegen) bei hohen Leistungen wurden u. a. das Schwellen der Brennpfatten, das Wachsen der Wechselwirkungszone zwischen Brennstoff und Matrix, die Verwendung von Urankonzentrationen über  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  sowie von Abbrandgiften identifiziert. Zu jedem dieser Themenfelder werden im Augenblick (Stand 2020) Messkampagnen (EVITA, HiPROSIT, COBRA-FUTURE und FUTURE-HIFR) geplant oder durchgeführt. Auf die Messkampagnen HiPROSIT (hochdichte Silizidbrennstoffe über  $4,8 \text{ gU/cm}^3$ ) und COBRA-FUTURE (Conversion BR2 Alternative, BR2 spezifische Bestrahlungen) wird im nächsten Abschnitt vertieft eingegangen.

## **BR2: HiPROSIT and COBRA-FUTURE**

Im Jahr 2020 wurden am BR2 zwei LEU-Kampagnen abgeschlossen: die HiPROSIT-Bestrahlung und die COBRA-FUTURE-Bestrahlung. HiPROSIT dient im Rahmen des H2020-Projekts LEU-FOREvER zur generischen Qualifizierung von hochdichtem Silizidbrennstoff. COBRA-FUTURE ist der erste reaktorspezifische Qualifikationstest für die Umrüstung des BR2 auf LEU. Hierfür wird das Verhalten von hochdichtem Uransilizidbrennstoff mit Gadolinium als Neutronengift untersucht. Beide Tests umfassten jeweils vier Platten und erfüllten die vorgesehenen Bestrahlungsbedingungen:

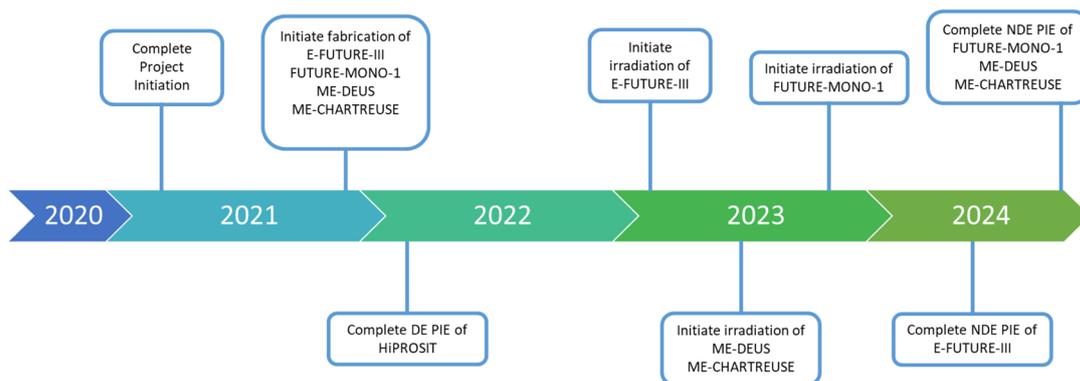
- HiPROSIT mit Urandichten von  $4,8$ ,  $5,3$  und  $5,6 \text{ gU/cm}^3$ , einer maximalen Wärmestromdichte von  $470 \text{ W/cm}^2$  und  $80 \%$   $^{235}\text{U}$ -Abbrand
- COBRA-FUTURE mit einer Urandichte von  $5,3 \text{ gU/cm}^3$ , einer maximalen Wärmestromdichte von  $470 \text{ W/cm}^2$ , verschiedenen Bestrahlungsbedingungen und einem  $^{235}\text{U}$ -Abbrand über  $75 \%$

Für HiPROSIT wurden die Platten über drei Zyklen bestrahlt, im Rahmen des COBRA-FUTURE wurden drei bzw. vier Zyklen zur Bestrahlung genutzt.

Optische Untersuchungen zwischen den einzelnen Bestrahlungszyklen zeigten kein ungewöhnliches Schwellen, Blasenbildung oder Oxidbildung. Die HiPROSIT-Platten wurden nach einer sechsmonatigen Abklingphase ab November 2020 zerstörungsfreien Untersuchungen unterzogen. Für die COBRA-FUTURE-Platten dauert die Abklingphase noch an. Hier ist mit einem Beginn der Nachbestrahlungsuntersuchungen Anfang 2021

zu rechnen. Mit ersten Ergebnissen der zerstörungsfreien Untersuchungen ist im Jahr 2021 zu rechnen. /WIG 20/. Der weitere Ablauf der europäischen Brennstoffqualifizierungskampagnen ist in Abb. 3.10 gezeigt.

Für den Vergleich von COBRA-HEU und COBRA-LEU wurden zwei Arten von MCNP-Simulationen durchgeführt. Je eine Simulation mit 1,73 g Gadolinium per Brennelement und eine mit 2,5 g (Zyklus 02/2020). Die Brennelemente wurden für die Tests jeweils denselben Kernpositionen zugeordnet. Es zeigte sich, dass aufgrund des schnellen Gd-Verbrennens zu Beginn der Bestrahlung die Reaktivität der LEU-Brennelemente stark ansteigt, es aber keinen Leistungsunterschied zwischen beiden LEU-Brennelementen gab. Generell hat der COBRA-LEU-Kern eine kürzere Zykluslänge im Vergleich zum COBRA-HEU, beide Kerne erfüllen jedoch die Sicherheits- und Betriebseigenschaften /KAL 21b/.



**Abb. 3.10** Zeitplanung zu den europäischen Bemühungen zur Qualifizierung von neuartigen Brennstoffen in Rahmen des EU-Qualify Projektes (Stand: April 2021) /LEE 21a/

Theoretische Rechnungen /YE 20/ untersuchten die maximale Brennstofftemperatur in Platten, die der HiPROSIT-Geometrie und den Bestrahlungsbedingungen dieses Experimentes entsprechen. Aufgrund fehlender Daten zu Wärmeleitfähigkeit von bestrahltem  $U_3Si_2$  wurden mehrere Modelle verwendet. In keinem dieser Modelle wurde eine Brennstofftemperatur von mehr als 250 °C festgestellt. Die Brennstofftemperatur zeigt allerdings auch eine starke Abhängigkeit von dem gewählten Model, so dass weitere Untersuchungen zu der Wärmeleitfähigkeit und die bestrahlungsabhängige Entwicklung der Wärmeleitfähigkeit von hochdichtem  $U_3Si_2$  notwendig sind.

## RHF (ILL)

Die bisher durchgeführten Studien des ILL zur Umrüstung des RHF sind davon ausgegangen, dass die Geometrie des Brennelementes nicht verändert wird. Dabei wurde festgestellt, dass diese Auslegung einen Brennstoff mit einer Urandichte von mehr als  $8 \text{ gU/cm}^3$  benötigen würde, um zu dem aktuell verwendeten HEU-Element vergleichbare Flußdichten und Zyklendauern zu ermöglichen. Dies führte dazu, dass man dispersiven UMo-Brennstoff für eine Umrüstung ins Auge fasste. Ziel einer nun vorgestellten Untersuchung war es, Auslegungen basierend auf Uransilizid-Brennstoffen zu finden, bei denen der maximal vom ILL akzeptierte Flussverlust von 10 % durch die Umstellung auf einen LEU-Brennstoff, durch eine Leistungserhöhung ausgeglichen werden kann, die noch innerhalb der aktuellen Betriebsparameter liegen.

Hierfür wurde festgelegt, dass die Anzahl der Platten des Brennelements und Dicke der einzelnen Platten gegenüber dem HEU-Kern nicht verändert wird. Die Länge der Platten kann um maximal 4,3 cm verlängert werden. Dies führt aber zu einem größeren Druckabfall über das Brennelement als bisher. Als geeignetsten Parameter, um die Zykluslänge eines LEU-BE zu verlängern, wurde deshalb die Länge der Brennstoffkerns identifiziert. Weitere Parameter in dieser Studie waren die Brennstoffdicke und -weite. Diese Parameter wurden für die Urandichten von 4,8 bzw.  $5,3 \text{ gU/cm}^3$  untersucht. Zusätzlich wurden Borringe an der Ober- und Unterseite des Brennelements eingeführt, um Leistungsspitzen am Rand des BE zu verhindern.

Eine Übersicht über die Ergebnisse einiger untersuchter Parameter ist in Tab. 3.2 gegeben.

**Tab. 3.2** Übersicht über Parameter des RHF-Brennelements für die untersuchten LEU-Varianten und den aktuellen HEU-Kern

	HEU	$\text{U}_3\text{Si}_2$ ( $4,8 \text{ gU/cm}^3$ )	$\text{U}_3\text{Si}_2$ ( $5,3 \text{ gU/cm}^3$ )
Brennstoffdicke (cm)	0,051	0,066	0,059
Breite des Brennstoffkerns (cm)	6,734	7,19	7,14
Länge des Brennstoffkerns (cm)	80,0	92,3	92,3
Länge der BE Platten (cm)	90,3	94,6	94,6

Neben neutronenkinetischen Rechnungen wurden auch stationäre thermohydraulische Rechnungen durchgeführt. Die untersuchten LEU-Varianten zeigen vergleichbare Eigenschaften zu dem verwendeten HEU-BE und somit auch vergleichbar Margen.

Basierend auf diesen positiven Ergebnissen sollen in einem nächsten Schritt Transienten und Störfälle, sowie die mechanischen Eigenschaften der LEU-Varianten tiefer untersucht werden.

### **3.2 Physikalische Eigenschaften von Brennstoffkandidaten**

Eine Voraussetzung für eine Umrüstung eines Forschungsreaktors sind geeignete neutronenphysikalischen Eigenschaften des Brennstoffs, die das Erlangen der notwendigen Kritikalität ermöglichen. Für die thermohydraulische Auslegung sind darüber hinaus thermophysikalische Eigenschaften des Brennstoffs von großer Bedeutung. Diese beeinflussen maßgeblich das Verhalten des Kerns im Normalbetrieb und bei Stör- und Unfällen. Im Folgenden wird auf einige der wichtigen physikalischen Eigenschaften ausgewählter Brennstoffkandidaten eingegangen:

- **Wärmeleitfähigkeit:** Die Wärmeleitfähigkeit ist eine der wichtigsten Eigenschaften eines Kernbrennstoffs. Diese Eigenschaft spielt eine wichtige Rolle bei der Bestimmung der maximalen Leistung eines Brennelements und der verfügbaren Sicherheitsmargen. Die Wirtschaftlichkeit der Brennstoffnutzung wird daher direkt von der Wärmeleitfähigkeit beeinflusst. Zu den Vorteilen einer erhöhten Wärmeleitfähigkeit gehören eine geringere thermische Belastung, eine längere Betriebsdauer und eine verbesserte Brennstoffintegrität. /BUR 10/ Die Wärmeleitfähigkeit eines Brennstoffs ist in der Regel temperaturabhängig. Durch Bestrahlung des Brennstoffs kann die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs aufgrund einer Zunahme der Spaltgasblasen (normalerweise als Porosität) abnehmen.
- **Wärmekapazität:** Die spezifische Wärmekapazität gibt die Wärmemenge an, die erforderlich ist, um die Temperatur des Brennstoffs zu verändern. Eine hohe spezifische Wärmekapazität trägt zur Stabilisierung der Brennelemente bei und verringert so die Wahrscheinlichkeit eines Brennstoffschadens. Darüber hinaus ist die spezifische Wärmekapazität wichtig für die Abschätzung der im Brennstoff gespeicherten Energie bei möglichen Unfallszenarien. /BUR 10/
- **Thermische Dehnung:** Der Wärmeausdehnungskoeffizient ist sowohl für die neutronenphysikalische Modellierung des Brennstoffs als auch für die thermohydraulische

Auslegung von Bedeutung. Durch die thermische Ausdehnung des Brennstoffs vergrößert sich das Volumen und verringert sich die Dichte des Brennstoffs. Hierdurch kann sich die Neutronenleckage aus dem Brennstoff heraus erhöhen und somit die Kritikalität sinken. Darüber hinaus muss gegebenenfalls die Auswirkung einer thermischen Ausdehnung auf die Kühlkanalweite berücksichtigt werden.

- Swelling: Während der Bestrahlung vom Brennstoff im Kern kommt es zu einer Anschwellung des Brennstoffs aufgrund der Ansammlung von gasförmigen und festen Spaltprodukten. Das Schwellverhalten des Brennstoffs ist insbesondere relevant für die thermohydraulische Auslegung und für die Brennstoff-Cladding-Wechselwirkung. Generell sollte das Anschwellen des Brennstoffs stabil und vorhersehbar sein.
- Schmelztemperatur: Grundsätzlich unterscheidet man bei Legierungen zwischen der Solidustemperatur unterhalb derer der Werkstoff in vollständig fester Phase vorliegt und der Liquidustemperatur oberhalb derer der Werkstoff vollständig flüssig vorliegt. Für die Auslegung ist insbesondere die Solidustemperatur relevant, da bei einer Überschreitung dieser Temperatur der Brennstoff seine Integrität zu verlieren beginnt und Spaltprodukte freigesetzt werden können.

Tab. 3.3 am Ende des Kapitels 3 gibt einen Überblick über relevante Parameter der betrachteten Brennstoffe, weitere Hinweise werden im Text gegeben.

### **3.2.1 Monolithischer Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff**

Die thermophysikalischen Eigenschaften von monolithischem U-10Mo werden seit einigen Jahren, insbesondere aufgrund der Brennstoffentwicklung verstärkt untersucht und experimentell bestimmt. So wurden unter anderem seit dem Jahr 2010 die drei umfanglicheren Berichte von Burkes et al (Thermophysical Properties of U-10Mo Alloy) /BUR 10/, vom INL (U-Mo Fuels Handbook) /RES 06/ und von der IAEA (TECDOC-1923: Material Properties of Unirradiated Uranium–Molybdenum (U–Mo) Fuel for Research Reactors) /IAE 20/ erstellt.

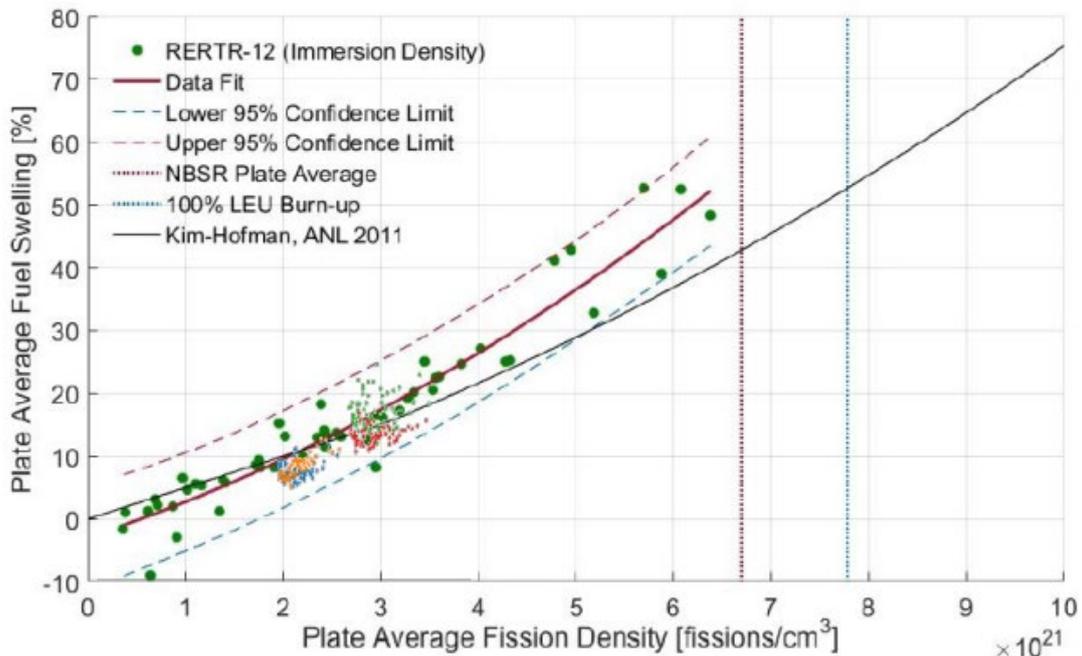
#### *Swelling*

Abb. 3.11 zeigt das Schwellverhalten von monolithischem U-10Mo-Brennstoff in Abhängigkeit des Abbrands basierend auf Bestrahlungsuntersuchungen von Mini-Plates. Aus den Daten wird deutlich, dass mit zunehmendem Abbrand das Swelling zunimmt. Bei einem Abbrand von  $6 \times 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> wird ein durchschnittliches Schwellen von

50% erreicht. Basierend auf den vorliegenden experimentellen Daten wurde zum Beispiel durch Robertson et al /ROB 20/ eine Funktion gefittet, die die Schwellrate in Abhängigkeit des Abbrands angibt:

$$\% \text{ Swelling} = 6.13 \times 10^{-43} f_d^2 + 4.00 \times 10^{-21} f_d$$

wobei  $f_d$  die Spaltrate in Spaltungen/cm<sup>2</sup> angibt.



**Abb. 3.11** Schwellverhalten von monolithischem UMo Brennstoff /ROB 20/

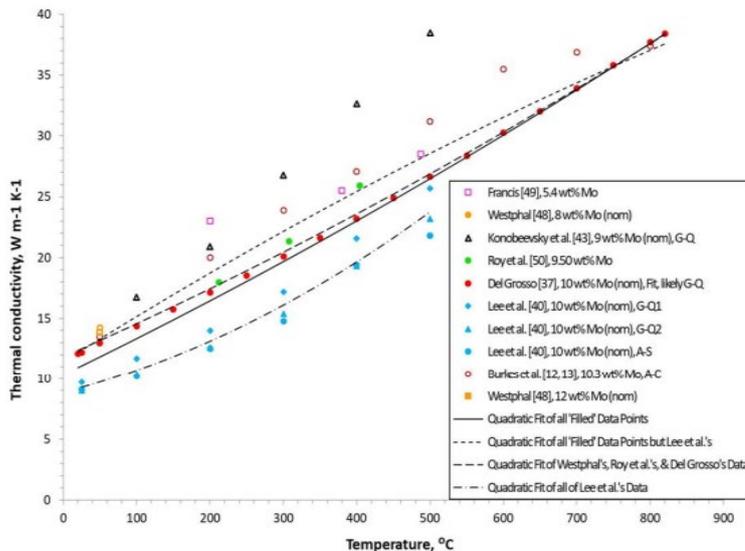
### Wärmeleitfähigkeit

Abb. 3.12 zeigt eine Zusammenstellung von experimentellen Daten zu Wärmeleitfähigkeit von monolithischen UMo-Brennstoffen mit unterschiedlichen Molybdän-Gewichtanteilen /IAE 20/. Die Daten werden in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Die Abbildung verdeutlicht, dass die Wärmeleitfähigkeit des Brennstoffs mit steigender Temperatur ansteigt von ca. 8-12 W/(m.K) bei Raumtemperatur bis zu ca. 37 W/(m.K) bei 850 °C. Neben den experimentellen Daten zeigt Abb. 3.12 auch gefittete Kurven zu den verschiedenen Datensätzen.

Ein quadratischer Fit an ausgewählte Datensätze (durchgezogene Linie in Abbildung) ergibt folgende Abhängigkeit für die Wärmeleitfähigkeit  $k$ :

$$k_{W,R,DG,L}^{U-Mo}(T) = 1.69 \times 10^{-5}T^2 + 0.0210T + 10.52, (20 \leq T < 820)$$

wobei  $T$  die Temperatur in  $^{\circ}\text{C}$ .

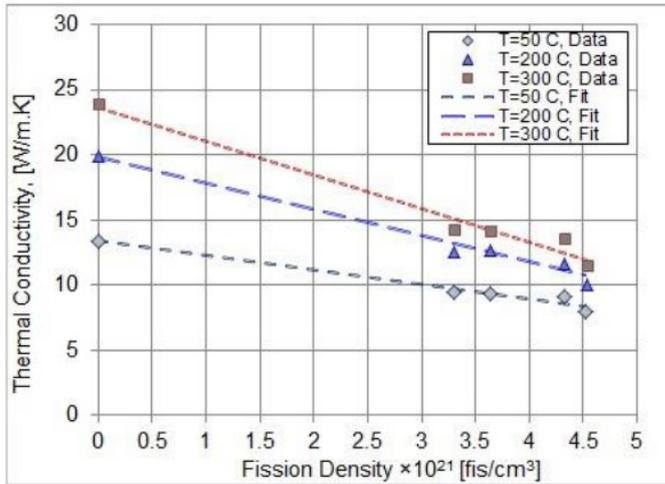


**Abb. 3.12** Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von monolithischem UMo-Brennstoff /IAE 20/

Neben einer Temperaturabhängigkeit weist die Wärmeleitfähigkeit von monolithischen UMo-Brennstoffen zudem eine Abhängigkeit vom Abbrand auf. Abb. 3.13 zeigt diese Abhängigkeit für verschiedene Temperaturen einer U-10Mo-Legierung. Die Wärmeleitfähigkeit von U-10Mo nimmt während des Abbrands ab, da die Porosität durch Swelling und die Anhäufung von Spaltprodukten im Brennstoff zunimmt. Aus den zu Verfügung stehenden Daten leitete Ozaltun /OZA 21/ folgendes Verhalten für die Wärmeleitfähigkeit  $k$  ab:

$$k = \left\{ \begin{array}{ll} 12.1 - 0.8792 \times \text{FD} & , \text{at } 20^{\circ}\text{C} \\ 13.4 - 1.036 \times \text{FD} & , \text{at } 50^{\circ}\text{C} \\ 14.5 - 1.168 \times \text{FD} & , \text{at } 75^{\circ}\text{C} \\ 15.6 - 1.2976 \times \text{FD} & , \text{at } 100^{\circ}\text{C} \\ 17.8 - 1.5782 \times \text{FD} & , \text{at } 150^{\circ}\text{C} \\ 20.0 - 1.925 \times \text{FD} & , \text{at } 200^{\circ}\text{C} \\ 22.0 - 2.1649 \times \text{FD} & , \text{at } 250^{\circ}\text{C} \\ 23.9 - 2.3983 \times \text{FD} & , \text{at } 300^{\circ}\text{C} \\ 25.5 - 2.5617 \times \text{FD} & , \text{at } 350^{\circ}\text{C} \end{array} \right.$$

wobei FD die Spaltrate in Spaltungen/cm<sup>2</sup> angibt.



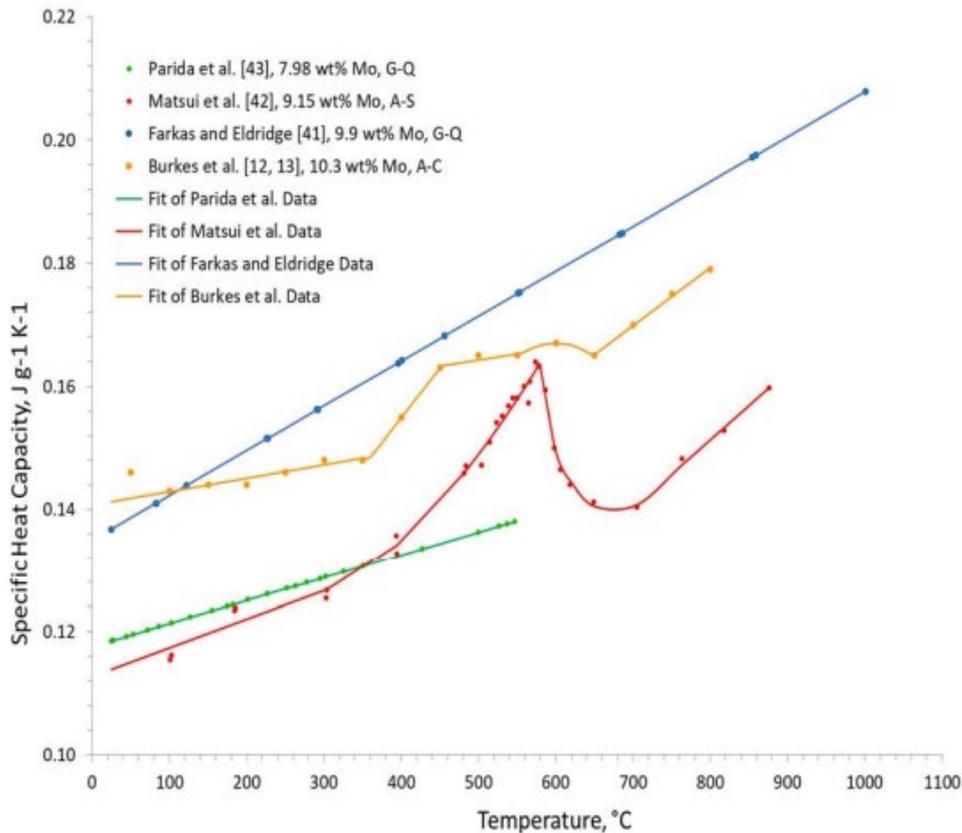
**Abb. 3.13** Abbrandabhängige Wärmeleitfähigkeit von monolithischem UMo Brennstoff /OZA 21/

### Wärmekapazität

Abb. 3.14 zeigt die Wärmekapazität von U-10Mo-Legierungen in Abhängigkeit der Temperatur. Solange die Legierung keine Phasenänderung erfährt, steigt die Wärmekapazität linear mit der Temperatur. Phasenänderungen können der Legierung Wärme zuführen oder ihr Wärme entziehen, was zu einer schnellen Änderung der Wärmekapazität führt /IAE 20/. Für U-10Mo wurde in Abb. 3.14 folgende Abhängigkeit abgeleitet:

$$C_p = (7.28 \times 10^{-5})T + 0.135$$

wobei  $C_p$  die Wärmekapazität in J/g/°C angibt und T die Temperatur in °C.



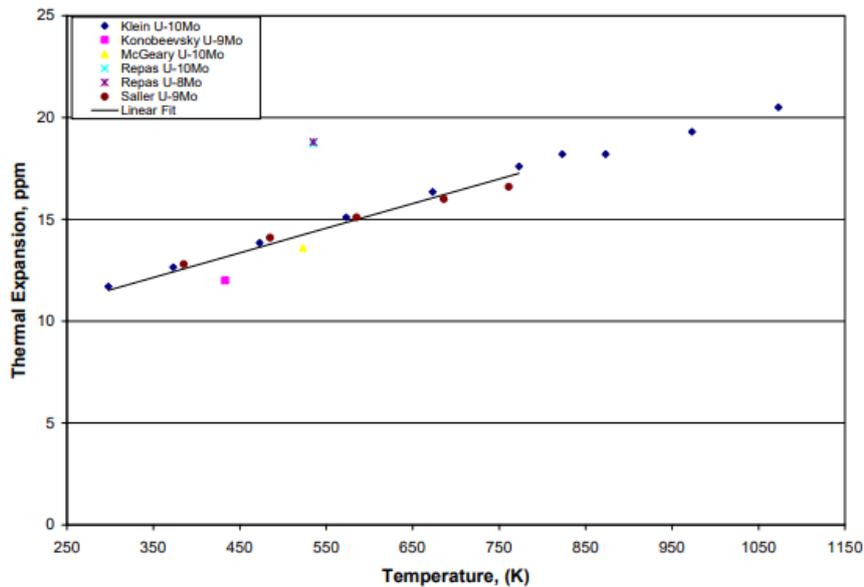
**Abb. 3.14** Temperaturabhängige Wärmekapazität von monolithischem UMo-Brennstoff /IAE 20/

### Thermische Dehnung

Die thermische Dehnung der  $\gamma$ -Phase von UMo-Legierungen wird in diversen Quellen betrachtet (/REP 64/, /KON 58/, /KLE 62/, /MCG 55/, /SAL 56/). Abb. 3.15 gibt einen Überblick über die in den Quellen ermittelten Werte. Aus der linearen Regression im Temperaturbereich von 298 bis 873 K lässt sich folgenden Formel für den Ausdehnungskoeffizienten ableiten:

$$\alpha_T = 7.91 + 1.21 \times 10^{-2} T$$

mit  $T$  als Temperatur in K und  $\alpha_T$  ist der temperaturabhängige Ausdehnungskoeffizient in  $10^{-6}/K$ . Der Ausdehnungskoeffizient von Aluminium beträgt im Bereich von 293 – 773 K beträgt mit  $27,5 \cdot 10^{-6}/K$  beträgt etwa das doppelte von UMo-Legierungen /RES 06/.



**Abb. 3.15** Thermischer Ausdehnungskoeffizient für monolithisches UMo /RES 06/

Die Datenpunkte sind über einen Temperaturbereich gemittelte Werte. Die Daten von Klein repräsentieren „instantane“ Werte.

### Schmelztemperatur

Für die Schmelztemperatur in °C von UMo-Legierungen mit einem Urangehalt von 60,5 bis zu 100 atm.% lässt sich folgende Formel ableiten:

$$T_{\text{U-Mo solidus}} = 0.09982(x_a^{\text{U}})^2 - 19.81(x_a^{\text{U}}) + 2117, (60.5 \leq x_a^{\text{U}} \leq 100)$$

mit dem Urangehalt in Atomprozent  $x_a^{\text{U}}$ . /IAE 20/.

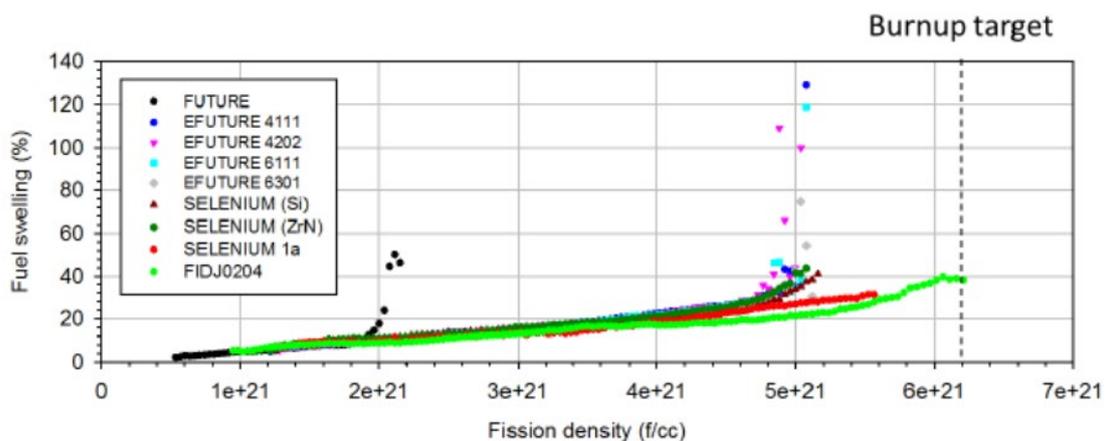
### 3.2.2 Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff

Die physikalischen Eigenschaften von dispersem Brennstoff hängen neben dem Brennstoffmaterial (z. B. UMo) im Wesentlichen von dem Material, das für die Matrix verwendet wird (z. B. Al) und den volumetrischen Verhältnissen ab. Im Folgenden wird das Brennstoffsystem UMo mit Al-Matrix betrachtet. In der Literatur findet man verschiedene Veröffentlichungen mit Angaben zu physikalischen Eigenschaften von dispersem UMo-Brennstoff, z. B. im INL U-Mo Fuels Handbook /RES 06/ und im IAEA TECDOC-1923 (Material Properties of Unirradiated Uranium-Molybdenum (U-Mo) Fuel for Research Reactors) /IAE 20/.

## Swelling

Das Schwellverhalten von dispersen UMo-Legierungen ist deutlich schwieriger zu untersuchen als das Schwellverhalten von monolithischem UMo, da nicht einfach zwischen dem eigentlichen Anschwellen des Brennstoffs und dem Anschwellen bedingt durch die Ausbildung einer Interaktionsschicht zwischen dem Brennstoff und der Matrix unterschieden werden kann. Zudem hängt das Schwellverhalten des Brennstoffs stark von der Fertigung ab. Die besten Ergebnisse werden derzeit mit Brennstoff aus ZrN beschichteten U-7Mo-Partikeln und einer Al-Matrix mit Si erzielt. Die Beschichtung der Partikel mit ZrN führt zu einer deutlichen Reduktion der Schwellrate bei hohen Abbränden.

Abb. 3.16 zeigt einen Vergleich des Schwellverhaltens von verschiedenen Bestrahlungskampagnen. Mit der letzten Bestrahlungskampagne (FIDJ0204) im Rahmen des SEMPER-FIDELIS-Programms wurde ein stabiles Schwellverhalten bis über einem Abbrand von  $6 \times 10^{21}$  Spaltungen/cm<sup>3</sup> beobachtet.

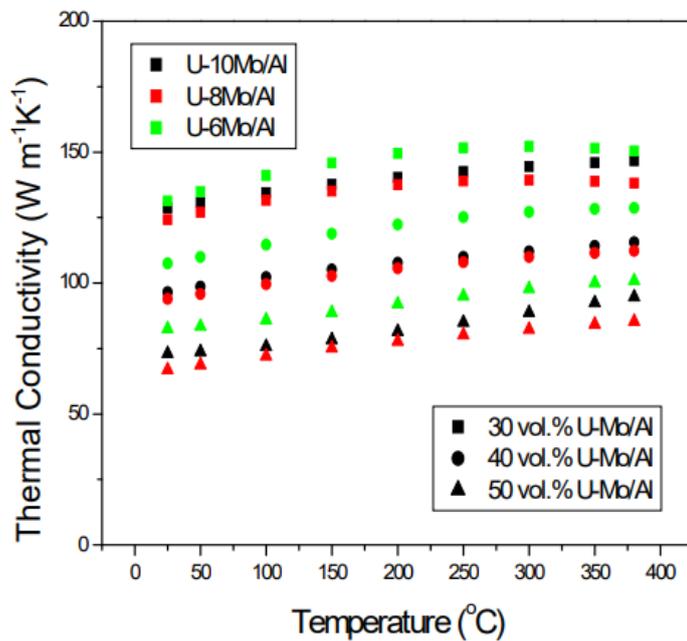


**Abb. 3.16** Schwellverhalten von dispersem UMo-Brennstoff /CEA 20/

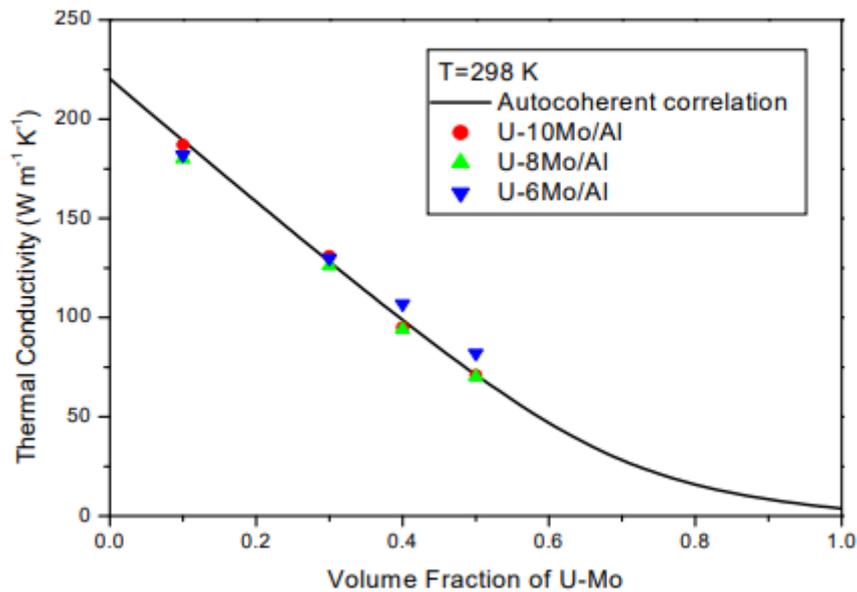
## Wärmeleitfähigkeit

Bei Dispersionsbrennstoffen hängt die Wärmeleitfähigkeit in erster Linie von der Wärmeleitfähigkeit des Matrixmaterials selbst, der Porosität, die sich bei der Herstellung der Brennstoffplatten bildet und dem Volumenanteil der dispergierten Phase (UMo) ab. Wechselwirkungen zwischen Brennstoff und der Matrix infolge von Interdiffusion können jedoch auch eine Rolle bei der Verschlechterung der Wärmeleitfähigkeit spielen. Darüber hinaus kann auch die Herstellungsmethode des UMo-Pulvers eine Rolle spielen.

Abb. 3.17 zeigt die Wärmeleitfähigkeit von dispersem U-Mo-Brennstoff in Abhängigkeit von dem Volumenanteil des UMo-Pulvers für verschiedene Temperaturen. Aus der Abbildung wird sichtbar, dass zum einen die Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur leicht ansteigt und zum anderen, dass mit steigendem UMo-Anteil die Wärmeleitfähigkeit signifikant absinkt. Dies wird auch aus Abb. 3.18 deutlich. In dieser Abbildung ist die Wärmeleitfähigkeit des dispersten Brennstoffs in Abhängigkeit des UMo-Anteils bzw. Matrix-Anteils aufgetragen.



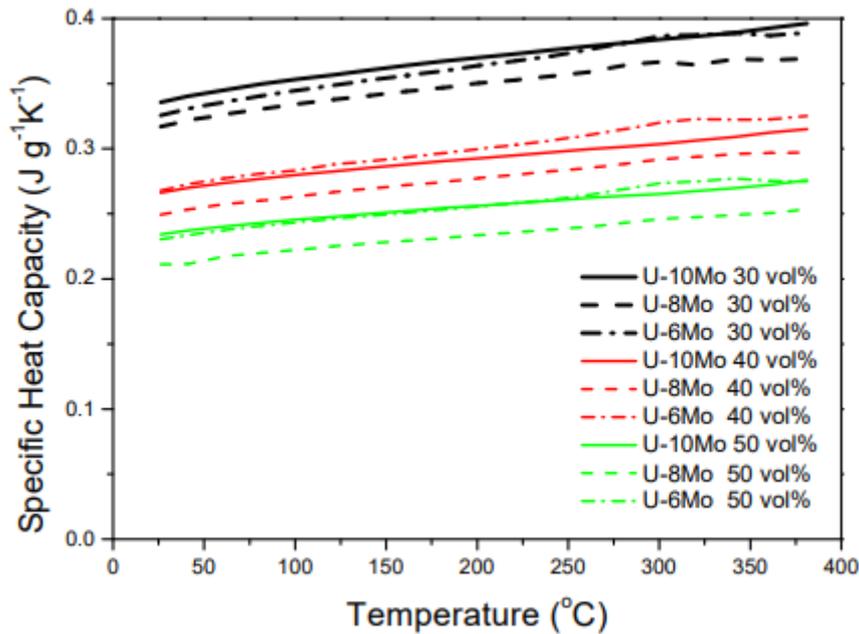
**Abb. 3.17** Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von dispersem UMo-Brennstoff /LEE 05/, /IAE 20/



**Abb. 3.18** Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von dispersem UMo-Brennstoff  
/LEE 05/, /IAE 20/

### Wärmekapazität

Wie die Wärmeleitfähigkeit hängt auch die Wärmekapazität signifikant von dem volumetrischen Verhältnis von Brennstoff und Matrix im dispersem Brennstoffsystem ab. Abb. 3.19 zeigt die Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur, des Volumenanteils von UMo Pulver und der UMo Legierung (U10Mo, U8Mo, U6Mo). Die Wärmekapazität steigt mit steigender Temperatur und sinkt mit zunehmendem UMo Anteil (30 vol%, 40 vol%, 50 vol%).



**Abb. 3.19** Temperaturabhängige Wärmekapazität von dispersem UMo Brennstoff  
/IAE 20/

### *Thermische Dehnung*

Laut dem INL U-Mo Fuels Handbook /RES 06/ fehlen Daten zur thermischen Dehnung von dispersen U-Mo-Brennstoffen, die z. B. durch Walzen des U-Mo- und Al-Pulvers hergestellt wurden, derzeit in der Literatur. Es wird angegeben, dass es zu erwarten wäre, dass der Wärmeausdehnungskoeffizient von Brennstoffplatten mit Aluminium-Cladding dem des Aluminiums ähnelt, das zu Beginn der Lebensdauer mehr als 2/3 des Plattenvolumens ausmacht.

### *Schmelztemperatur*

Die Schmelztemperatur der U-7Mo-Brennstoffpartikel kann mit Hilfe der in Abschnitt 3.2.1 gegebenen Beziehung berechnet werden. Neben der Schmelztemperatur von U-7Mo muss bei Dispersionsbrennstoff jedoch auch die Schmelztemperatur der Brennstoffmatrix berücksichtigt werden.

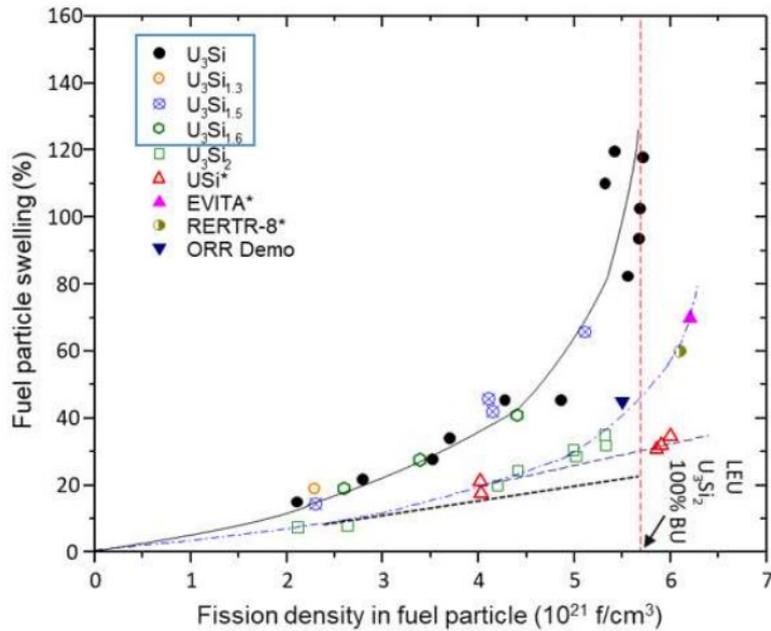
### 3.2.3 Hochdichter Uran-Silizid ( $U_3Si_2$ ) Dispersionsbrennstoff

Die thermischen Eigenschaften des dispersen Uran-Silizid-Brennstoffes hängen von den Eigenschaften der Brennstoffpartikel ( $U_3Si_2$ ) und dem Matrixmaterial ab (Al). Aufgrund der Qualifikation und des Einsatzes des Brennstoffs sind die physikalischen Eigenschaften des Brennstoffs gut bekannt. Als Referenz dient hierbei die Veröffentlichung der NRC NUREG-1313 /NRC 88/.

Da in NUREG-1313 die Qualifizierung von Uran-Silizid-Brennstoff mit einer Dichte von bis zu  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  behandelt wird, planen ANL, INL und SCK CEN, die Zusammenstellung des Berichts „Technical Basis Report on Low Enriched Uranium Silicide-Aluminium Dispersion Fuel for High Power Research Reactors“ /KIM 21/. Der Bericht soll auch in einer Gap-Analysis mögliche fehlende Informationen aufzeigen. Hierzu zählen insbesondere Daten zu den Eigenschaften von bestrahltem Brennstoff (z. B. Swelling, Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität, Dichte) und der Einfluss von höheren Leistungen und Temperaturen /KIM 21/. Um fehlende Informationen zu gewinnen, sind zudem neue Messungen von im BR2 bestrahlten Proben geplant. Darüber hinaus sollen auch ältere Daten, z. B. vom ORR oder BR2, neu ausgewertet werden /KIM 21/.

#### *Swelling*

Abb. 3.20 zeigt einen Vergleich des Schwellverhaltens von verschiedenen Uran-Silizid-Dispersionsbrennstoffen. Für  $U_3Si_2$ -Dispersionsbrennstoff ist ein recht lineares Schwellverhalten bis ca.  $5.5 \cdot 10^{21}$  Spaltungen/ $\text{cm}^3$  erkennbar, wobei eine Schwellrate von 30 % erreicht wird. Laut /KIM 21/ ist jedoch davon auszugehen, dass eine höhere Spaltrate und höhere Temperaturen zu einem stärkeren Schwellverhalten führen können, da es zu einer verstärkten Brennstoff-Matrix-Wechselwirkungszone durch hohen Abbrand kommt. Die Veröffentlichung verweist zudem u. a. auf die laufenden HiPROSIT-Bestrahlungskampagnen am BR 2 (siehe Abschnitt 3.1.3).



**Abb. 3.20** Schwellverhalten von dispersem  $U_3Si_2$ -Brennstoff /KIM 21/

### Wärmeleitfähigkeit

Laut /KIM 21/ nimmt die Wärmeleitfähigkeit des  $U_3Si_2$ -Al-Dispersionsbrennstoffs mit steigender Urandichte und sinkendem Aluminiumanteil ab. Dies liegt unter anderem daran, dass Aluminium eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit hat als  $U_3Si_2$ .

Bei höheren Volumenanteilen von  $U_3Si_2$  und unter Berücksichtigung der Leerstellen zwischen den Partikeln stellt die Aluminiummatrix keine kontinuierliche Phase mehr dar. Daher nimmt die Wärmeleitfähigkeit schneller ab als der Volumenanteil des Aluminiums. (siehe Abb. 3.21). Bei sehr hohen  $U_3Si_2$ -Anteilen spielt das Aluminium keine bedeutende Rolle mehr, und die Wärmeleitfähigkeit nähert sich der von  $U_3Si_2$  an bzw. kann bei Wärmekontakt zwischen den Brennstoffteilchen sogar geringer sein /NRC 88/. Dies unterstreicht die Notwendigkeit von zusätzlichen Messungen der Wärmeleitfähigkeit von hochdichten  $U_3Si_2$ -Dispersionsbrennstoffen.

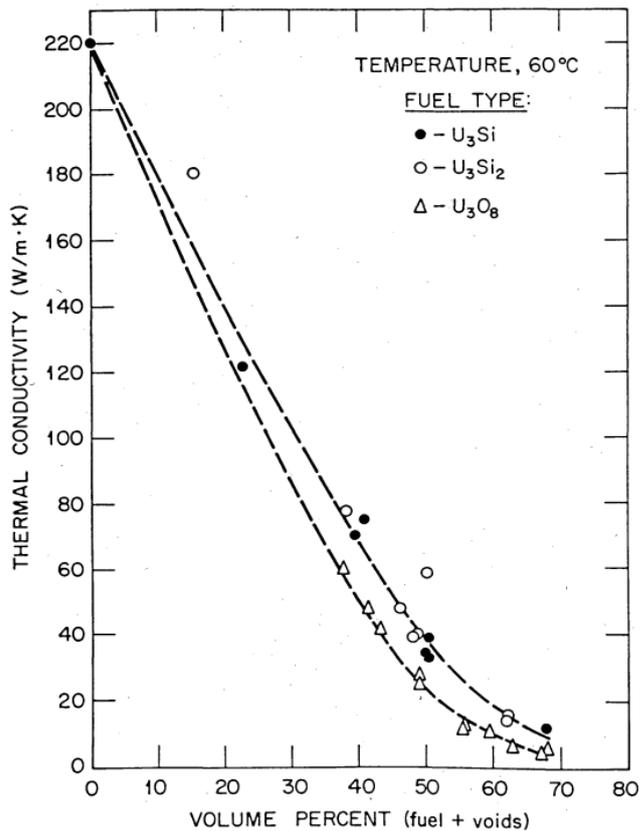


Abb. 3.21 Wärmeleitfähigkeit von dispersem U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>-Brennstoff /NRC 88/

### Wärmekapazität

Die Wärmekapazität von dispersem Uran-Silizid setzt sich zusammen aus der Wärmekapazität der U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>-Brennstoffpartikel und der Wärmekapazität der Al-Matrix. Bei der Berechnung muss ggf. auch ein gewisser Volumenanteil von „void“ zwischen den Brennstoff- und Matrix-Partikeln berücksichtigt werden.

Laut NUREG-1313 errechnet sich die spezifische Wärmekapazität C<sub>p</sub> von U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub> in J/kg/K nach

$$C_p(U_3Si_2) = 199 + 0.104T \quad \text{J/kg} \cdot \text{K}$$

wobei T die Temperatur in °C angibt. Laut /HUE 20/ sollte jedoch auf Basis von neueren Messungen folgende Beziehung verwendet werden:

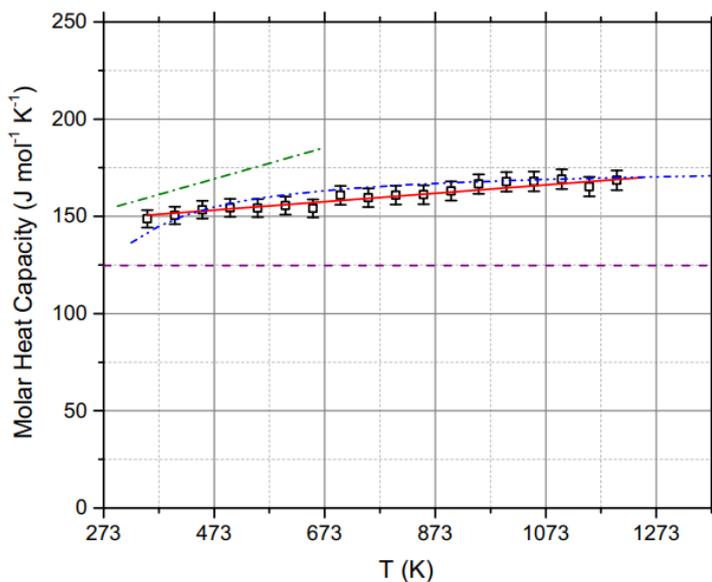
$$C_{pU_3Si_2} = (0.02582 \cdot T + 140.5) \cdot \frac{1}{0.77} \quad \text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$$

wobei  $C_p$  die spezifische Wärmekapazität in J/kg/K angibt und  $T$  die Temperatur in K. Die spezifische Wärmekapazität  $C_p$  für die Al-Matrix in J/kg/K ergibt sich laut NUREG-1313 aus:

$$C_p(\text{Al}) = 892 + 0.46T \quad \text{J/kg}\cdot\text{K}$$

wobei  $T$  die Temperatur in °C angibt. In die Berechnung der Wärmekapazität des Brennstoffsystems  $\text{U}_3\text{Si}_2$ -Al geht noch der volumetrische Anteil der beiden Bestandteile ein, so wie der Volumenanteil des „void“.

Abb. 3.22 zeigt die molare Wärmekapazität von  $\text{U}_3\text{Si}_2$  in Abhängigkeit der Temperatur. Ein leichter Anstieg der Wärmekapazität mit der Temperatur ist erkennbar.



**Abb. 3.22** Molare Wärmekapazität von  $\text{U}_3\text{Si}_2$  /WHI 15/

### *Thermische Dehnung*

Laut NUREG-1313 /NRC 88/ beträgt die thermische Dehnung von  $\text{U}_3\text{Si}_2$  zwischen 20 °C und 600 °C  $15,2 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$ . Hierbei ist zu betonen, dass sich dies ausschließlich auf die Brennstoffpartikel bezieht und nicht auf den gesamten  $\text{U}_3\text{Si}_2$ -Dispersionsbrennstoff mit Al-Matrix.

## Schmelztemperatur

Die Schmelztemperatur der  $U_3Si_2$ -Brennstoffpartikel beträgt ca. 1665 °C /MET 14/. Neben der Schmelztemperatur von  $U_3Si_2$  muss bei Dispersionsbrennstoff jedoch auch die Schmelztemperatur der Brennstoffmatrix berücksichtigt werden.

### 3.2.4 Überblick

Die Datenlage für die verschiedenen Brennstoffsysteme erscheint, basierend auf den gesichteten Unterlagen, gut. Für Uranmolybdänbrennstoffe wurden umfassende Datenkompendien von der IAEA und dem INL zusammengestellt, die die physikalischen Eigenschaften auflisten. Für Uran-Silizid-Brennstoffe wurde NUREG-1313 veröffentlicht. Dieser trägt die meisten physikalischen Eigenschaften von Uran-Silizid-Brennstoffen mit einer Dichte von bis zu 4,8 gU/cm<sup>3</sup> Brennstoffe zusammen. Für hochdichte Brennstoffe ist dieser jedoch meist nur unter Extrapolation anwendbar. Um die Lücke für hochdichte Brennstoffe zu schließen, planen ANL, INL und SCK CEN, die Zusammenstellung eines neuen technischen Berichts.

Bei Dispersionsbrennstoffen müssen neben den physikalischen Eigenschaften der Brennstoffpartikel auch die physikalischen Eigenschaften der Al-Matrix und der Leerstellen zwischen den Dispersionspartikeln mitberücksichtigt werden. Unter anderem bei der thermischen Leitfähigkeit und der Wärmekapazität besteht eine signifikante Abhängigkeit der Eigenschaften des Dispersionsbrennstoffs vom Brennstoff- bzw. Matrixanteil. Bei Dispersionsbrennstoffen gilt es auch die Auswirkung von Leistung, Temperatur und Abbrand auf die Matrix zu berücksichtigen. /KIM 21/ gibt z. B. an, dass eine höhere Leistung bei einem höheren Brennstoffanteil dazu führen könne, dass es zu einer verstärkten Brennstoff-Matrix-Wechselwirkungszone kommt, die Matrix aufgebraucht wird und sich die physikalischen Eigenschaften ändern. Die Auswirkungen der Kombination aus hoher Leistung und hoher Temperatur sollen daher mit der Verfügbarkeit der Daten aus den laufenden und geplanten Bestrahlungstests weiter geklärt werden.

Für monolithische Uranmolybdänbrennstoffe plant das HERACLES-Konsortium im Rahmen des EU-QUALIFY-Projektes die Bestrahlungsversuche FUTURE-MONO-1. Hier soll eine Wärmestromdichte von 470 W/cm<sup>2</sup> und ein Abbrand von 70 % <sup>235</sup>U bzw. 5 10<sup>21</sup> Spaltungen/cm<sup>3</sup> erreicht werden. Diese Versuche sollen somit abdeckend für den geplanten Brennstoffeinsatz am FRM-II sein. Die bestrahlten Brennstoffplatten sollen

anschließend untersucht werden, um weitere Informationen zum Verhalten des Brennstoffs zu gewinnen (z. B. hinsichtlich des Swelling) /TUM 23a/.

Die physikalischen Eigenschaften der neuen Brennstoffe werden u. a. im Rahmen der Störfallanalysen für die Genehmigung zur Umrüstung berücksichtigt. Einige der Hochleistungsforschungsreaktoren (siehe Tab. 2.1) haben bereits erste Entwürfe der Sicherheitsberichte für die Umrüstung einschließlich der aktualisierten Störfallanalysen erstellt, z. B. NBSR /NIS 16/, MURR /UM 17/, MITR /MIT 17/.

**Tab. 3.3** Eigenschaften ausgewählter Brennstoffkandidaten

Eigenschaften	U7Mo Dispersionsbrennstoff		Monolithisches U10Mo		U <sub>2</sub> Si <sub>2</sub> Dispersionsbrennstoff	
Swelling in Abhängigkeit des Abbrands	40% bei 6 10 <sup>21</sup> Spaltungen/cm <sup>3</sup>	/CEA 20/	50% bei 6 10 <sup>21</sup> Spaltungen/cm <sup>3</sup>	/ROB 20/	30 % bei 5,5 10 <sup>21</sup> f/cm	/KIM 21/
Wärmeleitfähigkeit [W / (m K)]	~75	/IAE 20/	11,3 - 37,5	/IAE 20/	52 (@333 K)	/NRC 88/
Wärmekapazität c <sub>p</sub> [J / (g K)]	0,2 – 0,25	/IAE 20/	0,142 – 0,208 (100 – 1000°C)	/BUR 10/	2,44 – 2,13 MJ/m <sup>3</sup>	/NRC 88/
Thermische Dehnung [10 <sup>-6</sup> /°C]	k.A.	/IAE 20/	11,7 -17,2	/IAE 20/	15,2	/NRC 88/
Schmelztemperatur [°C]	~1150 (U7Mo)	/IAE 20/	~1200	/IAE 20/	1665 (U3Si2)	/MET 14/

## **4 Neutronenphysikalische Analysen von möglichen Umrüstungsoptionen**

Zielsetzung des AP 2 des Vorhabens war es vertiefte neutronenphysikalische Untersuchungen zu Umrüstungsoptionen für Hochflussreaktoren durchzuführen. Hierdurch sollte die Aussagefähigkeit der GRS zu neutronenphysikalischen Umrüstungsoptionen gestärkt werden und die Analyse- und Bewertungsgrundlage von Umrüstungsoptionen von Hochflussreaktoren weiterentwickelt werden.

Im Vorhaben 4718R01321 /GRS 21a/ wurde ein neutronenphysikalisches Rechenmodell für den Monte-Carlo-Code SERPENT erstellt. Es wurden erste Untersuchungen für eine Konfiguration eines Hochflussreaktors mit HEU-Brennstoff und für eine Konfiguration mit  $U_3Si_2$  dispersiven Brennstoff und einer 50 % Anreicherung und  $4,8 \text{ gU/cm}^3$  durchgeführt. Hierzu wurden Kritikalitätsrechnungen und Abbrandrechnungen durchgeführt. Reaktivitätskoeffizienten und kinetische Parameter wurden bestimmt. Die Arbeiten des Vorhabens 4718R01321 wurden in diesem Vorhaben fortgeführt. So wurden vergleichbare neutronenphysikalische Untersuchungen (wie Kritikalität, Neutronenflussdichteverteilung, Energiedeposition, Reaktivitätskoeffizienten und Abbrand) für die neuen Kernkonfigurationen durchgeführt.

Im Folgenden werden die Untersuchungsergebnisse der neutronenphysikalischen Rechnungen zusammenfassend dargestellt.

### **4.1 SERPENT 2**

Die neutronenphysikalischen Untersuchungen wurden mit dem Simulationsprogramm SERPENT 2 durchgeführt. SERPENT ist ein bei VTT in Finnland entwickeltes Monte-Carlo-Programm im Bereich der Reaktorphysik. Im Gegensatz zu deterministischen Berechnungsverfahren, bei denen sich der Neutronenfluss aus Lösung der zeit- und ortsabhängigen Transportgleichung mit impliziten oder expliziten numerischen Iterationsverfahren in einem Raumgitter ergibt, werden bei den hier betrachteten Monte-Carlo-Verfahren ausgehend von einem Neutron die Wechselwirkungen zwischen Elementarteilchen und Materie und des Weiteren deren Wechselwirkungsprodukte im Orts- und Energieraum verfolgt. Dabei sind sowohl die Anfangsbedingungen als auch die entstehenden Wechselwirkungsprodukte mit Wahrscheinlichkeiten behaftet. Der stationäre

Neutronenfluss ergibt sich dann aus der Addition der Wahrscheinlichkeiten, die sich aus vielen einzeln durchgeführten Neutronenlebenswegen ergeben.

SERPENT wurde ursprünglich dazu entwickelt, um Multigruppen-Wirkungsquerschnitte von Kernkonfigurationen für komplexere Geometrien zu erzeugen, die dann zur schnelleren Berechnung in deterministischen Programmen benutzt werden können. Im Laufe der Zeit ist daraus dann ein eigenständiges Programm für Neutronentransportrechnung entstanden.

Die Modellierung und die Abbrandrechnungen wurden mit einer durch die GRS modifizierten Programmversion der SERPENT-Version 2.1.32 durchgeführt. Durch diese Modifikation der SERPENT-Version lassen sich Variablen systematisch definieren, wodurch das Modell besser an geometrische Gegebenheiten angepasst werden kann.

## **4.2 HEU-Modell**

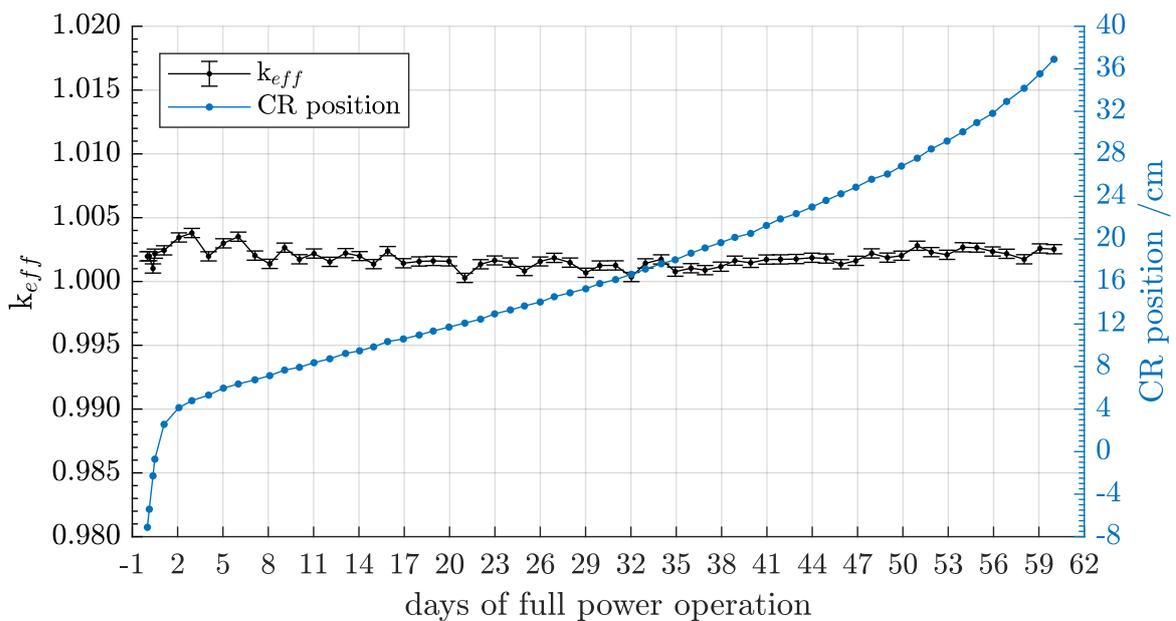
Das in diesem Abschnitt beschriebene Modell eines generischen Hochflussreaktors basiert im Wesentlichen auf der Modellierung aus dem Vorhaben 4718R01321. Im Rahmen dieses Vorhabens wurden Anpassungen des vorhandenen SERPENT-Modelles zur detaillierteren Berechnung des Abbrandes durchgeführt. Hierzu wurde insbesondere die Nachführung des Regelstabes berücksichtigt. Im Verlauf eines Abbrandzyklus wird der Regelstab zum Ausgleich kurzzeitiger Schwankungen und zur Kompensation des Reaktivitätsverlustes durch Abbrand und Spaltproduktvergiftung langsam und kontinuierlich aus dem Brennelement ausgefahren. Der Fahrweg des Regelstabes wurde für eine Zyklusdauer von 60 Volllasttagen mit Hilfe einer Transformation des Regelstabuniversums im SERPENT-Modell realisiert. Um die Fahrgeschwindigkeit des Regelstabs möglichst genau abzubilden wurden 64 Punkte mit der jeweiligen Position des Regelstabs in Abhängigkeit von der Zyklusdauer definiert. Für die Verfahrungsposition des Regelstabs wird während der Simulation an jedem dieser definierten Punkte eine Anpassung der Regelstabsposition durchgeführt, sodass die modellierte Geschwindigkeit, eine tatsächliche Geschwindigkeit des Regelstabs hinreichend genau abbildet.

### **4.2.1 Simulationsergebnisse**

Im Folgenden werden ausgewählte Simulationsergebnisse mit dem erweiterten Simulationsmodell für einen Hochflussreaktor mit HEU dargestellt.

Die Kritikalitätsberechnung der SERPENT-Simulation ergab einen gemittelten effektiven Multiplikationsfaktor von  $k_{eff} = 1,0018 \pm 0,0003$ . Der Multiplikationsfaktor wurde innerhalb der durchgeführten Abbrandrechnung an 64 Punkten mit jeweils 2500 Rechenzyklen ermittelt. Die ersten 20 Rechenzyklen wurden an jedem Punkt verworfen, um die Konvergenz der Verteilung der Spaltneutronenquelle sicherzustellen. Im Verlauf der Rechnung wurde der Regelstab von seiner Startposition bis zu seiner Endposition, am oberen Ende des Brennelements zum Zyklusende verfahren. Abb. 4.1 zeigt den Verlauf des Multiplikationsfaktors sowie den angenommenen Fahrweg des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus von 60 Tagen. An jedem der im Diagramm gezeigten Punkte wurde die Regelstabposition angepasst und der aktuelle Multiplikationsfaktor ermittelt. Der Multiplikationsfaktor beträgt bei Zyklusbeginn (Begin of Cycle, BOC)  $1,0020 \pm 0,0003$  und bei Zyklusende (End of Cycle, EOC)  $1,0025 \pm 0,0003$ . Kurz nach Zyklusbeginn sinkt der Multiplikationsfaktor aufgrund des Aufbaus von  $^{135}\text{Xe}$  und  $^{149}\text{Sm}$  geringfügig ab. Ein starker Abfall wird durch eine stärkere Nachführung des Regelstabs zu Zyklusbeginn kompensiert, so dass ein linearer Verlauf erkennbar ist.

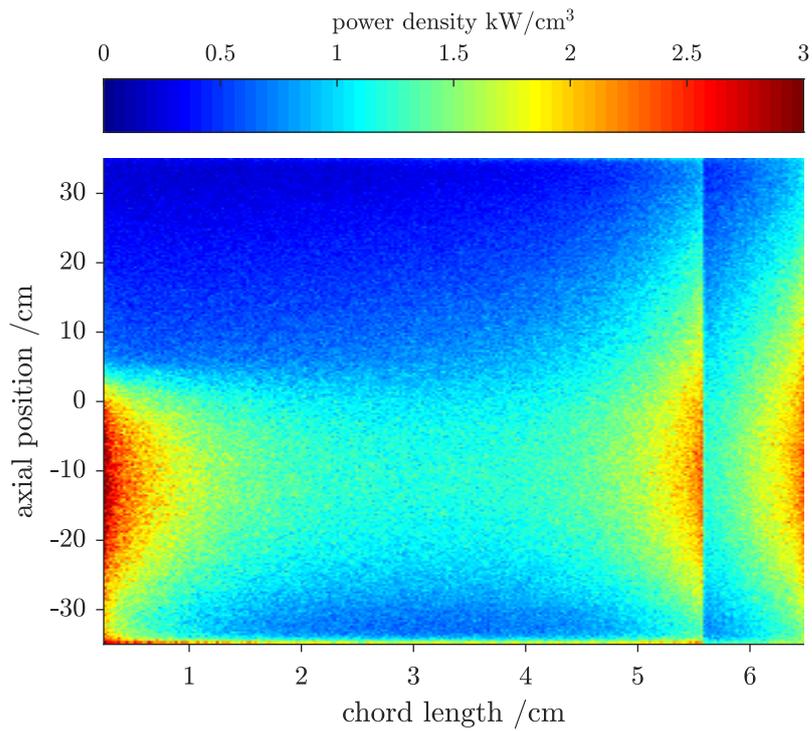
Die leicht erhöhte Kritikalität der Simulationen im Vergleich zum Kritikalitätsverlauf der realen Anlage ist auf Unterschiede zwischen dem Modell und der realen Anlage zurückzuführen. Im Modell können beispielsweise die realen Materialzusammensetzungen, insbesondere Verunreinigungen in diesen, die einen Einfluss auf den Neutronenfluss haben, nicht exakt abgebildet werden.



**Abb. 4.1** Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus

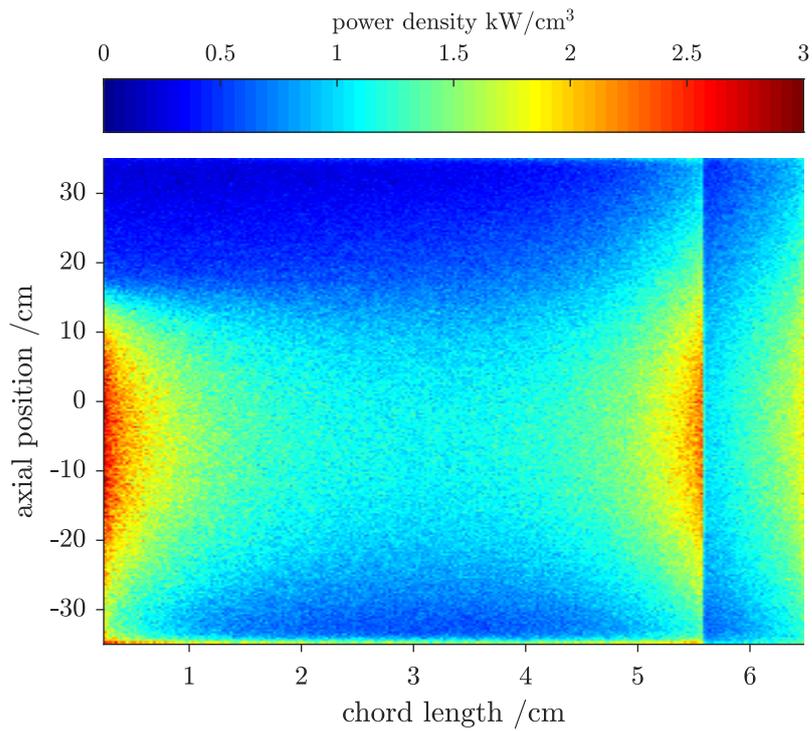
Die Leistung der Kernzone wurde mit einer Auflösung von 256 axialen und 256 radialen Zonen bestimmt. Azimutal wurde die Leistung über die Kernzone gemittelt. Zunächst wird die Leistungsverteilung in Abhängigkeit der axialen Position und der Bogenlänge des Brennelementes für drei unterschiedliche Standzeiten (2, 29 und 58 Tage) des Brennelementes dargestellt. Im Anschluss werden die radial sowie die axial gemittelten Leistungsverteilungen in Abhängigkeit der axialen Position und Bogenlänge des Brennelementes ebenfalls zu drei unterschiedlichen Standzeiten betrachtet. Des Weiteren werden die radiale und axiale Leistungsverteilung für drei explizite Zonen im aktiven Bereich zu zwei unterschiedlichen Standzeiten, zu Beginn (2 Tage) und Ende (58 Tage) der Standzeit des Brennelementes, gezeigt.

Die Abb. 4.3 und Abb. 4.4 zeigen die Leistungsdichte im Brennstoff in  $\text{kW/cm}^3$  in Abhängigkeit der Bogenlänge und der axialen Position zu drei unterschiedlichen Standzeiten des Kerns. Leistungsmaxima sind für den inneren und den äußeren Brennelementplattenbereich erkennbar. Diese ergeben sich für den inneren Bereich durch die Nähe zum Berylliummoderator des Regelstabes und im äußeren Bereich durch die Nähe zum Moderator. Aufgrund der Selbstabschirmung des thermischen Flusses zur Plattenmitte hin, sinkt auch die Leistungsdichte entsprechend ab. Der Einfluss des Dichtesprungs bei einer Bogenlänge von 5,49 cm ist sehr gut erkennbar.

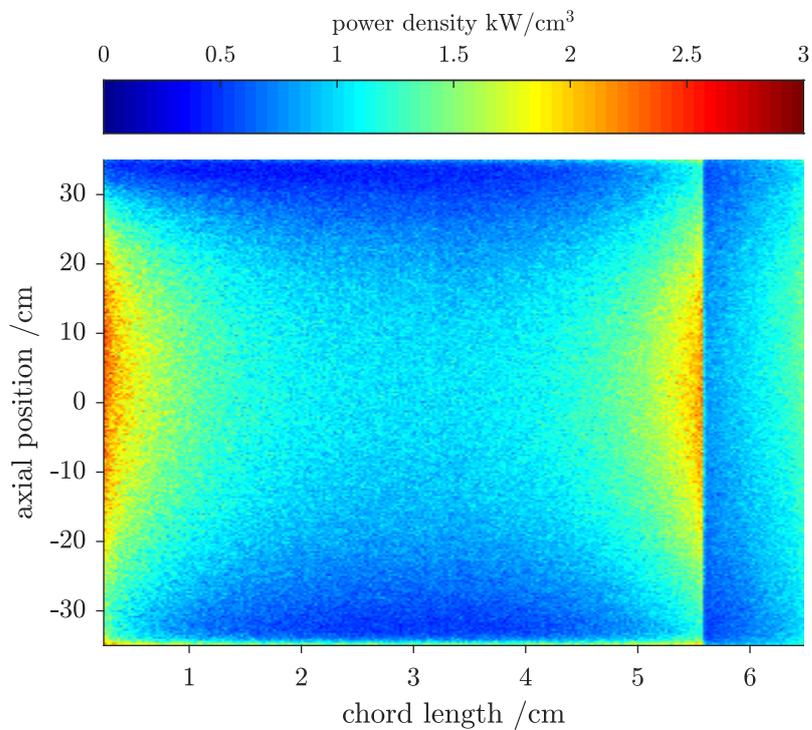


**Abb. 4.2** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 2,086 Tagen

Die Leistungsdichteverteilung im Brennstoff wird in Abhängigkeit der axialen Richtung und der Bogenlänge (chord length) der evolventen Brennelementplatten dargestellt.

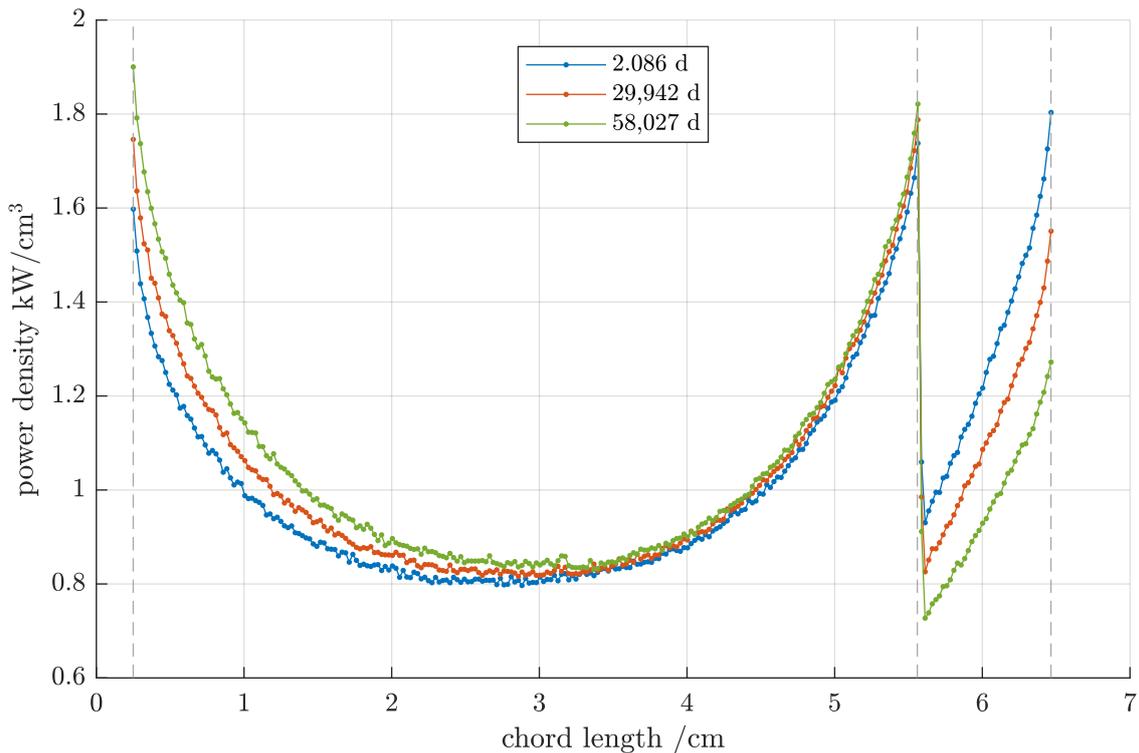


**Abb. 4.3** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 29,942 Tagen



**Abb. 4.4** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 58,027 Tagen

Im oberen, inneren Bereich ist der Einfluss des Absorbersegmentes des Regelstabes durch einen Leistungsabfall deutlich erkennbar. Beim Vergleich der drei Abbildungen ist die zeitliche Änderung der Leistungsdichte, bedingt durch die Bewegung des Regelstabes deutlich zu erkennen. Die Maxima der Leistungsverteilung werden im Verlauf des Zyklus deutlich breiter und der Leistungsabfall an der Innenseite, am oberen Bildrand deutlich schmaler. Im zeitlichen Verlauf verlagern sich die Maxima vom unteren Ende des Brennelements, entsprechen der Bewegung des Regelstabes in Richtung des oberen Endes.



**Abb. 4.5** Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite für verschiedene Standzeiten des Brennelements

chord length: Bogenlänge der Plattenbreite

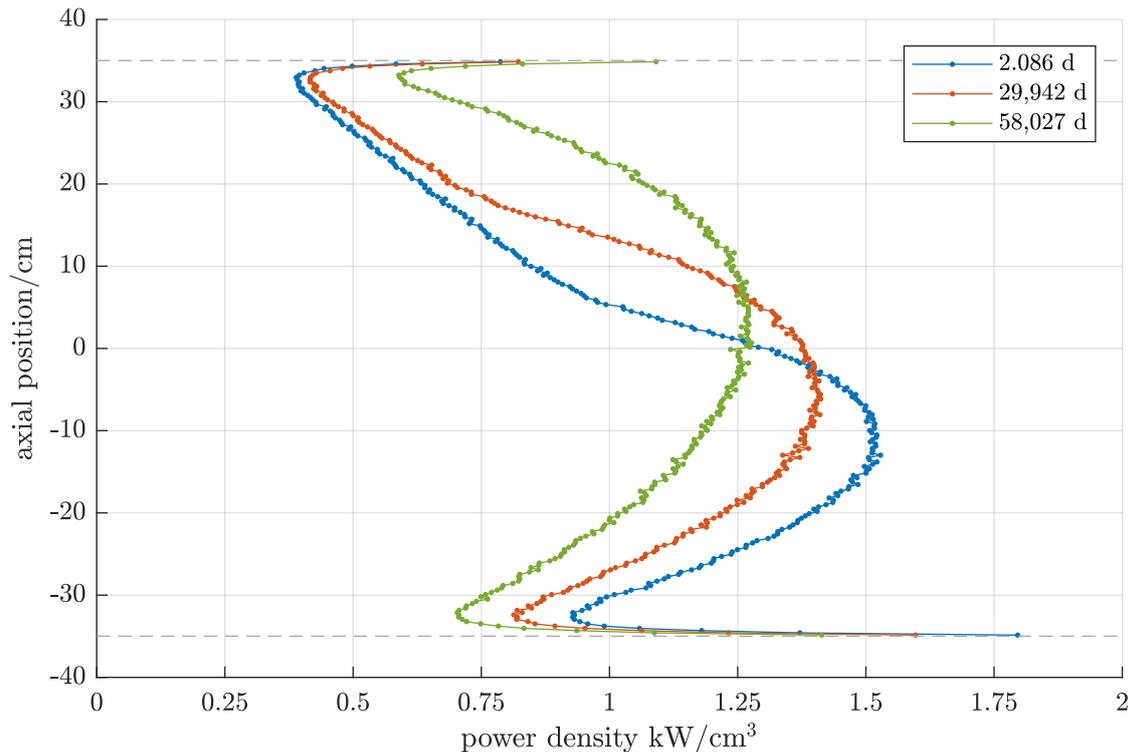
power density: Leistungsdichte

Abb. 4.5 zeigt die Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite, gemittelt über alle axialen Abschnitte zu drei verschiedenen Standzeiten des Brennelements. Zu allen drei Zeiten sind das innenliegende Leistungsmaximum sowie die Leistungsanstiege an den beiden äußeren Enden des Brennelements deutlich sichtbar. Auch der Einfluss des Dichtesprungs bei einer Bogenlänge von 5,49 cm ist deutlich durch einen Sprung der Leistungsdichte zu erkennen. An der Innenseite des Brennelements ist der Einfluss der zeitlich veränderlichen Regelstabstellung erkennbar. Die Leistung an der Innenseite des Brennelements bleibt im zeitlichen Verlauf mit einem Anstieg um

0,3 kW/cm<sup>3</sup> weitgehend konstant, da der Abbrand in diesem Bereich durch die Bewegung des Regelstabs teilweise kompensiert wird. Im äußeren Bereich des Brennelementes kann der Abbrand nicht durch eine zeitlich veränderliche Moderation kompensiert werden, weshalb am äußersten Rand des Brennelements ein Abfall der Leistung um 0,53 kW/cm<sup>3</sup> sichtbar ist. Die Leistung im Bereich des Dichtesprungs bleibt über den Abbrandzyklus nahezu konstant.

Abb. 4.6 zeigt die Leistungsdichte in Abhängigkeit der Höhe des Brennelementes, gemittelt über die verschiedenen Segmente der Bogenlänge für drei verschiedene Standzeiten des Brennelementes. Zu erkennen sind axial scharf begrenzte Leistungsspitzen am oberen und unteren Ende des Brennelementes, die auf eine Übermoderation in den oberen und unteren Randbereichen des Brennelementes zurückzuführen sind. Die Übermoderation im unteren Bereich wird teilweise durch den Borring kompensiert.

Zu Beginn der Standzeit befindet sich das Leistungsmaximum etwa 10 cm unter der Mitte der aktiven Kernzone und fällt im oberen Teil des Brennelementes nach oben stark ab. Im Verlauf der Einsatzzeit des Brennelementes nimmt die Maximalleistung um etwa 0,25 kW/cm<sup>3</sup> ab und das Leistungsmaximum verlagert sich aufgrund der Regelstabbewegung zum oberen Ende des Brennelementes. Mit zunehmender Standzeit ist außerdem eine Aufweitung des Leistungsmaximums in axialer Richtung erkennbar. Der Leistungsabfall im oberen Bereich ist nach 58 Tagen deutlich geringer ausgeprägt als nach einer Standzeit von 2 Tagen.



**Abb. 4.6** Leistungsdichte in Abhängigkeit der axialen Höhe des aktiven Kernvolumens für verschiedene Standzeiten des Brennelementes

axial position: Höhe der aktiven Kernzone

power density: Leistungsdichte

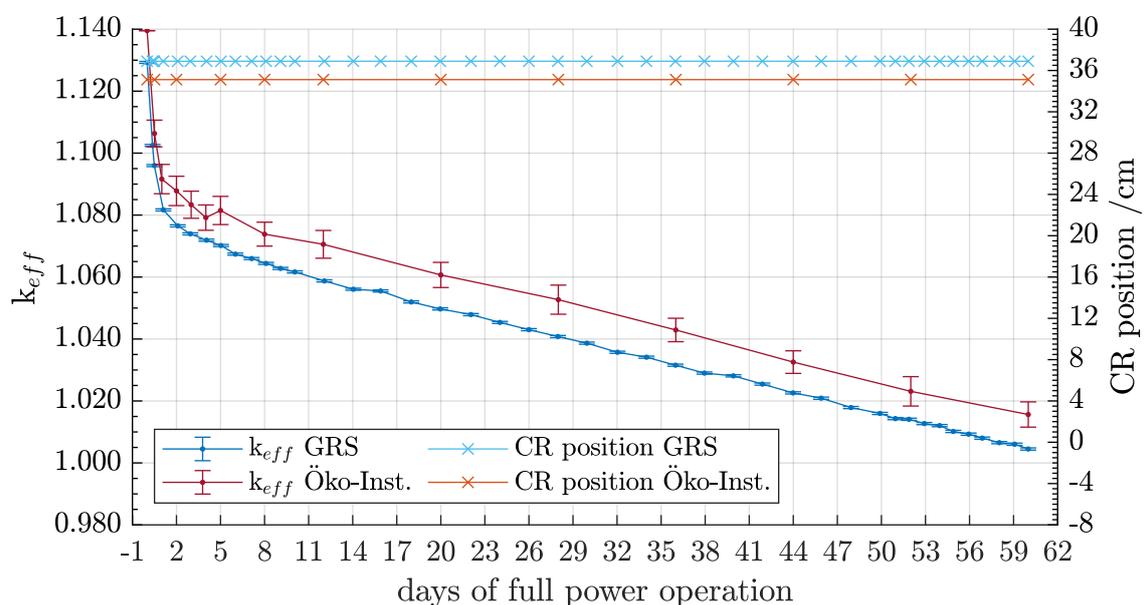
#### 4.2.2 Benchmarkrechnungen zum HEU-Kern

Zur Validierung vorhandener Modelle haben das Öko-Institut und die GRS verschiedene Benchmarkrechnungen in unterschiedlichen Rechenprogrammen (MCNP, SERPENT) durchgeführt. Schwerpunkt der Benchmarkrechnungen bildete die vom Zykluszeitpunkt abhängige Regelstabbewegung. Die Rechnungen wurden mit einer festen Regelstabposition (vollständig ausgefahren) sowie einer dynamischen, zyklusabhängigen Anpassung der Position des Regelstabs durchgeführt. Die Position des Regelstabs in Abhängigkeit vom Zykluszeitpunkt, der Multiplikationsfaktor, das Brennstoffinventar zu Beginn und Ende der Standzeit eines Brennelements, die abgebrannte Menge an Brennstoff sowie die Leistungsverteilung innerhalb des Brennelements wurden als Vergleichsgrößen bestimmt. Nachfolgend werden ausgewählte Ergebnisse der Benchmarkrechnungen dargestellt.

Für die Betrachtung des zeitlichen Verlaufs des Multiplikationsfaktors wurden zwei verschiedene Benchmarkrechnungen in beiden Modellen durchgeführt. In einer ersten

Rechnung wurde eine Kritikalitätsrechnung mit voll gezogenem Regelstab (siehe Abb. 4.5) durchgeführt, eine weitere wurde mit nachgeführtem Regelstab (siehe Abb.4.8) durchgeführt.

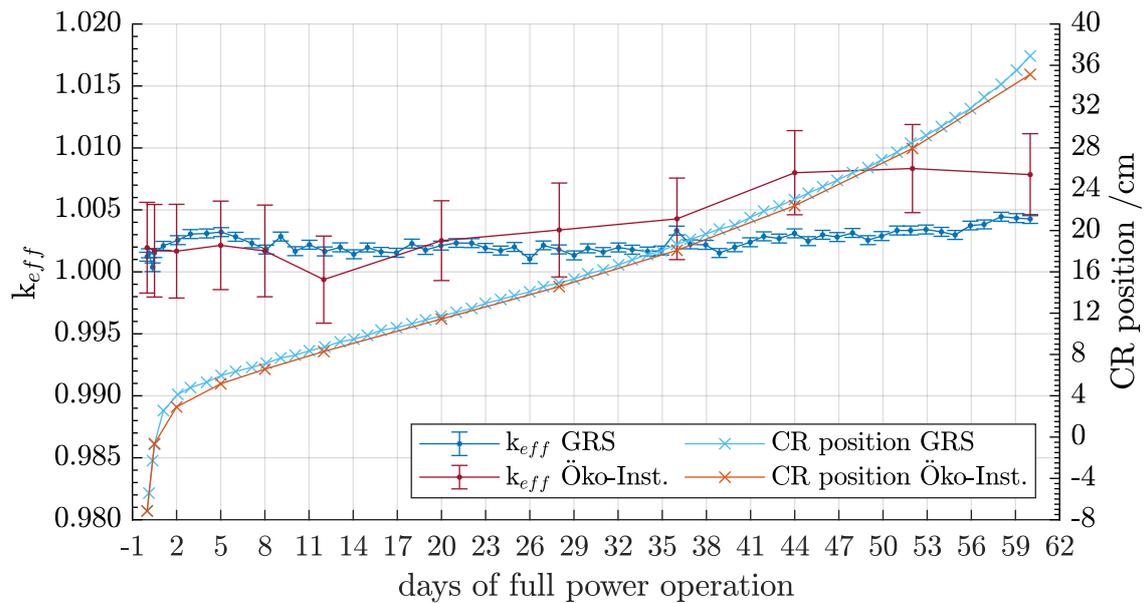
Der qualitative Verlauf des Multiplikationsfaktors ist für beide Rechnungen (Öko-Institut: rot, GRS: blau) ähnlich. Der durch das Öko-Institut ermittelte Verlauf zeigt zu Beginn des Zyklus aufgrund des Xenonaufbaus eine kürzere Phase der Reaktivitätsreduktion und infolgedessen einen höheren Multiplikationsfaktor für den nachfolgenden Zyklusverlauf, obwohl die oberste Regelstabposition im Modell des Öko-Instituts etwa 1,8 cm tiefer liegt als die im Modell der GRS.



**Abb. 4.7** Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit fester Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus

In den Rechnungen mit dynamischer Regelstabposition zeigen sich sowohl für den zeitlichen Verlauf des Multiplikationsfaktors als auch in der zeitlich veränderlichen Regelstabposition einige Unterschiede. Die Anfangskritikalität beider Systeme ist gleich, obwohl der Regelstab zum Zyklusbeginn im Modell des Öko-Instituts tiefer eingefahren ist als im Modell der GRS. In den Ergebnissen der GRS ist der Xenonaufbau und infolgedessen ein zeitweiser Einbruch der Kritikalität zu Beginn des Zyklus zu erkennen. Bei der Rechnung des Öko-Instituts ist dies aufgrund der geringeren Auflösung nicht der Fall. Der weitere Verlauf ist für beide Rechnungen als weitgehend konstant zu betrachten. Ebenso ist die Position des Regelstabs in beiden Modellen ähnlich. Trotz der ähnlichen Position des Regelstabs, die im Modell des Öko-Instituts sogar etwas unterhalb

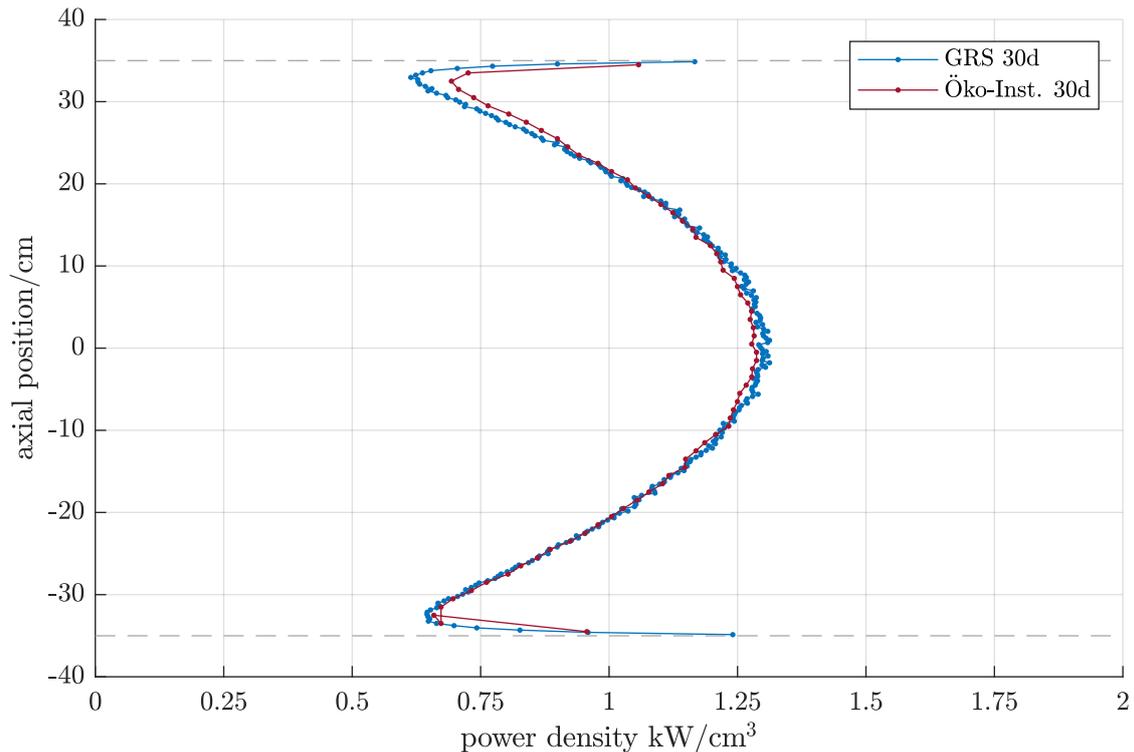
dem der GRS liegt, ist ab der Zyklusmitte in den Ergebnissen des Öko-Instituts eine Zunahme des Multiplikationsfaktors zu erkennen. Auch die Ergebnisse der GRS zeigen zum Zyklusende einen leichten Anstieg des Multiplikationsfaktors, der zum Ende des Zyklus knapp 1 % unterhalb der Ergebnisse des Öko-Instituts liegt. Dieser Trend zeigt sich ebenfalls bei Betrachtung des mittleren Multiplikationsfaktor über den gesamten Zyklus (GRS: 1,0024, Öko-Inst.:1,0036) obwohl der Regelstab in der Rechnung des Öko-Instituts zu allen Zykluszeitpunkten tiefer eingefahren ist.



**Abb. 4.8** Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit dynamischer Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus

Abb. 4.9 und Abb. 4.10 zeigen die Leistungsdichte zur Zyklusmitte für beide Modelle und der Rechnung mit fester Regelstabposition.

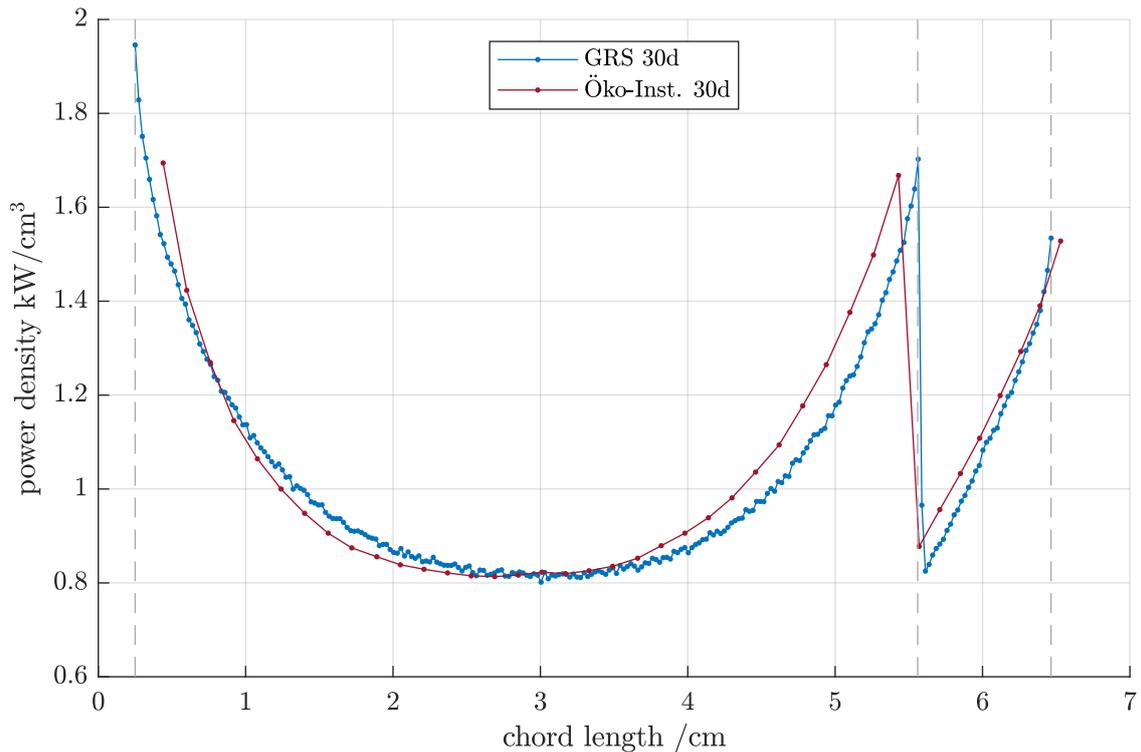
Abb. 4.9 zeigt die radial gemittelte Leistungsdichte in Abhängigkeit der axialen Höhe des Kernvolumens. Qualitativ zeigt sich in beiden Modellen eine sehr gute Übereinstimmung, quantitativ kommt es insbesondere im oberen Bereich zu Abweichungen. Die Leistungsspitzen sind im Modell der GRS stärker ausgeprägt als im Modell des Öko-Instituts. In der unteren Randzone zeigt das Modell der GRS eine deutlich höhere Leistung als die des Öko-Instituts.



**Abb. 4.9** Leistungsdichte in Abhängigkeit der axialen Höhe des aktiven Kernvolumens zur Zyklusmitte

Axial position: Höhe der aktiven Kernzone  
 power density: Leistungsdichte

Abb. 4.10 zeigt die axial gemittelte Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite zur Zyklusmitte. Auch hier zeigt sich, dass beide Modelle unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Auflösung qualitativ in guter Übereinstimmung sind. Lediglich die Definition der Plattenlänge in Bezug auf den Anfang und das Ende der Brennstoffzone und der gesamten Platte sowie der daraus resultierenden Bogenlänge unterscheiden sich. Diese unterschiedliche Definition sowie dass im Modell des Öko-Instituts immer die Mitte einer Abbrandzelle als Ortspunkt definiert wird, führen zu verschiedenen Start- und Endpunkten der Brennstoffplatte sowie zu einer unterschiedlichen Bogenlänge am Punkt des Dichtesprungs. Abgesehen von diesen unterschiedlichen Definitionen zeigt die Leistungsverteilung sowohl in radialer als auch in axialer Richtung eine gute Übereinstimmung.



**Abb. 4.10** Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite zur Zyklusmitte

chord length: Bogenlänge der Plattenbreite

power density: Leistungsdichte

Insgesamt zeigen die durchgeführten Benchmarkrechnungen der beiden Modelle in den unterschiedlichen Rechencodes eine gute Übereinstimmung. Die auftretenden Abweichungen sind auf allgemeine Ungenauigkeiten in den Modellen zurückzuführen. Beispiele für diese Ungenauigkeiten sind: eine unterschiedliche Position des Regelstabs, je nach Zykluszeitpunkt; eine unterschiedliche Reaktivitätsbindung aufgrund einer unterschiedlichen Ausgestaltung der experimentellen Einbauten sowie der allgemeinen Materialzusammensetzungen.

### 4.3 Neutronenphysikalische Berechnungen von möglichen Umrüstungsoptionen

Die folgenden Abschnitte befassen sich mit zwei Simulationsmodellen von einem generischen Hochflussreaktor mit niederangereichertem Brennstoff (LEU-Modell 1 und LEU-Modell 2). Hierzu wurde jeweils das bestehende HEU-Modell angepasst.

#### 4.3.1 LEU-Modell 1

Im Jahr 2018 wurde auf der RERTR-Konferenz eine wissenschaftliche Studie zur Umrüstung eines Hochflussreaktors unter Verwendung von dispersivem  $U_3Si_2$ -Brennstoff mit einer Anreicherung von 50 % vorgestellt /RÖH 18/. Das vorgeschlagene Brennelement wird in der Studie als MEU (Medium Enriched Uranium) Brennelement bezeichnet.

In der Studie wurde eine mögliche Änderung der Brennelementgeometrie und des Regelstabes unter Beibehaltung des bestehenden Zentralkanals untersucht. Das Brennelement wurde hierbei um 6 cm nach oben verlängert. Zudem wurde eine Umwicklung des Brennelements mit einem borhaltigen Draht anstatt des unter der Brennstoffzone liegenden Borrings als abbrennbares Neutronengift vorgeschlagen.

Im Rahmen der Arbeiten dieses Vorhaben wurden die vorgeschlagenen geometrischen und konstruktiven Änderungen auf /RÖH 18/ erneut aufgegriffen und für die Modellierung eines möglichen LEU-Brennelements mit dem monolithischen Brennstoff UMo genutzt.

##### 4.3.1.1 Modellierung

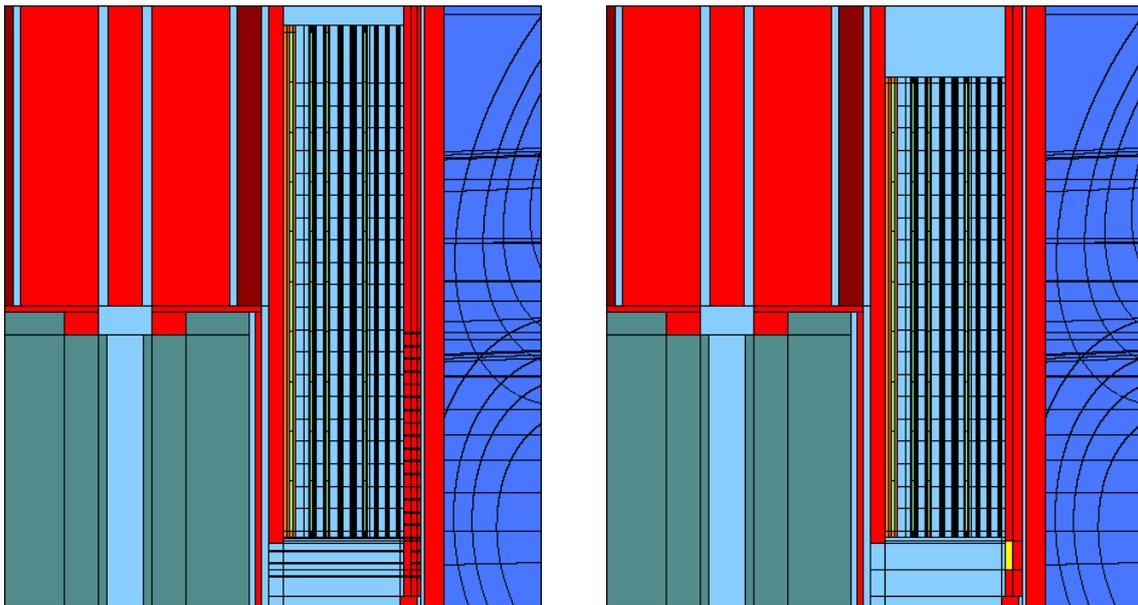
Das bestehende HEU-Rechenmodell wurde schrittweise angepasst. Nach jeder Anpassung wurden zudem Kontrollrechnungen durchgeführt, um die korrekte Umsetzung der Anpassung zu überprüfen. Es wurden die folgenden Änderungen des vorhandenen SERPENT-Modells eines Hochflussreaktors mit HEU zur Modellierung einer möglichen LEU-Konfiguration eingefügt:

- Der disperse Brennstoff wurde durch einen monolithischen U10Mo-Brennstoff mit einem Mischungsverhältnis von 90 % Uran und 10 % Molybdän ersetzt. Die Brennstoffzusammensetzung wurde so gewählt, dass sie einer  $^{235}U$ -Anreicherung von 19,75 wt% entspricht. So ergibt sich im modellierten Brennstoff eine Urandichte von  $16 \text{ gU/cm}^3$ . Das Brennelement wurde nicht wie in der HEU-Konfiguration in zwei Brennstoffzonen mit unterschiedlichen Schwermetallichten unterteilt.
- Die Länge (bzw. Höhe) des Brennelementes und damit der Brennstoffzone wurde um 8 cm erhöht.
- Für das Brennelement wurde eine gemittelte Brennstofftemperatur verwendet. Die Brennstofftemperatur wurde für das gesamte Brennelement auf 345 K festgelegt. Kühlmitteltemperatur und -dichte im Bereich der Erhöhung des Brennelements

wurden entsprechend der bestehenden Temperatur- und Dichteverteilung der HEU-Modellierung festgelegt.

- Der unter dem Brennelement liegende Boring wurde entfernt. Das borhaltige Material wurde mit dem Konstruktionsmaterial ersetzt. Um die äußere Wand des unteren Teils des Brennelementes wurde eine Reihe von ringförmigen borhaltigen Zonen mit den inneren/äußeren Radien von 12,0 cm bzw. 12,15 cm und einer Höhe von 0,15 cm, mit einem vertikalen Abstand von 2 cm modelliert. Als borhaltiges Material wurde eine B-Al-Mischung mit der gleichen Zusammensetzung wie für den Boring verwendet.

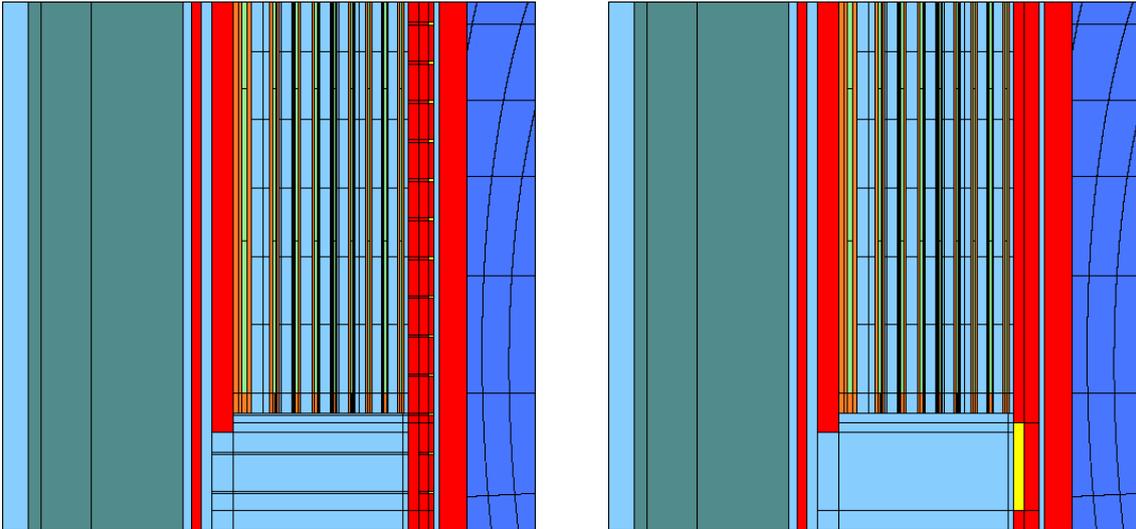
Die eingefügten Änderungen sind in Abb. 4.11 zusammengefasst dargestellt. Zu erkennen ist die Erhöhung der aktiven Zone des Brennelementes um 8 cm, die Entfernung des Borings an der Unterseite sowie die Modellierung der borhaltigen Umwicklung. Abb. 4.12 zeigt die Details der eingeführten borhaltigen Umwicklung. Abb. 4.13 zeigt eine Detailansicht der Erhöhung der Brennstoffzone.



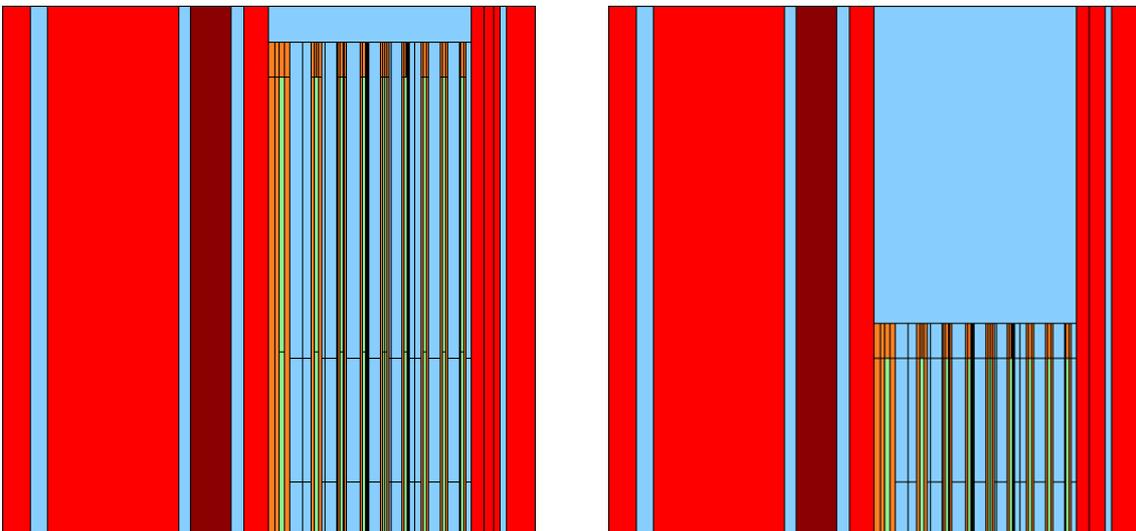
**Abb. 4.11** SERPENT-Modell Änderungen, Überblick

Neues Modell mit LEU (links) und originales Modell mit HEU (rechts).

Die verschiedenen (Struktur-) Materialien sind durch unterschiedliche Farben kenntlich gemacht: Al: rot; Hf: dunkelrot; B: gelb; Be: türkis; H<sub>2</sub>O: hellblau; D<sub>2</sub>O: dunkelblau.



**Abb. 4.12** SERPENT-Modell Änderungen, Details der borhaltigen Materialien



**Abb. 4.13** SERPENT-Modell Änderungen, Erhöhung der Brennstoffzone

#### 4.3.1.2 Simulationsergebnisse

Um den Einfluss der verschiedenen Änderungen beim Übergang von einem HEU-Brennelement auf ein LEU-Brennelement detailliert zu untersuchen, wurden die Änderungen schrittweise durchgeführt und zunächst die Auswirkungen auf den Neutronenmultiplikationsfaktor  $k_{\text{eff}}$  nach jedem Schritt berechnet. Die Rechnungen wurden mit voll ausgefahrenem Regelstab durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tab. 4.1 aufgeführt.

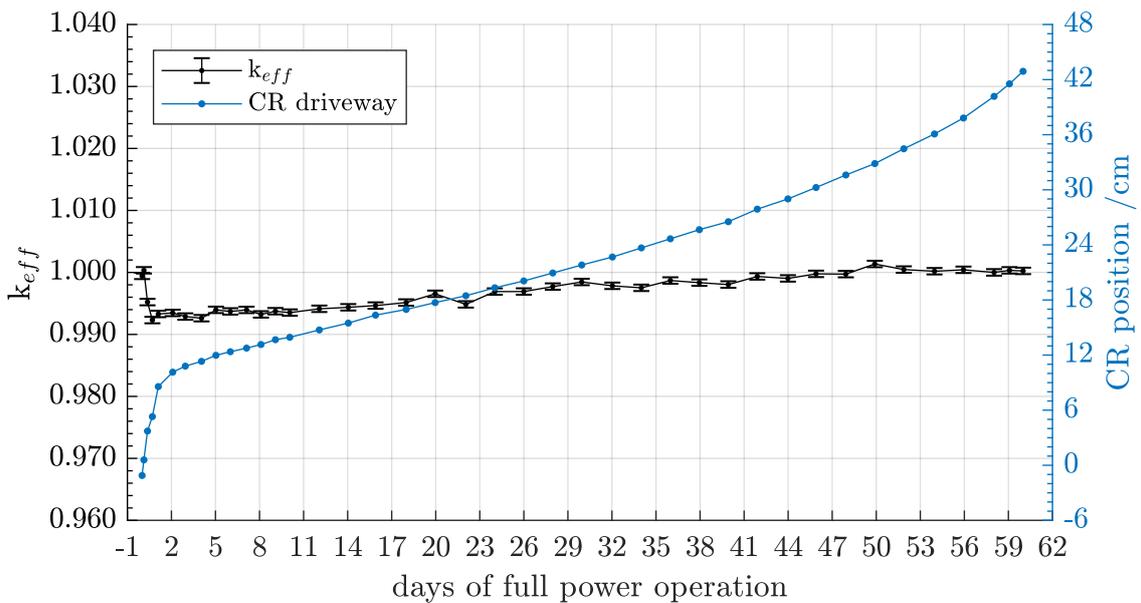
**Tab. 4.1** Einfluss des neuen Brennstoffs und Änderung an der Geometrie auf die Kritikalität ( $k_{\text{eff}}$ ) des Hochflussreaktors

Modell	$k_{\text{eff}}$	$\Delta k_{\text{eff}}$
M 0: HEU-Modell	$1.12850 \pm 0.00051$	--
M 1: HEU- durch LEU-Brennstoff (UMo) ersetzt	$1.08393 \pm 0.00053$	- 0,0445
M 2: Erhöhung der Brennstoffzone um 8 cm	$1.10134 \pm 0.00053$	+ 0,0174
M 3: Entfernung des Borrings	$1.10624 \pm 0.00052$	+ 0,0049
M 4: Hinzufügen des borhaltigen Drahts um den unteren Teil des Brennelementes	$1.09589 \pm 0.00053$	- 0,0103

Im Folgenden werden ausgewählte Ergebnisse der durchgeführten Analysen dargestellt.

##### 4.3.1.2.1 Bestimmung des Fahrwegs des Regelstabs

In einer weiteren LEU-Rechnung mit U10Mo-Brennstoff wird nun auch der Fahrweg des Regelstabes berücksichtigt. Im Verlauf der Rechnung wird der Regelstab von seiner Startposition (-1,12 cm) bis zu seiner Endposition, am oberen Ende des Brennelements zum Zyklusende (+42,898 cm) verfahren. Der Fahrweg des Regelstabes wurde aufgrund der Änderungen an der Brennelementkonfiguration an die neuen Gegebenheiten so weit angepasst, dass über den Zykluszeitraum der Multiplikationsfaktor möglichst konstant bei 1 gehalten wurde. Die durchgeführte Rechnung ergab einen gemittelten effektiven Multiplikationsfaktor von  $k_{\text{eff}} = 0,9968 \pm 0,0005$ .



**Abb. 4.14** Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus einer möglichen LEU-Konfiguration

Abb. 4.14 zeigt den Verlauf des Multiplikationsfaktors sowie den Fahrweg des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus von 60 Tagen. Der Multiplikationsfaktor betrug bei Zyklusbeginn (Begin of Cycle, BOC)  $0,9994 \pm 0,0005$  und bei Zyklusende (End of Cycle, EOC)  $1,0002 \pm 0,0005$ .

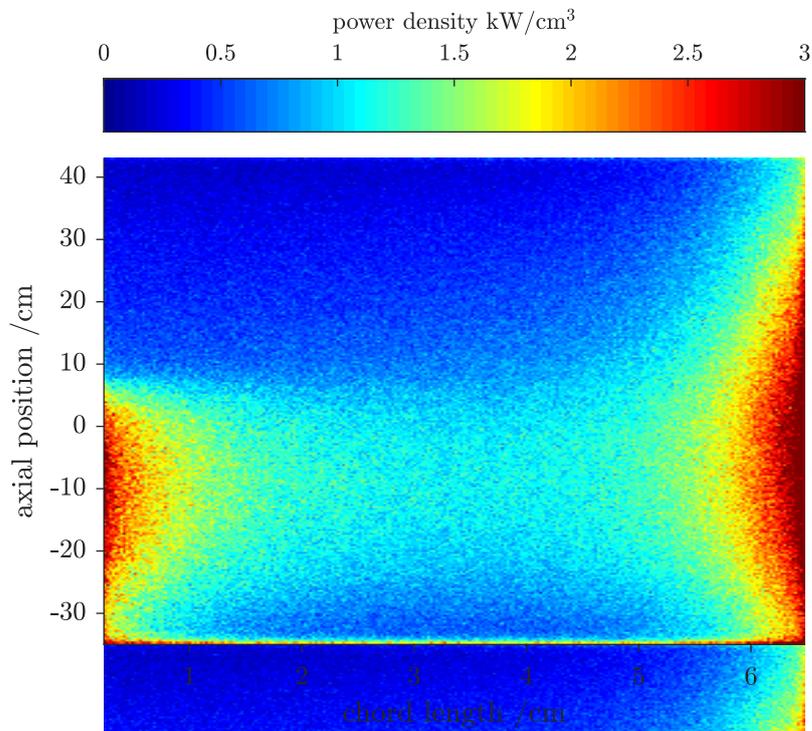
#### 4.3.1.2.2 Leistungsverteilung

Die Leistung der Kernzone im LEU-Modell wurde mit einer Auflösung von 256 axialen und 256 radialen Zonen bestimmt. Azimutal wurde die Leistung über die Kernzone gemittelt.

Die Abb. 4.15, Abb. 4.16 und Abb. 4.17 zeigen die Leistungsverteilung im Brennstoff in  $\text{kW/cm}^3$  in Abhängigkeit der Bogenlänge und der axialen Position für drei unterschiedliche Standzeiten des Brennelements (ca. 2 Tage, ca. 30 Tage, ca. 58 Tage).

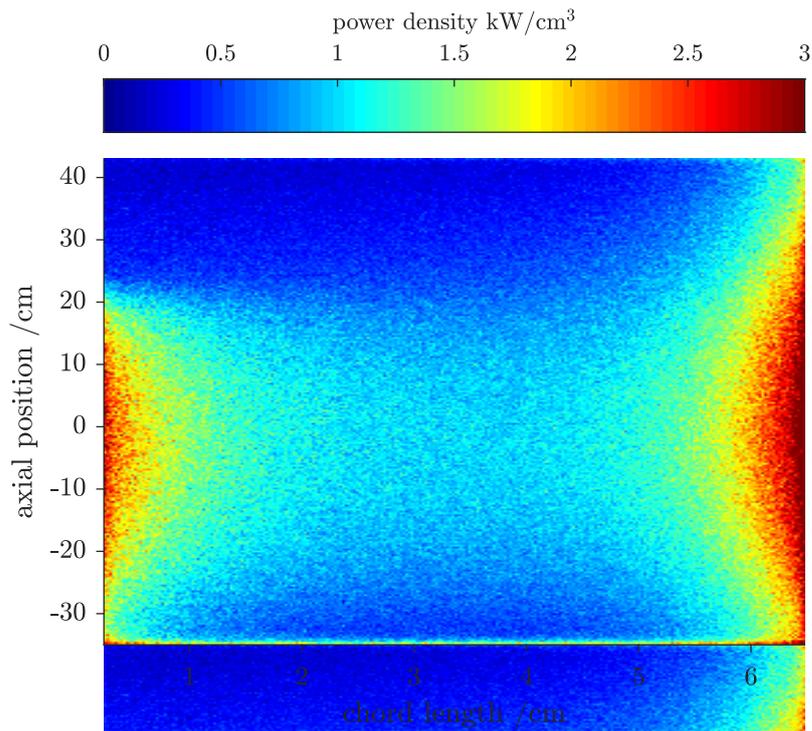
Leistungsmaxima sind für den inneren und den äußeren Brennelementplattenbereich erkennbar. Die beiden vorhandenen Leistungsmaxima ergeben sich für den inneren Bereich durch die Nähe zum Berylliummoderator des Regelstabes und im äußeren Bereich durch die Nähe zum  $\text{D}_2\text{O}$ -Moderator. Deutlich zu erkennen ist eine zeitliche, axiale Verschiebung der Leistungsmaxima, die ebenfalls auf die Regelstabbewegung zurückzuführen ist. Die Verschiebung des Leistungsmaximums im äußeren Kernbereich ist

deutlich stärker ausgeprägt als an der Innenseite. Aufgrund der Selbstabschirmung des thermischen Flusses zur Plattenmitte kommt es zu einer Abnahme der Leistungsdichte in der Plattenmitte.

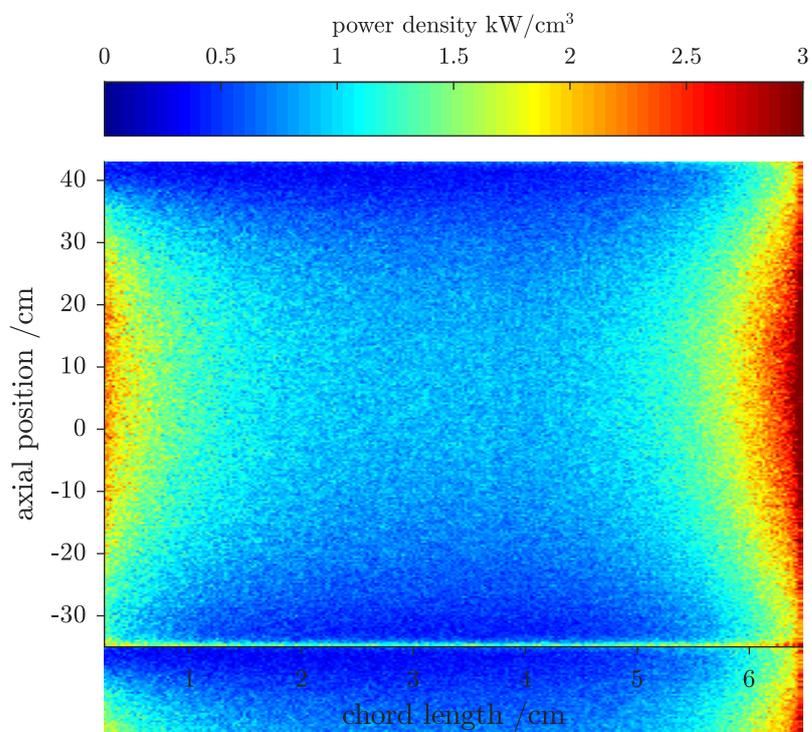


**Abb. 4.15** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 2,086 Tagen

Die Leistungsdichteverteilung im Brennstoff wird in Abhängigkeit der axialen Richtung und der Bogenlänge (chord length) der evolventen Brennelementplatten dargestellt.



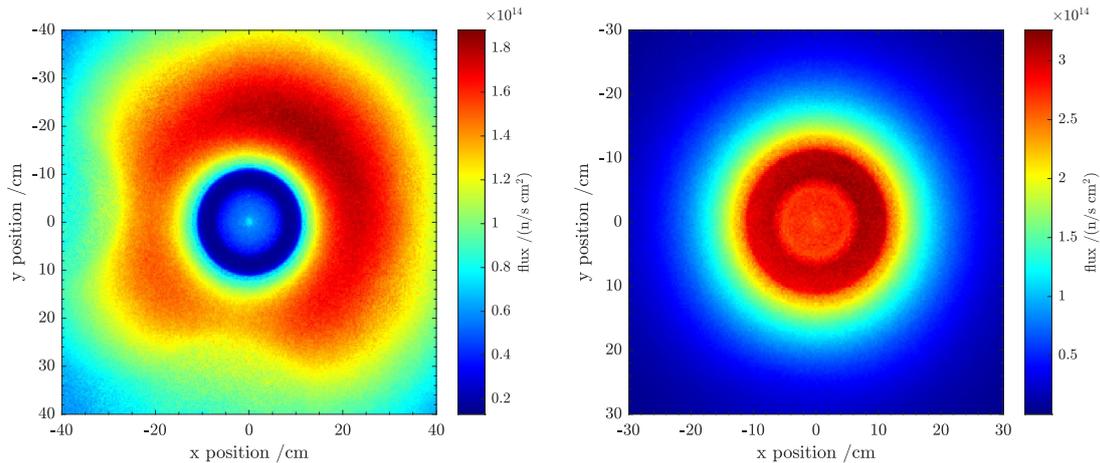
**Abb. 4.16** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 29,942 Tagen



**Abb. 4.17** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 58,027 Tagen

Mit Hilfe von SERPENT wurde sowohl die thermische also auch die schnelle Neutronenflussverteilung für einen Raumbereich bestimmt. Der thermische Fluss wurde im Energiebereich bis zu 0,625 eV berechnet, der schnelle Fluss im Energiebereich von 0,625 eV bis 20 GeV. Abb. 4.18 zeigt die berechnete thermische Flussverteilung für den thermischen (links) und schnellen Neutronenfluss (rechts), gemittelt über die Brennelementhöhe. Es wird deutlich, dass das Maximum des thermischen Flusses im Modertank liegt und nicht im Brennelement selbst. Sowohl innerhalb des Brennelementes im Berylliummoderator als auch im Schwerwassertank ist der thermische Fluss deutlich ausgebildet. Das Maximum des thermischen Flusses befindet sich hierbei ca. 10 cm entfernt vom Brennelement im Schwerwassertank. Durch den Einfluss der experimentellen Einbauten befindet sich das Maximum des thermischen Flusses auf der von der kalten und heißen Quelle abgewandten Seite des Brennelements. Gemittelt über die gesamte Kernhöhe wird im Maximum eine thermische Flussstärke von ca.  $2,7 \cdot 10^{14} \text{ n}/(\text{s cm}^2)$  erreicht. Der thermische Fluss im Brennelement wird durch die Absorption des Brennstoffs deutlich unterdrückt.

Der rechte Teil der Abb. 4.18 zeigt die Verteilung des schnellen Neutronenflusses. Zu beachten ist, dass der gezeigte Abschnitt das Brennelement vergrößert gegenüber der Abbildung zum thermischen Fluss darstellt. Anders als beim thermischen Fluss beschränkt sich der schnelle Fluss auf das Brennelement und seine unmittelbare Umgebung. Aufgrund des Moderators aus schwerem Wasser bzw. Beryllium werden die im Brennelement erzeugten schnellen Neutronen abgebremst. Es ist zu bemerken, dass trotz der Verschiebung des Maximums des thermischen Flusses, weg von der kalten und heißen Quelle, keine wesentliche Verschiebung des schnellen Flusses sichtbar ist. Dies deutet darauf hin, dass eine gleichmäßige Leistungsverteilung im Kern vorliegt.

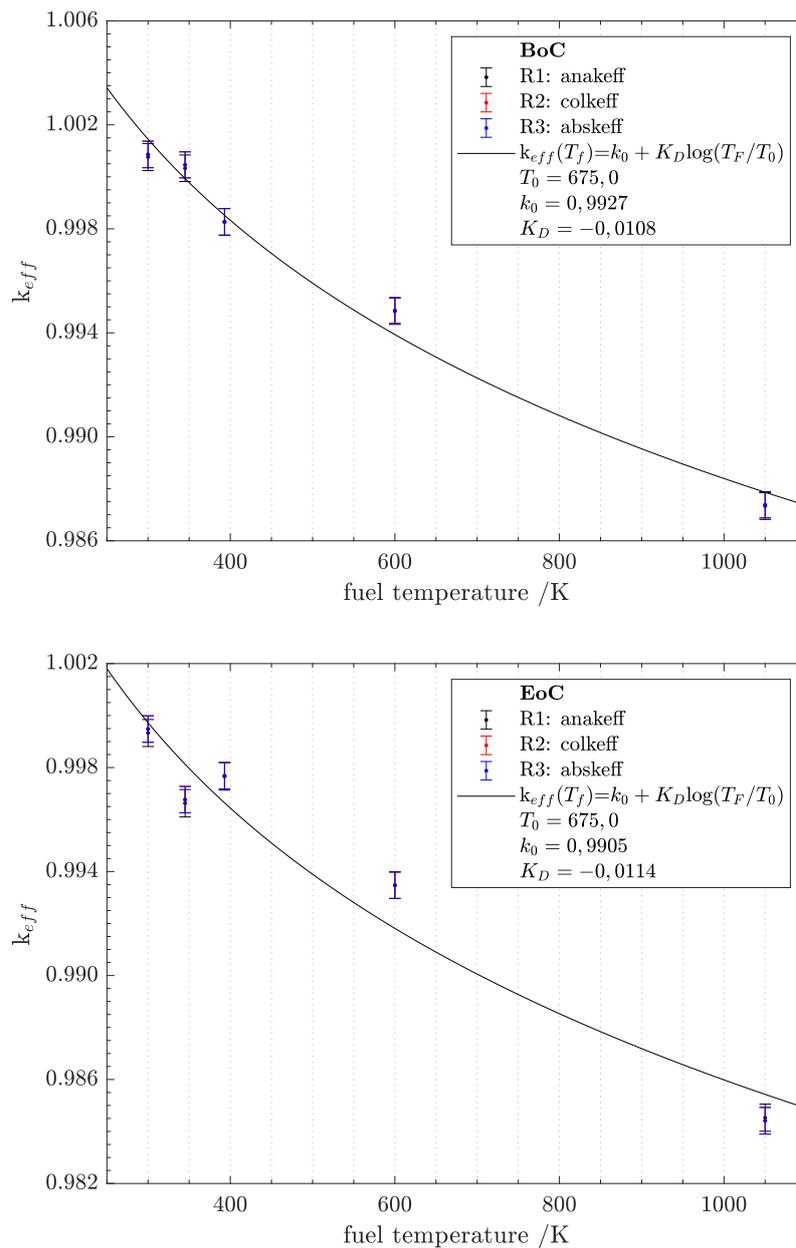


**Abb. 4.18** Thermischer und schneller Neutronenfluss der LEU-Variante

Links: Thermischer Neutronenfluss bis 0,625 eV gemittelt über die Brennelementhöhe  
 Rechts: Schneller Neutronenfluss ab 0,625 eV gemittelt über die Brennelementhöhe

#### 4.3.1.2.3 Reaktivitätskoeffizienten

Reaktivitätskoeffizienten geben die Rückwirkung auf die Kritikalität des Reaktors in Abhängigkeit eines betrachteten Parameters an. Sie beeinflussen wesentlich das Verhalten des Reaktors bei Transienten und sind somit wichtig für die sicherheitstechnische Auslegung des Reaktors. Die Reaktivitätskoeffizienten der Brennstofftemperatur geben zum Beispiel die Änderung der Kritikalität bei einer Änderung der Brennstofftemperatur an. Zur Berechnung der Reaktivitätskoeffizienten der Brennstofftemperatur wurden mehrere Rechnungen für BoC- und EoC-Kernzustände durchgeführt. Die Brennstofftemperatur wurde hierbei schrittweise geändert ( $T_F$ : 300, 345, 393, 600 und 1.050 K). Abb. 4.19 zeigt die mit SERPENT berechneten Neutronenmultiplikationsfaktoren für die verschiedenen Temperaturen, sowie eine gefittete Gleichung. Aus den Abbildungen wird deutlich, dass es für den LEU-Kern eine wesentliche Abhängigkeit der Kritikalität von der Brennstofftemperatur gibt. Dies beruht insbesondere auf dem Anteil von  $^{238}\text{U}$  im Brennstoff mit stark ausgeprägten Absorptionsresonanzen im niedrigen epithermischen Energiebereich. Beispielsweise ergeben sich für die Reaktivitätskoeffizienten für eine Brennstofftemperatur von  $T = 345\text{ K}$  für BoC  $\frac{\partial \rho}{\partial T_F} = -3,1\text{ pcm/K}$  und für EOC von etwa  $\frac{\partial \rho}{\partial T_F} = -3,3\text{ pcm/K}$ . Stärker ausgeprägte Reaktivitätskoeffizienten der Brennstofftemperatur können dazu führen, dass sich das Störfallverhalten des Reaktors ändert.



**Abb. 4.19** Neutronenmultiplikationsfaktor als Funktion der Brennstofftemperatur, SERPENT-Ergebnisse und Interpolation einer möglichen LEU-Konfiguration

#### 4.3.1.2.4 Abschaltreaktivität

Die Abschaltreaktivität gibt das Maß der Reaktivität an, das beim Einwurf der Abschaltstäbe in den Reaktor eingebracht wird. Zur Bestimmung der Abschaltreaktivität wurden mehrere Rechnungen durchgeführt (siehe Tab. 4.2). Zunächst wurde die maximale Überschussreaktivität, bei ausgefahrenem Regelstab und ausgefahrenen Abschaltstäben bestimmt. Danach wurden alle Abschaltstäbe vollständig eingefahren.

Die Differenz der berechneten Reaktivitäten ergibt die maximale Abschaltreaktivität. In sicherheitstechnischen Berechnungen wird in der Regel unterstellt, dass der wirksamste Abschaltstab im Anforderungsfall nicht einfällt. Die Abschaltreaktivität von vier eingefahrenen Abschaltstäben wurde daher ebenfalls für die verschiedenen Kombinationen berechnet.

**Tab. 4.2** Abschaltreaktivität der Abschaltssysteme

Kritikalität ( $k_{\text{eff}}$ ) und Reaktivität ( $\rho$ ) des Kerns bei ausgefahrenen und eingefahrenen Abschaltstäben (AS), sowie Reaktivitätsunterschied ( $\Delta \rho$ ) im Vergleich zum reaktivsten Kern (alle AS ausgefahren). Alle Rechnungen bei BoC.

Position der AS		$k_{\text{eff}}$	$\rho \times 10^{-2}$	$\Delta \rho \times 10^{-2}$
Eingefahren	Ausgefahren			
–	AS 1 – AS 5	1,09544 ± 0,00033	+8,712 ± 0,027	---
AS 1 – AS 5	–	0,86514 ± 0,00041	-15,588 ± 0,054	24,300 ± 0,060
AS 2 – AS 5	AS 1	0,90535 ± 0,00039	-10,454 ± 0,047	19,167 ± 0,054
AS 1, AS 3 – AS 5	AS 2	0,88974 ± 0,00039	-12,392 ± 0,049	21,104 ± 0,055
AS 1, AS 2, AS 4, AS 5	AS 3	0,89355 ± 0,00039	-11,913 ± 0,048	20,625 ± 0,055
AS 1 – AS 3, AS 5	AS 4	0,91424 ± 0,00039	-9,380 ± 0,046	18,092 ± 0,053
AS 1 – AS 4	AS 5	0,90423 ± 0,00039	-10,591 ± 0,047	19,303 ± 0,054

#### 4.3.1.2.5 Vertiefte Untersuchung zum Einsatz von Neutronengiften

Im Rahmen einer vertieften Untersuchung wurde der Einsatz von unterschiedlichen Neutronengiften in verschiedenen Konfigurationen des LEU-Modells betrachtet mit dem Ziel ein besseres Verständnis der verschiedenen Möglichkeiten zur Reduktion der Leistungsspitzen an den Rändern des Brennelements zu erlangen. Beim Einsatz von Neutronengiften wie z. B. Bor wird ein Teil der thermischen Neutronen, die vom Moderator zurück in das Brennelement übergehen, absorbiert. Ein Nachteil beim Einsatz von Neutronengiften ist, dass nicht nur der Neutronenfluss und damit die Leistungsdichte lokal reduziert wird, sondern dies auch die Kritikalität des Gesamtsystems beeinflusst. Im Betrachtungsfokus der Untersuchungen standen die Auswirkungen auf vorhandene Leistungsspitzen am Rand des Brennelements sowie auf die Standzeit des Brennelements. Verschiedene Parameter wie die Art des Neutronengifts (z. B. B, Gd, Eu, Er), Menge und Verteilung wurden hierbei variiert. Zur Reduzierung der

Leistungsspitzen an den Rändern und einer möglichst gleichbleibenden Standzeit des Brennelements ergeben sich aus neutronenphysikalischer Sicht drei wesentliche Anforderungen an den Einsatz von Neutronengiften in einer möglichen Brennelementkonfiguration mit niedriger Anreicherung:

- Die anfänglich vorhandene Überschussreaktivität soll durch das verwendete Neutronengift in Kombination mit der Wirksamkeit des Regelstabs sinnvoll kompensiert werden.
- Für einen gleichmäßigen Reaktivitätsverlauf soll das Abbrandverhalten des verwendeten Neutronengifts möglichst mit dem Reaktivitätsverlust im Brennstoff übereinstimmen.
- Die am Zyklusbeginn durch das Neutronengift eingebrachte negative Reaktivität sollte am Zyklusende möglichst vollständig aufgebraucht sein, so dass es zu keinen Veränderungen im Abbrandverhalten und dem daran gekoppelten maximalen Abbrand sowie der daraus resultierenden Zyklusdauer kommt.

Aus experimenteller Sicht ist zudem ein unverändertes Niveau des thermischen Neutronenflusses im Bereich der Strahlrohrnasen erstrebenswert.

Neben Bor und Gadolinium, welche in Leistungsreaktoren eingesetzt werden, kommen für diesen Einsatzzweck eine Reihe weiterer chemischer Elemente, hauptsächlich seltene Erden aus dem Bereich der Lanthanoide, in Frage.

Die folgenden Neutronengifte wurden untersucht:

- Gadolinium
- Cadmium
- Samarium
- Europium
- Dysprosium
- Erbium
- Lutetium
- Hafnium
- Bor

Bei den durchgeführten Untersuchungen wurden Simulationsrechnungen in jeweils zwei Konfiguration durchgeführt: Unterbringung des Neutronengifts in einem Ring im unteren Bereich (K1), auf der Innenseite des Außenrohres des BE und Unterbringung des Neutronengifts in einer Drahtumwicklung um das untere Drittel des BE-Außenrohres (K2). Jede der verwendeten Kombination wurde mit einem niedrigen und einer erhöhten Konzentration des Neutronengiftes berechnet, woraus insgesamt 36 durchgeführte Rechnungen mit Neutronengift und eine Referenzrechnung ohne Neutronengift resultierten. Alle anderen Parameter wie z. B. der Fahrweg des Regelstabs wurden aus Gründen der Vergleichbarkeit für alle 36 Rechnungen aus der Referenzrechnung übernommen.

Bei Betrachtung der Gesamtheit aller durchgeführten Rechnungen zeigten sich Unterschiede in den Ergebnissen, die sowohl durch die Einsatzart des Neutronengifts (Konfiguration) wie auch durch das als Neutronengift verwendete Element selbst hervorgerufen werden. Der Neutronenfluss wird durch die verschiedenen Neutronengifte unterschiedlich stark beeinflusst. Darüber hinaus wird der Einfluss auf den Multiplikationsfaktor deutlich, sowohl am Zyklusanfang, als auch im Zyklusverlauf.

#### **4.3.2 LEU-Modell 2**

Die zweite untersuchte LEU-Umrüstungsvariante eines Hochflussreaktors basierte auf einer Veröffentlichung der TUM /TUM 23b/. In dieser Studie wurde ein Umrüstungsvorschlag für einen Hochflussreaktor unter Beibehaltung der bestehenden Zentralkanal-konfiguration des Reaktors vorgeschlagen, weshalb nur Modifikationen am Brennelement und dem Regelstab vorgeschlagen wurden. Das Absorbermaterial des Regelstabs, der Borring am unteren Ende des Brennelements sowie die Brennstoffumhüllung der derzeit verwendeten HEU-Konfiguration sollen weitgehend erhalten bleiben.

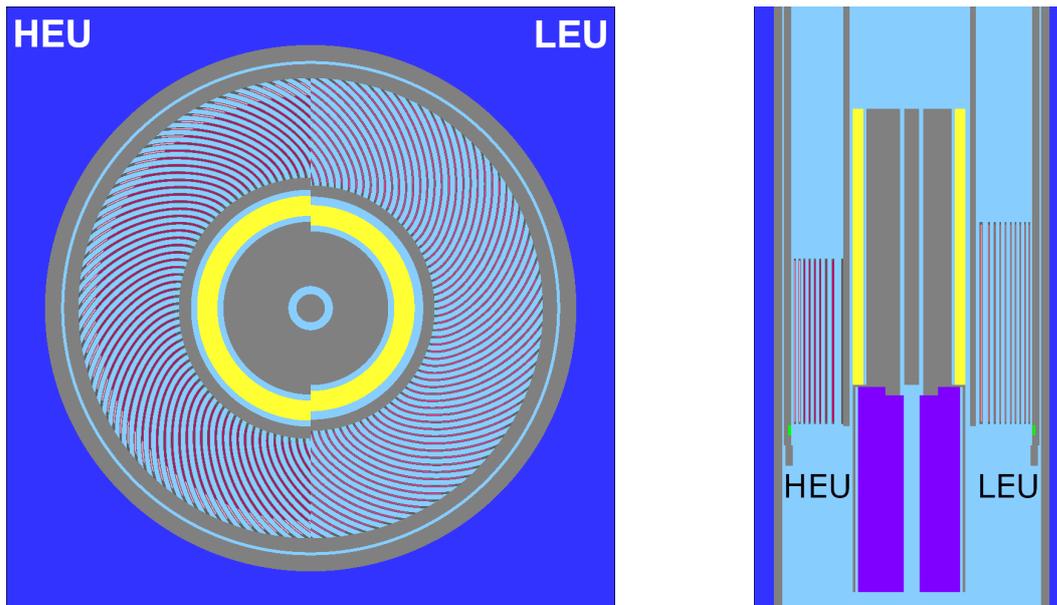
Basierend auf /TUM 23b/ wurden ähnliche Änderungen am HEU-Modell vorgenommen.

#### 4.3.2.1 Modifiziertes geometrisches Modell

Die folgenden Änderungen des vorhandenen SERPENT-Modells eines Hochflussreaktors mit HEU zur Modellierung einer möglichen LEU-Konfiguration wurden eingefügt:

- Verwendung eines monolithischen UMo-Brennstoffs mit einem Mischungsverhältnis von 10 % Molybdän und 90 % Uran sowie einem Anreicherungsgrad von 19,75 gew. %.
- Verringerung des Evolventenradius, aufgrund der radialen Ausdehnung des Brennelements mit einer Verringerung des Radius der inneren Brennelementwand
- Verlängerung der Brennstoffplatten im oberen Bereich
- Reduzierung der Anzahl der evolventenförmigen Brennstoffplatten
- Reduzierung der Brennstoffdicke

Mit den vorgenommenen Anpassungen, wie dem Einsatz von hochdichtem UMo-Brennstoff und größeren Brennelementplatten soll der Brennstoffanteil im Kernbereich aufgrund der niedrigeren Anreicherung des LEU-BE erhöht werden. Für eine bessere Moderation innerhalb der aktiven Kernzone wird die Kühlkanalweite aufgrund einer verringerten Anzahl an Brennstoffplatten und einer Reduzierung der Brennstoffdicke innerhalb der einzelnen Platten maximiert. Abb. 4.20 zeigt die vorgenommenen Modellanpassungen im Vergleich mit dem Modell der HEU-Version. Strukturteile werden in Grau dargestellt, das Absorbermaterial des Regelstabs in Gelb, der Neutronenreflektor-Teil des Regelstabs in Lila. Leichtes Wasser, welches das BE durchströmt werden in Hellblau und Deuterium, welches den Zentralkanal umgibt in Dunkelblau dargestellt.



**Abb. 4.20** SERPENT-Modellanpassungen im Vergleich der HEU- und LEU-Konfiguration

**Links:** Radiale Ansicht der HEU-Konfiguration (links) und aktueller Umrüstungsvorschlag rechts (LEU)

**Rechts:** Axiale Ansicht des Zentralkanals mit mittigem Schnitt zwischen der HEU-Konfiguration (links) und dem Umrüstungsvorschlag (LEU) rechts

Im linken Bild ist, in einer radialen Ansicht des BE, sehr gut die Verringerung des Innenrohrquerschnitts und damit einhergehend die Verringerung des Regelstabdurchmessers zu erkennen. Ebenfalls ist die Änderung des Evolventenradius und die Verringerung der Brennstoffplattenanzahl zu sehen. Der Radius der äußeren Brennelementwand, wie auch der Durchmesser des Zentralkanals bleiben unverändert. Ein axialer Schnitt durch den Zentralkanal wird in der rechten Abbildung gezeigt, welche mittig geteilt, in der linken Hälfte die Geometrie des HEU-Modells und in der rechten Hälfte die Geometrie des LEU-Modells zeigt. Zu erkennen ist die Verlängerung der Brennstoffplatten im oberen Bereich sowie die Verringerung des Innenradius der inneren BE-Wand und des Regelstabs.

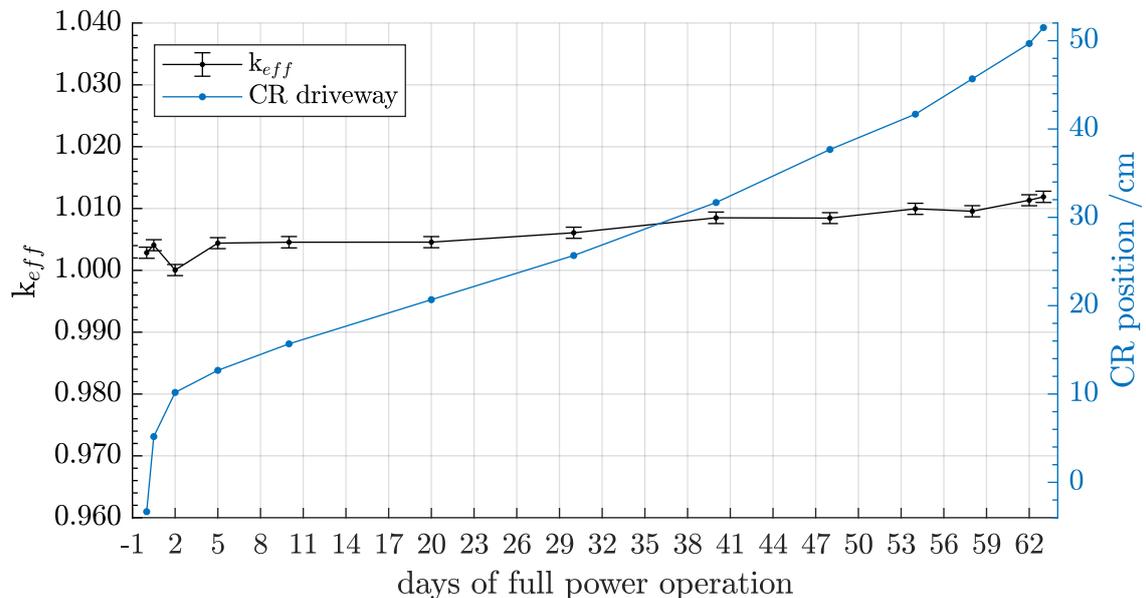
#### 4.3.2.2 Simulationsergebnisse

Die Simulationsrechnungen zum Umrüstungsvorschlag wurden analog zu den vorherigen Rechnungen mit der SERPENT-Version 2.1.32 durchgeführt. Das Temperatur- und Dichteprofil wurde in erster Näherung aus dem HEU-Modell übernommen. Die Brennstofftemperaturen wurden für den gesamten Kernbereich konstant zu 345 K gewählt.

Zur Bestimmung der maximalen Reaktivität eines frischen Brennelements wurde eine Kritikalitätsrechnung mit voll gezogenem Regelstab durchgeführt. Die Rechnung ergab eine Anfangskritikalität von  $1.12363 \pm 0.00129$ .

#### 4.3.2.2.1 Bestimmung des Fahrwegs des Regelstabs

Des Weiteren wurde die Kritikalität innerhalb der durchgeführten Abbrandrechnung über einen Zyklus von 62 Tagen bestimmt. Im Verlauf der Rechnung wurde der Regelstab anhand eines, auf das LEU-Brennelement angepassten Fahrwegs hinausgezogen. Abb. 4.21 zeigt den Verlauf des Multiplikationsfaktors (schwarz) sowie den Fahrweg des Regelstabs (blau) über einen vollständigen Abbrandzyklus. An jedem der im Diagramm gezeigten Punkte wird die Regelstabposition angepasst und der aktuelle Multiplikationsfaktor ermittelt. Der Multiplikationsfaktor beträgt bei BoC  $1,00187 \pm 0,00128$  und bei EoC  $1,01142 \pm 0,00131$ . Der Multiplikationsfaktor zeigt im Vergleich mit der realen Anlage, bei der durch die Regelung des Reaktors der Multiplikationsfaktor konstant bei 1,0 gehalten wird, im Maximum eine Abweichung von ca. 1,1 %.

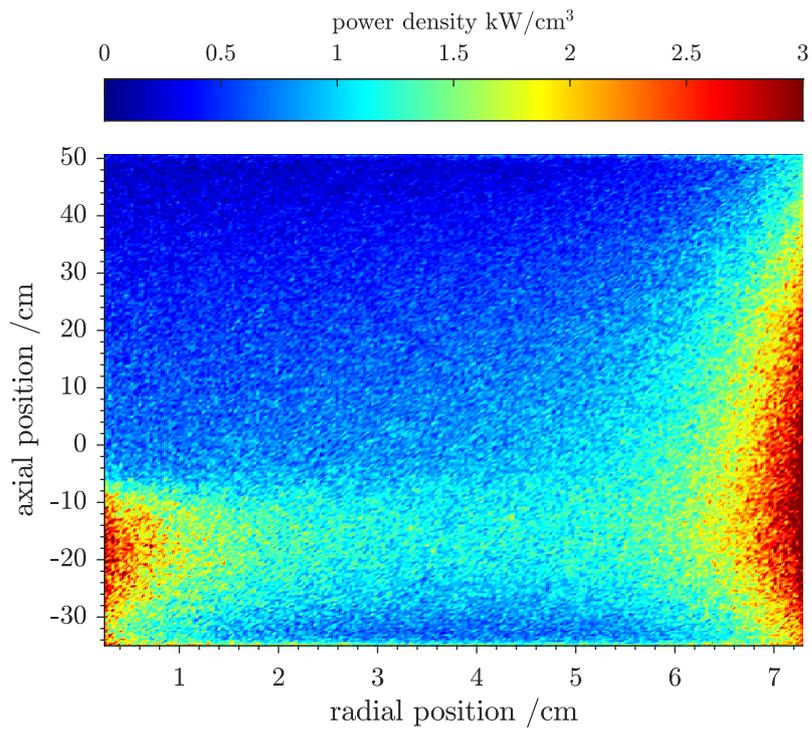


**Abb. 4.21** Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  mit Position des Regelstabs über einen Abbrandzyklus von 62 Tagen in der LEU-Konfiguration

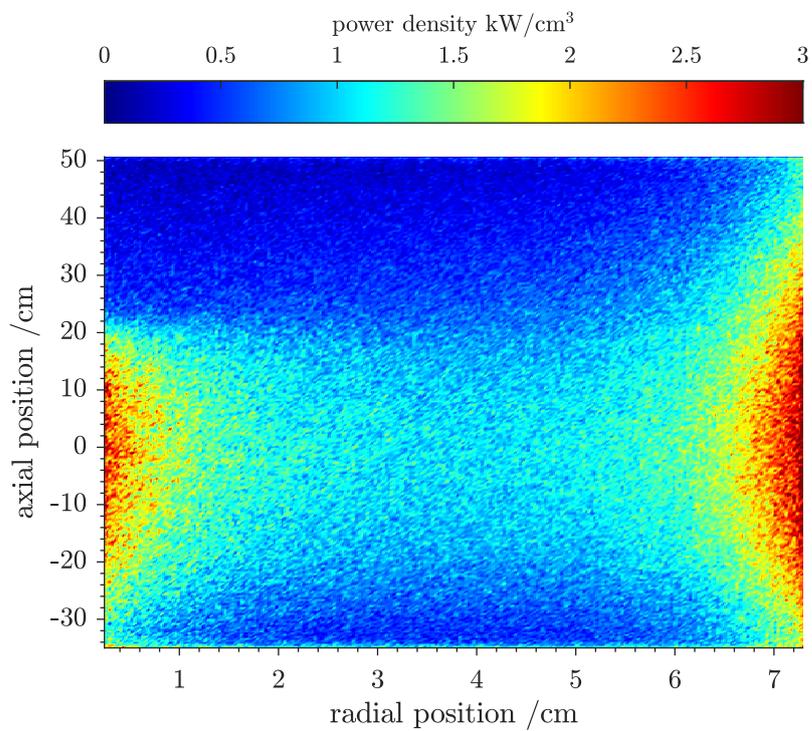
#### 4.3.2.3 Leistungsverteilung

Die Leistung der Kernzone wird wie in den vorherigen Modellrechnungen mit einer Auflösung von 256 axialen und 265 radialen Zonen berechnet. Daraus ergibt sich aufgrund

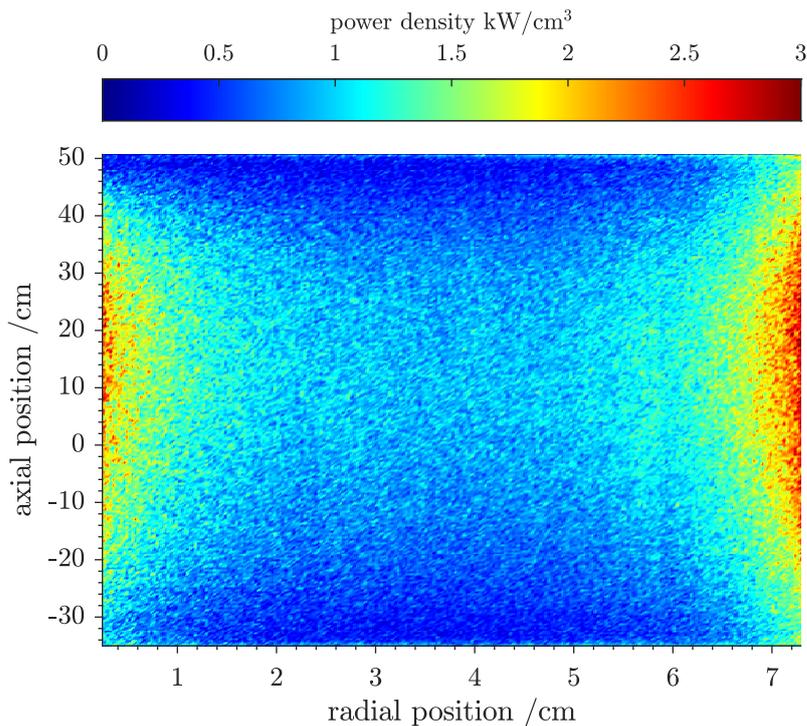
der größeren Dimensionierung der Brennstoffplatten sowohl in axialer als auch in radialer Richtung eine etwas geringe Endauflösung als in den Rechnungen zuvor, die aber weiterhin als ausreichend zu bewerten ist. Azimutal wurde die Leistung über alle Brennstoffplatten gemittelt. Die Abbildungen Abb. 4.22, Abb. 4.23 und Abb. 4.24 zeigen die Leistungsverteilungen der Brennstoffplatten in  $\text{kW/cm}^3$  in Abhängigkeit der Bogenlänge und der axialen Position für drei unterschiedliche Zeitpunkte im Zyklusverlauf (BoC, MoC, EoC). Ähnlich der Leistungsverteilung in der vorherigen Modellrechnung (LEU-Modell 1), zeigen sich auch hier zwei Leistungsmaxima, eines am inneren Rand und ein weiteres am äußeren Rand der Brennstoffplatten. Im zeitlichen Verlauf ist eine Verschiebung beider Leistungsmaxima nach oben erkennbar. Die Verschiebung ist auf die Regelstabbewegung sowie den damit verbundenen Wechsel zwischen Absorber- und Reflektorelement des Regelstabs zurückzuführen. Das Leistungsmaximum an der Innenseite weitet sich und dehnt sich infolgedessen in axialer Richtung aus. Zu EoC ist im Vergleich zu BoC eine Abnahme der Leistungsdichte an den Außenrändern zu erkennen (vgl. Abb. 4.22 und Abb. 4.23). Aufgrund der weiterhin bestehenden Selbstabschirmung des Brennstoffs ist die Leistung im Mittelteil der Brennstoffplatten geringer als an deren Rändern, was in den Randbereichen auch auf die bessere Moderation aufgrund der Nähe zum Reflektorelement des Regelstabs und dem Moderator zurückzuführen ist. Die Leistungsspitze am unteren Ende des BE wird an der Außenseite gut durch den eingebrachten Borring, ähnlich der HEU-Konfiguration, minimiert. An der Innenseite bildet sich ebenfalls eine Leistungsspitze, deren Intensität im Zyklusverlauf in Folge der Regelstabbewegung deutlich abnimmt.



**Abb. 4.22** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu BoC (0Tage)



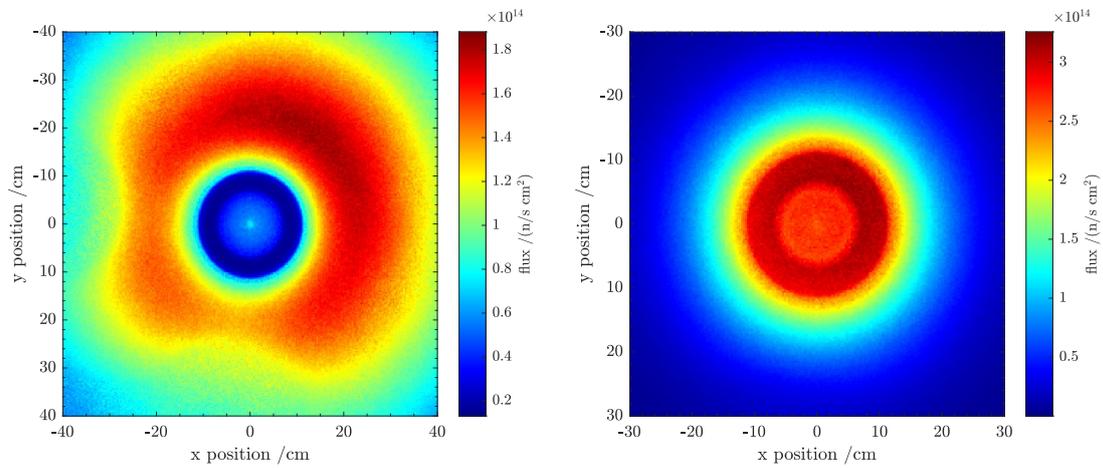
**Abb. 4.23** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu MoC (30 Tage)



**Abb. 4.24** Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu EoC (63 Tage)

Analog zu den Rechnungen mit LEU-Modell 1 wurde auch für das LEU-Modell 2 die Neutronenflussverteilung bestimmt. Abb. 4.25 zeigt die berechnete thermische Flussverteilung für den thermischen (links) und schnellen Neutronenfluss (rechts). Es wird deutlich, dass das Maximum des thermischen Flusses im Moderatortank liegt und nicht im Brennelement. Sowohl innerhalb des Brennelements, im Berylliummoderator als auch im Schwerwassertank ist der thermische Fluss deutlich ausgebildet. Das Maximum des thermischen Flusses befindet sich hierbei ca. 10 cm entfernt vom Brennelement im Schwerwassertank. Durch den Einfluss der experimentellen Einbauten befindet sich das Maximum des thermischen Flusses auf der von der kalten und heißen Quelle abgewandten Seite. Im Mittel über die gesamte Kernhöhe wird im Maximum eine thermische Flussstärke von ca.  $2,7 \cdot 10^{14} \text{ n}/(\text{s cm}^2)$  analog zu vorherigen Rechnung einer möglichen LEU-Variante (LEU-Modell 1) erreicht. Der thermische Fluss im Brennelement wird durch die Absorption des Brennstoffs im Vergleich mit den Regionen im Moderatortank unterdrückt. Rechts ist die Verteilung des schnellen Neutronenflusses zu sehen. Zu beachten ist, dass der gezeigte Abschnitt das Brennelement vergrößert gegenüber der Abbildung zum thermischen Fluss darstellt. Anders als beim thermischen Fluss beschränkt sich der schnelle Fluss auf das Brennelement und die nähere Umgebung. Aufgrund des Moderators aus schwerem Wasser bzw. Beryllium werden die im Brennelement erzeugten schnellen Neutronen abgebremst. Trotz der signifikanten Verschiebung des Maximums

des thermischen Flusses im Moderatortank, aufgrund der Absorption durch die kalte und heiße Quelle, ist die Verschiebung des schnellen Flusses als vernachlässigbar anzusehen.



**Abb. 4.25** Schneller und thermischer Neutronenfluss mit LEU-BE

Links: Thermischer Neutronenfluss bis 0,625 eV gemittelt über die Brennelementhöhe

Rechts: Schneller Neutronenfluss ab 0,625 eV gemittelt über die Brennelementhöhe



## **5 Analysen zum dynamischen Verhalten**

Im Rahmen des BMU-Vorhabens 4717R01368 /GRS 20/ hat die GRS einen generischen Anlagendatensatz für einen Forschungsreaktor vom Pool-Typ entwickelt. Dieser wird für die Untersuchung von Störfallanalysen herangezogen und konnte auch bereits für Ereignisanalysen im Rahmen der Erstellung eines PSA-Modells für Forschungsreaktoren (im Vorhaben 4716R01325 /GRS 19a/) eingesetzt werden. Bei der Entwicklung des Datensatzes mussten die vorhandenen Daten durch ingenieurtechnische Annahmen ergänzt werden, was u. a. dazu führte, dass die Druckverteilung im System nur annähernd ermittelt werden konnte. Somit wird eine quantitative Bewertung der Aussagefähigkeit der Ergebnisse erschwert. Im Vorhaben 4718R01321 /GRS 21a/ erfolgte eine Analyse des Einflusses unterschiedlicher Kernkonfigurationen auf das gesamte Anlagensystem. Die Arbeiten betrafen insbesondere die Auswahl und Entwicklung des Kernmodells, die Implementierung von Kerndaten zu unterschiedlichen Konfigurationen sowie die Durchführung von Plausibilitätsrechnungen und von 2 x 3 Störfallsimulationen einschließlich vor- und nachbereitender Arbeiten. Als zu betrachtende Störfälle wurden der „Ausfall aller Primärpumpen“, ein „Kühlmittelverluststörfall“ sowie ein „Reaktivitätsstörfall beim Anfahren“ ausgewählt und Rechnungen hierzu durchgeführt. Die bisherigen Ergebnisse und die Erfahrungen aus dem Vorhaben 4717R01368 /GRS 20/ zeigen, dass die zu treffenden Expertenschätzungen bzw. Annahmen in der Modellierung (die aufgrund nicht ausreichender Datenbasis getroffen werden mussten) einen signifikanten Einfluss auf die ermittelten Ergebnisse haben können.

Im Rahmen dieses Vorhabens wurden das vorhandene Simulationsmodell verfeinert. Darüber hinaus wurde eine MEU-Konfiguration für eine mögliche Umrüstungsoption implementiert und untersucht.

### **5.1 Verfeinerung des Simulationsmodells**

Einige Details des Simulationsmodells wurden für die Durchführung der Analysen überarbeitet und verfeinert. Die Notwendigkeit für die Überarbeitungen ergab sich über die Erfahrungen aus den vorangegangenen Projekten. Zunächst wurde das Reaktorbecken verfeinert, danach die Topologie und Druckverteilung im Primärkreis verbessert, um die unsicheren Parameter im Primärkreis variieren zu können. Darüber hinaus wurde das Pumpenmodell der Primärpumpen erweitert, um die Pumpennachlaufkurve mit Schwungrad und Motordrehmoment zu rechnen. Zuletzt wurde die Bestimmung der

Sicherheit gegen Strömungsinstabilität explizit in GCSM modelliert, um diese Sicherheitskriterium einfacher auswerten zu können. Nach den Arbeiten am Simulationsmodell wurden alle Änderungen und Erweiterungen intensiv getestet. Dann wurden die neutronenkinetischen Eingangsdaten implementiert.

## **5.2 Implementierung der MEU-Konfiguration für Zyklusmitte**

Ergebnisse der neutronenkinetischen SERPENT-Simulationen wurden implementiert, um die MEU-Konfiguration in der Zyklusmitte zu modellieren. Zunächst wurde das berechnete Leistungsprofil auf den Evolventen projiziert und seine Nodalisierung in das für das thermohydraulische Modell verwendete 20x20-Netz umgewandelt. Schließlich wurden die Wärmeübertragungseigenschaften geändert, um den Unterschied bei Brennstoff und Abbrand zu berücksichtigen. Um die Umsetzung zu überprüfen, wurde die Sicherheit gegen Strömungsinstabilitäten untersucht und alle drei Störfälle wurden erneut simuliert, was einen Vergleich mit der ursprünglichen HEU-Kern-Konfiguration zu Beginn des Zyklus (BoC) ermöglichte, da BoC als der anspruchsvollste Zykluspunkt in Bezug auf die Energieverteilung angesehen wurde.

## **5.3 Störfallanalysen mit der MEU-Konfiguration**

Mit dem neu implementierten MEU-Modell wurden die folgenden drei Störfälle simuliert:

- Anfahrstörfall durch Regelstabweichungen
- Primärdurchsatzreduktion durch Leckage oder Bruch (Leck im Sammler)
- Ausfall aller Primärpumpen (Pumpenausfall)

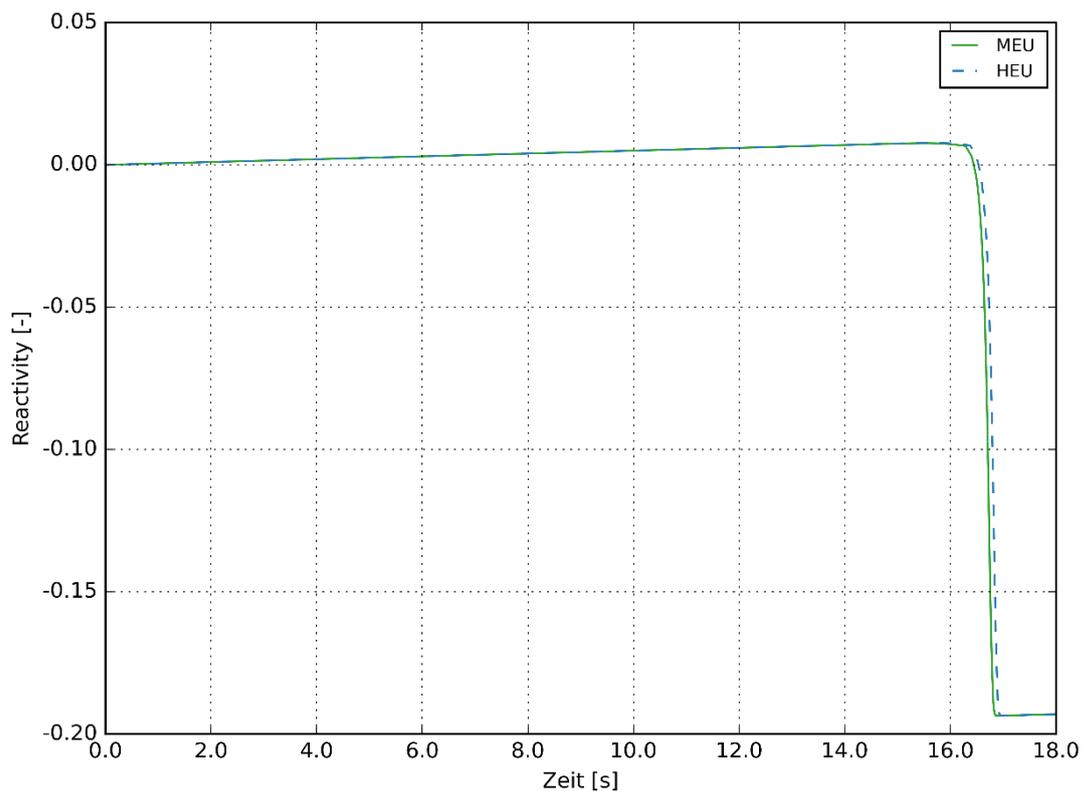
Diese Störfälle wurde auch im Rahmen des Vorhaben 4718R01321 mit dem HEU-Modell untersucht. Im Abschlussbericht des genannten Vorhabens /GRS 21b/ befindet sich eine ausführliche Beschreibung des Störfallablaufs.

Die Simulation der Transienten mit dem HEU-Kern wurde erneut durchgeführt, um die oben genannten Verfeinerungen des thermohydraulischen Modells zu berücksichtigen. In beiden Fällen wurden die konservativsten Bedingungen in Bezug auf die Leistungsverteilung simuliert. Im Falle des HEU-Brennelements ist dies der Anfang des Zyklus (BoC), im Falle des MEU-Brennelements die Mitte des Brennstoffzyklus (MoC).

In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse dieser sechs Störfallsimulationen und ihre Auswertungen auf der Grundlage eines Vergleichs zwischen ihnen zusammengefasst.

### 5.3.1 Anfahrstörfall durch Regelstabfehlfahren

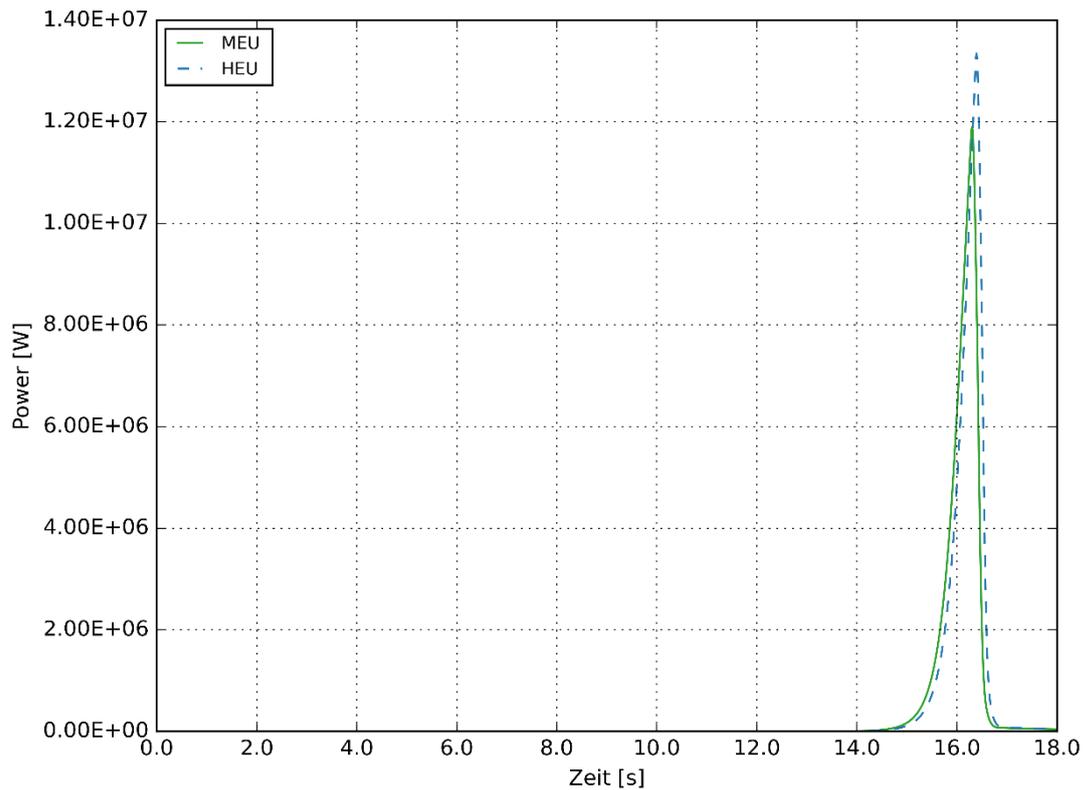
Der Störfall wurde, wie im Vorgängervorhaben beschrieben simuliert: Das Reaktormodell wurde so angepasst, dass die Leistung 1 W beträgt, sobald ein stabiler Zustand erreicht wird, wird ein Reaktivitätsvorschub von  $5E-4$  1/s postuliert. Der Wert entspricht der maximal auftretenden differentiellen Reaktivitätswirksamkeit des Regelstab-Absorbers bezogen auf seinen Verfahrensweg und unter Berücksichtigung eines Sicherheitszuschlages von 15 %. Abb. 5.1 zeigt die Gesamtreaktivität im Kern, zu Beginn mit einem linearen Anstieg bis das Reaktorschutzsystem die RESA auslöst und danach tritt eine starke negative Reaktivität ein, wenn die Abschaltstäbe einfallen.



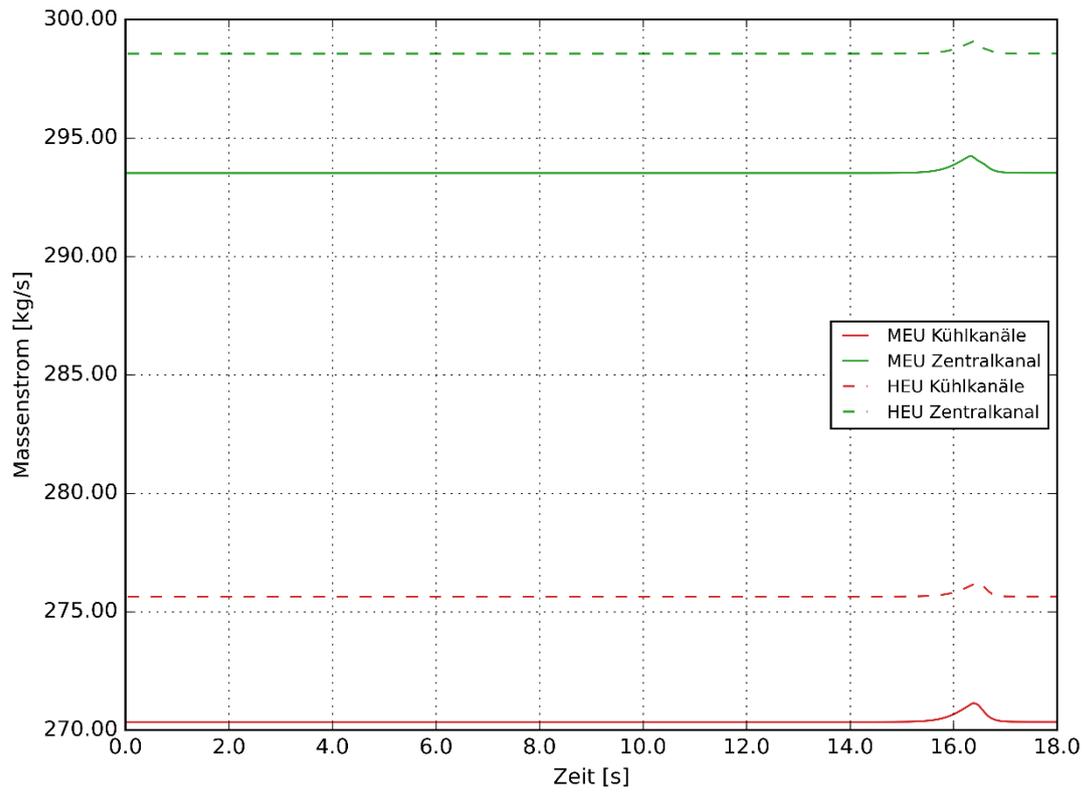
**Abb. 5.1** Regelstabfehlfahren – Reaktivität im Kern

Der zeitliche Verlauf der im Brennstoff erzeugten Leistung aus den HEU- und MEU-Simulationen wird Abb. 5.2 dargestellt. Aus dem Bild wird deutlich, dass der vom MEU-Kern erreichte Spitzenwert niedriger ist als der des Kerns mit HEU-Brennelement.

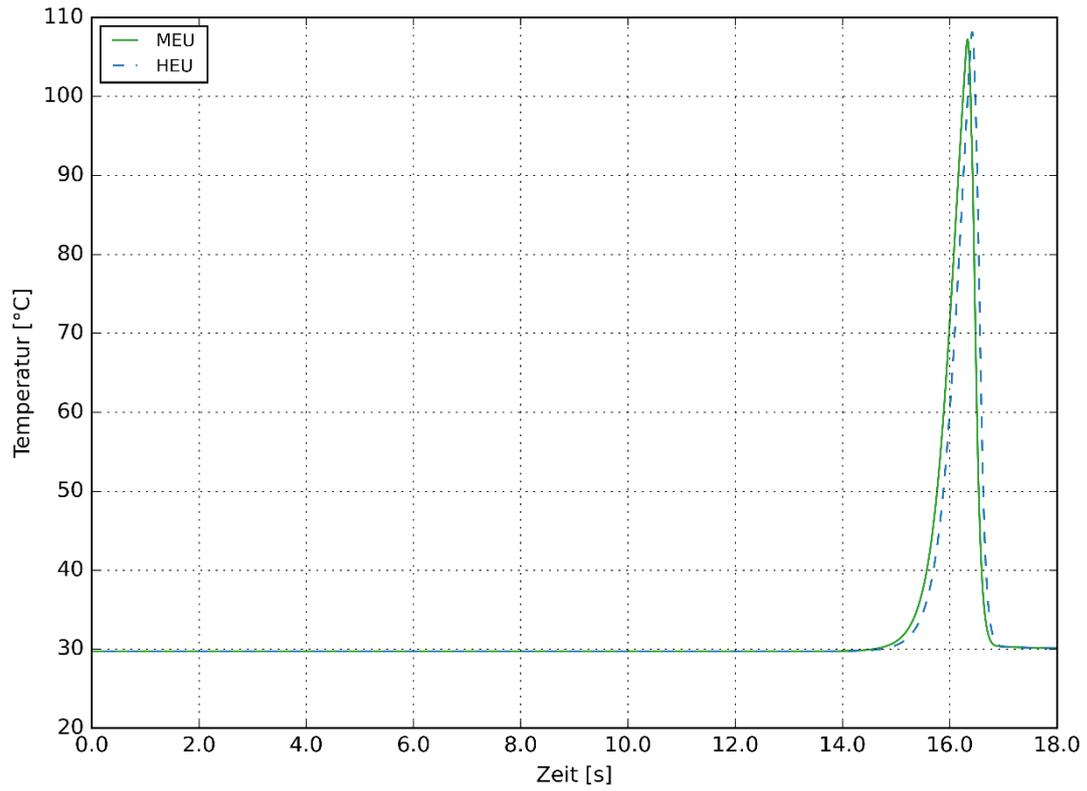
Die Abschaltung wird durch das Signal "Leistung hoch" ausgelöst, das im Anfahrbereich 14 % der Nennleistung beträgt. Bei gleichen primären Massenströmen (siehe Abb. 5.3) steigt die Temperatur des Kühlmittels schnell an und führt dazu, dass die maximale Oberflächentemperatur der Brennstoffplatten ansteigt (Abb. 5.4). Die Temperaturspitzen sind bei der MEU-Kernkonfiguration niedriger und daher liegen die vom DNBR (Abb. 5.5) erreichten Minima nicht so nahe an deren Sicherheitsgrenzen (ein Wert von 1).



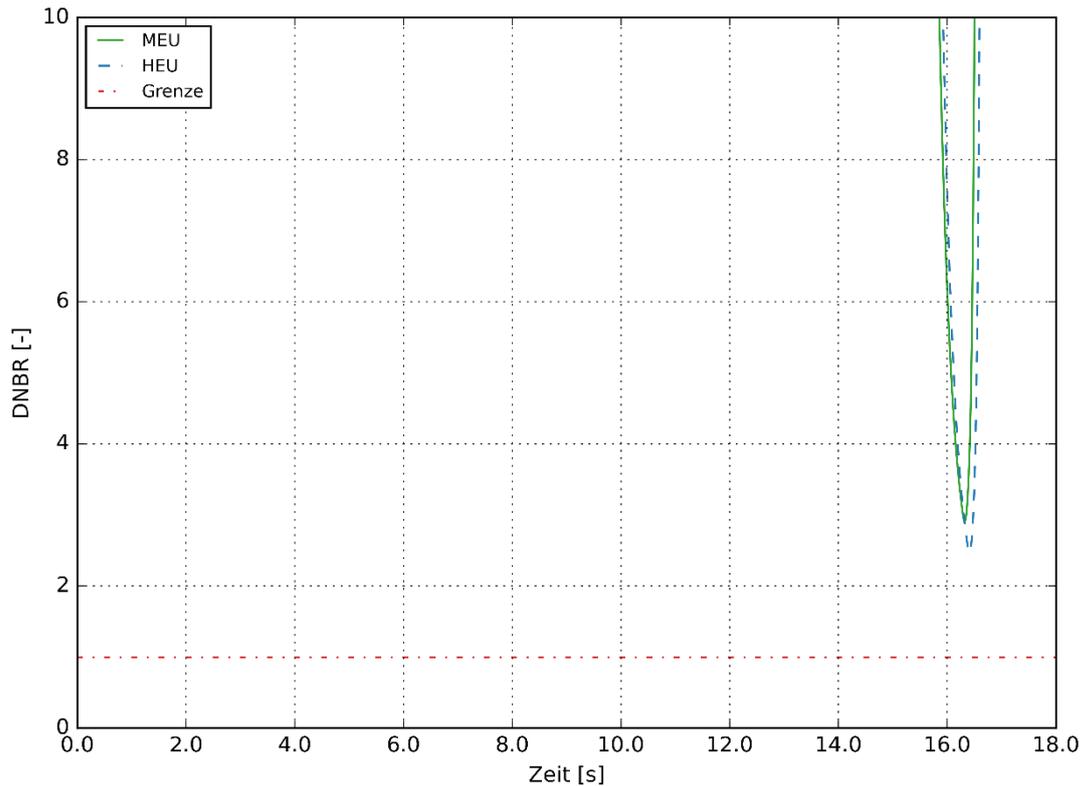
**Abb. 5.2** Regelstabfehlfahren – Kernleistung



**Abb. 5.3** Regelstabfehlfahren – Primärmassenströme



**Abb. 5.4** Regelstabfehlfahren – Maximale Platten-Oberflächentemperatur



**Abb. 5.5** Regelstabfehlfahren – Minimales DNBR

### 5.3.2 Primärdurchsatzreduktion durch Leckage oder Bruch

Das Öffnen eines 25 cm<sup>2</sup> großen Risses im Sammler, unmittelbar vor dem zentralen Kanal, wurde für beide Kernkonfigurationen in der Zyklusphase, die mit dem ungünstigsten Leistungsdichteprofil verbunden ist, simuliert. Die Ergebnisse werden in diesem Abschnitt gemeinsam dargestellt.

Die Weiterentwicklung des Anlagemodells, die in den vorangegangenen Abschnitten des vorliegenden Berichts beschrieben wurde, führt zu einem wichtigen Unterschied in Bezug auf die Reaktion des Systems auf das postulierte einleitende Ereignis. Die Hauptunterschiede ergeben sich aus der Modellierung der Primärpumpen und insbesondere aus der Implementierung des dynamischen Laufradmodells. Der Anstieg des Pumpendurchsatzes als Reaktion auf den Druckabfall ist nicht so hoch wie zuvor, und der Kühlmittelmassenstrom durch den zentralen Kanal erholt sich nicht so stark wie zuvor, wodurch die Reaktorschnellabschaltung ausgelöst wird.

Wie bei anderen Transienten wurde auch hier das Konzept des Einzelfehlers auf das Reaktorschutzsystem angewandt, d. h. dass das erste Signal nicht berücksichtigt wird.

In diesem Fall bedeutet dies, dass die Reaktorabschaltung nicht nur verzögert, sondern vollständig vermieden wird. Bei der MEU-Kernkonfiguration führt nicht einmal das neue Pumpenmodell zur Reaktorschnellabschaltung, da der Druckabfall im Vergleich zum HEU-Fall geringer ist und nicht so lange anhält.

Die interessantesten Entwicklungen nach dem Öffnen des Risses finden innerhalb der ersten Sekunde statt. Für jede gewählte Prozessgröße werden die aktuellen Ergebnisse, die den ungünstigsten Szenarien jeder Kernkonfiguration entsprechen, zusammen aufgetragen, d. h. Anfang des Zyklus (BoC) im Falle der HEU-Konfiguration und Mitte des Zyklus (MoC) im Falle der MEU-Konfiguration. Die wichtigsten Ereignisse im Verlauf der Transiente sind in Tab. 5.1 zusammengefasst. In Tab. 5.2 werden die relevantesten Sicherheitsgrößen dargestellt.

**Tab. 5.1** Leck im Sammler - Störfallablauf

Zeit (s)		Ereignis (-)
HEU	MEU	
0	0	Lecköffnung (nach Erreichen des stationären Zustandes)
0,015	0,015	Leckventil 100 % geöffnet - Leckquerschnitt = 0,0025 m <sup>2</sup>
0,15	0,15	Minimaler Kerndurchsatz
0,9	0,9	Stabilisierung der Massenströme im System
~15000	~15000	Erreichen einer konstanten Leistung
15000	15000	Simulationsende

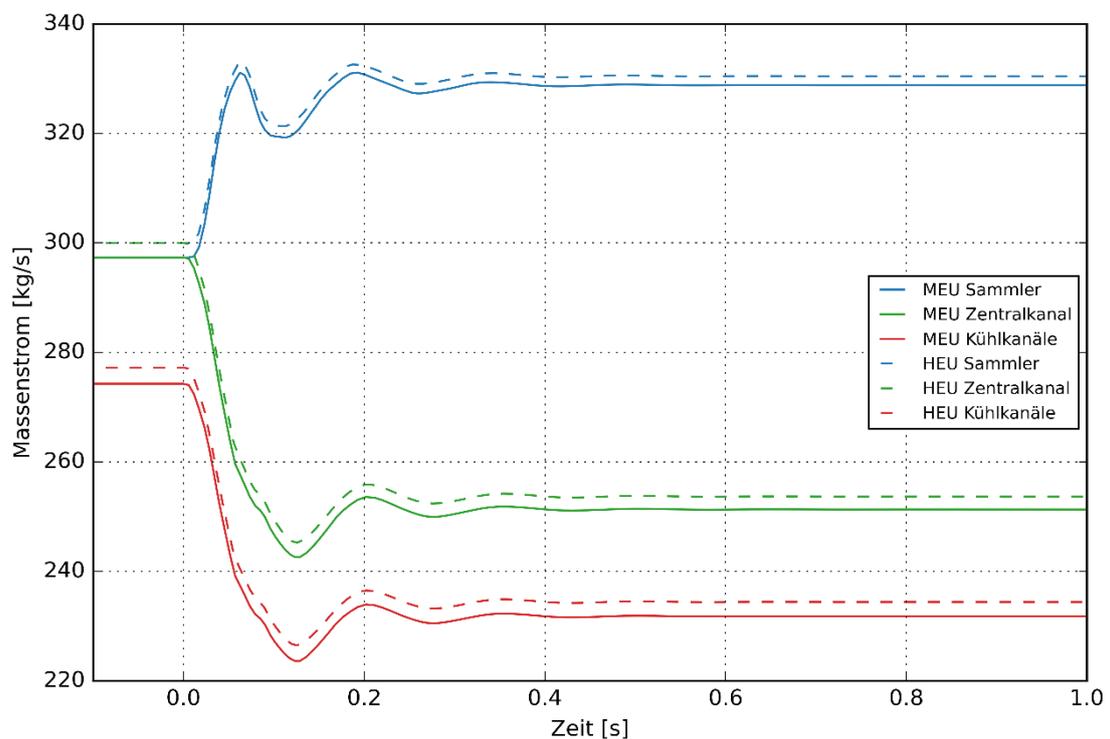
**Tab. 5.2** Leck im Sammler - Relevante Sicherheitsgrößen

Sicherheitsgröße	Wert (Zeit [s])	
	MEU	HEU
Minimaler Kerndurchsatz	223,8 kg/s (0,15 s)	226,5 kg/s (0,15 s)
Minimales DNBR	1,36 (0,05 s)	1,37 (0,05 s)
Maximaler Dampfanteil im Kern	9,2E-07 (0,1 s)	8,9E-09 (0,05 s)
Maximale Oberflächentemperatur	155 °C (0,15 s)	146 °C (0,15 s)
Minimale Sicherheit gegen Strömungsinstabilitäten	2,2 (0,05 s)	2,5 (0,05 s)

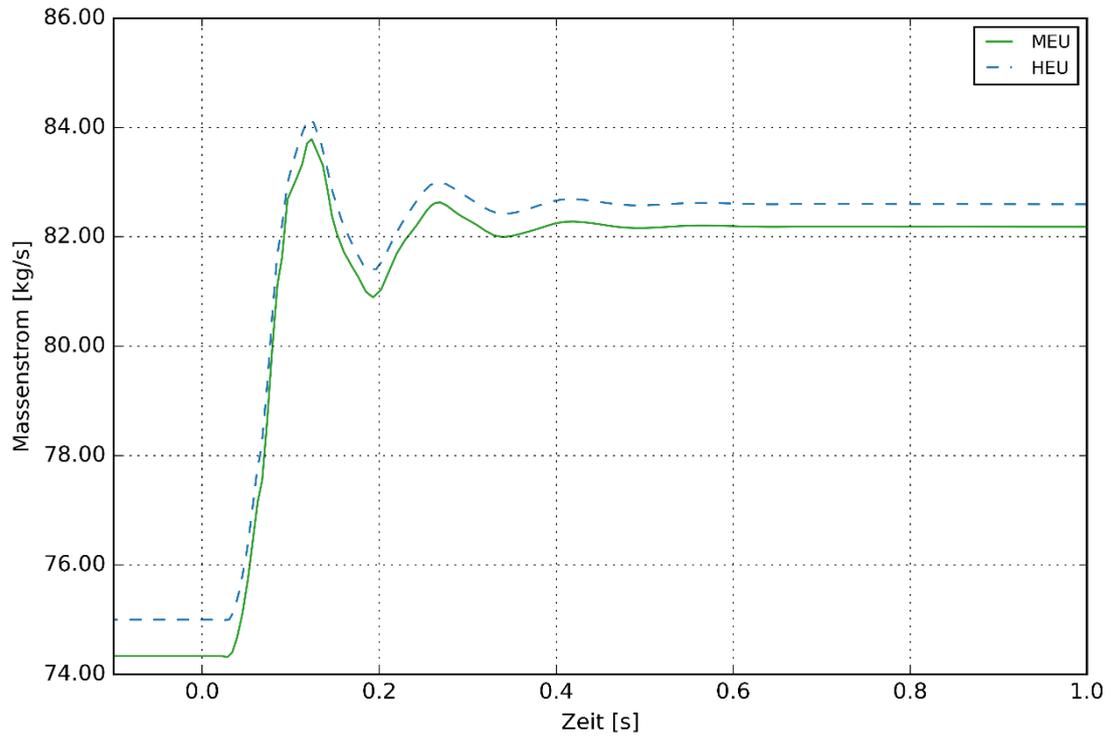
Die relevanten primären Strömungsraten sind in der Abb. 5.6 zusammen dargestellt, die Reaktion des Modells ist in beiden Fällen ähnlich. Die Unterschiede zwischen den späteren Strömungsraten sind die gleichen wie die anfänglichen Unterschiede zwischen den Durchflussraten, die durch die etwas höheren Reibungsverluste im längeren Brennelement verursacht werden. Der Anstieg des gepumpten Kühlmittelstroms ist in Abb. 5.7

zu sehen. Obwohl der gesamte gepumpte Durchfluss gestiegen ist, bleibt der Kernmassenstrom unter dem ursprünglichen Wert und die Kernaustrittstemperatur nimmt zu (Abb. 5.8). Der Temperaturanstieg innerhalb des Kerns lässt sich an der Entwicklung der maximalen Oberflächentemperatur an der Schnittstelle zwischen den Brennstoffplatten und dem Wasser ablesen, wie es in Abb. 5.9 zu sehen ist. Die minimale DNBR liegt in der MEU-Kernsimulation sehr nahe an der Grenze, näher als im HEU-Fall (Abb. 5.10).

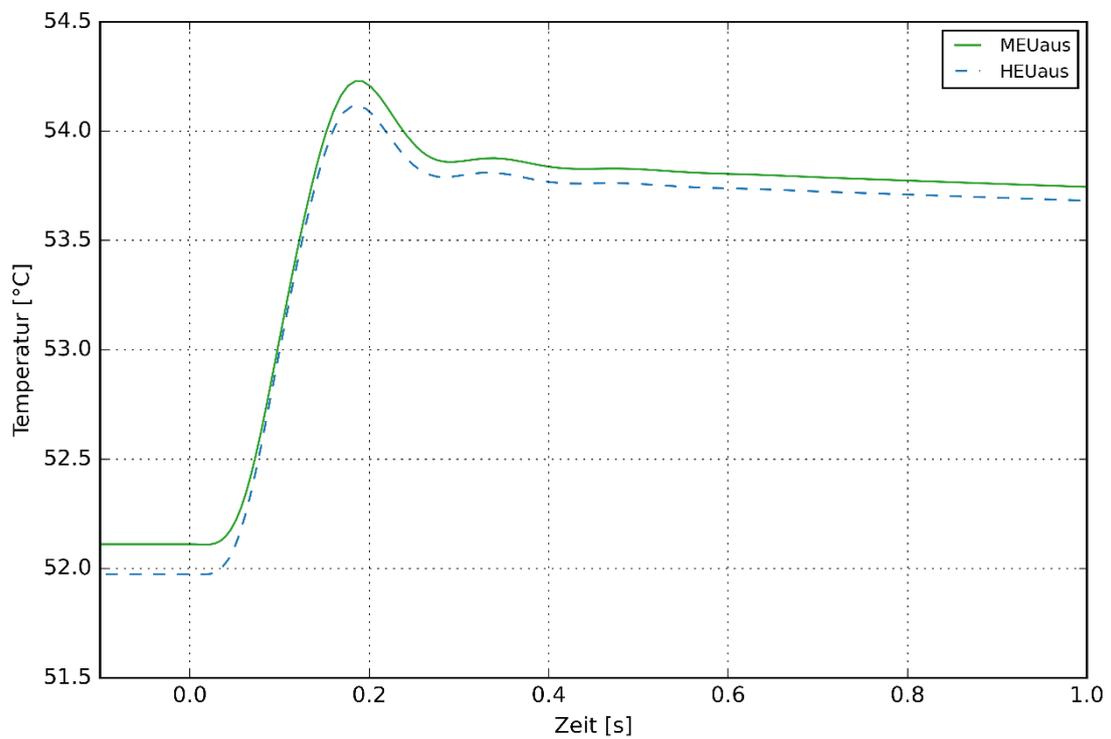
Während der Transiente kommt es zudem zur kurzzeitigen Dampfbildung in den Kühlkanälen. Abb. 5.11 zeigt den Dampfvolumenteil im Kern.



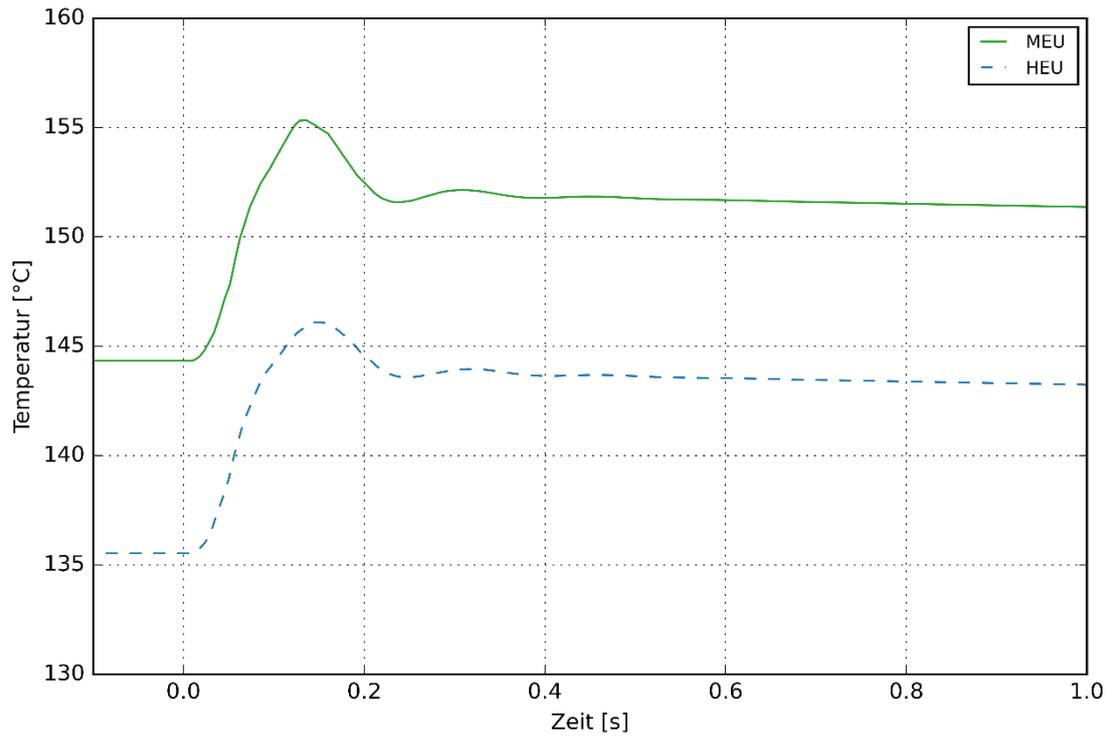
**Abb. 5.6** Leck im Sammler – Primärseitige Massenströme



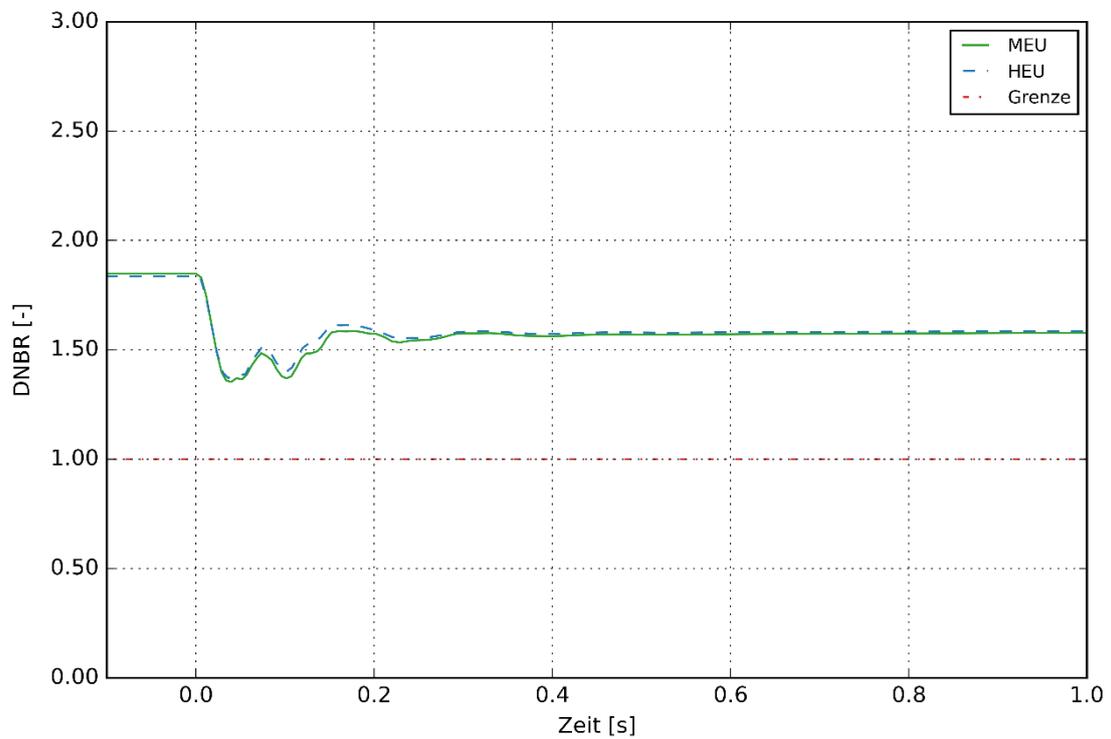
**Abb. 5.7** Leck im Sammler – Pumpendurchsatz



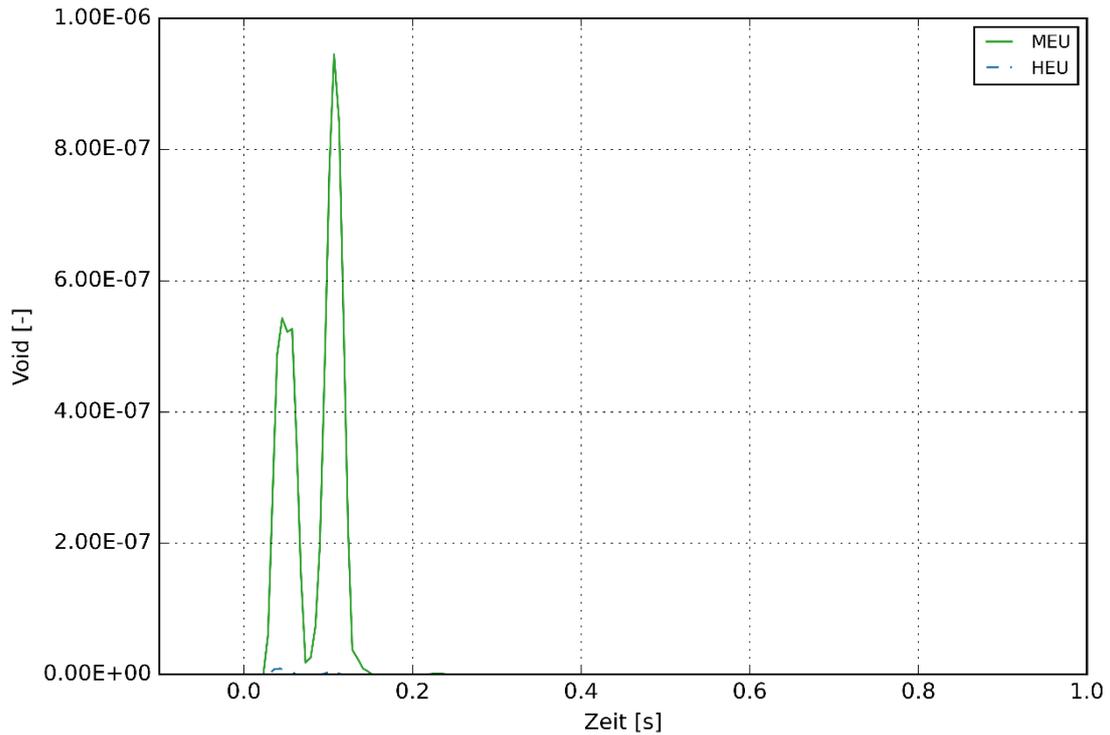
**Abb. 5.8** Leck im Sammler – Austrittstemperatur



**Abb. 5.9** Leck im Sammler – Maximale Oberflächentemperatur



**Abb. 5.10** Leck im Sammler – Minimales DNBR



**Abb. 5.11** Leck im Sammler – Dampfanteil im Kern

### 5.3.3 Ausfall aller Primärpumpen – Pumpenausfall

Wie bei den beiden vorangegangenen Transienten wurde der Störfall erneut für die HEU-Konfiguration am Anfang des Zyklus (HEU BoC) und erstmals für die MEU-Konfiguration in der Mitte des Zyklus simuliert. In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der beiden Simulationen verglichen. Der Ereignisverlauf wurde in /GRS 21a/ beschrieben. Der Ereignisablauf und die relevanten Sicherheitsgrößen werden in Tab. 5.3 bzw. in Tab. 5.4 zusammengefasst.

**Tab. 5.3** Pumpenausfall - Störfallablauf

Zeit [s]		Ereignis
MEU	HEU	
0	0	Pumpenausfall, Ausfall aller vier Primärpumpen
1,05	1,1	Kerndurchsatz erreicht Reaktorschutz-Grenzwert
4,1	3,9	Druckunterschied Sammler-Becken erreicht Reaktorschutz-Grenzwert
4,6	4,4	Auslösung RESA und Start der Notkühlpumpen
102	104	Öffnung der Notkühlklappen (Rückschlagklappen)
10800	10800	Abschalten der Notkühlpumpen
10826	10826	Strömungsumkehr im Kern – Übergang zum Naturumlauf
11000	11000	Stabiler Naturumlauf
11500	11500	Simulationsende

**Tab. 5.4** Pumpenausfall - Relevante Sicherheitsgrößen

Sicherheitsgröße	Wert (Zeit [s])	
	MEU	HEU
Minimales DNBR	1,32 (4,6 s)	1,39 (4,4 s)
Maximaler Dampfanteil im Kern	7,5E-07 (4,4 s)	1,5E-07 (4,4 s)
Maximale Oberflächentemperatur	160 °C (4,6 s)	153 °C (4,45 s)
Minimale Sicherheit gegen Strömungsinstabilitäten	1,68 (4,4 s)	2,05 (4,4 s)

Abb. 5.12 zeigt den Massenstrom im Zentralkanal. Durch das Öffnen der Klappen wird der Durchsatz der Primärpumpe gesenkt, während der Durchfluss im Zentralkanal und damit im Kern durch die Notspeisung steigt. Die Auslösung der RESA etwa 4,5 s nach Störfallbeginn stoppt das Absinken des DNBR, die im Falle der MEU-Kern-Konfiguration näher am Grenzwert liegen (Abb. 5.13). Nach Öffnung der Notkühlklappen werden etwa 13 kg/s Wasser aus dem Absetzbecken von den Notkühlpumpen eingespeist (Abb. 5.14). Drei Stunden nach RESA (zum Zeitpunkt  $t = 10\,800$  s) werden die Notpumpen abgeschaltet und der Durchfluss durch die Notkühlklappen sinkt auf Null. Dann erfolgt der Übergang zum Naturumlauf, die Strömung im Kern dreht sich um, das Wasser fließt nun nach oben (negativer Durchfluss in Abb. 5.15). In diesem Betriebszustand tritt das Wasser über das Sieb im heißen Strang in den Reaktorkühlkreislauf ein, durchströmt den Kern und verlässt das System wieder über die Naturumlaufklappen, indem es zurück zum Becken fließt. Die Nachzerfallswärme bewirkt unter diesen Strömungsbedingungen einen Anstieg der Brennstofftemperatur. Abb. 5.16 zeigt den gesamten Verlauf der maximalen Oberflächentemperatur, von den Anfangsbedingungen bis zum Naturumlauf.

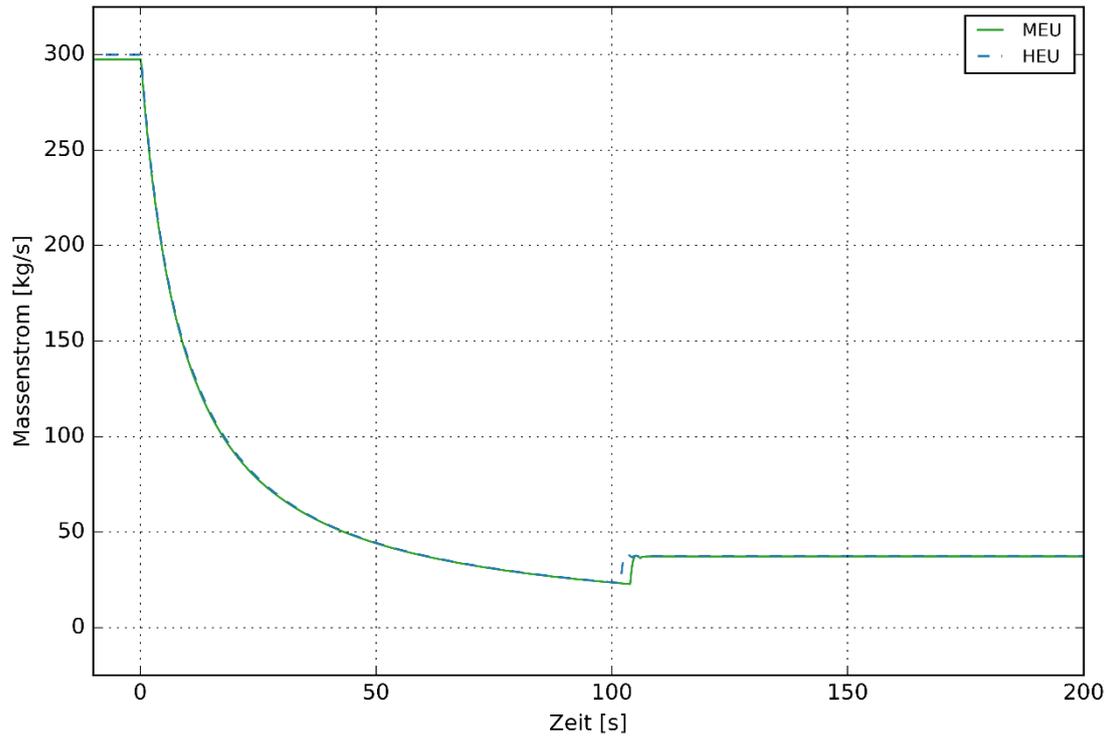


Abb. 5.12 Pumpenausfall – Massenstrom im Zentralkanal

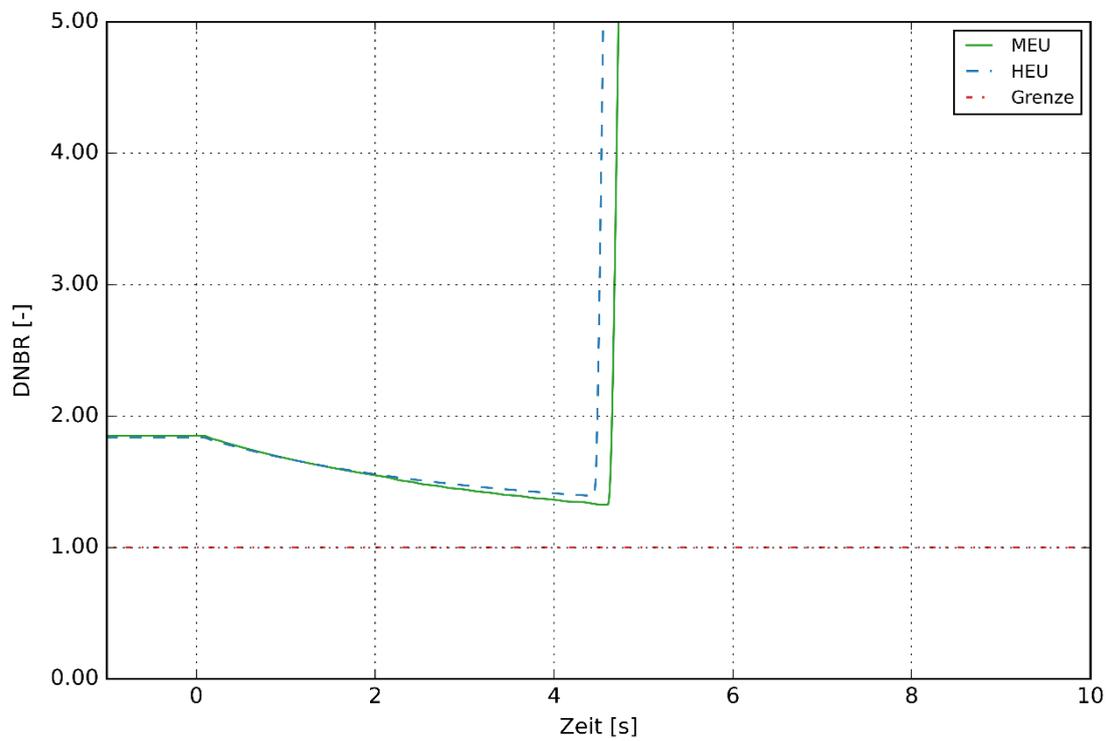
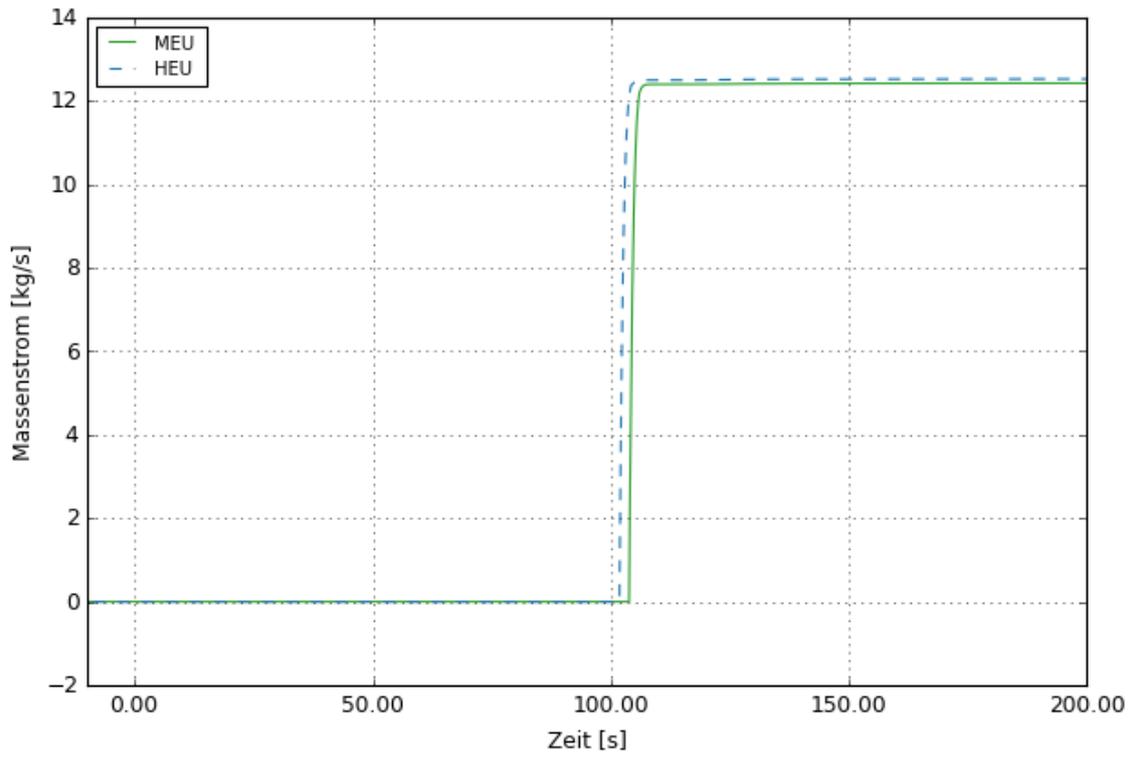
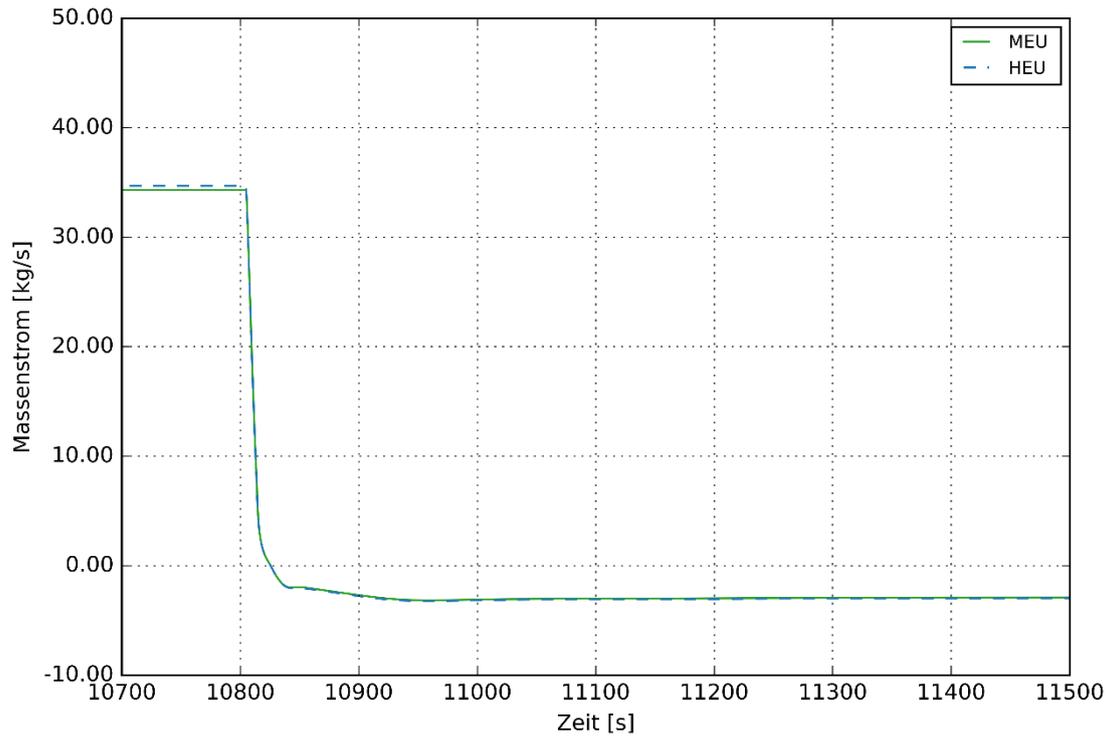


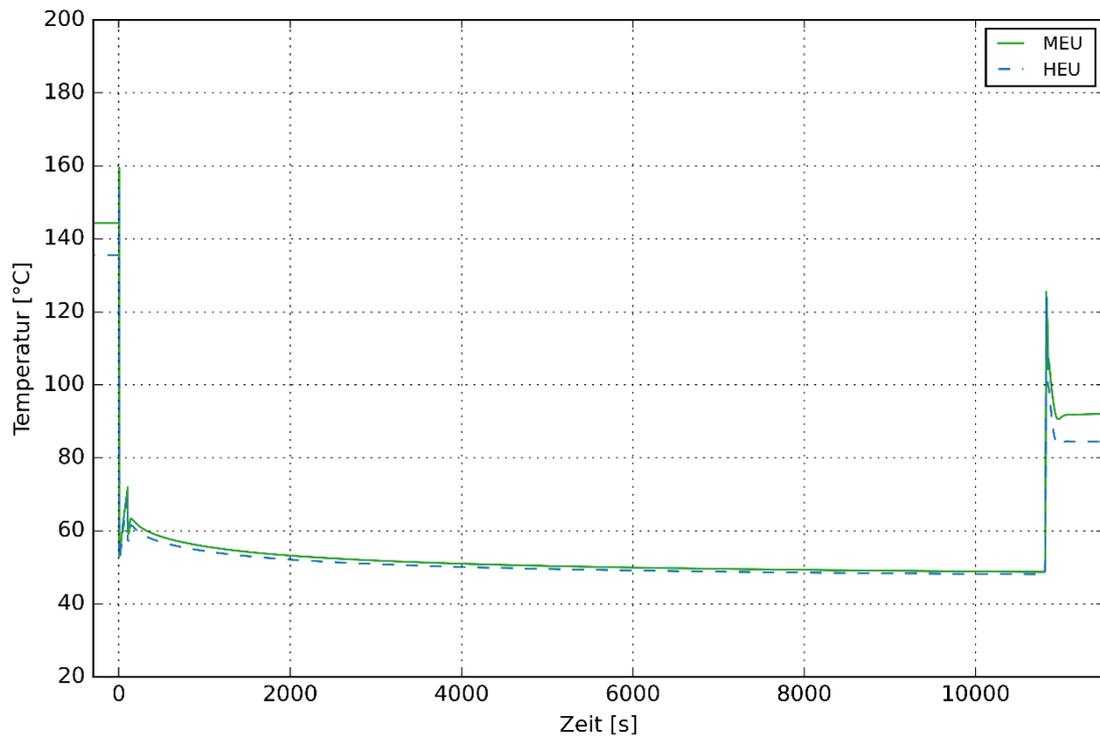
Abb. 5.13 Pumpenausfall – Minimales DNBR



**Abb. 5.14** Pumpenausfall – Einspeisung des Notkühlsystems



**Abb. 5.15** Pumpenausfall – Umdrehung des Kerndurchsatzes



**Abb. 5.16** Pumpenausfall – Maximale Oberflächentemperatur

#### 5.4 Unsicherheitsanalysen für die MEU-Konfiguration in der Zyklusmitte

Mit Hilfe des Programms SUSAs wurde die Unsicherheiten der verwendeten Rechenmodelle und -annahmen in einer systematischen Unsicherheitsanalyse untersucht mit dem Ziel die Aussagefähigkeit der erzielten Ergebnisse durch Quantifizierung der Unsicherheiten zu erhöhen.

Hierzu wurden zunächst zwei der drei simulierten Störfallszenarien für die Durchführung der Unsicherheitsanalysen ausgewählt. Auf der Grundlage, der in den vorangegangenen Abschnitten vorgestellten Ergebnisse für die drei ausgewählten auslösenden Ereignisse wurde beschlossen, eine Unsicherheitsanalyse für das „Leck im Sammler“ und den „Ausfall aller Primärpumpen“ durchzuführen. Die Sicherheitsmargen von Sicherheitsparametern wie der maximalen Oberflächentemperatur und des DNBR sind in diesen beiden Fällen kleiner als beim Reaktivitätsstörfall durch Regelstabweichungen.

Anschließend wurden Parameter mit großem Einfluss auf die Ergebnisse identifiziert und spezifische Simulationen durchgeführt, um ihre Auswirkungen auf die Transienten zu ermitteln. Diese Variationssimulationen unterstützen die Entscheidung, mit der Unsicherheitsanalyse für die beiden ausgewählten Unfälle fortzufahren.

Für den Störfall „Leck im Sammler“ wurden als leckspezifische Parameter die Aufreißzeit (die Zeit, die vergeht, bis der Querschnitt von Null auf sein Maximum ansteigt) und der Formverlustkoeffizient am Riss ermittelt. ATHLET verfügt über ein komplexes Modell zur Berechnung des Druckverlusts im Falle eines LOCA, das jedoch nur bei Brüchen mit kritischer Strömung anwendbar ist. In diesem Fall wurde der Formverlustfaktor ursprünglich auf der Grundlage des Massenstroms durch den Bruch in den Ergebnissen des Sicherheitsberichts angepasst. Um das ungünstigste und das günstigste Szenario in Bezug auf diese beiden Parameter zu simulieren und so ihre Auswirkungen auf die Leckage abzuschätzen, wurden zwei Simulationen durchgeführt. Im ersten der beiden Fälle, dem ungünstigsten Szenario, öffnet sich der Bruch in 50 % weniger Zeit und die Druckverluste sind um 20 % geringer, was zu einer höheren Kühlmittelverlustrate führt. Für das andere Szenario ist die Situation umgekehrt, der Riss öffnet sich langsamer und der Widerstand ist größer.

Für den Störfall „Pumpenausfall“ ist die Förderhöhe der Primärpumpen der Parameter mit dem stärksten Einfluss auf den stationären primären Massendurchsatz und wurde daher als erster Variationsparameter gewählt. Sobald der Störfall eingetreten ist, hängt

die Geschwindigkeit, mit der der Durchfluss abfällt, vom Trägheitsmoment des Schwungrads ab, dem zweiten gewählten Variationsparameter.

Für jedes Szenario wurde eine Liste von Unsicherheitsparametern zusammen mit den Merkmalen ihrer Verteilungen ermittelt. Die ermittelten Parameter mussten in das Modell eingebaut werden, damit sie mit Hilfe von SUSA zufälligen Werten zugeordnet und mögliche Abhängigkeiten konsequent berücksichtigt werden konnten. Die vorläufigen Ergebnisse führen zu einer weiteren Entwicklung und Verbesserung des Datensatzes.

#### **5.4.1 Unsicherheitsanalysen**

Als Vorbereitung für die endgültigen Störfall-Unsicherheitsanalysen, wurde eine kurze Unsicherheitsanalyse zum stationären Zustand durchgeführt, zum einen, um die Robustheit des Modells zu testen. Andererseits ermöglicht diese Analyse die Bewertung der Rand- und Anfangsbedingungen, die in jeder der Proben vor Beginn des Störfalls festgelegt wurden. In der Unsicherheitsanalyse wurden 66 unsichere Parameter betrachtet und 100 Rechnungen durchgeführt.

##### **5.4.1.1 Leck im Sammler: Unsicherheitsanalyse**

Für den Störfall „Leck im Sammler“ wurden drei unsichere Parameter und deren Unsicherheitsverteilungen identifiziert. Hierbei gibt es zwei Arten von Parametern:

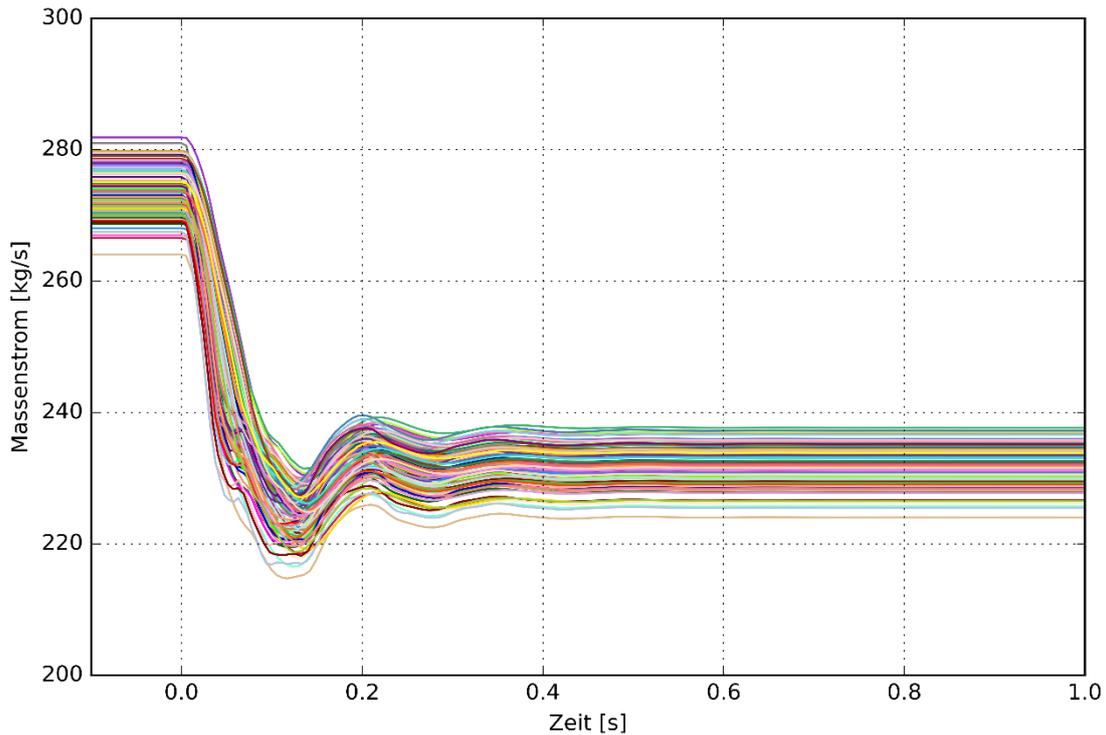
- Code-Parameter: ATHLET-inhärente Parameter, die immer mit den gleichen Unsicherheitsverteilungen variiert werden
- Anlagenparameter: Spezifische Parameter für die Modellierung des Forschungsreaktors

In Tab. 5.5 sind die Parameterkategorien zusammen mit der Anzahl der Parameter in jeder Kategorie aufgeführt.

**Tab. 5.5** Leck im Sammler: Unsichere Parameter nach Kategorie

Kategorie	Anzahl der Parameter
<b>Code-Parameter</b>	
Wärmeübergangs- und Verdampfungsmodelle	16
Kühlmitteltransportmodelle	12
Numerische Methode	1
<b>Anlagenparameter</b>	
Kerngeometrie	4
Heißfaktor	1
Wärmetransport (Materialdaten)	4
Neutronenkinetik	3
Druckverluste	20
Primärpumpen	1
Reaktorreferenzwerte	4
Reaktorschutzsystem	5
<b>Total</b>	<b>73</b>

Es wurden 100 Analysen für das Ereignis „Leck im Sammler“ durchgeführt. Alle Analysen konnten im ersten Rechendurchgang durchgeführt werden. Bei keiner Analyse mussten Parameterwerte geändert werden, damit die Rechnung durchläuft. Aus jedem der mit ATHLET durchgeführten 100 Rechenläufe ergeben sich alternative zeitliche Verläufe der Transiente. Der Ereignisverlauf ist in allen simulierten Proben ähnlich und entspricht dem der in Abschnitt 5.3.2 beschriebenen *best-estimate*-Simulation. Die Reaktorschnellabschaltung (RESA) wird trotz des Absinkens der Druckdifferenz zwischen Sammler und Becken in keiner der Simulationen aufgrund des Einzelfehlerkriteriums ausgelöst. Kein anderes Signal löst die RESA aus. Abb. 5.17 zeigt exemplarisch das Ergebnis der Analysen für den Kernmassenstrom.

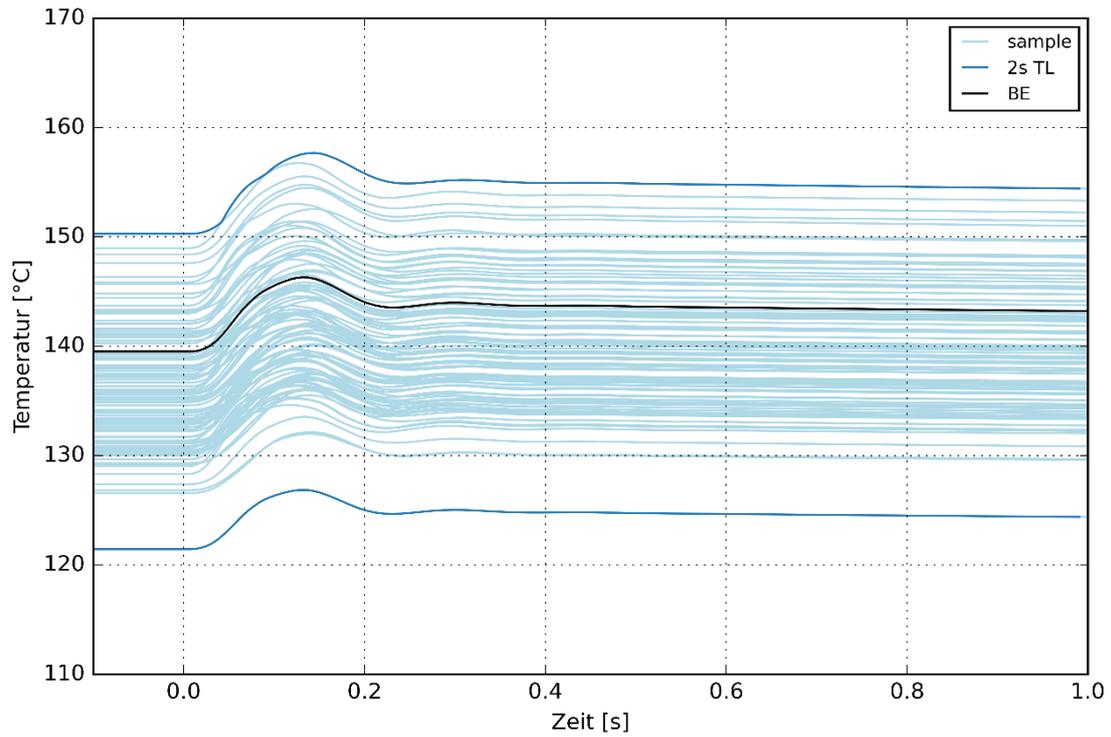


**Abb. 5.17** Leck-UA – Kernmassenstrom

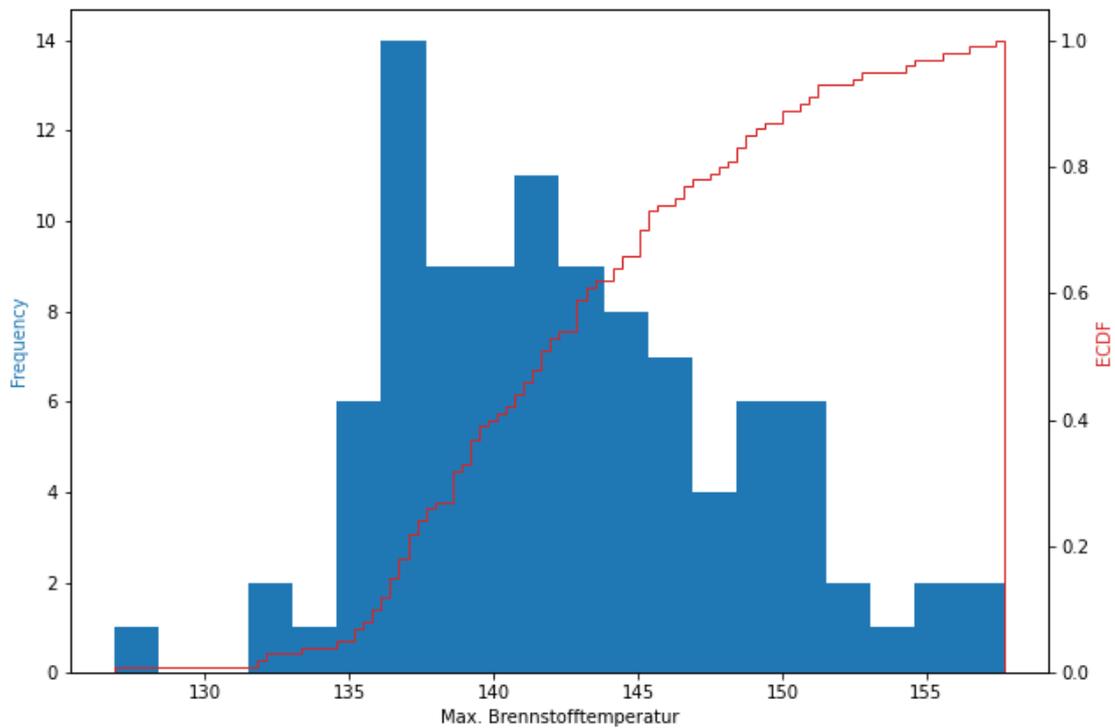
Aus der Gesamtheit der errechneten alternativen Ergebnisse werden quantitative Aussagen zur Unsicherheit der Rechenergebnisse in Form statistischer Toleranzgrenzen zu vorgegebenen Werten des Wahrscheinlichkeitsgehalts und des Vertrauensniveaus (95 %, 95 %) hergeleitet. Angesichts der Anzahl der Simulationen (100) und unter Berücksichtigung der Formel von Wilks stimmen die Toleranzgrenzen mit den Hüllkurven der Ergebnisse überein.

Abb. 5.18 zeigt exemplarisch die 100 maximalen Brennstofftemperaturen für alle Brennstoffplatten sowie das Maximum des *best-estimate*-Falls und die obere und untere 95 % / 95% Toleranzgrenzen. Die maximale Brennstofftemperatur liegt zwischen 126,86 und 157,69 °C für alle 100 Rechnungen. Die maximale Brennstofftemperatur in der *best-estimate* liegt bei 146,31 °C. Abb. 5.19 zeigt ein Histogramm zur Verteilung der 100 maximalen Brennstofftemperaturen. Die von SUSA für die 73 unsicheren Parameter ausgespielten Werte führten zu einer Normalverteilung bei den berechneten maximalen Brennstofftemperaturen.

Ähnliche Ergebnisse wurden auch für die maximale Oberflächentemperatur, Sicherheit gegen Strömungsinstabilitäten ( $S_2$ ) und minimales DNBR nach Lecköffnung bestimmt.



**Abb. 5.18** Leck-UA – Maximale Brennstofftemperatur, mit *best-estimate* (BE) und zweiseitige Toleranzgrenzen (2s TL)

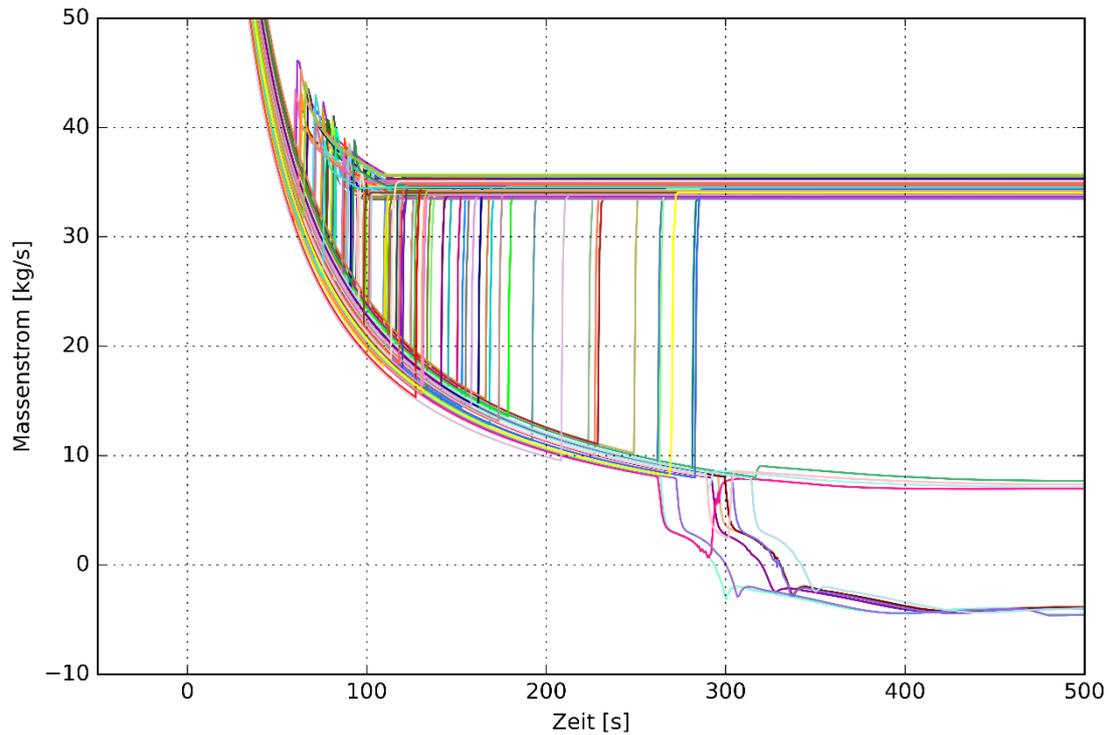


**Abb. 5.19** Leck-UA – Histogramm und empirische kumulative Verteilungsfunktion: Maximale Brennstofftemperatur nach Lecköffnung

#### 5.4.1.2 Pumpenausfall: Unsicherheitsanalyse

Dieser Abschnitt beschreibt die Unsicherheitsanalyse, die für den Unfall „Ausfall aller Primärpumpen“ oder „Pumpenausfall“ durchgeführt wurde. Hierbei wurde eine Weiterentwicklung des Notkühlsystems für notwendig erachtet. Die vorläufigen Ergebnisse der Berechnungen zeigten, dass einige Stichproben einen anderen Verlauf nehmen als die *best-estimate* Simulation. Zur Veranschaulichung zeigt Abb. 5.20 die vorläufigen Simulationsergebnisse für den Kernmassenstrom. In 65 von 100 Simulationen öffnen sich die Notkühlklappen wie erwartet. Schließlich öffnen sich die Naturumlaufklappen, was zu einem vorzeitigen Übergang zur natürlichen Konvektion, d. h. zur Strömungsumkehr im Kern führt. Bei 5 von 100 Proben öffnen sich sowohl die Notkühl- als auch die Naturumlaufklappen nacheinander. In diesen Fällen verlässt der größte Teil des von den Notkühlpumpen eingespeisten Kühlmittels das Primärsystem wieder über die Naturumlaufklappen. Der Kühlmittelstrom durch den Kern kehrt sich nicht um, sondern bleibt langsam, was zu einem geringeren Anstieg der Brennstofftemperatur beiträgt.

Eine genauere Analyse des Notkühlsystems ergab, dass die wahrscheinlichste Ursache für die Unterschiede zwischen den Transienten die vereinfachte Implementierung war. Daher wurde sowohl die Geometrie der drei Notkühlleitungen als auch die Öffnungslogik der entsprechenden Ventile im Notkühlsystem neu aufgesetzt.



**Abb. 5.20** Pumpenausfall-UA – Kernmassenstrom (vorläufige Ergebnisse)

Auch für den Störfall „Pumpenausfall“ wurden 73 unsichere Parameter und deren Unsicherheitsverteilungen identifiziert. Der Großteil der Parameterliste in dieser Unsicherheitsanalyse stimmt mit der Liste der Unsicherheitsanalyse „Leck im Sammler“ überein. In Tab. 5.6 sind die Parameterkategorien zusammen mit der Anzahl der Parameter in jeder Kategorie aufgeführt.

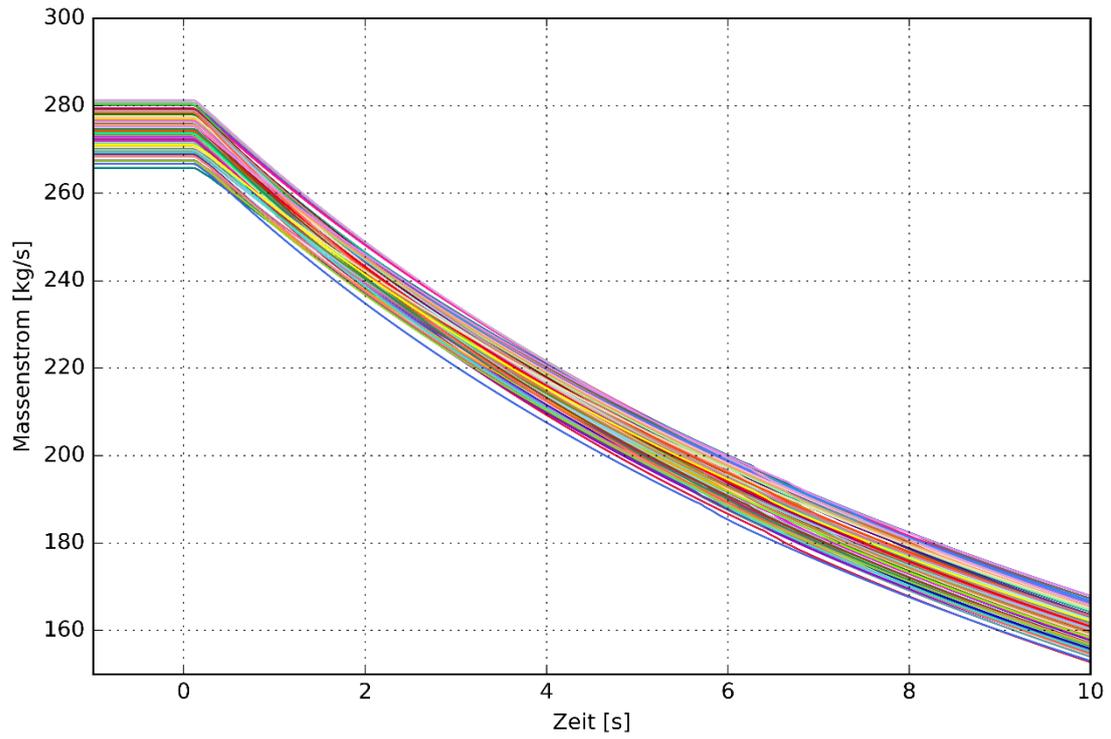
**Tab. 5.6** Pumpenausfall: Unsichere Parameter nach Kategorie

Kategorie	Anzahl der Parameter
<b>Code-Parameter</b>	
Wärmeübergangs- und Verdampfungsmodelle	16
Kühlmitteltransportmodelle	12
Numerische Methode	1
<b>Anlagenparameter</b>	
Kerngeometrie	4
Heißfaktor	1
Wärmetransport (Materialdaten)	4
Neutronenkinetik	3
Druckverluste	29
Pumpen	3
Reaktorreferenzwerte	4
Reaktorschutzsystem	12
Ventilcharakteristik	3
Nachzerfallsleistung	1
Total	93

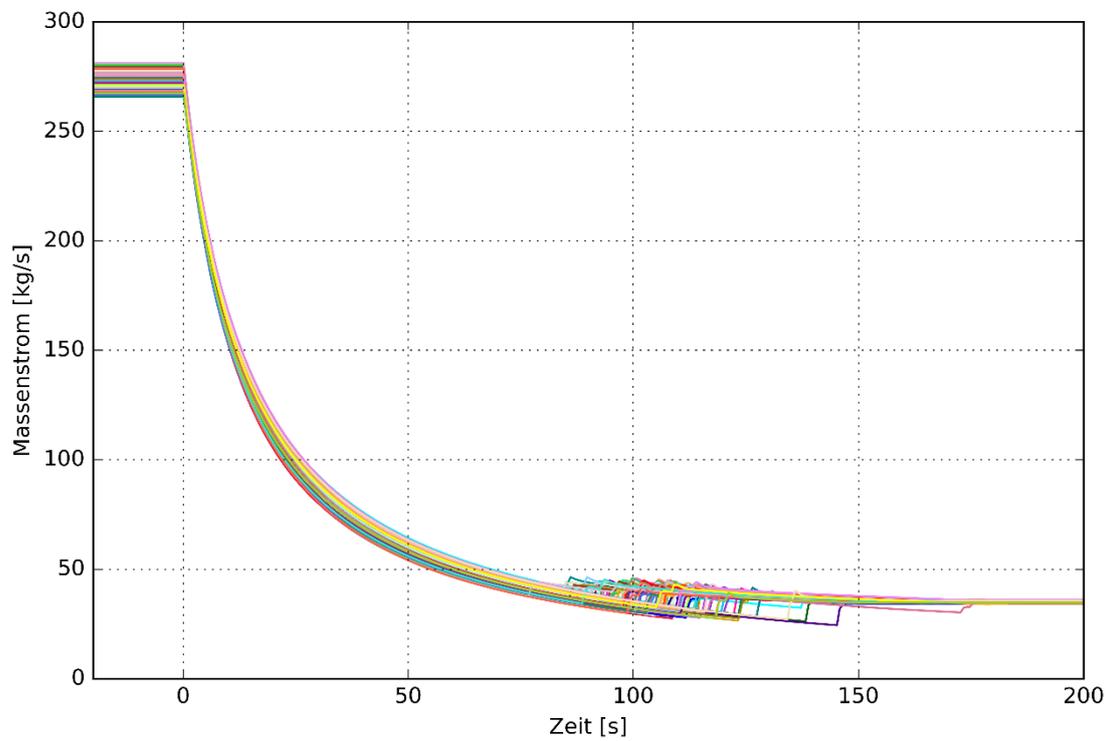
Es wurden 100 Analysen für das Ereignis „Pumpenausfall“ durchgeführt. Alle Analysen konnten im ersten Rechendurchgang durchgeführt werden. Bei keiner Analyse mussten Parameterwerte geändert werden, damit die Rechnung durchläuft. Aus jedem der mit ATHLET durchgeführten 100 Rechenläufe ergeben sich alternative zeitliche Verläufe der Transiente. Der Ereignisverlauf ist in allen simulierten Proben ähnlich und entspricht dem der in Abschnitt 5.3.3 beschriebenen *best-estimate*-Simulation. Das Reaktorschutzsystem wird aufgrund des Einzelfehlerkriteriums vom zweiten RESA-Signal ausgelöst. Die Ergebnisse wurden der Übersichtlichkeit halber in Phasen eingeteilt:

- Phase 1: erste 10 Sekunden – RESA, die interessanteste Phase unter dem Gesichtspunkt der Sicherheitskriterien
- Phase 2: erste 200 Sekunden - Einsatz des Notkühlsystems
- Phase 3: zwischen 8500 Sekunden und 13500 Sekunden nach Störfallbeginn - Übergang zum Naturumlauf

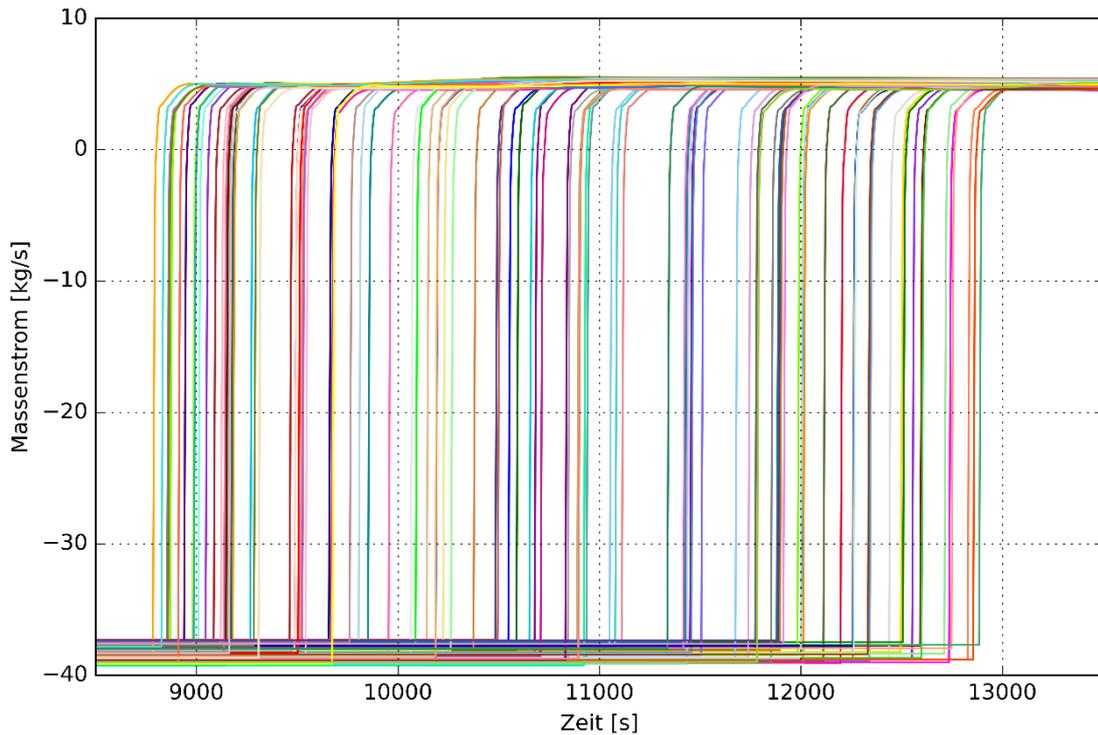
Abb. 5.21, Abb. 5.22 und Abb. 5.23 zeigen exemplarisch für die Ergebnisse den Kernmassenstrom in den drei definierten Phasen.



**Abb. 5.21** Pumpenausfall-UA, Phase 1 – Kernmassenstrom



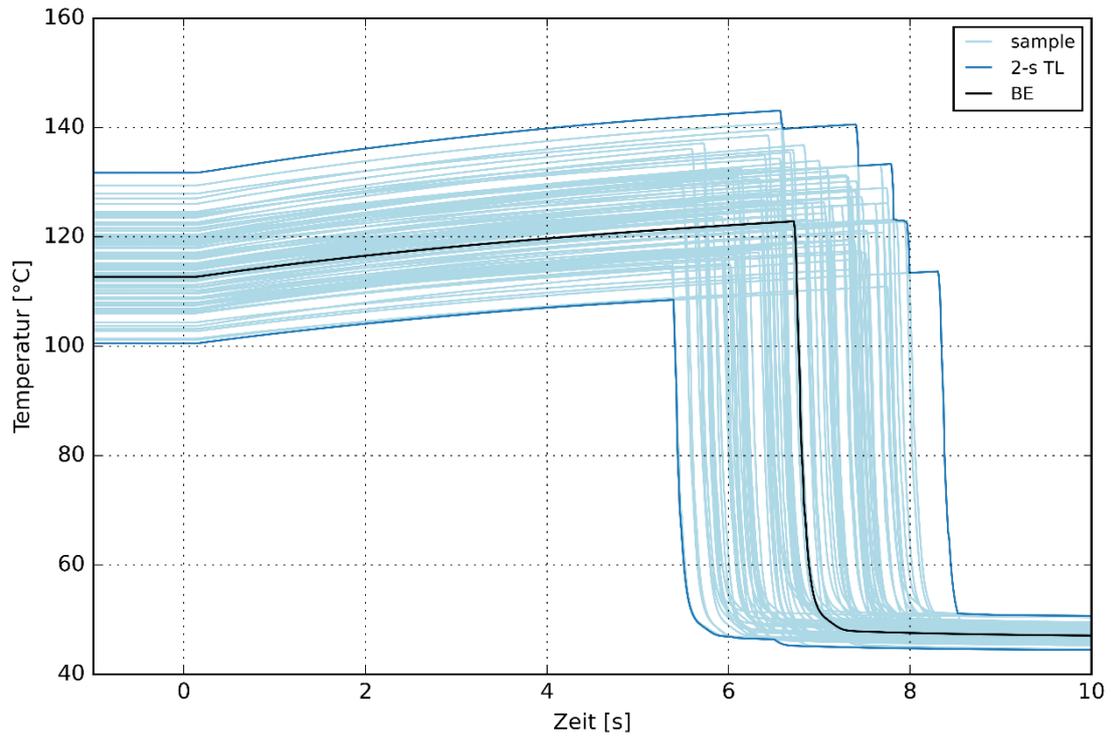
**Abb. 5.22** Pumpenausfall-UA, Phase 2 – Kernmassenstrom



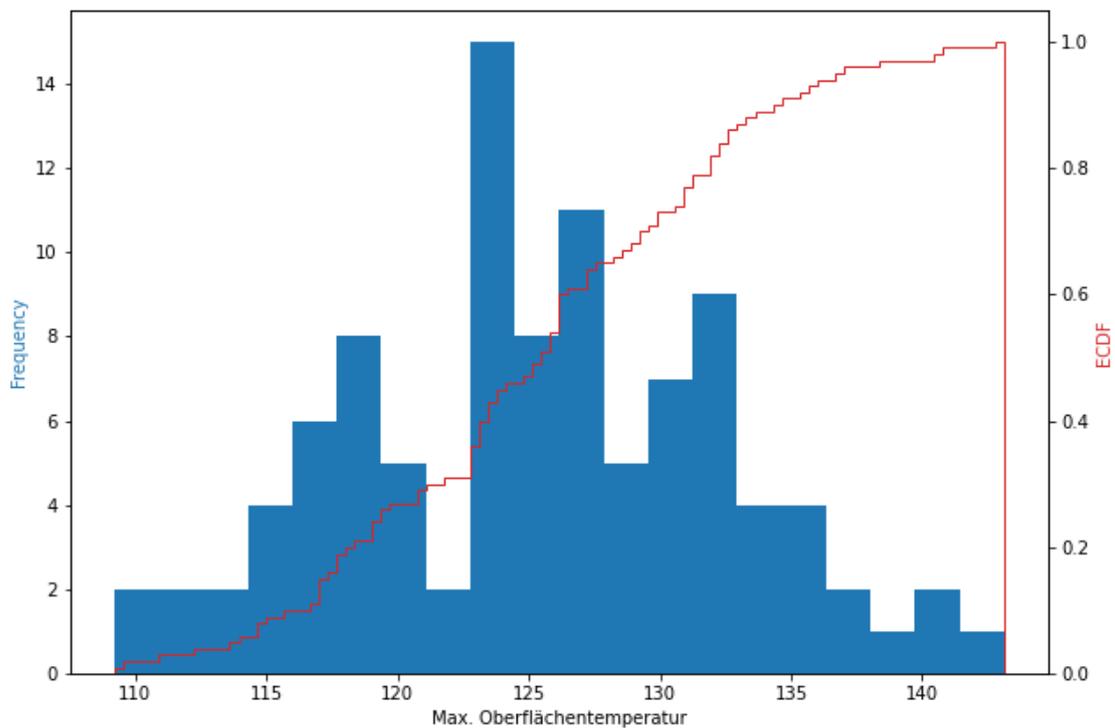
**Abb. 5.23** Pumpenausfall-UA, Phase 3 – Kernmassenstrom

Aus der Gesamtheit der errechneten alternativen Ergebnisse werden quantitative Aussagen zur Unsicherheit der Rechenergebnisse in Form statistischer Toleranzgrenzen zu vorzugebenden Werten des Wahrscheinlichkeitsgehalts und des Vertrauensniveaus (95 %, 95 %) hergeleitet. Angesichts der Anzahl der Simulationen (100) und unter Berücksichtigung der Formel von Wilks stimmen die Toleranzgrenzen mit den Hüllkurven der Ergebnisse überein.

Abb. 5.24 zeigt exemplarisch für die Ergebnisse die 100 maximalen Oberflächentemperaturen für alle Brennstoffplatten sowie das Maximum des *best-estimate*-Falls und die obere und untere 95 % / 95% Toleranzgrenzen. Die maximale Oberflächentemperatur liegt zwischen 107,94 und 132,81 °C für alle 100 Rechnungen. Die maximale Oberflächentemperatur der *best-estimate* liegt bei 122,74 °C. Abb. 5.25 zeigt ein Histogramm zur Verteilung der 100 maximalen Oberflächentemperaturen bei einem Bruch im Sammler. Die von SUSA für die 93 unsicheren Parameter ausgespielten Werte führten zu einer Normalverteilung bei den berechneten maximalen Oberflächentemperaturen.



**Abb. 5.24** Pumpenausfall-UA – Max. Oberflächentemperatur, mit *best-estimate* (BE) und zwei-seitige Toleranzgrenzen (2s TL)

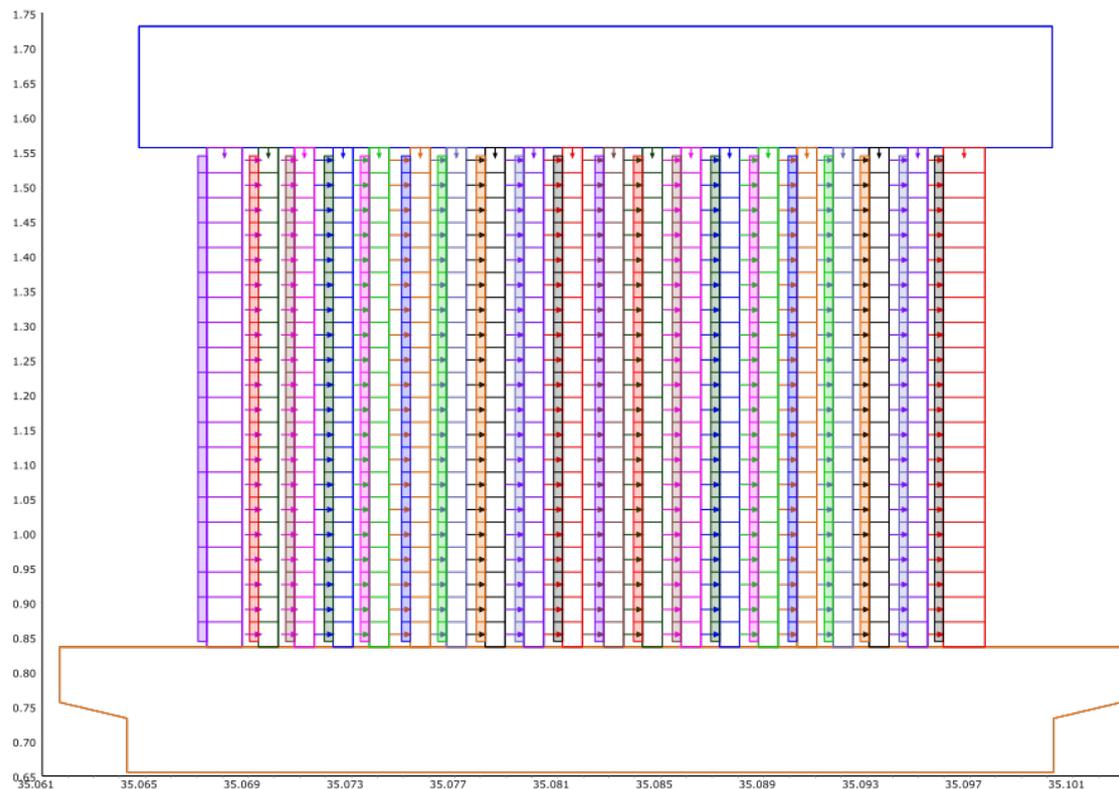


**Abb. 5.25** Pumpenausfall-UA – Histogramm und empirische kumulative Verteilungsfunktion: Maximale Oberflächentemperatur nach Störfallbeginn

## 5.5 Thermohydraulische Effekte am Rand der Brennstoffplatten

In dem ATHLET-Modell findet keine radiale Wärmeübertragung statt, d. h. entlang der Brennstoffplattenbreite. Diese konservative Annahme ist angesichts der gewählten Nodalisierung des Kerns und der Einschränkungen von ATHLET notwendig. Die Vernachlässigung des radialen Wärmeübergangs an den Rändern der Brennstoffplatte ist von besonderer Bedeutung. Einerseits führt die Geometrie des Brennelements zu einem Leistungsdichteprofil mit Spitzenwerten an den inneren und äußeren Rändern (sowie einem kleineren Maximum an der Stelle des Dichtesprungs); zum anderen führt die Vernachlässigung des Wärmeübergangs auf das innere und das äußere Rohr zu höheren Temperaturmaxima. Im Rahmen einer Analyse wurden Ansätze erprobt, ob mit der Software eine realistischere Modellierung der Leistungsverteilung am Rande der Brennstoffplatten möglich ist.

Die aktuelle Modellierung der HEU-Kernkonfiguration wird im Abschlussbericht des Projekts 4717R01368 /GRS 21b/ ausführlich beschrieben. Jede Brennstoffplatte und der zugehörige Kühlkanal sind in 20 Wärmeleitobjekte (*heat conduction objects*, HCOs) bzw. Thermofluidobjekte (*thermofluid objects*, TFOs) unterteilt. Während die Unterkäle/TFOs über Querverbindungen (*cross-connections*) mit den benachbarten TFOs verbunden sind, sind die Unterteilungen der Brennstoffplatte/HCOs voneinander isoliert. Die axiale oder in diesem Fall vertikale Wärmeübertragung wird über einen Eingabeparameter aktiviert. Die axiale (vertikale) Wärmeübertragung innerhalb der Teilplatten, bzw. entlang der Knotenpunkte eines einzelnen Objekts, wird über einen Eingabeparameter aktiviert.



**Abb. 5.26** Basis-Kernmodell: Kühlkanal in 20 Unterkanälen geteilt, 20 Knoten in vertikaler Richtung

ATHLET bietet drei Möglichkeiten zur Eingabe von Randbedingungen auf der linken und rechten Seite eines HCO /GRS 19b/

- Name eines TFD-Objekts
- Name eines GCSM-Signals zur Steuerung der Außentemperatur
- String 'ADIABAT', wenn entweder die linke oder die rechte Seite adiabatisch ist

Das bedeutet, dass es keine Option gibt, die es dem Benutzer erlaubt, HCOs untereinander zu verbinden. Insbesondere behindert diese Einschränkung die Umsetzung der direkten Wärmeleitung zwischen dem Rand der Brennstoffplatten und den inneren und äußeren Rohren, in die die Platten eingesetzt sind. Ebenso wird die Hülle zwischen der aktiven Breite der Platte und der Schweißnaht nicht modelliert.

Für die höher aufgelöste Darstellung der Effekte am Rand der Brennstoffplatten wurde ein erweitertes Modell entwickelt. Insbesondere wurde die Anzahl der modellierten Unterkühlkanäle von 20 auf 22 erhöht, indem die beiden seitlichen Unterkanäle (CORE1

und CORE20) in zwei unterteilt wurden. Die Brennstoffplatte wurde entsprechend geändert, so dass zwei zusätzliche seitliche Unterplatten, die jeweils die inaktive Breite der Brennstoffplatte auf beiden Seiten darstellen, mit den neuen Unterkanälen verbunden sind. Ähnlich wie beim ursprünglichen Modell sind die Unterkanäle durch Querverbindungen mit ihren unmittelbaren Nachbarn verbunden, die Unterplatten jedoch nicht.

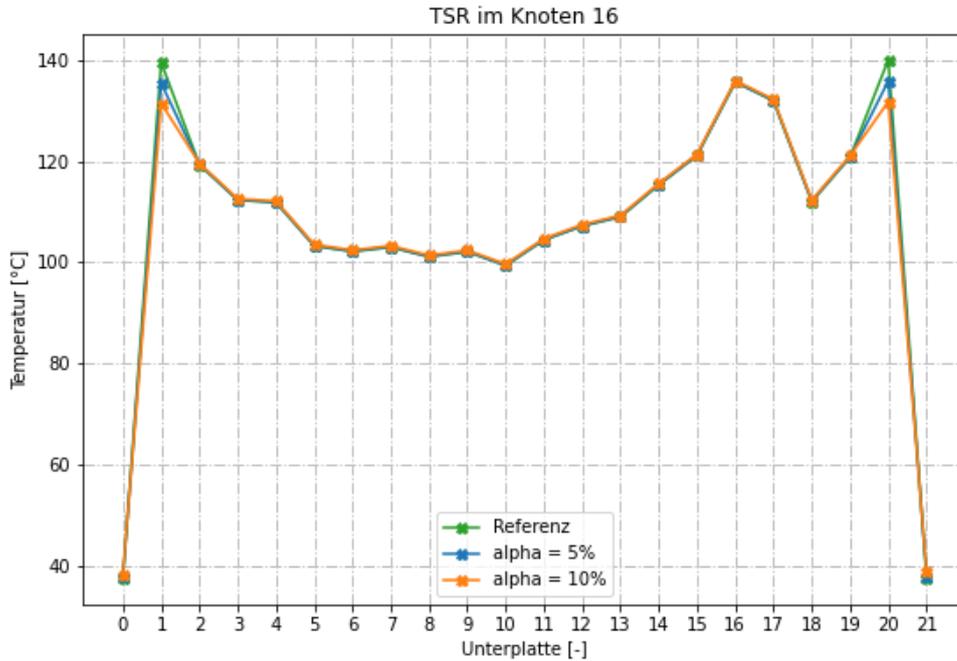


**Abb. 5.27** Erweitertes Kernmodell: Kühlkanal in 22 Unterkanälen geteilt, 20 Knoten in vertikaler Richtung

Da die neuen HCOs einen inaktiven Teil der Platte darstellen, erfolgt die Wärmeübertragung durch Wärmeleitung vom aktiven Teil der Platte. Um diese radiale Wärmeleitung in Richtung der inneren und äußeren Rohre des Brennelements künstlich zu berücksichtigen, wurde ein Parameter eingeführt. Der Parameter ( $\alpha$ ) quantifiziert den Anteil der Leistung, der den aktiven Brennstoff verlässt und den inaktiven Rand der Platte erwärmt, von wo aus er auf die neuen Unterkanäle übertragen wird. Bei dem neuen Modell wird die in den inneren und äußeren Teilplatten erzeugte Leistung auf die beiden inneren bzw. äußeren Teilplatten verteilt.

Der Einfluss des definierten Parameters ( $\alpha$ ) auf Simulationsergebnisse wurde mit Hilfe einer Parameterstudie untersucht. Abb. 5.28 zeigt exemplarisch für die

durchgeführten Analysen die Oberflächentemperatur im Knoten 16 (Lage der Oberflächentemperatur-Maxima).



**Abb. 5.28** Oberflächentemperatur im Knoten 16 von allen heißen Unterplatten (bzw. entlang der Evolvente) – Referenz (grün), Alpha = 5% (blau) und Alpha = 10% (orange)

Es ist davon auszugehen, dass das erweiterte Modell in seiner jetzigen Form ein Wärmestromprofil liefert, das qualitativ näher an der Realität ist als das Basismodell. Dennoch stellt das erweiterte Modell nur ein Hilfsmodell dar für das der Parameter Alpha bestimmt werden muss. In Wirklichkeit sollte die gesamte Leistung jedoch immer noch in den Unterplatten aus aktivem Brennstoff erzeugt werden, und die Wärme sollte durch Wärmeleitung radial zu den Rändern (entlang der Länge der Evolvente) übertragen werden.



## 6 Zusammenfassung

Ziel des Vorhabens war es, sicherheitstechnische Aspekte der Umstellung von Forschungsreaktoren (FR) von hochangereichertem Brennstoff (Highly Enriched Uranium, HEU, Anteil an  $^{235}\text{U} > 90\%$ ) auf verschiedene, sich in der Entwicklung befindliche niederangereicherte Brennstoffe (Low-Enriched Uranium, LEU, Anteil an  $^{235}\text{U} < 20\%$ ) systematisch zu untersuchen. Hierzu wurde der Stand von Wissenschaft und Technik im Bereich der Kompaktkerne verfolgt und Methoden zur Bewertung des stationären und dynamischen Verhaltens von Kompaktkernen weiterentwickelt.

Im Rahmen des Vorhabens wurden mit einem SERPENT Monte-Carlo-Rechenmodell neutronenphysikalische Untersuchungen von möglichen Umrüstungsoptionen von Hochflussreaktoren durchgeführt und sicherheitstechnische Parameter wie zum Beispiel die Leistungsverteilung oder die Abschaltreaktivität bestimmt. Darüber hinaus wurden Abbrandrechnungen durchgeführt, um die Evolution der Brennstoffzusammensetzung während eines Zyklus zu bestimmen. Hierfür wurde u. a. die Fahrbewegung eines Regelstabs detaillierter modelliert.

Des Weiteren wurden mit Hilfe einer Unsicherheitsanalyse für den Reaktorkern mit 50 % Anreicherung Unsicherheiten der verwendeten Rechenmodelle und -annahmen systematisch untersucht und somit die Aussagefähigkeit der erzielten Ergebnisse durch Quantifizierung der Unsicherheiten erhöht. Hierzu wurde ein vorhandenes ATHLET-Simulationsmodell verfeinert und für die zu untersuchende Konfiguration angepasst. Mit dem neu implementierten Modell wurden dann die drei Störfälle Anfahrstörfall durch Regelstabsfehlfahren, Primärdurchsatzreduktion durch Leckage oder Bruch (Leck im Sammler) und Ausfall aller Primärpumpen (Pumpenausfall) simuliert und mit Hilfe von SUSANA-Unsicherheitsanalysen durchgeführt.



## Literaturverzeichnis

- /ALL 21/ Allenou, J., Stepnik, B., Coullomb, C., Morman, J., Stevens, J., Unesaki, H., Misawa, T.: Update on the industrialization phase of the KUCA dry cores conversion project, RERTR 2021.
- /ANL 18/ <http://www.rertr.anl.gov/index.html>
- /BAU 20/ Baumeister, B.: The Empire Irradiation Test: First Results of the Monolithic PIE, RRFM 2020.
- /BER 10/ Bergeron, A., Tentner, A., Stevens, J.G.: Feasibility Analyses for HEU to LEU Fuel Conversion of the Laue Langevin Institut (ILL) High Flux Reactor (RHF) Nuclear Engineering Division, Argonne National Laboratory, Juli 2010.
- /BER 14/ Van Den Berghe, S., Lemoine, P.: Review of 15 Years of High-Density Low-Enriched UMo Disersion Fuel Development for Research Reactors in Europe, Nuclear Engineering and Technology, vol. 46, p. 125-146, 2014.
- /BUR 10/ Burkes et al.: Thermophysical Properties of U-10Mo Alloy, INL/EXT-10-19373, November 2010.
- /CEA 11/ [http://www-rjh.cea.fr/Add-On/osiris\\_gb.pdf](http://www-rjh.cea.fr/Add-On/osiris_gb.pdf)
- /CEA 20/ Commissariat à l'énergie atomique (CEA), H. Palancher: Comprehension phase final report (HERACLES-CP D2.02), DES/IRESNE/DEC/CP NT 2020-003, 2020.
- /DAU 21/ Daum, K., Miller, C., Durtschi, B., Cole, J.: U-10Mo Monolithic Fuel Qualification Plan, Idaho National Laboratory, INL/EXT-13-30238 Revision 2, April 2021.
- /FIN 01/ Finlay et al.: A New Fuel for Research Reactors, IAEA, 2001.
- /GLA 21/ Glagolenko, I., et al.: Irradiation Test Plans in Support of Licensing of LEU Fuels for HPRRs, RERTR 2021.

- /GRS 19a/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Mayer, G., Utschick, M., Babst, S., Heckmann, K.: Abschlussbericht zum Vorhaben 4716R01325 „PSA der Stufe 1 für einen Forschungsreaktor“, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS - 544, ISBN 978-3-947685-29-5, Juli 2019.
- /GRS 19b/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Lerchl, G., Austregesilo, H., et al.: ATHLET 3.2 User's Manual, GRS, GRS-P-1 / Vol. 1, Ref. 8, Februar 2019.
- /GRS 20/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Koppers, V., Cuesta Morales, A.: Abschlussbericht zum Vorhaben 4717R01360 AP8 „Forschungskonzept für die Entwicklung eines generischen Analysesimulators für einen Forschungsreaktor“, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, GRS - 561, ISBN 978-3-947685-46-2, März 2020.
- /GRS 21a/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: M. Trapp: Entwicklung von Bewertungsmethoden für Umrüstungsstrategien bei Forschungsreaktoren von hochangereichertem (HEU) auf niederangereicherten (LEU), GRS – 627, ISBN 978-3-949088-15-5, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: Köln, 2021.
- /GRS 21b/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Goumnerov, H., Mateos Canals, I., Rademacher, R., Dynamisches Anlagenverhalten – Fachlicher Bericht zum AP 3 des Vorhabens 4718R01321: Entwicklung von Bewertungsmethoden für Umrüstungsstrategien bei Forschungsreaktoren von hochangereicherten (HEU) auf niederangereicherten (LEU) Brennstoff. Garching, März 2021.
- /HOF 20/ Hofman, G., Jamison, L., Ye, B., Mei, Z-G, Yacout, A., Robinson, A., Hanson, W., Nielsen, J., Keiser, D., Leenaers, A.: Analysis of Preliminary PIE Results for PVD Coated U-7Mo Dispersion Fuel Plates Irradiated in the EMPIrE Experiment, RRFM 2020.
- /HUE 20/ Huet, Francois : LVR-15 Fuel element qualification report, TA-6391510 Ind. A NP, LEU FOREVER - D4.7, 2020.

- /IAE 20/ IAEA-TECDOC-1923, Material Properties of Unirradiated Uranium–Molybdenum (U–Mo) Fuel for Research Reactors, 2020
- /ILT 20/ Iltis, X., Drouan, D., Blay, T., Zacharie-Aubrun, I., Sabathier, C., Onofri-Marroncle, C., Palancher, H., Hervieu, E., Forgeron, T., Baumeister, B., Steyer, Ch., Schwarz, Ch., Petry, W., Allenou, J., Stepnik B.: Microstructural Characterization of an Empire Fresh Fuel Monolithic Mini-Plate with Zr-PVD Coating, RRFM 2020.
- /ILT 21/ Iltis, X., Havette, J., Gousseau, J., Tarisien, N., Fiquet, O., Klosek, V., Palancher, H., Lee, K.H., Kim, J.H., Jeong, Y.J., Pasturel, M., Forgeron, T.: Microstructural Characterization of atomised  $U_3Si_2$  Powders with different Silicon Content, RRFM 2021.
- /IWG 21/ Involute Working Group: Finite Element V&V for Regulatory Approval, Open Panel, Präsentation auf der RERTR 2021.
- /KAL 21a/ Kalcheva, S., Wight, J., Van den Branden, G., Van Dyck, S., Van den Berghe, S., Marshall, T.: Feasibility Studies for Simultaneous Irradiation of MITR-DDE & NBSR-DDE in the BR2 Reactor, SCK CEN Mol, INL, RRFM 2021, September 2021.
- /KAL 21b/ Kalcheva, S., Van Dyck, S., Van den Branden, G., Van den Berghe, S.: Feasibility Analysis of COBRA HEU & LEU Representative Cores for the Conversion of the BR2 Reactor, SCK CEN Mol, RRFM 2021, September 2021.
- /KHA 20/ Khair, M., Callarec, E., Tougait, O., Touzin, M., Beclin, F., Allenou, J., Stepnik, B., Leenaers, A., Palancher, H.: Characterizations of the U-7Mo Dispersed Fuel for the SEMPER FIDELIS In-Pile Test, RRFM 2020.
- /KIM 15/ Kim, J.K., Kim, J.Y., Chae, H.T., Park, C., Lee, K.H.: The KJRR, the first research reactor using high density U-Mo Fuel, Proceedings des 36<sup>th</sup> RERTR 2015 International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Oktober 2015, Seoul.

- /KIM 20/ Kim, Y. S., Oaks, A., Ye, B., Jamison, L, Mo, K., Miao, Y., Mei, Z., Hofman, G., Yacout, A., Robinson, A., Keiser, D., Leenaers, A.: Report on U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>/Al Dispersion Fuel for High-Power Research Reactors: analysis and resolution plan, RRFM 2020.
- /KIM 21/ Kim, Y. S., Oaks, A., Ye, B., Jamison, L, Mo, K., Miao, Y., Mei, Z., Hofman, G., Yacout, A., Robinson, A., Keiser, D., Leenaers, A.: Report on U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub>/Al Dispersion Fuel for High-Power Research Reactors, SCK CEN/46155164, 2021.
- /KLE 62/ Klein, J.L.: "Uranium and its Alloys," in Nuclear Reactor Fuel Elements, ed. A.R. Kaufmann, 1962.
- /KON 58/ Konobeevsky, S.T.: Some Physical Properties of Uranium, Plutonium, and their Alloys, Proceedings of the Second UN International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Paper P/2230, 1958.
- /LEE 05/ Lee, S.H., et al, Thermophysical Properties of U–Mo/Al Alloy Dispersion Fuel Meats, ECTP, 2005.
- /LEE 14/ Leenaers, A.: Surface-engineered low-enriched Uranium-Molybdenum fuel for research reactors, Doktorarbeit, 2014.
- /LEE 21a/ Leenaers, A., et al.: Status of the SEMPER FIDELIS and HiPROSIT post irradiation examinations, RERTR 2021.
- /LEE 21b/ Lee, K., et al: Dispersed Research Reactor Fuel Fabricated by Matrix Coating Method, Research Reactor Fuel Division, Korea Atomic Energy Research Institute, RRFM 2021 – European Research Reactor Conference, Helsinki, September 2021
- /LIC 14/ Licht, J.R., Dionne, B., Thomas, F.: Loss-of-Offsite-Power Simulations for the Conversion of RHF to Low Enriched Uranium Fuel, RERTR 2014 – 35<sup>th</sup> International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Wien, Oktober 2014.

- /LOR 21/ Lorand, S., et al.: Development of monolithic U-Mo foils in CERCA™, Framatome – CERCA, FRM II – TUM, RRFM 2021 – European Research Reactor Conference, Helsinki, September 2021.
- /MAR 20/ Marshall, M., Cole, J., Glagolenko, I., Hanson, W., Jue, J.-F., Robinson, A., Smith, J., Giglio, J.: Failure of LEU U-10Mo Monolithic Fuel Test Specimens During Irradiation, RRFM 2020.
- /MCG 55/ McGeary, R.K.: “Development and Properties of Uranium-base Alloys Resistant to Corrosion in High-Temperature Water,” USAEC Report WAPD-127 – Part I, 1955.
- /MET 14/ Metzger, K. E., et al.: Model of U3Si2 Fuel System Using BISON Fuel Code, INL/CON-13-30445, ICAPP, 2014.
- /MET 20/ Metzroth, K., Pascale, M., Hardtmayer, D., Jenkins, J., Woolstenhulme, E.: Qualification of an LEU Fuel for the Advanced Test Reactor, ANS Winter Meeting 2020.
- /MEY 14/ Meyer, M.K., Gan, J., Jue, J.F., Keiser, D.D., Perez, E., Robinson, A., Wachs, D.M., Woolstenhulme, N., Hofman, G.L., Kim, Y.S.: Irradiation Performance of U-Mo Monolithic Fuel, Nuclear Engineering and Technology, vol. 46, p. 169-182, 2014.
- /MIG 14/ Migdal M., Krok, T.: Brief history of MARIA conversion from HEU to LEU, Proceedings des 35<sup>th</sup> RERTR 2014 International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors, Wien, Oktober 2014.
- /MIT 17/ Massachusetts Institute of Technology (MIT), Nuclear Reactor Laboratory: Submission of Low Enriched Uranium (LEU) Conversion Preliminary Safety Analysis Report (PSAR) for the MIT Research Reactor (MITR), Docket 50-20, License R-37, ML17345A516, 6. Dezember 2017.
- /NAS 16/ The National Academies of Science: Reducing the use of highly enriched uranium in civilian research reactors, Engineering, Medicine, 2016.

- /NIS 14/ National Institute of Standards and Technology (NIST), Center for Neutron Research: Submission of a Preliminary HEU-LEU Conversion Safety Analysis Report, ML15028A135, 30. Dezember 2014.
- /NIS 16/ National Institute of Standards and Technology (NIST), Center for Neutron Research: Response to Request for Additional Information on Preliminary Safety Analysis Report (TAC no. MF7235), ML16211A064, 21. Juli 2016.
- /NNS 18/ <https://nnsa.energy.gov/mediaroom/factsheets/gtri-convert>.
- /NRC 88/ U.S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Reactor Regulation: Safety Evaluation Report Related to the Evaluation of Low-Enriched Uranium Silicide-Aluminum Dispersion Fuel for Use in Non-Power Reactors, NUREG-1313, Washington, Juli 1988.
- /NRC 16/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: National Institute of Standards and Technology Preliminary Safety Analysis Report for the National Bureau of Standards Reactor (TAC NO. MF7235), ML16103A140, 25. April 2016.
- /NRC 17/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: University of Missouri at Columbia – Response to Request for Review of the Highly Enriched to Low-enriched Uranium Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the University of Missouri-Columbia Research Reactor, ML17313A240, 15. November 2017.
- /NRC 18a/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Massachusetts Institute of Technology – Response to Request for Review of Low-enriched Uranium Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the Massachusetts Institute of Technology Research Reactor (EPID: L-2017-LLA-0445), ML18038B192, 12. März 2018.

- /NRC 18b/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: Massachusetts Institute of Technology – Response to Request for Review of Low-enriched Uranium Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the Massachusetts Institute of Technology Research Reactor (EPID: L-2017-LLA-0445), ML18303A207, 31. Oktober 2018.
- /NRC 20/ U.S. Nuclear Regulatory Commission: The University of Missouri-Columbia – Termination of the U.S. Nuclear Regulatory Commission Staff Review of the Highly enriched to low-enriched Uranium Conversion Preliminary Uranium Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the University of Missouri Research Reactor (EPID L-2017-LLA-0264), ML20085G507, 21. April 2020.
- /OZA 21/ Ozaltun, Thermo-physical Properties of U-10Mo Monolithic Fuel, INL/CON-21-62232-Revision-1, November 2021.
- /PAR 14/ Park, C., Kim, J.Y., Chae, H.T., Kim, Y.K.: Current Status of the KJRR Project and its Design Features, Proceedings des 16<sup>th</sup> meeting of the International Group on Research Reactors, Bariloche, Argentina, November 2014.
- /REP 64/ Repas, P.E., Goodenow, R.H., Hehemann, R.F.: Transformation Characteristics of U-Mo and U-Mo-Ti Alloys, Trans. ASM (1964) 150.
- /RES 06/ Rest, J., Kim, Y. S., Holmes, G. L., Meyer, M. K., Hayes, S. L.: U-Mo Fuels Handbook, Version 1.0, Nuclear Engineering Division Argonne National Laboratory, 2006.
- /RIP 06/ Ripert, M., Dubois, S., Boulcourt, P., Naury, S., Lemoine, P.: IRIS3 experiment - Status and result of thickness increases, 10<sup>th</sup> International Meeting on Research Reactor Fuel Management (RRFM), Sofia, Bulgaria, 2006.
- /ROB 20/ Robinson et al.: Swelling of U-Mo Monolithic Fuel: Developing a Predictive Swelling Correlation under Research Reactor Conditions, Journal of Nuclear Materials, Volume 544, 152703, February 2021.

- /RÖH 18/ Röhrmoser, A.: Smallest Thinkable LEU Elements for FRM II with Most, Progressive and Also Most Conservative Fuel Options, RERTR Konferenz, Edinburgh, November 2018.
- /ROM 21/ Romanello, V., Dambrosio, A., Kyncl, M., Hrehor, M.: Thermohydraulic Safety Criteria Assessment for the 4EVERTEST Innovative Fuel Assembly Irradiation in the Frame of the LEU-Forever Project, RRFM, September 2021.
- /SAL 56/ Saller, H.A., Dickerson, R.F., Hurr, W.E.: Uranium Alloys for High-Temperature Application, Report BMI-1098, 1956.
- /SCH 23/ Schulthess et al.: A Critical Review on the History of Fabricating Monolithic U-Mo Fuel Plates, INL/CON-23-75138, RERTR 2023.
- /SHE 21/ Shehu, K.: FRM II modeling methods for conversion, RERTR 2021.
- /SHI 21/ Shi, J., Matuschik, S., Gallitscher, J., Schwarz, C., Baumeister, B., Breitreutz, H., Petry, W., Ye, B., Miao, Y., Yacout, A.M., Daniele, S.: Ion Irradiation Studies of High-Density U-Mo Fuels: The Growth Kinetics of Interaction Layer, Diffusion Coating Barriers, Fuel Restructuring and Future Prospects, TUM, Argonne National Laboratory, SCK CEN, RRFM 2021.
- /STE 21/ Stepnik, B., Liboutet, E., Verdy, C., Costil, S.: Framatome`s Uranium Fuel Component 3D Printing Initiative, Framatome CERCA, UTBM, RRFM 2021.
- /TUM 15/ Technische Universität München (TUM): Schenk: REP Atomizer Engineering & UMo Fuel-Powder Fabrication, Dissertation, TUM, 2015.
- /TUM 21/ Technische Universität München (TUM): Schwarz, C.: PVD and C2TWP for the Fabrication of Monolithic U-Mo Fuel Plates – A Status Update, TUM, RRFM, September 2021.

- /TUM 22a/ Technische Universität München (TUM): Website der Forschungs-Neutronenquelle Heinz Maier-Leibnitz (FRM II), <https://www.frm2.tum.de/frm2/die-neutronenquelle/umruestung/brennstoffkandidaten/>, abgerufen im Dez. 2022
- /TUM 22b/ Technische Universität München (TUM): Schwarz, C., et al.: Production of Full-Size Monolithic U-Mo Fuel Plates, TUM, RRFM, 2022.
- /TUM 23a/ Technische Universität München (TUM): Schwarz et al: TUM, FUTURE-MONO-1 Irradiation Status Update, RERTR 2023.
- /TUM 23b/ Technische Universität München (TUM): Reiter, C., et al.: A Low-Enriched Uranium (LEU) option for the conversion of FRM II, Annals of Nuclear Energy, vol 183, 109599, 2023.
- /TUM 24/ Technische Universität München (TUM): Baumeister: <https://www.frm2.tum.de/frm2/die-neutronenquelle/umruestung/brennstoffkandidaten/>, abgerufen Feb. 2024
- /UM 17/ University of Missouri: Low-Enriched Uranium Conversion Preliminary Safety Analysis Report for the University of Missouri Research Reactor, August 2017.
- /VAL 18/ Valance, S., Breitzkreutz, H., Calzavara, Y., Hrehor, M., Huet, F., et al.: LEU fuels for medium and high power research reactors in Europe, project LEU-FOREVER, RRFM, 2018.
- /WAK 23/ Wakabayashi G., et al.: Status Update of UTR-KINKI: Response to COVID-19 and Future Conversion to LEU Fuel, RERTR 2023.
- /WHI 15/ White, J.T et al.: Thermophysical properties of U<sub>3</sub>Si<sub>2</sub> to 1773 K, J Journal of Nuclear Materials 464 (2015) 275–280. 2025.
- /WIG 20/ Wight, J., Leenaers, A., Van den Berghe, S., Ooms, H., Rossaert, B., Sikkik, E.: High Density Silicide Irradiations at BR2: Irradiation Results of the HiPROSIT and COBRA-FUTURE Experiments, RRFM 2020.

- /WIG 22/ Wight et al.: Innovation & Qualification of LEU Research Reactor Fuels & Materials, FISA 2022.
- /WIG 23/ Wight et al: Innovation and qualification of LEU research reactor fuels and materials, EPJ Nuclear Sci. Technol. 9, 3, 2023.
- /WIL 17/ Wilson, E.H., Bergeron, A., Stillman, J.A., Heltemes, T.A., Jaluvka, D., Jamison, L.: U.S. High Performance Research Reactor Conversion Program: An Overview on Element Design, Proceedings der European Research Reactor Conference RRFM 2017, Rotterdam, RRFM2017-A0110, Mai 2017.
- /WIL 20/ Wilson, E. H., Stevens, J.G.: Progress on U.S and International Low-Enriched Uranium Reactor Conversions, ANS Winter Meeting 2020.
- /WNN 22/ WNN, Final Japanese research reactor to convert to LEU, 29.09.2022.
- /YE 20/ Ye, B., Bergeron, A., Yacout, A.M., Hofman, G.L.: Temperature Estimation of  $U_3Si_2$  Fuel Plates Under High Power Conditions, RRFM 2020.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	HERACLES Konsortium und assoziierte Partner /WIG 22/.....	6
Abb. 2.2	Forschungsaktivitäten des HERACLES Konsortiums /WIG 23/.....	7
Abb. 3.1	Brennstoffkandidaten für die Umrüstung von Hochflussreaktoren /WIG 23/ .....	12
Abb. 3.2	Herstellungsverfahren Uran-Molybdän (UMo) Dispersionsbrennstoff /TUM 24/ .....	14
Abb. 3.3	Vergleich der Bestrahlungsergebnisse von UMo- Dispersionsbrennstoff ohne Si-Zugabe zur Al-Matrix (orange Symbole, IRIS-2) und mit Beimischung von 0,3 % Si (gelbe Quadrate) und 2,1 % Si zur Al-Matrix /RIP 06/.....	16
Abb. 3.4	Herstellungsverfahren von monolithischem Uran-Molybdän (UMo) Brennstoff /TUM 24/ .....	21
Abb. 3.5	Schematische Darstellung des Herstellungsprozesses /LOR 21/ .....	22
Abb. 3.6	Übersicht über Abbrand und Wärmestromdichten bei den US- amerikanischen Hochleistungsforschungsreaktoren, die auf U-10Mo umgerüstet werden sollen. /WIL 20/.....	27
Abb. 3.7	Geplanter Zeitlicher Ablauf der Umrüstung der USHPRR (Stand: April 2021) /DAU 21/ .....	27
Abb. 3.8	Herstellungsprozess $U_3Si_2$ /TUM 22a/ .....	33
Abb. 3.9	Aktuell am LVR15 verwendetes BE russischer Bauart (links), geplante Auslegung für ein MTR BE (rechts) /VAL 18/ .....	35
Abb. 3.10	Zeitplanung zu den europäischen Bemühungen zur Qualifizierung von neuartigen Brennstoffen in Rahmen des EU-Qualify Projektes (Stand: April 2021) /LEE 21a/ .....	37
Abb. 3.11	Schwellverhalten von monolithischem UMo Brennstoff /ROB 20/.....	41
Abb. 3.12	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von monolithischem UMo- Brennstoff /IAE 20/ .....	42
Abb. 3.13	Abbrandabhängige Wärmeleitfähigkeit von monolithischem UMo Brennstoff /OZA 21/ .....	43
Abb. 3.14	Temperaturabhängige Wärmekapazität von monolithischem UMo- Brennstoff /IAE 20/ .....	44

Abb. 3.15	Thermischer Ausdehnungskoeffizient für monolithisches UMo /RES 06/ .....	45
Abb. 3.16	Schwellverhalten von dispersem UMo-Brennstoff /CEA 20/ .....	46
Abb. 3.17	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von dispersem UMo-Brennstoff /LEE 05/, /IAE 20/ .....	47
Abb. 3.18	Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von dispersem UMo-Brennstoff /LEE 05/, /IAE 20/ .....	48
Abb. 3.19	Temperaturabhängige Wärmekapazität von dispersem UMo-Brennstoff /IAE 20/ .....	49
Abb. 3.20	Schwellverhalten von dispersem $U_3Si_2$ -Brennstoff /KIM 21/ .....	51
Abb. 3.21	Wärmeleitfähigkeit von dispersem $U_3Si_2$ -Brennstoff /NRC 88/.....	52
Abb. 3.22	Molare Wärmekapazität von $U_3Si_2$ /WHI 15/ .....	53
Abb. 4.1	Multiplikationsfaktor $k_{eff}$ mit Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus.....	59
Abb. 4.2	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 2,086 Tagen .....	61
Abb. 4.3	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 29,942 Tagen .....	62
Abb. 4.4	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 58,027 Tagen .....	62
Abb. 4.5	Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite für verschiedene Standzeiten des Brennelements.....	63
Abb. 4.6	Leistungsdichte in Abhängigkeit der axialen Höhe des aktiven Kernvolumens für verschiedene Standzeiten des Brennelementes.....	65
Abb. 4.7	Multiplikationsfaktor $k_{eff}$ mit fester Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus.....	66
Abb. 4.8	Multiplikationsfaktor $k_{eff}$ mit dynamischer Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus.....	67
Abb. 4.9	Leistungsdichte in Abhängigkeit der axialen Höhe des aktiven Kernvolumens zur Zyklusmitte .....	68
Abb. 4.10	Leistungsdichte in Abhängigkeit der Brennelementplattenbreite zur Zyklusmitte .....	69

Abb. 4.11	SERPENT-Modell Änderungen, Überblick .....	71
Abb. 4.12	SERPENT-Modell Änderungen, Details der borhaltigen Materialien .....	72
Abb. 4.13	SERPENT-Modell Änderungen, Erhöhung der Brennstoffzone .....	72
Abb. 4.14	Multiplikationsfaktor $k_{\text{eff}}$ mit Position des Regelstabs über einen vollständigen Abbrandzyklus einer möglichen LEU-Konfiguration .....	74
Abb. 4.15	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 2,086 Tagen .....	75
Abb. 4.16	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 29,942 Tagen .....	76
Abb. 4.17	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten nach einer Standzeit von 58,027 Tagen .....	76
Abb. 4.18	Thermischer und schneller Neutronenfluss der LEU-Variante .....	78
Abb. 4.19	Neutronenmultiplikationsfaktor als Funktion der Brennstofftemperatur, SERPENT-Ergebnisse und Interpolation einer möglichen LEU-Konfiguration .....	79
Abb. 4.20	SERPENT-Modellanpassungen im Vergleich der HEU- und LEU- Konfiguration .....	84
Abb. 4.21	Multiplikationsfaktor $k_{\text{eff}}$ mit Position des Regelstabs über einen Abbrandzyklus von 62 Tagen in der LEU-Konfiguration .....	85
Abb. 4.22	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu BoC (0Tage) .....	87
Abb. 4.23	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu MoC (30 Tage) .....	87
Abb. 4.24	Leistungsdichteverteilung der Brennelementplatten zu EoC (63 Tage) .....	88
Abb. 4.25	Schneller und thermischer Neutronenfluss mit LEU-BE .....	89
Abb. 5.1	Regelstabfehlfahren – Reaktivität im Kern .....	93
Abb. 5.2	Regelstabfehlfahren – Kernleistung .....	94
Abb. 5.3	Regelstabfehlfahren – Primärmassenströme .....	95
Abb. 5.4	Regelstabfehlfahren – Maximale Platten-Oberflächentemperatur .....	96
Abb. 5.5	Regelstabfehlfahren – Minimales DNBR .....	97
Abb. 5.6	Leck im Sammler – Primärseitige Massenströme .....	99

Abb. 5.7	Leck im Sammler – Pumpendurchsatz .....	100
Abb. 5.8	Leck im Sammler – Austrittstemperatur .....	100
Abb. 5.9	Leck im Sammler – Maximale Oberflächentemperatur .....	101
Abb. 5.10	Leck im Sammler – Minimales DNBR .....	101
Abb. 5.11	Leck im Sammler – Dampfanteil im Kern .....	102
Abb. 5.12	Pumpenausfall – Massenstrom im Zentralkanal .....	104
Abb. 5.13	Pumpenausfall – Minimales DNBR .....	104
Abb. 5.14	Pumpenausfall – Einspeisung des Notkühlsystems.....	105
Abb. 5.15	Pumpenausfall – Umdrehung des Kerndurchsatzes .....	106
Abb. 5.16	Pumpenausfall – Maximale Oberflächentemperatur .....	106
Abb. 5.17	Leck-UA – Kernmassenstrom .....	110
Abb. 5.18	Leck-UA – Maximale Brennstofftemperatur, mit <i>best-estimate</i> (BE) und zweiseitige Toleranzgrenzen (2s TL) .....	111
Abb. 5.19	Leck-UA – Histogramm und empirische kumulative Verteilungsfunktion: Maximale Brennstofftemperatur nach Lecköffnung.....	111
Abb. 5.20	Pumpenausfall-UA – Kernmassenstrom (vorläufige Ergebnisse) .....	113
Abb. 5.21	Pumpenausfall-UA, Phase 1 – Kernmassenstrom .....	115
Abb. 5.22	Pumpenausfall-UA, Phase 2 – Kernmassenstrom .....	115
Abb. 5.23	Pumpenausfall-UA, Phase 3 – Kernmassenstrom .....	116
Abb. 5.24	Pumpenausfall-UA – Max. Oberflächentemperatur, mit <i>best-estimate</i> (BE) und zwei-seitige Toleranzgrenzen (2s TL).....	117
Abb. 5.25	Pumpenausfall-UA – Histogramm und empirische kumulative Verteilungsfunktion: Maximale Oberflächentemperatur nach Störfallbeginn .....	117
Abb. 5.26	Basis-Kernmodell: Kühlkanal in 20 Unterkanälen geteilt, 20 Knoten in vertikaler Richtung .....	119
Abb. 5.27	Erweitertes Kernmodell: Kühlkanal in 22 Unterkanälen geteilt, 20 Knoten in vertikaler Richtung .....	120

Abb. 5.28 Oberflächentemperatur im Knoten 16 von allen heißen Unterplatten  
(bzw. entlang der Evolvente) – Referenz (grün), Alpha = 5% (blau)  
und Alpha = 10% (orange) ..... 121



## Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Kenngößen für ausgewählte, noch nicht konvertierte Hochleistungsforschungsreaktoren /WIL 17/, /LIC 14/, /BER 10/.....	9
Tab. 3.1	Übersicht über die ursprünglich untersuchten Uranlegierungen .....	15
Tab. 3.2	Übersicht über Parameter des RHF-Brennelements für die untersuchten LEU-Varianten und den aktuellen HEU-Kern .....	38
Tab. 3.3	Eigenschaften ausgewählter Brennstoffkandidaten .....	56
Tab. 4.1	Einfluss des neuen Brennstoffs und Änderung an der Geometrie auf die Kritikalität ( $k_{\text{eff}}$ ) des Hochflussreaktors.....	73
Tab. 4.2	Abschaltreaktivität der Abschaltssysteme.....	80
Tab. 5.1	Leck im Sammler - Störfallablauf .....	98
Tab. 5.2	Leck im Sammler - Relevante Sicherheitsgrößen .....	98
Tab. 5.3	Pumpenausfall - Störfallablauf .....	103
Tab. 5.4	Pumpenausfall - Relevante Sicherheitsgrößen .....	103
Tab. 5.5	Leck im Sammler: Unsichere Parameter nach Kategorie .....	109
Tab. 5.6	Pumpenausfall: Unsichere Parameter nach Kategorie .....	114

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

**ISBN 978-3-910548-64-0**