

**Einfluss von
Brennelement-
Verformungen auf die
Leistungsverteilung
im Reaktorkern**

Einfluss von Brennelement- Verformungen auf die Leistungsverteilung im Reaktorkern

Matías Zilly
Anton Travleev
Alexander Aures
Matthias Behler
Friederike Bostelmann
Yann Périn
Robert Kilger
Jeremy Bousquet

August 2019

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des BMU (Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit) unter dem Kennzeichen 4716R01355 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

Deskriptoren

Brennelement-Verbiegung, Leistungsverteilung, Wasserspalt

Kurzfassung

Brennelementverformungen wirken sich u. a. auf die Reaktorphysik im Normalbetrieb aus, denn die Entstehung von vergrößerten Wasserspalten zwischen den Brennelementen führt zu einer Erhöhung der Neutronenmoderation und dadurch zu höheren Brennstableistungen. Im hier beschriebenen Vorhaben wurden die Auswirkungen der BE-Verformungen auf die Reaktorphysik in mehreren Schritten untersucht.

In einem ersten Schritt wurden mit Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen Minikern-Anordnungen untersucht. Bei der Minikernanordnung mit frischen $\text{UO}_2/\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen führt ein zusätzlicher Wasserspalt von 15 mm in der äußersten Brennstabreihe zu einer Überhöhung von 33 % bzw. bei der Minikernanordnung mit $\text{MOX}/\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen zu einer Überhöhung von 73 %.

In einem zweiten Schritt wurde ein dreidimensionales Ganzkern-Modell mit dem nodalen Diffusionscode DYN3D modelliert. Zur mittels KMACS gesteuerten Erzeugung von Wirkungsquerschnitten mit NEWT/SCALE wurde ein Zusatzwasserspalt durch eine Erhöhung der Moderatorichte im Nominalspalt approximiert. Dieses Modell wurde gegen einem exakten Geometriemodell mit vergrößertem Spalt geprüft. Es wurden für Zusatzspaltweiten bis ca. 15 mm zwischen beiden Modellen eine sehr gute Übereinstimmung beim Multiplikationsfaktor und bei der Stableistungsüberhöhung festgestellt. Ein generischer Vorkonvoi-Reaktorzyklus wurde mit einer Brennelementverformung von 15 mm entlang der gesamten aktiven Höhe zwischen zwei BE simuliert. Die BE-Verformung hat keinen Einfluss auf die kritische Borkonzentration. Die am Zusatzwasserspalt benachbarten BE weisen einen Leistungsanstieg um bis zu 8 % auf.

Schließlich wurde dieses Kernmodell für den Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe mit dem gekoppelten Codesystem CTF/DYN3D simuliert. Es wurde festgestellt, dass das DNB-Verhältnis sich verringert, wenn ein vergrößerter Wasserspalt in DYN3D modelliert wird und die explizite thermo-hydraulische Modellierung des vergrößerten Wasserspalts in CTF den Wert des DNB-Verhältnisses durch verbesserte Kühlung erhöht. Wenn dagegen eine Stableistungsrekonstruktion mit DYN3D durchgeführt wird, werden unrealistisch hohe Brennstableistungen ermittelt, die ein Unterschreiten des kritischen DNB-Verhältnisses erzeugen. Um dieses Problem abzumildern, sollten künftig realistischere Verbiegungsszenarien simuliert und die thermo-hydraulischen Rückwirkungen auf die einzelnen Brennstableistungen näher untersucht werden.

Abstract

Fuel assembly (FA) bowing impacts among others reactor physics during normal operation in Pressurized Water Reactors (PWR) because the increasing of water gaps between the fuel assemblies leads to an increase in the neutron moderation and thereby to higher fuel pin power. In the project described here, the effects of FA bowing on reactor physics were investigated in several steps.

In a first step, mini-cores were investigated using Monte-Carlo neutron transport calculations. In the mini-core with fresh $\text{UO}_2/\text{UO}_2\text{-Gd}$ fuel assemblies, an additional water gap of 15 mm in the outermost row of fuel rods leads to an increase of 33% of the pin-power, respectively in the case of the mini core with $\text{MOX}/\text{UO}_2\text{-Gd}$ fuel assemblies to an increase of 73% of the pin-power.

In a second step, a three-dimensional whole-core was modeled with the nodal diffusion code DYN3D. To generate cross sections with NEWT from through KMACS, an additional water gap was approximated by increasing the moderator density in the nominal gap. This model has been tested against an exact geometry model. For gap widths of up to approx. 15 mm, a very good agreement was found between the two models for the multiplication factor and for the increase in the pin-power. A pre-convoy reactor cycle was simulated with a 15 mm fuel assembly bowing along the entire active height between two fuel assemblies. The FA bowing has no influence on the critical boron concentration. The power of FA adjacent to the additional water gap increases up to 8%.

Finally, this core model was simulated for the failure of a main coolant pump with the coupled system code CTF/DYN3D. It has been found that the DNB ratio decreases when an enlarged water gap is modeled in DYN3D while the explicit thermohydraulic modeling of the increased water gap in CTF increases the value of the DNB ratio because the cooling is improved. When the pin-power reconstruction is performed with DYN3D, unrealistically high pin powers are obtained which artificially causes the DNB ratio to fall below the critical DNB ratio. To mitigate this problem, simulations of more realistic FA bowing scenarios should be performed in the future. For a more realistic modeling, the thermo-hydraulic feedback on the pin power should also be investigated.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Phänomenologie und neutronenphysikalische Modellierung der Brennelementverbiegung.....	3
2.1	Kurzdarstellung der Literatur vor Beginn des Forschungsvorhabens	3
2.2	Kurzdarstellung weiterer im Rahmen des Vorhabens gesichteter projektrelevanter Quellen.....	4
2.3	Neutronenphysikalische Modellierung der BE-Verbiegung.....	5
3	Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen	7
3.1	Minikerne und einzelne BE	7
3.1.1	UO ₂ - UO ₂ -Gd-Brennstoff	7
3.1.2	UO ₂ -Gd- / MOX-Brennstoff	17
3.2	2D-Ganzkernmodelle	20
4	Erweiterungen des GRS-Kernsimulators KMACS für Rechnungen mit BE-Verbiegungen	29
4.1	Erweiterungen im KMACS-Paket <i>kspect</i>	29
4.1.1	Kspect Paket im KMACS	29
4.1.2	Entwicklung verschiedener Spaltmodelle für die WQ-Erzeugung.....	30
4.1.3	Modell A: explizite Geometrieänderung	31
4.1.4	Modell B: Äquivalente Dichteänderung	32
4.1.5	Vergleich von Modell B mit Modell A.....	33
4.2	Erweiterungen im KMACS-Paket <i>kflux</i>	44
4.3	Anwendung des Thermohydraulik-Codes CTF	44
4.4	Erweiterungen im KMACS-Paket <i>kvip</i>	45
5	Stationäre Kernrechnungen mit Brennelement-Verformungen.....	47
5.1	Kernmodell	47
5.1.1	Verlauf der kritischen Borkonzentration	49

5.1.2	Änderung der radialen Leistungsverteilung	50
5.1.3	Änderungen in der axialen Leistungsverteilung.....	54
6	Transiente Rechnungen mit und ohne Brennelement- Verformungen	55
6.1	Beschreibung der Transiente „Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe“ (PUMA).....	55
6.2	Beschreibung der gekoppelten Modelle	55
6.2.1	Kopplung zwischen CTF und DYN3D auf der Salomé Plattform	55
6.2.2	Beschreibung der DYN3D Modelle	56
6.2.3	Beschreibung der CTF Model Modelle	57
6.3	Extrahierung der Kernrandbedingungen aus einer ATHLET-Simulation... 58	
6.4	Ergebnisse.....	61
6.4.1	Modelle 1&2.....	62
6.4.2	Modelle 3&4.....	64
7	Ausblick und Schlussfolgerungen	67
	Literaturverzeichnis.....	71
	Abbildungsverzeichnis.....	75
	Tabellenverzeichnis.....	79
	Abkürzungsverzeichnis / Glossar.....	81
A	Modellierung des erhöhten Abstandes durch modifizierte Wasserdichte	83
A.1	Einführung	83
A.2	Ergebnisse.....	88
A.3	Modifikationen des Äquivalent-Dichte-Ansatzes	99
A.4	Schlussfolgerung	107

1 Einleitung

Brennelemente (BE) sind im Reaktorkern diejenigen Komponenten, die den Kernbrennstoff enthalten. Das einzelne Brennelement eines Druckwasserreaktors (DWR) besteht aus der BE-Struktur (Fuß, Kopf, Abstandhalter, Führungsrohre) sowie den Brennstäben, in denen der Kernbrennstoff in Form von Tabletten eingeschlossen ist.

Verformungen der BE wurden international vermehrt seit den 1990er Jahren beobachtet (/AND 02/, /ANS 11/, /GRS 12/, /GRS 13/) und speziell in deutschen DWR vermehrt seit etwa dem Jahr 2000 /RSK 15/.

Die RSK-Beratungen /RSK 15/ haben wesentliche Erkenntnisse zu den Ursachen der BE-Verformungen und möglichen Abhilfen zusammengetragen. Als wesentliche Ursache der Verbiegungen wurde eine zu geringe Steifheit der BE-Strukturteile bei gleichzeitig einwirkender (zu hoher) BE-Niederhaltekraft sowie thermohydraulischer Kräfte identifiziert. Zur Verringerung neuer Verbiegungen wurden in jüngeren Zyklen steifere BE-Strukturteile eingesetzt und die Niederhaltekraft reduziert. Mögliche Einflüsse von Verformungen auf die Leistungsdichteverteilung im Reaktorkern und deren potentielle Konsequenzen im stationären Betrieb und bei zu unterstellenden Transienten bzw. Störfällen sind jedoch noch unzureichend verstanden. Daher laufen auch zum Zeitpunkt der Erstellung dieses Berichts noch weiterhin Beratungen in einer Arbeitsgruppe „BE-Verbiegung“, die dem RSK-Ausschuss Anlagen- und Systemtechnik (AST) berichtet.

Die Integrität und Handhabbarkeit von BE hat wesentliche sicherheitstechnische Bedeutung für den Betrieb des Reaktors. Es wurde beobachtet, dass Steuerstäbe wegen der Verbiegung der Führungsrohre nur verzögert oder unvollständig in das BE einfallen können. Dies hat Auswirkung auf das Schutzziel „Kontrolle der Reaktivität“. Verbiegungen können auch Umverteilungen des Kühlmittelflusses durch den Reaktorkern bewirken. Hier ist das Schutzziel „Kühlung der Brennelemente“ tangiert. Weiterhin kann die Verbiegung der BE in Verbindung mit einer Änderung der Durchströmung des Kerns die lokalen Stablängenleistungen und die DNB-Faktoren¹, mithin Brennstabschäden und das Schutzziel „Einschluss der radioaktiven Stoffe“ betreffen.

¹ DNB: Departure from nucleate boiling, Filmsiedeabstand: Abstand vom Übergang vom Blasen- zum Filmsieden

Im hier beschriebenen Forschungsvorhaben wurden die Simulationscodes der GRS dahingehend weiterentwickelt, dass Konsequenzen von BE-Verformungen auf den Betrieb des Reaktors aus reaktorphysikalischer Sicht betrachtet werden können. Darauf aufbauend wurde die Ermittlung sicherheitsrelevanter Parameter des stationären Betriebs unter Einfluss von BE-Verformungen erprobt sowie der Verlauf einer ausgewählten postulierten Transienten sowohl ohne als auch mit BE-Verformung verglichen.

Mit den so aktualisierten Simulationscodes und dem erweiterten Erfahrungsschatz wurde Kompetenz in der Reaktorphysik erhalten und ausgebaut und auf aktuelle Fragestellungen aus dem Reaktorbetrieb hinsichtlich BE-Verformungen erweitert.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Methoden der Berechnung, welche zur Ermittlung der im vorliegenden Bericht dargestellten Ergebnisse herangezogen wurden, im Rahmen des Vorhabens zwar für Einzelfälle verifiziert wurden, eine umfassende Validierung jedoch angesichts von Umfang und Zeitdauer des Vorhabens nicht vorgenommen werden konnte. Insbesondere war es nicht möglich, im nodalen Flusslöser seitenabhängige ADF und eine Stableistungsrekonstruktion gleichzeitig zu benutzen, so dass die Ergebnisse in den Stableistungen für stationäre und transiente Ganzkern-Rechnungen nur qualitativ zu interpretieren sind.

2 Phänomenologie und neutronenphysikalische Modellierung der Brennelementverbiegung

2.1 Kurzdarstellung der Literatur vor Beginn des Forschungsvorhabens

Während als Ursache von BE-Verformungen im Reaktorbetrieb ein Zusammenspiel von strahlungsinduziertem Kriechen der BE-Struktur (Führungsrohre und Abstandhalter) sowie dem Einwirken axialer und lateraler Kräfte (Niederhaltekräfte, strömungsinduzierte Kräfte) Konsens ist (s. /RSK 15/, /GRS 13/), wurden zu den Auswirkungen der BE-Verformungen auf die Neutronenphysik und speziell die Leistungsverteilung im Reaktorkern erst wenige Untersuchungen veröffentlicht.

In /RSK 15/ wird auf eine Studie der Firma AREVA Bezug genommen, in der die Änderung der Leistungsüberhöhungen der ersten zwei Brennstabreihen in Abhängigkeit von der Vergrößerung des BE umgebenden Wasserspalts untersucht wurde. Darin wurde der 2D-Spektralcode CASMO verwendet. Ergebnis ist eine relative Leistungserhöhung von bis zu 23% lokal in der ersten Brennstabreihe bei einem zusätzlichen Wasserspalt von 15 mm. Inwieweit sich das kernweite Maximum der Brennstablängenleistung unter einer solchen Verbiegung ändert, wurde nicht quantifiziert. Die Studie liefert jedoch einen Ansatz, wie mit Hilfe von 2D-Spektralrechnungen auch Ganzkernanalysen mit BE-Verbiegungen betrachtet werden können.

Eine etwas umfangreichere Untersuchung zum Einfluss von BE-Verformungen auf die Leistungsverteilung und zugehörige Stableistungsmaxima wurde in /AND 02/ vorgelegt. Darin wurden die im schwedischen DWR Ringhals 2 gemessenen BE-Verbiegungen einer vergleichenden rechnerischen Studie der Zyklen 24 bis 26 mit und ohne Verbiegungen unterzogen. Die Berechnungen wurden mit dem Programmsystem CASMO/SIMULATE durchgeführt. Ergebnis dieser Studie sind Vergleiche der Stab- und BE-Leistungen, der BE-Abbrände sowie des axialen Leistungsprofils der Stäbe mit größter Leistungsänderung durch Verbiegung. Die errechneten Unterschiede mit und ohne Verbiegung liegen im einstelligen Prozentbereich. Um die BE-Verbiegungen in den Rechnungen zu berücksichtigen, wurden die Spektralrechnungen für die Wirkungsquerschnitte (WQ) einzelner BE nach den das BE umgebenden Wasserspalten parametrisiert. Der nodale Code, der die neutronenphysikalischen Größen des gesamten Kerns errechnet, wurde so modifiziert, dass die BE-Verbiegungen als Eingabegrößen in die Rechnung eingespeist werden können und für die betroffenen BE-Zonen die

WQ-Interpolation in Abhängigkeit vom Wasserspalt realisiert wird. Eine Änderung der Thermohydraulik wurde in dieser Studie nicht berücksichtigt.

Eine Betrachtung der Thermohydraulik in Kernen mit verbogenen BE wurde zur Berechnung des Einflusses von BE-Verbiegungen auf den DNBR-Parameter (Filmsiedeabstand) als Zuarbeit zu /RSK 15/ von AREVA durchgeführt. Dort wurden mit dem Programm COBRA-FLX Unterkanalanalysen für stationäre Kernrechnungen durchgeführt. So können die geänderte Kühlung sowie Querströmungen zwischen den BE berücksichtigt werden. Als Ergebnis wurden Absenkungen der lokalen DNBR-Werte insbesondere nahe den veränderten Wasserspalten (d. h. in den Randkanälen) beobachtet. Jedoch ist die Absenkung gering, sodass die Position des minimalen DNBR-Wertes weiterhin in Kanälen im BE-Innern nahe den Führungsrohren verbleibt. Diese Studie bietet einen Ansatz zur Berücksichtigung des Effekts der BE-Verbiegung auf die Thermohydraulik des Reaktorkerns.

Eine transiente Rechnung mit expliziter Berücksichtigung verbogener BE ist nach Kenntnis der Autoren bislang noch nicht publiziert worden.

2.2 Kurzdarstellung weiterer im Rahmen des Vorhabens gesichteter projektrelevanter Quellen

Konheiser *et al.* stellen in /KON 16/ den Einfluss einer Variation des Zwischen-BE-Spalts auf das errechnete Signal der Ex-Core-Detektoren dar. Zu solchen Variationen des Wasserspalts kann es auch durch Verformung der Brennelemente kommen. Im Ex-Core-Detektor wird eine Änderung von bis zu 30 % im Neutronenfluss bei einem zusätzlichen Wasserspalt von 1,0 cm errechnet.

Konkret mit der Modellierung verbogener BE befassen sich /HYK 16/, /FRA 18/ und /SEI 16/. Während /HYK 16/ sich mit der Verifikation des Delta-Gap-Modells in SIMULATE5 gegen den Monte-Carlo-Code MCNP befasst (bei 10 mm Zusatzspalt betragen die maximalen relativen Abweichungen SIMULATE5 vs. MCNP in der Stableistung weniger als 10%; in der maximalen Stableistung weniger als 2%), verwendet /SEI 16/ die neutronenphysikalischen Ergebnisse von MCNP- und SIMULATE5-Rechnungen, um diese im Nachgang in den thermohydraulischen Unterkanalcode CTF einzusetzen und so die Änderung des minimalen Filmsiedeabstands $DNBR_{min}$ zu errechnen. Dabei wurde im betrachteten Kern, der bei nominalen Spalten maximale

Stableistungen in der Brennelement-Mitte aufweist, keine nennenswerte Änderung des $DNBR_{\min}$ beobachtet.

Die Studie /FRA 18/ befasst sich mit dem Wasserspaltmodell in PRISM und dessen Validierung durch Vergleichsrechnungen mit dem Neutronentransportcode APOLLO2-A. Dabei werden Leistungsunterschätzungen von bis zu 10 bis 15 % und Überschätzungen von bis zu 27 % gegenüber dem Transportcode ermittelt.

In der Masterarbeit /BER 17/ wird das Delta-Gap-Modell aus SIMULATE5 verwendet, um die Leistungsänderungen in Folge von BE-Verbiegungen in einer Vorkonvoi-Anlage zu quantifizieren, speziell im Hinblick darauf, unter welchen Bedingungen an der Detektor-Position im Brennelement (in der dritten Stabreihe) noch messbare Änderungen der Leistung zu beobachten sind. Es wird auch eine Untersuchung durchgeführt, wie der spektrale Index (das Verhältnis von schnellem zu thermischem Fluss) mit dem Anstieg der maximalen Leistung, in der einem zusätzlichen Wasserspalt benachbarten Brennstabreihe korreliert. Es wird dabei ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen dem spektralen Index und dem Anstieg der maximalen Leistung ermittelt, d. h. für ein härteres Neutronenspektrum (wie es z. B. in oder neben MOX-BE auftritt) werden stärkere Leistungsanstiege ermittelt.

2.3 Neutronenphysikalische Modellierung der BE-Verbiegung

Konsens in der gesichteten Literatur ist, dass die wesentliche neutronenphysikalische Auswirkung einer Brennelement-Verformung eine Änderung der lokalen Moderationsverhältnisse infolge einer Änderung der Spaltmaße zwischen den Brennelementen ist. Torsionen von Brennelementen spielen gegenüber der lateralen Auslenkung von der BE-Achse in diesem Zusammenhang keine Rolle. Daher wurde in diesem Bericht die neutronenphysikalische Modellierung auf die Änderung der Spaltabstände zwischen benachbarten BE beschränkt.

Im hier beschriebenen Vorhaben wurden die neutronenphysikalischen Effekte der BE-Verbiegung in mehreren Stufen untersucht. Zunächst wurden mit Monte-Carlo-Codes kleine, sogenannte Minikern-Anordnungen untersucht, um lokale Effekte detailgenau untersuchen zu können und gleichzeitig Referenzergebnisse für nodale Codes zu liefern. Diese Arbeiten wurden in AP2 „Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen“ durchgeführt. In einer zweiten Stufe wurden zwei- bzw. dreidimensionale Ganzkernmodelle

betrachtet, für die nodale Codes herangezogen wurden. Um die Verwendung dieser Codes für die Betrachtung von BE-Verbiegungen zu ermöglichen, mussten zunächst Code-Erweiterungen insbesondere am Kernsimulator KMACS /GRS 18/ vorgenommen und verifiziert werden (AP3). Schließlich wurden diese Modelle in AP4 und AP5 auf ganze Kerne im stationären Fall angewendet.

Im Interesse der Übertragbarkeit auf noch laufende DWR-Anlagen in Deutschland wurden für die Modellbildung bis auf Teile des AP2 zumeist BE-Typen, welche in Vorkonvoi-Anlagen eingesetzt worden sind, betrachtet. Auf den Daten eines generischen Vorkonvoi-Reaktors beruht auch die Abschätzung der Dimension des theoretisch maximal möglichen Zusatzspalts in Höhe von 2,72 cm, welche sich aus den Abmessungen von Gitterplatte, Abstandhaltern und Kernumfassung unter Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung ergibt.

Da der Schwerpunkt der Arbeiten des hier beschriebenen Vorhabens auf der Modellbildung und Kompetenzerweiterung liegt, wurden vor allem einfache Geometrien mit einzelnen zusätzlichen Wasserspalten untersucht, die zwar keine realistische Verbiegung darstellen, es aber erlauben, das Phänomen zu analysieren.

Die im Rahmen des AP 1 „Literaturrecherche / Modellentwicklung“ entwickelten Modelle sind in ihrem jeweiligen Einsatz in den AP2-5 beschrieben.

3 Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen

3.1 Minikerne und einzelne BE

3.1.1 UO₂- UO₂-Gd-Brennstoff

Im AP2 „Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen“ wurde zunächst ein generischer, zweidimensionaler Kernausschnitt eines Vorkonvoi-Reaktors betrachtet. Abb. 3.1 zeigt die zugehörige Kernbeladung.

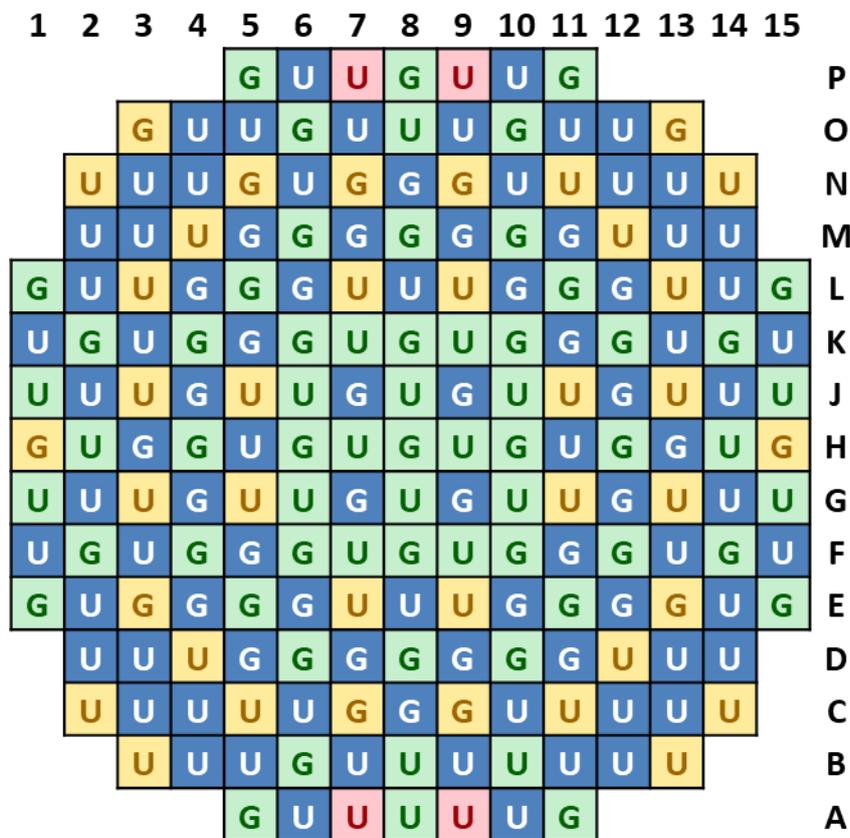


Abb. 3.1 Kernbeladung eines Vorkonvoi-Betriebszyklus

Die BE mit Bezeichnung U enthalten ausschließlich UO₂-Brennstoff, diejenigen mit Bezeichnung G daneben auch einzelne Brennstäbe mit Gd₂O₃-Vergiftung. Die Farben stehen für die jeweilige Standzeit: Blau sind frische Brennelemente, grün BE im 2., gelb im 3. und rot im 4. Zyklus.

Der zu betrachtende Kernausschnitt wurde so ausgewählt, dass das zu Zyklusbeginn (*begin of cycle*, BOC) höchstbelastete BE in dessen Mitte liegt. Abb. 3.2. zeigt die mit dem GRS-Kernsimulator KMACS² /GRS 18/ errechnete BOC-Leistungsverteilung (in Einheiten der mittleren BE-Leistung). Das höchstbelastete BE liegt an Position G7; daher wurde als zu untersuchender Kernausschnitt die BE von J5—E9 gewählt. Die Abbrandwerte wurden aus derjenigen axialen Ebene entnommen, in der die Leistung ihr Maximum annimmt.

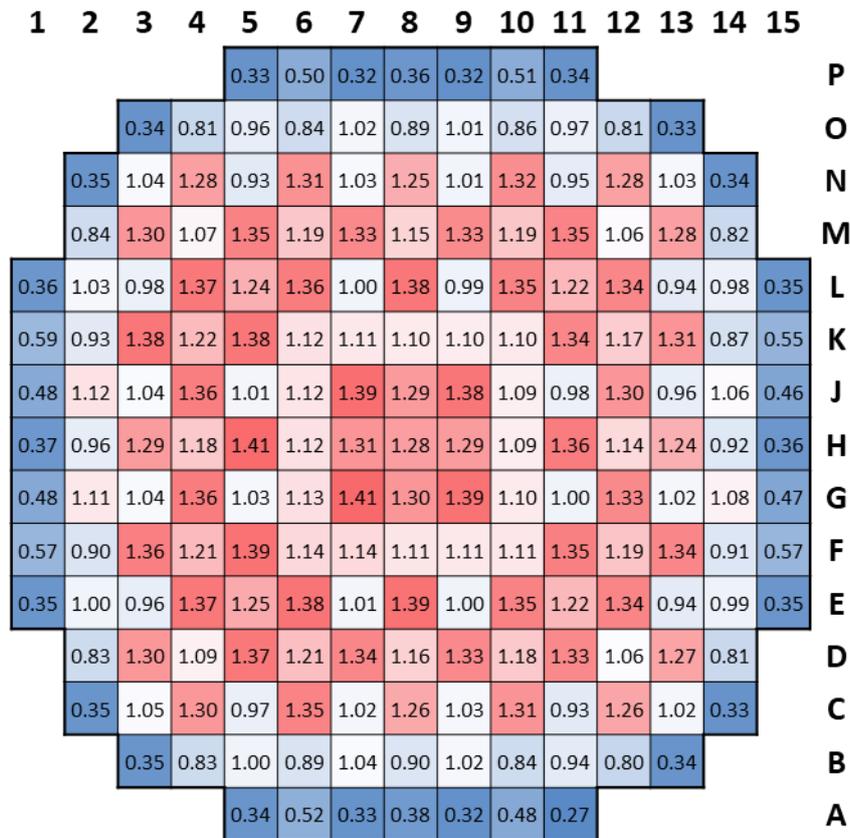


Abb. 3.2 Leistungsverteilung BOC

Sowohl der Fall eines Flachspalts (parallel zur y-Achse) wie eines Kreuzspalts (Spalt öffnet parallel zu x- wie y-Achse) wurde untersucht. In Abb. 3.3 sind die zugehörigen Minikernanordnungen skizziert.

² KMACS ist der GRS-Kernsimulator, s. www.grs.de/kmacs.

5	6	7	8	9		5	6	7	8	9	
U	U	G	U	G	J	U	U	G	U	G	J
U	G	U	G	U	H	U	G	U	G	U	H
U	U	G	U	G	G	U	U	G	U	G	G
G	G	U	G	U	F	G	G	U	G	U	F
G	G	U	U	U	E	G	G	U	U	U	E

Abb. 3.3 Minikernanordnungen mit Flach- bzw. Kreuzspalt

Im Monte-Carlo-Modell des Kernausschnitts wurden die Abbrandwerte zu BOC, zu sieben effektiven Volllasttagen (*effective full power days*, EFPD) sowie für den hypothetischen Fall komplett frischen Brennstoffs angenommen. Um das für den Monte-Carlo-Code notwendige Inventar bereitzustellen, wurden die KMACS-Rechnungen zur Wirkungsquerschnitts-(WQ)-Erzeugung für diesen Reaktor herangezogen. Bei der WQ-Erzeugung, wie sie in KMACS implementiert ist, wird jeder BE-Typ unter nominalen Reaktorbedingungen (mittlere Temperatur, mittlere Moderatorichte, mittlere Leistungsdichte) in reflektierenden Randbedingungen mit einem Transportcode (für dieses Vorhaben: NEWT/TRITON Rechenkette aus dem SCALE Paket) abgebrannt. Das dabei errechnete Nuklidinventar eines jeden Brennstabtyps im BE wurde zu den Abbrandwerten hin interpoliert und für die Monte-Carlo-Rechnungen an den Code Serpent /VTT 13/ übergeben.

Bei der Erstellung des Modells mussten zunächst die Randbedingungen der Simulation definiert werden. In einem ersten Schritt wurden Vakuum-Randbedingungen wie in /SEI 16/ getestet. Dafür wurde um die äußerste Reihe BE noch ein Moderator- bzw. Reflektor-Rand hinzugefügt. Das sich dabei einstellende Neutronenflussprofil /GRS 17/ weist jedoch einen für einen ganzen Reaktorkern unrealistisch starken Gradienten auf, sodass der Effekt der Vergrößerung eines Wasserspalts nicht vom Effekt der Lage des Spalts getrennt werden kann.

Daher wurden reflektive Randbedingungen für die Monte-Carlo-Untersuchungen ausgewählt. Damit es effektiv zu keiner unrealistischen Häufung von Gd-vergifteten BE kommt (diese werden frisch normalerweise nicht direkt nebeneinander eingesetzt), wurde der Modellrand in der Mitte der äußeren BE-Reihen bzw. -Spalten festgelegt, siehe Abb. 3.4.

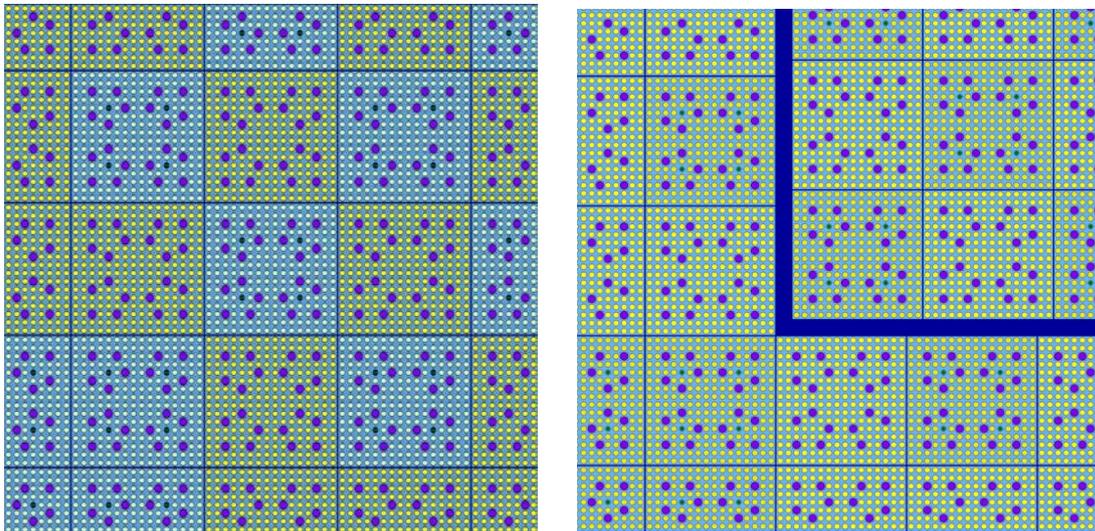


Abb. 3.4 Visualisierung des Serpent-Monte-Carlo-Modells ohne und mit Kreuzspalt

In der Abbildung sind die UO_2 -Brennstoffstäbe gelb bzw. hellgrün dargestellt; die UO_2 -Gd-Stäbe werden aus mehreren Materialzonen zusammengesetzt, um der Tatsache gerecht zu werden, dass das Neutronengift Gadolinium von außen nach innen abbrennt. Die Steuerstabführungsrohre sind violett dargestellt.

Wird in das Monte-Carlo-Modell ein zusätzlicher Spalt wie in Abb. 3.4 rechts eingefügt, so passieren Teile des Systems die für den Nominalfall (ohne Spalt) definierten reflektiven Randbedingungen. Dadurch wird die effektive Gesamtmasse des Brennstoffs im Rechensystem reduziert. Um dennoch die Brennstableistungen miteinander vergleichen zu können, wird in beiden Fällen auf die jeweilige mittlere Brennstableistung normiert.

3.1.1.1 Flachspalt

Die Ergebnisse für den Mittelwert und das Maximum der Leistungsüberhöhung (Verhältnis der Leistung mit Spalt zur Leistung ohne Spalt) für den Flachspalt sind in Tab. 3.2 bis Tab. 3.4 für frischen, BOC- und 7 EFPD-Brennstoff gelistet. Dabei sind die thermohydraulischen Rückwirkungsparameter unterschiedlich gewählt worden, siehe Tab. 3.1.

Tab. 3.1 Thermohydraulische Rückwirkungsparameter bei den Minikern-Modellen

	“Nominal”	BOC (Xe-frei)	7 EFPD (Xe-Gleichgewicht)
Bor [ppm]	500.0	1576.5	1250.0
Moderatordichte [kg/m³]	730.62	724.833	724.833
Moderatortemperatur [K]	571.15	572.71	572.71
Brennstofftemperatur [K]	950.0	779.89	779.89
Temperatur im Guide Tube [K]	556.55	556.55	556.55

Alle Ergebnisse sind, da mit einer Monte-Carlo-Methode berechnet, mit einem statistischen Fehler behaftet. Dieser beträgt für die in den Tabellen dargestellten Leistungsüberhöhungen ca. 0,3%.

Tab. 3.2 Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, frischer Brennstoff

Brennstoff Frisch					
Verschiebung:	5 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert	1.05	1.10	1.10	1.05	
Maximaler Wert		1.13	1.13		
Verschiebung:	10 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert	1.09	1.19	1.19	1.09	
Maximaler Wert		1.24	1.24		
Verschiebung:	15 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert	1.12	1.26	1.26	1.12	
Maximaler Wert		1.33	1.33		

Beim Vergleich der Tabellen fällt auf, dass die Ergebnisse vom Abbrandzustand nur unwesentlich abhängen. In Abb. 3.5 ist die Stableistungsüberhöhung als Funktion der Zusatzspaltweite für die erste Brennstabreihe rechts des Spalts dargestellt. Darin ist auch die theoretisch maximale Spaltweite von ca. 28 mm berücksichtigt. Man erkennt, dass mit zusätzlicher Spaltweite die Leistungsüberhöhung zunächst etwa linear ansteigt, bei

großen Spalten aber in eine Sättigung übergeht; diese Sättigung ergibt sich beim deutlichen Überschreiten der mittleren freien Weglänge des Neutrons von ~ 1.5 cm. Die unterschiedliche Steigung in den Kurven zu verschiedenem Brennstoffzustand wird hier vor allem durch den unterschiedlichen Borsäuregehalt im Kühlmittel bestimmt, vgl. Tab. 3.1.

Bei den hier dargestellten Ergebnissen ergibt sich eine qualitativ gute Übereinstimmung mit den von AREVA in /RSK 15/ genannten Stabileistungsüberhöhungen (siehe Tab. 3.5), die, soweit der GRS bekannt, anhand von Transportrechnungen einzelner Brennelemente mit reflektiven Randbedingungen ermittelt wurden.

Tab. 3.3 Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, Brennstoff BOC

Brennstoff BOC				
Verschiebung:	5 mm	x-Richtung		
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe 2. BS Reihe
Mittelwert		1.03	1.08	1.09
Maximaler Wert			1.11	1.12

Verschiebung:	10 mm	x-Richtung		
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe 2. BS Reihe
Mittelwert		1.06	1.15	1.17
Maximaler Wert			1.20	1.22

Verschiebung:	15 mm	x-Richtung		
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe 2. BS Reihe
Mittelwert		1.07	1.19	1.21
Maximaler Wert			1.25	1.29

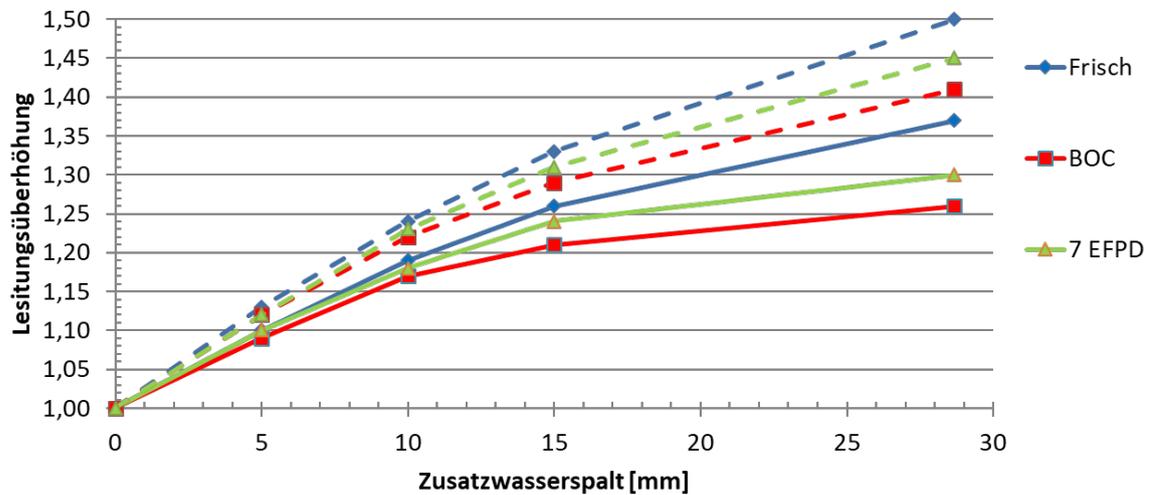


Abb. 3.5 Stableistungsüberhöhung bei Zusatzwasserspalt im Flachspaltmodell für verschiedene Abbrandzustände

Gestrichelt: maximale Leistungsüberhöhung; durchgezogen: mittlere Leistungsüberhöhung in der ersten Brennstabreihe rechts des Spalts

Tab. 3.4 Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, Brennstoff 7 EFPD

Brennstoff 7 EFPD					
Verschiebung:	5 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert		1.04	1.09	1.10	1.05
Maximaler Wert			1.11	1.12	
Verschiebung:	10 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert		1.08	1.16	1.18	1.08
Maximaler Wert			1.21	1.23	
Verschiebung:	15 mm	x-Richtung			
		Linke Hälfte		Rechte Hälfte	
		2. BS Reihe	1. BS Reihe	1. BS Reihe	2. BS Reihe
Mittelwert		1.09	1.21	1.24	1.10
Maximaler Wert			1.27	1.31	

Tab. 3.5 Von AREVA ermittelte Stableistungsüberhöhungsfaktoren

Zitiert aus /RSK 15/

Zusatzwasserspalt \ Leistungs-Erhöhung	5 mm	10 mm	15 mm
Erste BS Reihe	1,06	1,15	1,23
Zweite BS Reihe	1,02	1,05	1,08

Der Verlauf der Stableistungsüberhöhung mit dem Abbrand wurde ebenfalls mit Serpent-Rechnungen untersucht, vgl. /GRS 18b/. Aus den dort präsentierten Ergebnissen sei hier dasjenige für einen Flachspalt von 15 mm Breite zitiert, s. Abb. 3.6. Dabei wurde ein Öffnen des Spalts im Szenario frischen Brennstoffs bei 0 Volllasttagen unterstellt und mit derselben mittleren Leistung pro Schwermetallmasse wie im Reaktor über 1800 Voll-lasttage abgebrannt. Man erkennt, dass die Stableistungsüberhöhung im Maximum be-ginnt und dann langsam geringer wird. Das Wiederansteigen nach mehr als

1000 Volllasttagen könnte mit allmählichem Plutonium-Aufbau zusammenhängen. Da das Maximum der Leistungsüberhöhung unmittelbar nach Spaltöffnung erreicht wird, wird in den Kapiteln 5 und 6 als konservativ abdeckender Zeitpunkt im Zyklus ein BOC-Fall mit unmittelbarer Spaltöffnung untersucht.

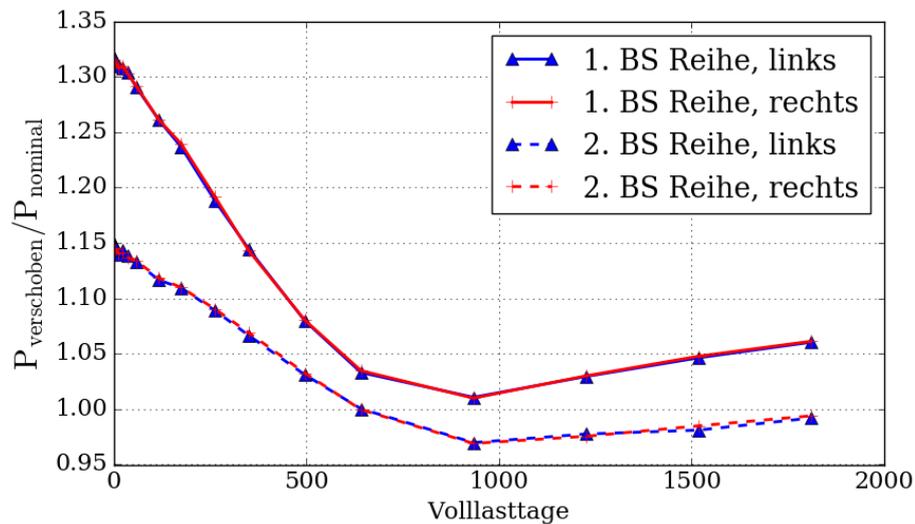


Abb. 3.6 Verlauf der Stableistungsüberhöhung als Funktion des Abbrands bei 15 mm Spalt

3.1.1.2 Kreuzspalt

Öffnet sich durch BE-Verbiegung an einem Brennelement sowohl ein Spalt parallel zur x- wie zur y-Achse, so erhöht sich das Moderationsverhältnis um die Brennstäbe in der betreffenden Ecke noch deutlicher als bei einem Flachspalt; daher ist die Änderung der Brennstableistung in den Eckstäben besonders hoch.

Dies wurde mit dem Monte-Carlo-Code Serpent für die Anordnung aus Abb. 3.3 und mit dem deterministischen Transportcode NEWT für eine Anordnung aus nur einem BE-Typ untersucht, siehe Abb. 3.7.

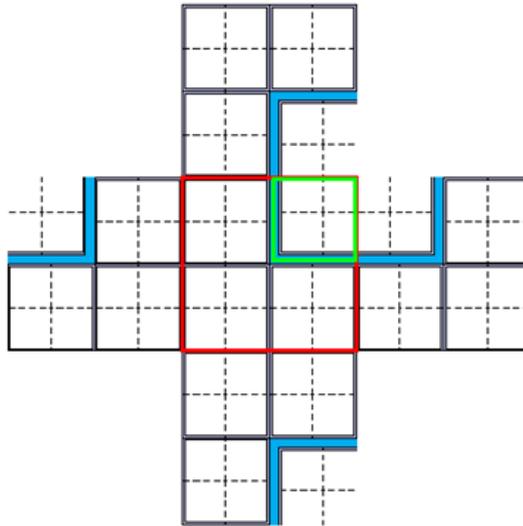


Abb. 3.7 Vier identische BE mit Kreuzspalt. Der rote Rahmen verdeutlicht reflektive Randbedingungen. Zitiert aus /PLE 17/

In der Tab. 3.6 sind die sich bei den Untersuchungen in Abhängigkeit von der Spaltweite (gleiche Spaltweite in x- wie y-Richtung) ergebenden Leistungsüberhöhungen gelistet. Dabei wurde im NEWT-Fall ein UO_2 -Brennelement aus dem BEAVRS-Reaktorkern /HOR 13/ mit einer Anreicherung von 3,1 Gewichts-% ^{235}U untersucht, im Serpent-Fall der Vorkonvoi Minikern-Ausschnitt. Dabei ist zu beachten, dass dem BEAVRS-Benchmark ein Westinghouse-Typ-Reaktor mit 17×17 Brennstäben je BE zu Grunde liegt; dementsprechend mit abweichenden Geometrien. In beiden Fällen wurde frischer Brennstoff zu nominalen Reaktorbedingungen untersucht, vgl. Tab. 3.1, links.

Tab. 3.6 Stableistungsüberhöhungen bei Kreuzspalt

Zusatzspalt		NEWT	Serpent
5 mm	r_{avg}	1,11	1,13
	r_{max}	1,16	1,18
10 mm	r_{avg}	1,20	1,25
	r_{max}	1,30	1,35
15 mm	r_{avg}	1,29	1,36
	r_{max}	1,43	1,51

In Tab. 3.6 bezeichnet r_{avg} die mittlere Leistungsüberhöhung der Stäbe in der ersten, dem Spalt benachbarten Reihe. Hingegen bezeichnet r_{max} die maximale Stableistungsüberhöhung. Der Stab maximaler Leistungsüberhöhung ist hier stets der Eckstab neben dem sich öffnenden Spalt. Beim Vergleich der Überhöhungen von Flachspalt und Kreuzspalt (Tab. 3.2 bis Tab. 3.4 bzw. Tab. 3.6) fällt folgendes auf: Während beim Flachspalt die maximale Stableistungsüberhöhung bei 15 mm Zusatzspalt nur etwa um 5% über der mittleren Überhöhung liegt, sind dies beim Kreuzspalt ca. 11%. Es ergibt sich zur Ecke hin ein noch deutlich stärkerer Anstieg der Leistungsfreisetzung, der sich auf die hier noch deutlicher verstärkte Moderation (die vom Spalt bedeckte Fläche wächst lokal quadratisch mit der Spaltweite) zurückführen lässt.

3.1.2 $\text{UO}_2\text{-Gd- / MOX-Brennstoff}$

Um zu untersuchen, inwieweit die Leistungsänderungen bei einem zusätzlichen Wasserspalt von dem Brennstofftyp abhängen, wurde ein Modell analog zu dem in Abb. 3.3 aus frischen Mischoxid (MOX)- und $\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen zusammengesetzt, siehe Abb. 3.9. Die Spezifikationen der BE-Typen für dieses Modell stimmen in den geometrischen Daten mit denjenigen aus Abb. 3.3 überein.

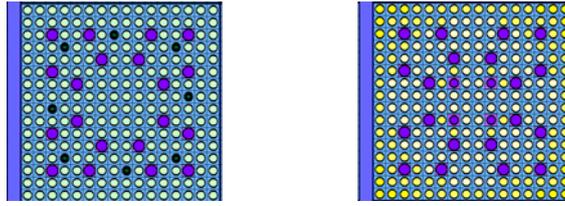


Abb. 3.8 Einzel-BE-Modell aus UO_2 -GD- (links) und MOX- (rechts) Brennelementen mit Zusatzspalt in einem unendlichen Gitter

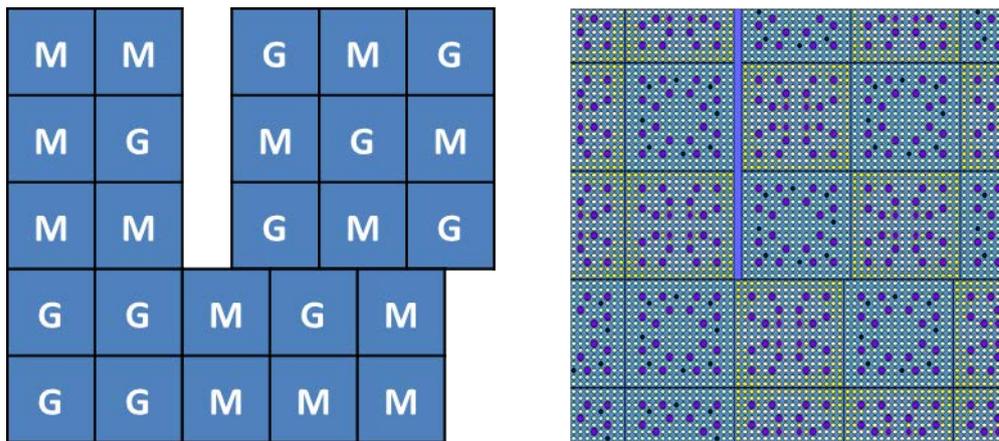


Abb. 3.9 4x4-BE-Modell aus MOX (M)- und UO_2 -Gd (G)-Brennelementen mit Zusatzspalt

Wie in Abschnitt 3.1 wurde das Minikern-Modell mit dem Monte-Carlo-Code Serpent ohne und mit Spalt von 5, 10 und 15 mm in reflektiven Randbedingungen gerechnet. Zum Vergleich wurden auch die einzelnen Brennelemente (s. Abb. 3.8) wie in Abschnitt 3.1.1 mit dem deterministischen Transportcode NEWT/TRITON betrachtet.

Tab. 3.7 Mittlere (r_{avg}) und maximale (r_{max}) Stableistungsüberhöhung in der ersten Stabreihe bei verschiedenen Brennstoff-Typen

SCALE-NEWT-Rechnungen eines Systems mit einem BE in reflektierenden Randbedingungen und Serpent-Rechnungen des 4x4-BE-Systems

Brennstoff → ↓ Zusatzspalt		UO ₂ -Gd ₂ O ₃		MOX	
		Einzel-BE	4x4 BE	Einzel-BE	4x4 BE
5 mm	r_{avg}	1,11	1,20	1,17	1,15
	r_{max}	1,12	1,29	1,18	1,28
10 mm	r_{avg}	1,21	1,39	1,32	1,29
	r_{max}	1,22	1,51	1,36	1,45
15 mm	r_{avg}	1,30	1,56	1,48	1,44
	r_{max}	1,32	1,73	1,52	1,60

Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind in Tab. 3.7 zusammengefasst. Dabei fallen deutliche Unterschiede zwischen den Leistungsüberhöhungen im Einzel-BE-System und dem 4x4-Minikern-System auf. Insbesondere in den UO₂-Gd-BE am Spalt ist die Leistungsüberhöhung stärker, wenn über den Spalt ein MOX-BE benachbart ist.

Inwieweit der Effekt der Nachbarschaft mit den Mitteln des GRS-Kernsimulators KMACS quantitativ nachvollzogen werden kann, konnte im Rahmen dieses Vorhabens nicht im Detail überprüft werden. Da die in KMACS eingesetzten WQ ausschließlich auf Einzel-BE-Rechnungen (mit Spaltkorrekturen, s. u. in Kapitel 4) beruhen, ist unklar, ob sich allein durch die Diffusion des Neutronenflusses aus dem Nachbar-BE ein adäquates Neutronenflussprofil einstellt. Eine erste Näherung zur Berücksichtigung der Nachbarschaft könnte auf einer Parametrisierung der WQ nach sogenanntem Spektralindex (Verhältnis schnellen zu thermischen Neutronenflusses) beruhen. Eine solche Parametrisierung ist jedoch in den von KMACS derzeit angesteuerten nodalen Flusslösern DYN3D und QUABOX/CUBBOX nicht möglich. Eine weitere Näherung ergibt sich aus dem Einsatz BE-seitenabhängiger ADF. Dies ist prinzipiell mit dem Flusslöser DYN3D möglich, derzeit aber nicht in Kombination mit der Berechnung von Stableistungen. Diese Limitierung wurde mit den Entwicklern von DYN3D besprochen, konnte jedoch während der Laufzeit dieses Vorhabens nicht behoben werden. Somit konnte eine direkte Verifikation, der mit KMACS errechneten Stableistungen durch Vergleich mit Monte-Carlo-Rechnungen nicht durchgeführt werden.

Daher sind auch die in Kapiteln 5 und 6 dargestellten Ergebnisse, insbesondere bei Nachbarschaft von MOX- und UO_2 -Gd-BE mit einer quantitativen Unsicherheit zu interpretieren.

3.2 2D-Ganzkernmodelle

Angelehnt an dieses Vorhaben wurde an der Technischen Universität München in Kooperation mit der GRS eine Masterarbeit /PLE 17/ durchgeführt. Dieser Abschnitt zitiert Ergebnisse aus dieser Masterarbeit. Darin wurde unter anderem ein Serpent-Monte-Carlo-Modell eines 2D-Schnitts des BEAVRS-Reaktors /HOR 13/ erstellt. An drei verschiedenen Positionen innerhalb des Reaktors wurde sodann der geometrisch maximal mögliche Flachspalt zwischen zwei BE eingefügt und die weiteren BE in derselben Reihe gänzlich gegeneinander (d. h. die Abstandhalter berühren einander) bzw. gegen die Kernumfassung geschoben. Abb. 3.10 stellt die Kernbeladung dar. U16, U24 und U31 bezeichnen die Anreicherungsstufen der entsprechenden BE in Höhe von 1,6, 2,4 und 3,1 Gewichts-% ^{235}U .

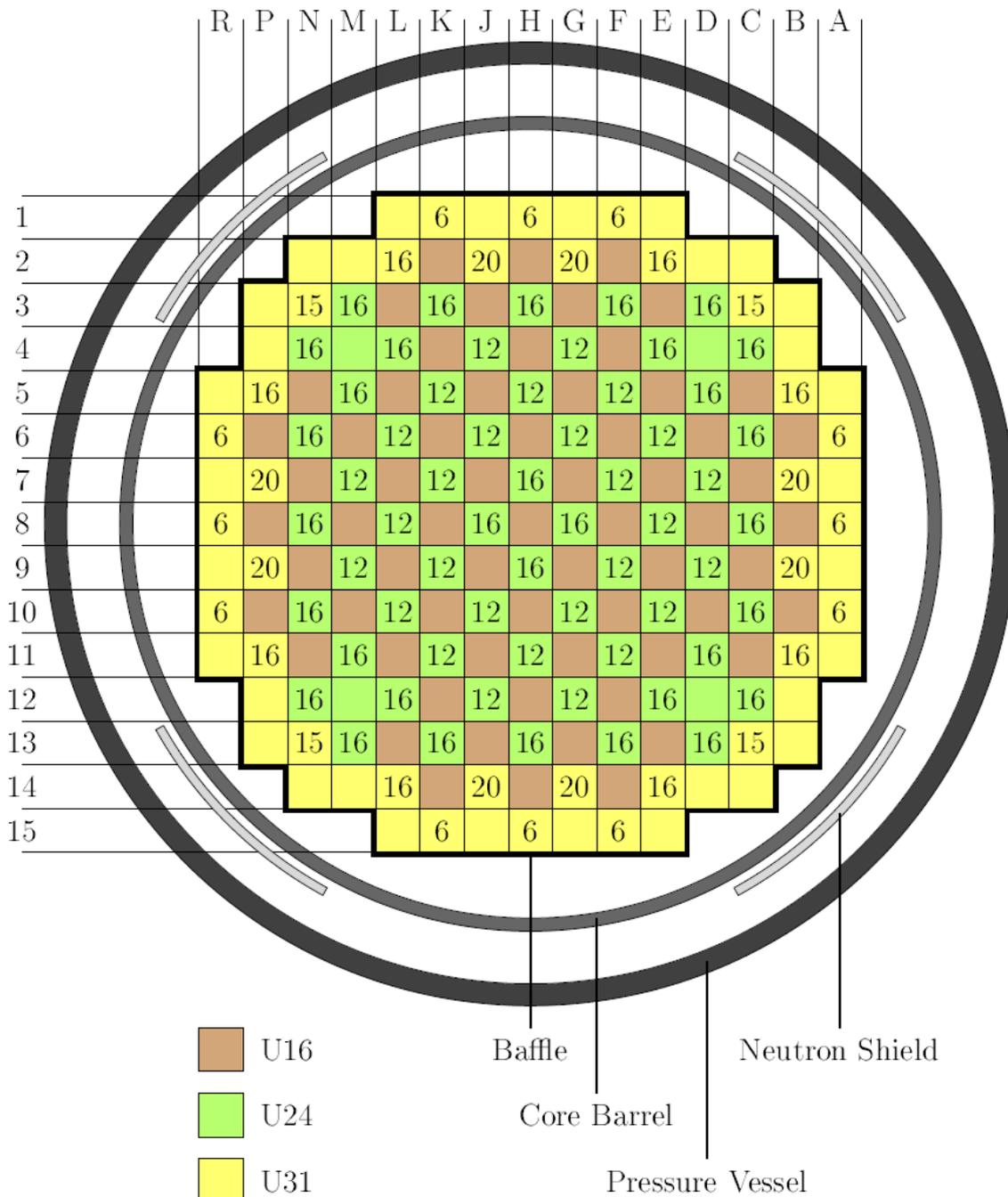


Abb. 3.10 Beladeplan des BEAVRS-Reaktors

Aus /PLE 17/.

Die Zahlen in den BE bezeichnen die Anzahl abbrennbarer Gifte in Form von Borglasstäben, die in den Steuerstabführungsrohren der BE eingesetzt sind.

Abb. 3.11 stellt die mit Serpent ermittelte normierte BE-Leistungsverteilung dar. Dabei wird auf die mittlere Leistung eines BE im Kern normiert. Die durch die Monte-Carlo-Methode bedingte relative statistische Unsicherheit der Leistung betrug bei der

gewählten Anzahl von Neutronenschicksalen zwischen $2,0 \times 10^{-20}\%$ und $3,2 \times 10^{-20}\%$. Schwarz umrandet in Abb. 3.11 sind die BE-Positionen, zwischen denen jeweils der maximal mögliche Spalt (16,2 bzw. 14,4 mm für Reihen 8 und 10 bzw. 12) eingefügt wurde.

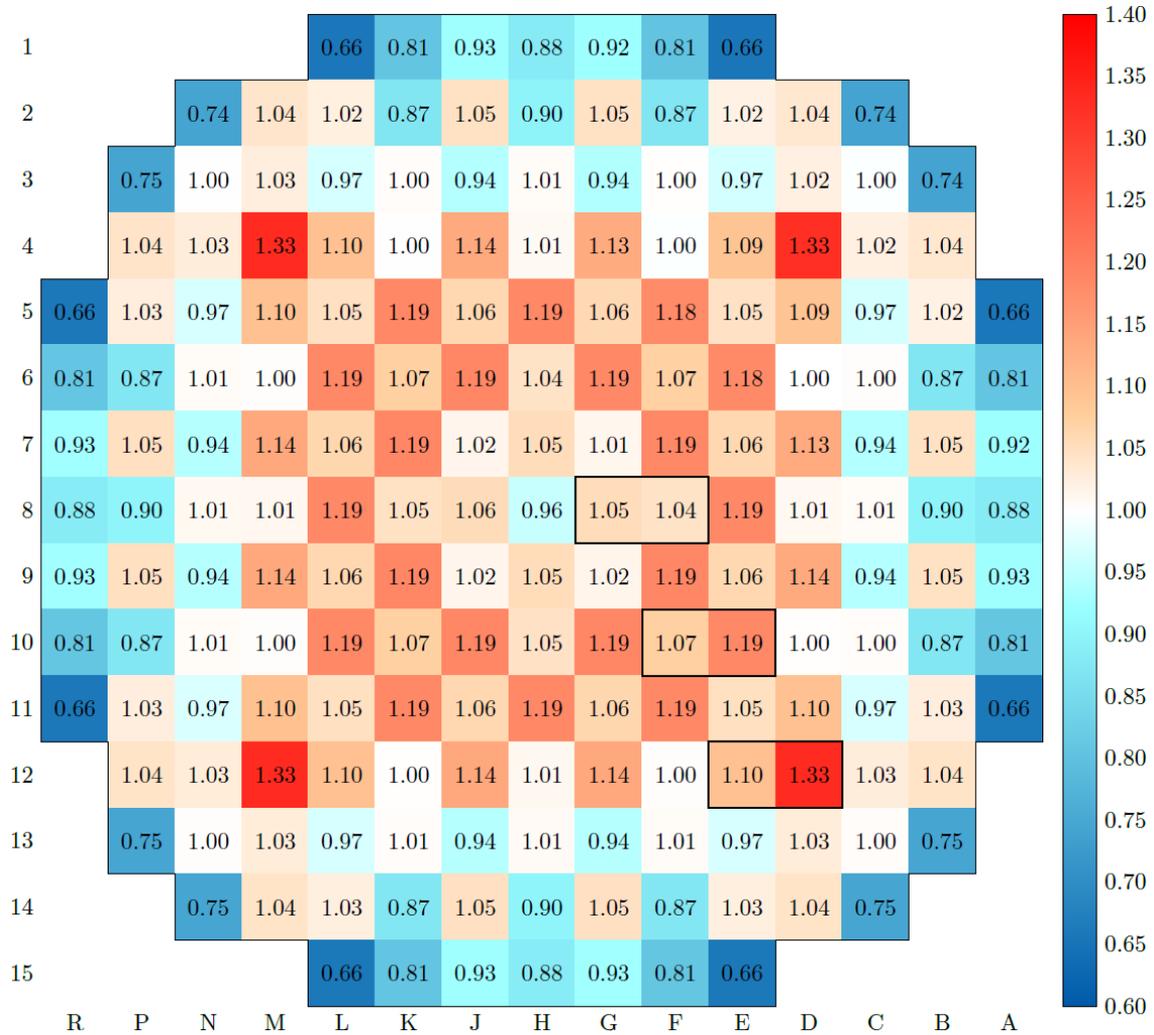


Abb. 3.11 Mit Serpent errechnete normierte BE-Leistungsverteilung.

Aus /PLE 17/.

Die durch die Zusatzspalte bewirkten Änderungen in den BE-Leistungen sind in Abb. 3.12 bis Abb. 3.14 dargestellt.

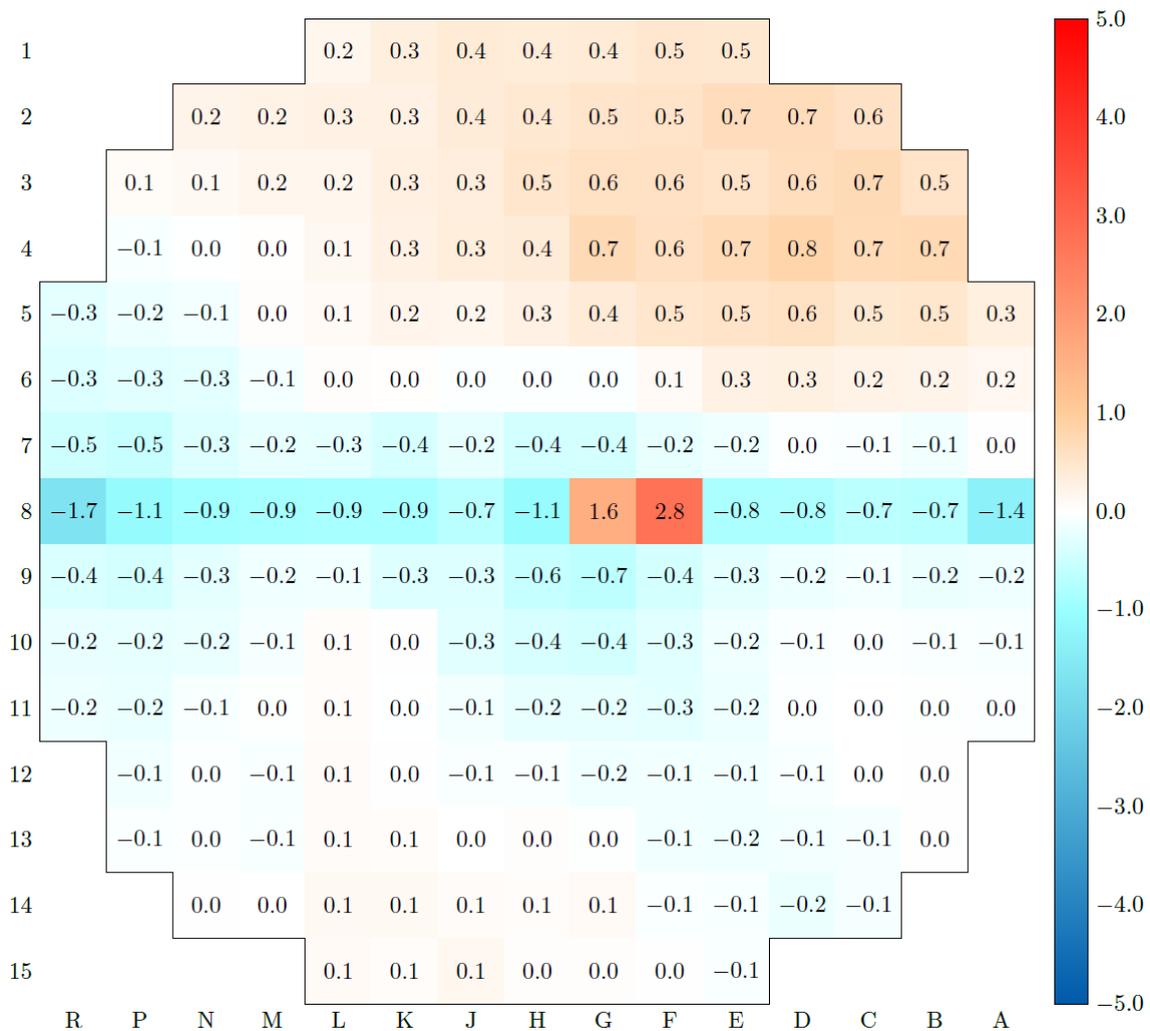


Abb. 3.12 Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 8

Aus /PLE 17/.

Dabei ist der Zahleneintrag jeweils die Änderung in Prozent der mittleren BE-Leistung gegenüber der nominalen Leistung aus Abb. 3.11. D. h. an den Positionen G8 und F8 ergibt die Monte-Carlo-Rechnung mit maximalem Spalt zwischen den BE statt normierter Leistungen von 1,05 und 1,04 Leistungen von $1,05 + 0,016 = 1,066$ und $1,04 + 0,028 = 1,068$.

Mit Hilfe der Farbcodierung ist in Abb. 3.12 leicht ablesbar, dass in den anderen BE der Reihe 8, insbesondere den BE am Kernrand, die Leistung abnimmt. Dies ist eine Folge der geringeren Moderation zwischen den BE, wenn der Spalt kleiner wird.

Weiterhin erkennt man eine globale Leistungsumverteilung von $-0,7\%$ bis zu $+0,8\%$ der mittleren BE-Leistung. Die maximale Zunahme findet sich in der nord-östlichen Ecke des Kerns. Die Ursache für die Umverteilung ist ein Kompensationseffekt. Bei gleicher mittlerer Kernleistung und in der mittleren Reihe und am West- und Ost-Rand reduzierter Leistung kommt es an anderen Stellen zu verstärkter Leistungserzeugung. An der Position D4 der höchsten Leistungserhöhung befindet sich ein BE mit $2,4\%$ Anreicherung ohne Neutronengifte. In diesem ohnehin im Nominalfall bereits leistungsstärksten BE kommt es also zur größten Leistungsüberhöhung.

In Abb. 3.13 (Spalt zwischen den BE F10 und E10) sind ähnliche Änderungen in der Leistungsverteilung zu erkennen. Die Leistungsänderungen am Spalt sind von der gleichen Größenordnung wie in Abb. 3.12. Man erkennt wie zuvor neben der Leistungsüberhöhung am Spalt eine Reduktion in der Reihe durch Spaltschlüsse und eine globale Leistungsumverteilung in Höhe von $-1,5$ bis $+0,8\%$ der mittleren BE-Leistung.

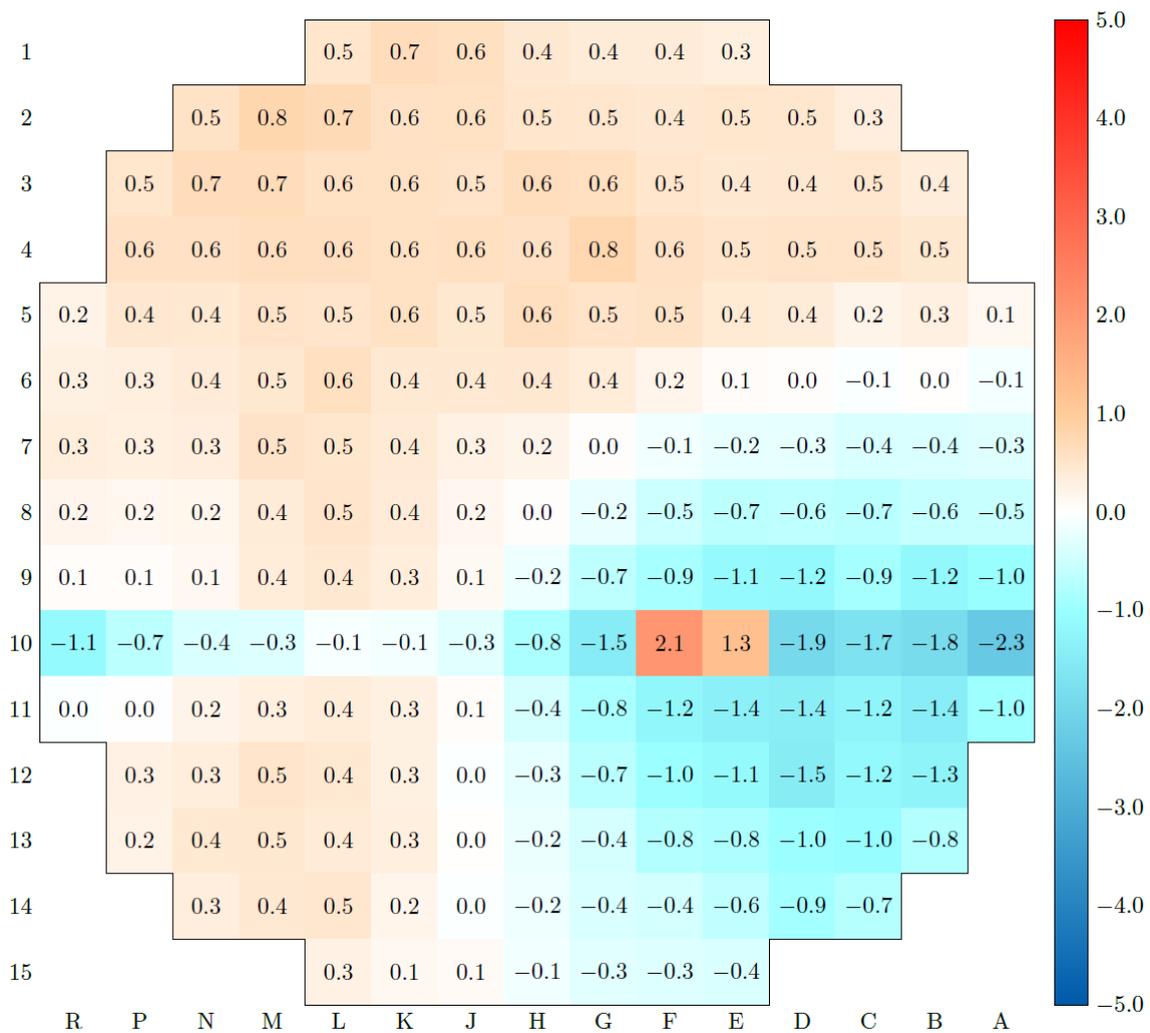


Abb. 3.13 Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 10

Aus /PLE 17/.

Im Fall des Spalts zwischen den BE an Positionen E12 und D12 ist die Leistungsüberhöhung der BE am Spalt am deutlichsten. Die Leistungen steigen um 3,0 bzw. 4,9% der mittleren BE-Leistung an. Auch die Leistungsumverteilung ist mit -1,9 bis +1,0% der mittleren BE-Leistung am stärksten. Tendenziell ist die Umverteilung am deutlichsten dort, wo im Nominalfall hohe Leistungen zu verzeichnen sind.

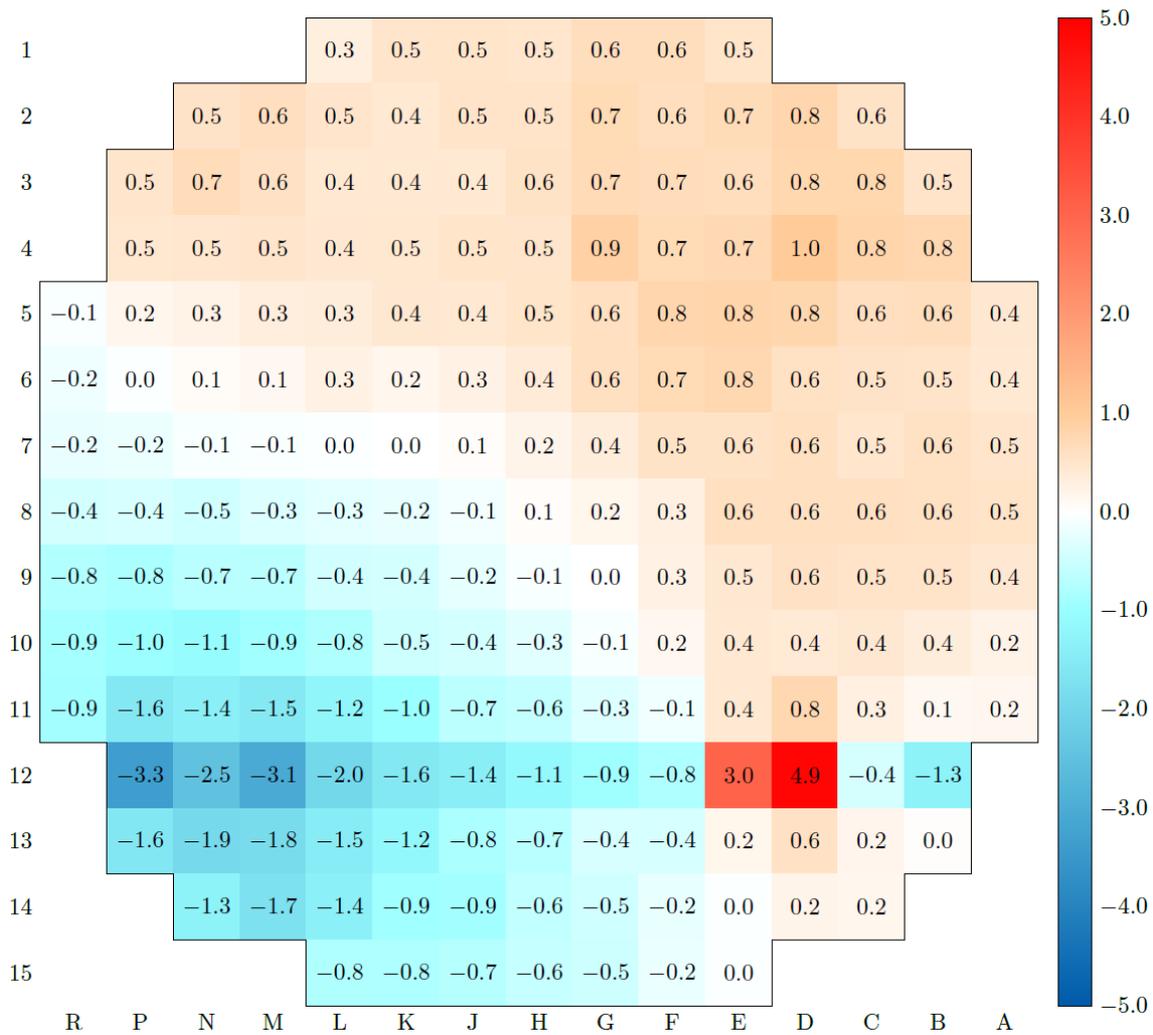


Abb. 3.14 Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 12

Aus /PLE 17/.

Die Ganzkern-Monte-Carlo-Rechnungen beschränken sich auf den BEAVRS-Reaktor in 2D und enthalten keine Quantifizierung der Stableistungen, da diese einen deutlich erhöhten Rechenaufwand bedeutet hätte und zum Zeitpunkt der Masterarbeit keine Vergleichsrechnung mit KMACS zur Verfügung stand.

Aus den 2D-Ganzkern-Monte-Carlo-Rechnungen lässt sich insgesamt ablesen:

- Der zusätzliche Spalt zwischen Brennelementen führt zu einem Leistungsanstieg in den unmittelbaren Spaltnachbarn.
- Der Leistungsanstieg in den betrachteten Beispielen beträgt bis zu 4,9% der mittleren BE-Leistung.

- Der Spaltschluss zwischen den anderen Brennelementen in der Reihe führt zu einer Leistungsreduktion.
- Die lokalen Leistungsänderungen an dem Spalt und in der Reihe können zu einer globalen Leistungsumverteilung führen, dabei
 - o werden maximale Leistungsänderungen außerhalb der geometrisch veränderten Positionen von -1,9% bis +1,0% der mittleren BE-Leistung beobachtet,
 - o werden im Trend große Leistungsänderungen am Kernrand oder an Positionen mit nominell hoher Leistung beobachtet.

Die Ergebnisse der 2D-Ganzkern-Monte-Carlo-Rechnungen sind wegen der fehlenden thermohydraulischen Rückwirkung nicht unmittelbar auf reale Verbiegungen im 3D-Kern im Leistungsbetrieb übertragbar, denn durch vermehrte Leistungsfreisetzung in einem Brennelement kommt es dort zu Brennstofftemperaturerhöhung und Moderatorichteabsenkung, was wiederum die Spaltrate verringert. Somit sind die relativen Änderungen in der Leistung ohne Rückwirkung stärker als mit, d. h. die oben gezeigten Einflüsse eines einzelnen Spalts sind im Fall mit thermohydraulischer Rückwirkung kleiner zu erwarten.

4 Erweiterungen des GRS-Kernsimulators KMACS für Rechnungen mit BE-Verbiegungen

Für die in den Kapiteln 5 und 6 beschriebenen Analysen von Betriebszyklen und Transienten mit BE-Verbiegungen wurde als wesentliches Werkzeug der GRS-Kernsimulator KMACS /GRS 18/ verwendet. Für die Betrachtung von BE-Verbiegungen wurden folgende Erweiterungen von KMACS implementiert:

- Erweiterungen im Modul zur Wirkungsquerschnittserzeugung, s. Abschnitt 4.1
- Auswahl und Ankopplung eines alternativen Flusslösers, s. Abschnitt 4.2
- Anwendung eines alternativen Thermohydraulikcodes, s. Abschnitt 4.3
- Erweiterungen im Visualisierungs- und Postprocessing-Modul, s. Abschnitt 4.4

4.1 Erweiterungen im KMACS-Paket *kspect*

4.1.1 *Kspect* Paket im KMACS

KMACS ist ein klassischer Zwei-Schritt-Kernsimulator, bei dem zunächst die physikalischen Eigenschaften einzelner BE-Typen im unendlichen Gitter (sogenannte homogenisierte Weniggruppenwirkungsquerschnitte WQ), parametrisiert nach antizipierten thermohydraulischen Rückwirkungszuständen, errechnet werden. Im zweiten Schritt wird das Zusammenspiel dieser BE im Kern mit einem nodalen Diffusionscode inklusive thermohydraulischer Rückwirkung betrachtet.

Das KMACS-Paket *kspect* sorgt für die WQ-Erzeugung, indem es die KMACS-Eingabedaten in Eingabedaten eines sogenannten Lattice-Codes, im Kontext dieses Vorhabens des Codes NEWT aus dem SCALE-Paket /ORNL 17/ des Oak Ridge National Laboratory (ORNL), überträgt, diesen Code ausführt und dessen Ergebnisse in der KMACS-Datenbank sammelt.

Für den normalen KMACS-Anwendungsfall werden mit *kspect* je nach Symmetrie ganze oder $\frac{1}{4}$ -BE in reflektierenden Randbedingungen betrachtet. Für Situationen mit modifizierten Wasserspalten sind diese Symmetrien an den Positionen dieser Wasserspalte gebrochen, was in der WQ-Erzeugung geeignet berücksichtigt werden muss.

4.1.2 Entwicklung verschiedener Spaltmodelle für die WQ-Erzeugung

Um für die WQ-Erzeugung ein hinreichend realistisches und gleichzeitig vom Rechenaufwand her praktikables Modell zu finden, wurden verschiedene Ansätze überprüft und zudem mit Monte-Carlo-Rechnungen verglichen. Hier wird auf die Unterschiede der verschiedenen Lattice-Code-Modelle untereinander eingegangen. Die Ergebnisse der Vergleiche mit Monte-Carlo-Rechnungen sind im Abschnitt 3.1 dargestellt. Da in den Analysen für stationäre Zyklusrechnungen und Transienten nur einzelne Verbiegungen in x-Richtung mit resultierenden Flachspalten in Betracht gezogen wurden, sind im Folgenden auch nur die KMACS-Modelle für Flachspalte diskutiert; untersucht wurden zwei Varianten:

- Modell A: Modell mit expliziter Geometrieänderung,
- Modell B: Modell mit äquivalenter Dichteänderung.

Für die WQ-Erzeugung wurden die Spalte in +x- und -x-Richtung unabhängig voneinander variiert. Als minimaler Spalt wurde ein Berühren der regelmäßigen Stabgitter benachbarter BE angenommen, inklusive der quadratischen Moderator-Zonen (dargestellt in Abb. 4.1, hellblau bzw. rot hinterlegt). Für die Untersuchungen in den Kapiteln 5 und 6 wurden typische Vorkonvoi-Abmessungen der BE und Spalte angenommen. Dabei wurde die sog. „heiße Geometrie“, d. h. inklusive einer thermischen Ausdehnung, die der mittleren Kühlmitteltemperatur bei Volllast entspricht, zu Grunde gelegt, vgl. Tab. 4.1.

Tab. 4.1 Zu Grunde gelegte repräsentative, heiße Geometriedaten eines Vorkonvoi BE und der unterstellten Spalte

BE-Mittenabstand	23,116 cm
BS-Mittenabstand	1,4326 cm
BS-Konfiguration	16x16 Stäbe
Nominal-Spalt	0,1944 cm
Minimal-Spalt	0,0 cm
Maximal-Spalt	2,7216 cm (= 14 × Nominalspalt)

4.1.3 Modell A: explizite Geometrieänderung

In diesem Modell A wird der variierte Spalt zwischen zwei BE explizit geometrisch im Lattice-Code-Modell modifiziert.

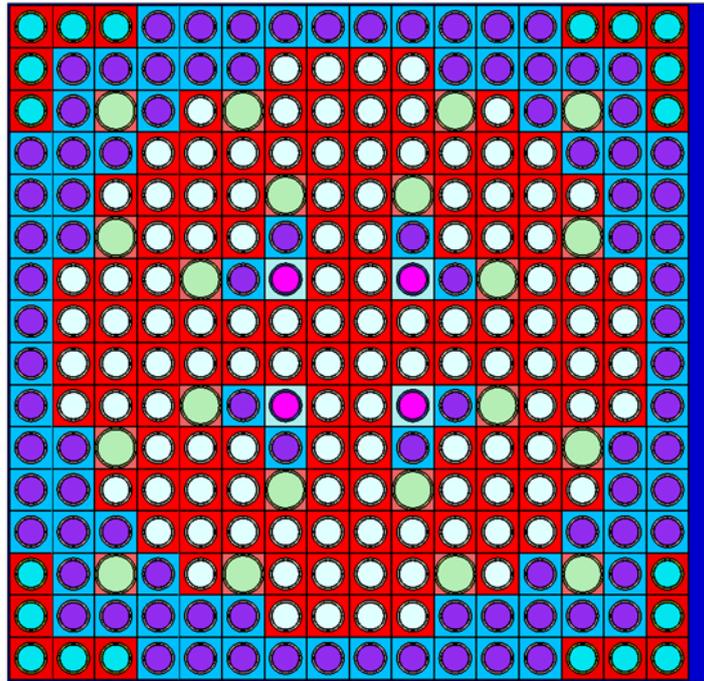


Abb. 4.1 Lattice-Code-Modell eines BE mit Zusatzspalt (Modell A)

An allen vier Seiten des Modells werden reflektierende Randbedingungen angenommen. Das heißt, dass bei einem zusätzlichen Spalt x zwischen zwei BE eine Spaltweite von $x/2$ pro BE im Lattice-Code-Modell realisiert wird.

Bei Anwendung des Modells A im nodalen Flusslöser ergibt sich die Schwierigkeit, dass das Raumgitter typischer nodaler Flusslöser sich aus den Schnitten von Ebenen parallel zur x -, y - und z -Achse eines cartesischen Koordinatensystems ergibt. Somit sind lokale Gitteränderungen nicht direkt modellierbar. Im Rahmen der sog. *generalized equivalence theory* (GET) /SMI 86/, wie sie für die WQ-Erzeugung für nodale Codes herangezogen wird, ist ein gleiches Volumen des heterogenen Systems, ausgehend von dem die homogenisierten WQ errechnet werden, und des Nodes, in dem die homogenisierten WQ eingesetzt werden, vorausgesetzt. Daher ist die Verwendung der WQ aus Modell A in einem nodalen Gitter nicht ohne Korrekturen möglich. Korrekturen der mit Modell A erzeugten WQ könnten prinzipiell ähnlich wie bei der Behandlung thermischer Ausdehnungen in Flüssigmetall-gekühlten Reaktoren /BOU 18/ durchgeführt werden; dazu sind allerdings Modifikationen im Quellcode des Flusslösers erforderlich, die im Rahmen

dieses Vorhabens nicht durchgeführt wurden. Als Näherung wurde alternativ in /PLE 17/ das vom Flusslöser ermittelte Ergebnis der Leistungsverteilung gemäß der durch Verbiegung geänderten nodalen Volumina reskaliert. Dies entspricht, kleine Änderungen der Volumina und WQ vorausgesetzt, in erster Näherung dem Verfahren aus /BOU 18/.

4.1.4 Modell B: Äquivalente Dichteänderung

Im Modell der äquivalenten Dichteänderung wird der Spalt nicht geometrisch modelliert, sondern der Effekt der verstärkten Moderation durch eine Erhöhung der Wasserdichte im Spalt approximiert. Die Idee und deren Verifizierung, die die Multiplikationsfaktoren und Stableistungen betreffen, werden ausführlich in Anhang A dargestellt. Wesentlich ist, dass die gesamte Moderatorformasse in den (konstanten) Spalten von Modell B derjenigen (veränderten) von Modell A gleicht.

Anders als in den Ausführungen in Anhang A wurde hier für die WQ-Erzeugung die Moderatorformasse nur im Nominalspalt (also außerhalb des regulären Stabgitters) modifiziert. Es ergeben sich potentiell geänderte Moderatorformassen in den bei Verbiegung in x- und y-Richtung acht potentiell unterschiedlich skalierten Regionen (vier Seiten plus vier Ecken) des Nominalspalts, die in Abb. 4.2 unterschiedlich eingefärbt sind.

Der Vorzug von Modell B gegenüber Modell A ist, dass keine Modifikationen am nodalen Code und keine Reskalierung der Ergebnisse erforderlich wird, wie sie in /PLE 17/ vorgenommen wurde.

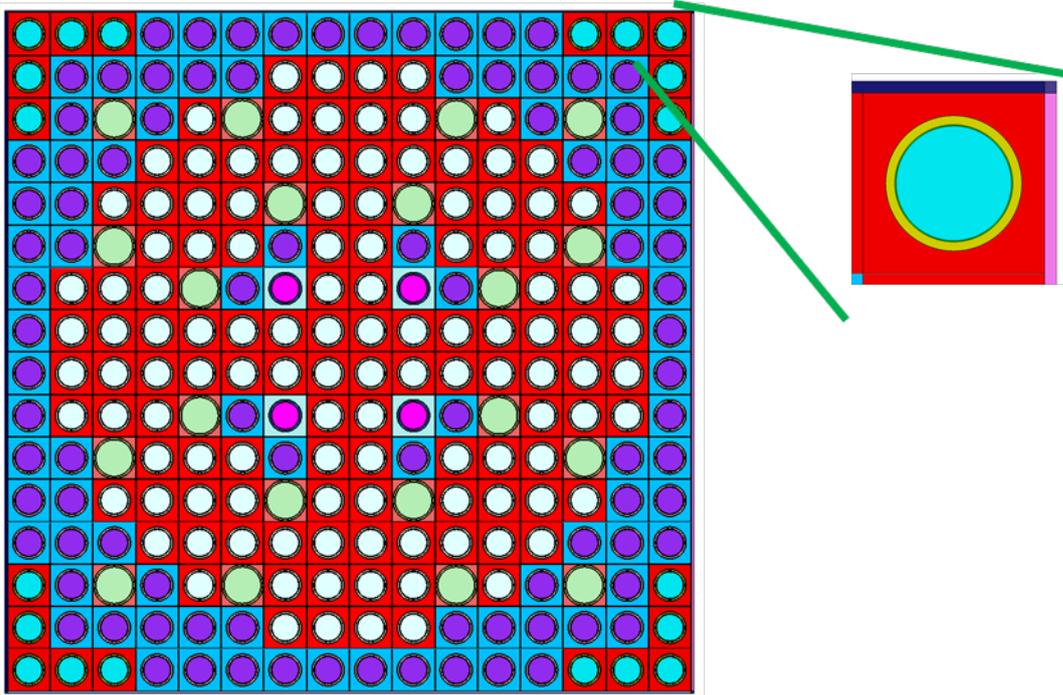


Abb. 4.2 Modell mit äquivalenter Dichteänderung (Modell B)

Die in dunkelblau, violett und rosa eingefärbten Zonen entsprechen unterschiedlichen Moderatorichten, die unterschiedliche Spaltmaße repräsentieren

4.1.5 Vergleich von Modell B mit Modell A

Um zu evaluieren, ob die beiden Modelle kompatible Ergebnisse liefern, wurden die folgenden Parameter verglichen: Multiplikationsfaktor, Peakingfaktor und Position des höchstbelasteten Stabs. Diese sollten für beide Modelle annähernd gleich sein, während sich die homogenisierten WQ wegen der Änderung des Volumens unterscheiden. Wegen des unterschiedlich starken Gradienten des Neutronenflusses ergeben sich auch stärkere Unterschiede in den ADF. Der Vergleich wurde durchgeführt für ein MOX-BE und ein UO₂-BE mit acht Gd-haltigen Stäben. Es wurden die Brennstofftemperatur von 300-2500 K, die Borkonzentration von 0-1800 ppm und die Moderatorichte von 0,62-0,996 g/cm³ variiert. Die Moderatortemperatur variiert dabei entsprechend der Gleichgewichtstemperatur bei einem konstanten Druck von 155 bar. Durch die Kombination der Parameter wurden für jede Spaltweite 225 und somit insgesamt 2.700 Transportrechnungen für jedes BE von Modell A und B miteinander verglichen. Es wurde nur der Spalt an der Ostseite zwischen 0,0 und 2,6 cm variiert. Der Brennstoff ist im frischen Zustand.

In Tab. 4.3 werden die Unterschiede in den Multiplikationsfaktoren k_{eff} dargestellt. Werden alle Spalte bis 2,6 cm betrachtet, so beträgt der maximale bzw. minimale

Unterschied $\Delta k_{\text{eff}} (= 1/k_1 - 1/k_2)$ 245 pcm bzw. -168 pcm. Die mittlere quadratische Abweichung (*root mean square*, RMS) beträgt 56 pcm. Eingeschränkt auf Zusatzspalte bis 1,6 cm differieren die Multiplikationsfaktoren zwischen +111 und -84 pcm und der RMS beträgt nur 15 pcm. Insgesamt weicht Modell B in der Reaktivität gegenüber dem realistischen Modell A in positive Richtung ab. Damit ist die Wahl von Modell B bezüglich der BE-Verbiegung tendenziell konservativer als Modell A. Wesentliche unterschiedliche Trends zwischen UO₂-Gd-BE und MOX-BE wurden nicht festgestellt.

Tab. 4.2 Unterschiede der Multiplikationsfaktoren zwischen Modell B und A

Δk_{eff} [pcm]	Beide BE-Typen		UO ₂ -Gd-BE		MOX-BE	
	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
Zusatzspaltweite [cm]	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
MAX	245	111	245	111	176	70
MIN	-168	-84	-88	-46	-168	-84
RMS	56	15	61	15	49	15

In Tab. 4.3 werden die Unterschiede in den Peakingfaktoren dargestellt. Werden alle Spalte bis 2,6 cm betrachtet, so beträgt der maximale bzw. minimale Unterschied des Peakingfaktors +5,5 % bzw. -0,9 % bezogen auf die mittlere BS-Leistung im BE. Die mittlere quadratische Abweichung (RMS) beträgt 2,1 %. Eingeschränkt auf Zusatzspalte bis 1,6 cm differieren die Peakingfaktoren zwischen +2,3 % und -0,9 % und der RMS beträgt nur 0,7 %. Wie bei den Multiplikationsfaktoren überschätzt Modell B den Peakingfaktor tendenziell und ist somit konservativer.

Tab. 4.3 Unterschiede der Peakingfaktoren zwischen Modell B und A

Peakingfaktor $\Delta(B-A)$	Beide BE-Typen		UO ₂ -Gd-BE		MOX-BE	
	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
Zusatzspaltweite [cm]	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
MAX	5,5 %	2,3 %	3,4 %	1,3 %	5,5 %	2,3 %
MIN	-0,9 %	-0,9 %	-0,9 %	-0,9 %	-0,9 %	-0,9 %
RMS	2,1 %	0,7 %	1,5 %	0,5 %	2,6 %	0,8 %

Aus der Analyse der 2.700 betrachteten Einzelrechnungen für Modell A und B geht hervor, dass die Position des höchstbelasteten Pins im UO₂-Gd-BE dieselbe für A und B in allen betrachteten Branching- und Spaltweiten-Kombinationen ist. Beim MOX-BE weicht in nur vier der 2.700 Branching- und Spaltweiten-Kombinationen die Position des höchstbelasteten Pins zwischen Modell A und B voneinander ab.

In Tab. 4.4 werden die Unterschiede in den ADF an der Ostseite (hier die Seite mit dem geänderten Spaltmaß) der thermischen Energiegruppe (Neutronenenergien < 0.625 eV) dargestellt. Werden alle Spalte bis 2,6 cm betrachtet, so beträgt der maximale bzw. minimale Unterschied der ADFs +20,4% bzw. 0,0%. Die RMS beträgt 8,1%. Eingeschränkt auf Zusatzspalte bis 1,6 cm differieren die Peakingfaktoren zwischen +10,2% und 0,0% und die RMS beträgt 3,4%. Beim MOX-BE sind die Abweichungen in den ADF stärker als beim UO₂-Gd-BE.

Tab. 4.4 Unterschiede der ADF an der Ostseite zwischen Modell B und A

ΔADF-OST, thermisch	Beide BE-Typen		UO₂-Gd-BE		MOX-BE	
Zusatzspaltweite [cm]	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
MAX	20,4 %	10,2 %	9,4 %	5,4 %	20,4 %	10,2 %
MIN	0,0 %	0,0 %	0,0 %	0,0 %	0,2 %	0,2 %
RMS	8,1 %	3,4 %	4,9 %	2,0 %	10,3 %	4,4 %

Tab. 4.5 zeigt die entsprechenden Ergebnisse für die ADF an der Westseite des BE. Diese unterscheiden sich zwar weniger als diejenigen an der Ostseite, aber immer noch deutlich.

Tab. 4.5 Unterschiede der ADF an der Westseite zwischen Modell B und A

ΔADF-OST, thermisch	Beide BE-Typen		UO₂-Gd-BE		MOX-BE	
Zusatzspaltweite [cm]	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6	bis 2,6	bis 1,6
MAX	15,7 %	6,7 %	7,4 %	3,2 %	15,7 %	6,7 %
MIN	0,1 %	0,1 %	0,1 %	0,1 %	0,2 %	0,2 %
RMS	5,3 %	2,8 %	2,9 %	1,5 %	6,9 %	3,6 %

Die ADF an Nord- und Südseite unterscheiden sich zwischen Modell B und A hingegen nur minimal. Hier beträgt der maximale Unterschied in der thermischen Energiegruppe nur 3,9 % bei einer RMS von 1,4 %.

Zur Illustration der Trends sind für einige Kombinationen von Rückwirkungsparametern der Multiplikationsfaktor und der Peakingfaktor für Modell A und B nachfolgend dargestellt. Die Darstellungen wurden für die Brennstofftemperatur von 900 K und die Borkonzentration von 750 ppm erzeugt. Die jeweilige Moderatorichte findet sich in der Legende.

Zunächst sind in Abb. 4.3 bis Abb. 4.8 die Trends des Multiplikationsfaktors als Funktion der Spaltweite dargestellt. Man erkennt, dass je nach Dichte bis zu Spaltweiten von 1,4 bis 1,6 cm praktisch keine Unterschiede zwischen Modell B und Modell A festzustellen sind. Weiterhin ist deutlich, dass das MOX-BE stärker untermoderiert ist und daher auch bei der sehr hohen Moderatordichte von 0,996 g/cm³ bei wachsendem Spalt zunächst noch einen ansteigenden Multiplikationsfaktor aufweist.

4.1.5.1 Vergleiche der Multiplikationsfaktoren

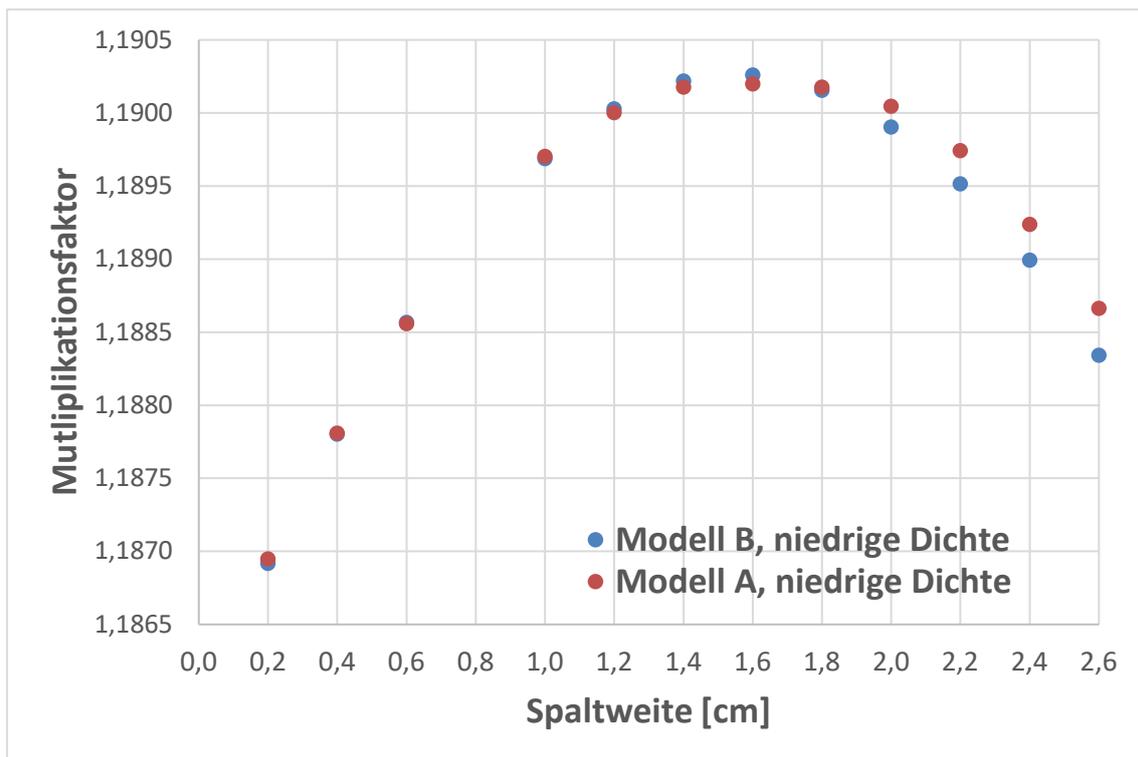


Abb. 4.3 Multiplikationsfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm³

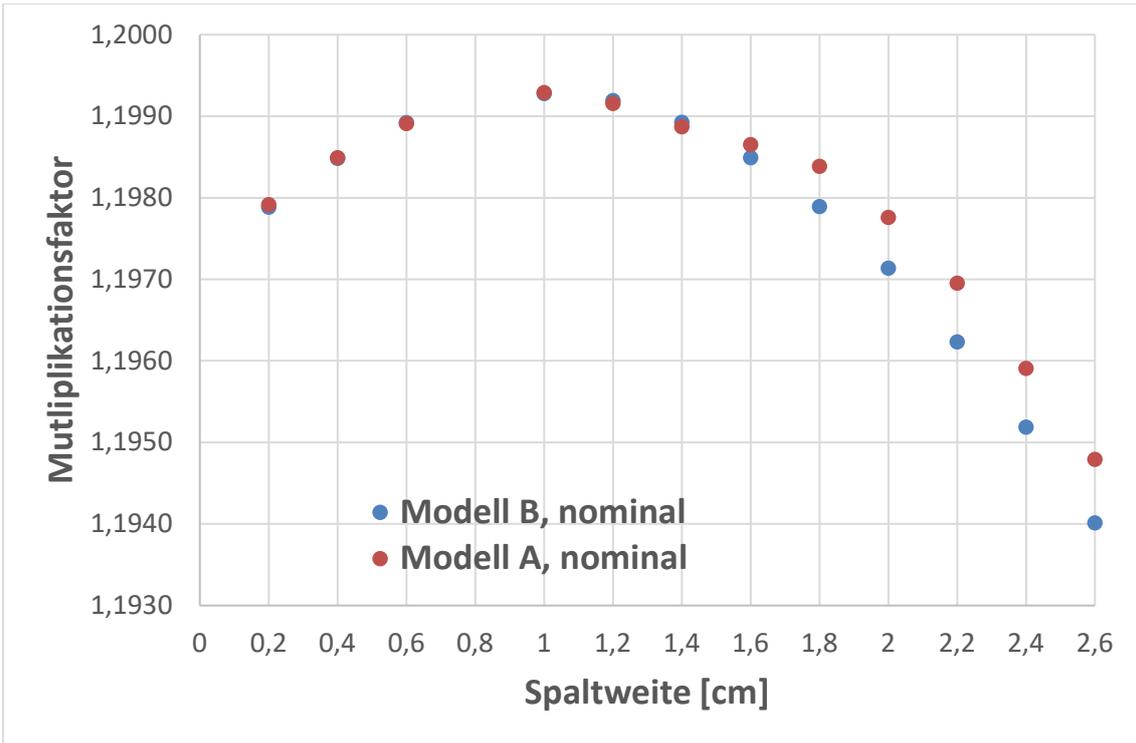


Abb. 4.4 Multiplikationsfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm³

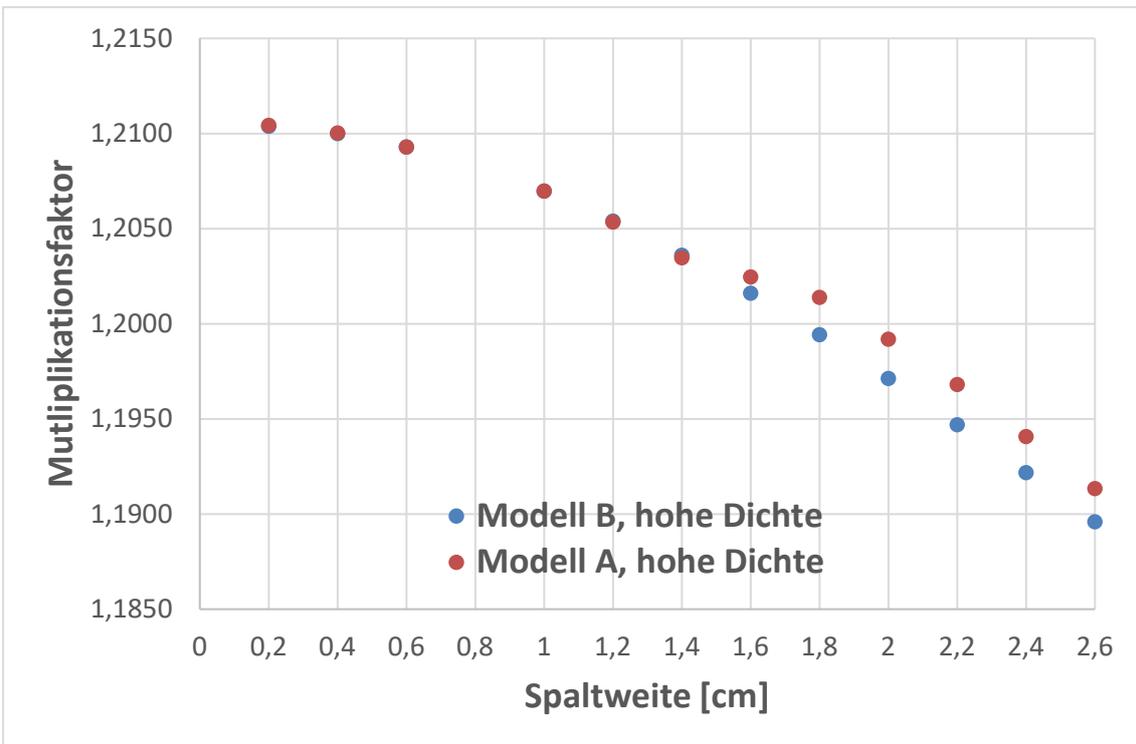


Abb. 4.5 Multiplikationsfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm³

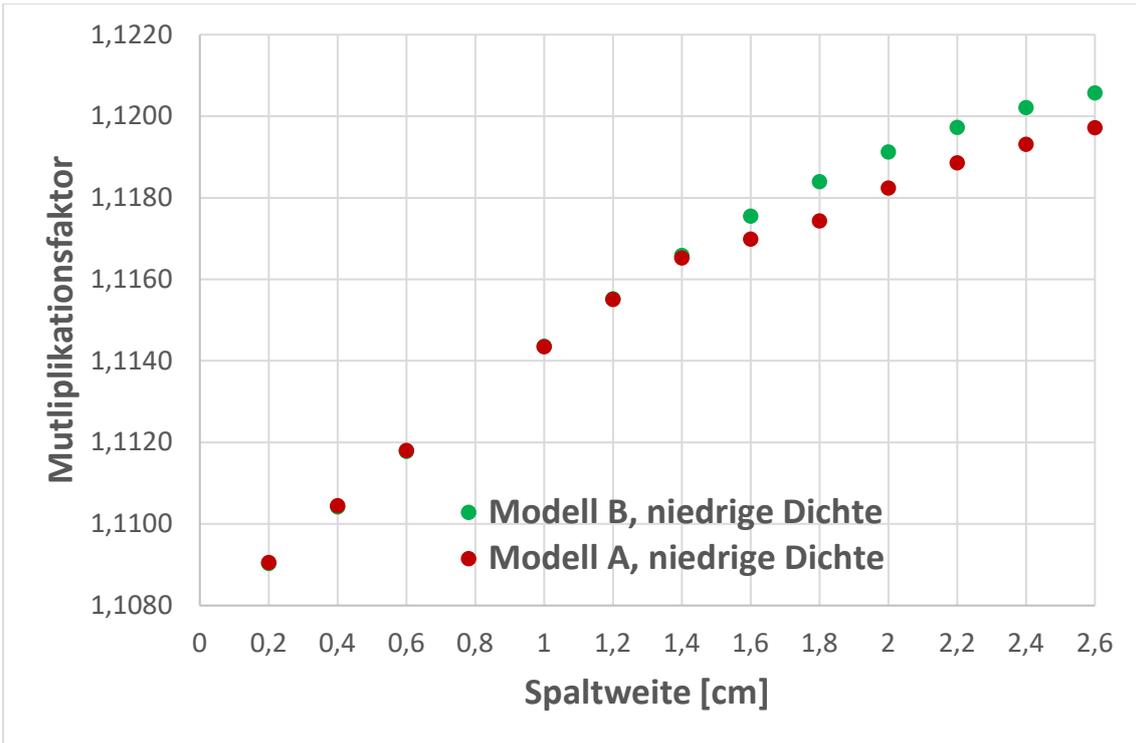


Abb. 4.6 Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm³

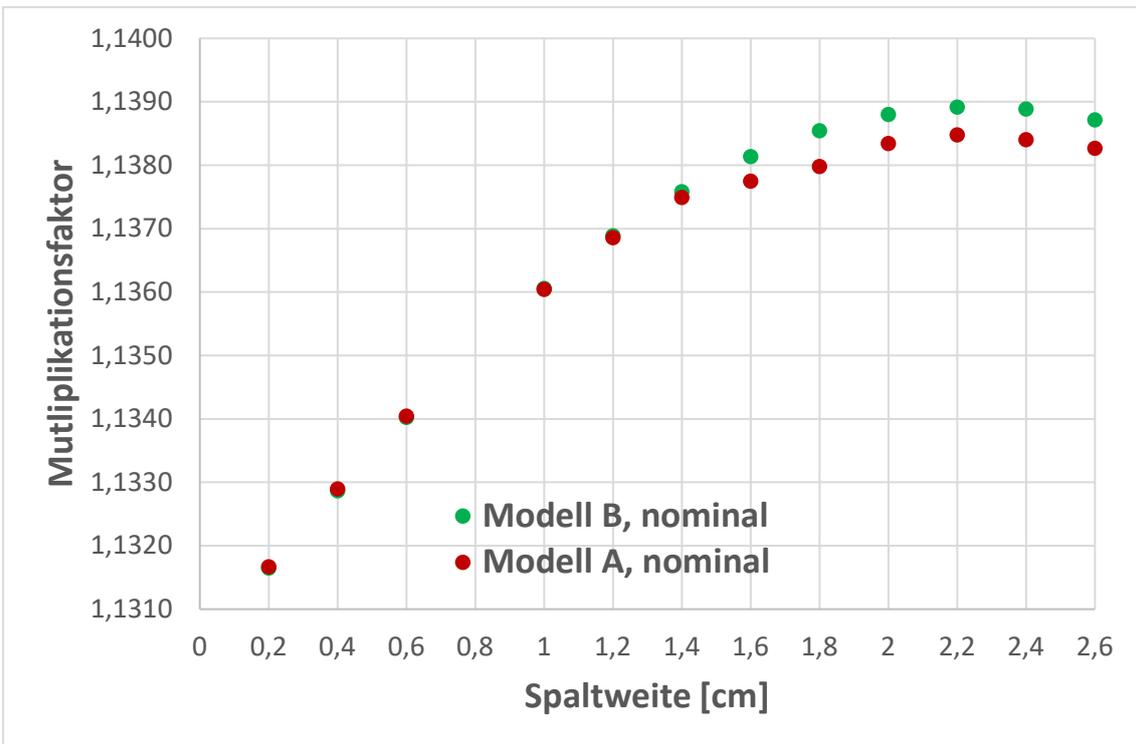


Abb. 4.7 Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm³

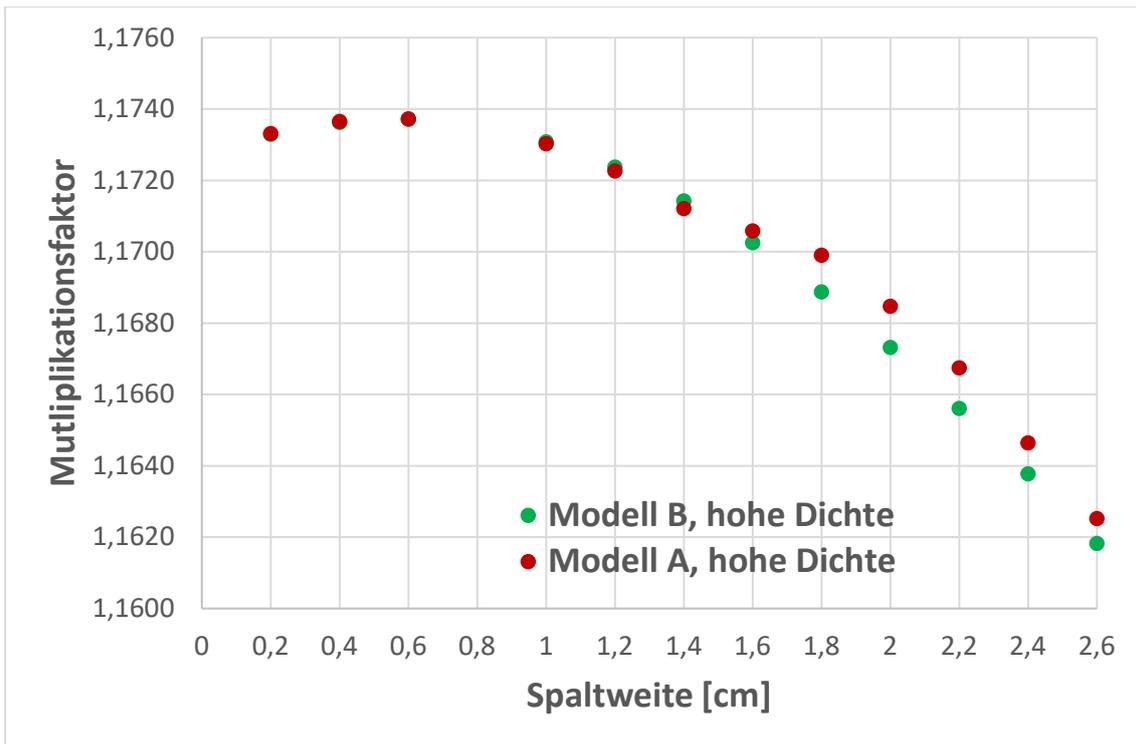


Abb. 4.8 Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm³

4.1.5.2 Vergleiche der Peakingfaktoren

In Abb. 4.9 bis Abb. 4.14 sind die Peakingfaktoren als Funktion der Spaltweite dargestellt. Man erkennt, dass je nach Dichte bis zu Spaltweiten von 1,4 bis 1,6 cm praktisch keine Unterschiede zwischen Modell B und Modell A festzustellen sind. Weiterhin ist deutlich, dass beim MOX-BE wegen der Verwendung einer radialen Profilierung in der Anreicherung der höchstbelastete Stab zunächst kein Randstab ist. Erst ab einem Spalt von ca. 0,8 cm ist der höchstbelastete Stab ein Randstab, und der Peakingfaktor wächst ab dann mit zunehmender Spaltweite.

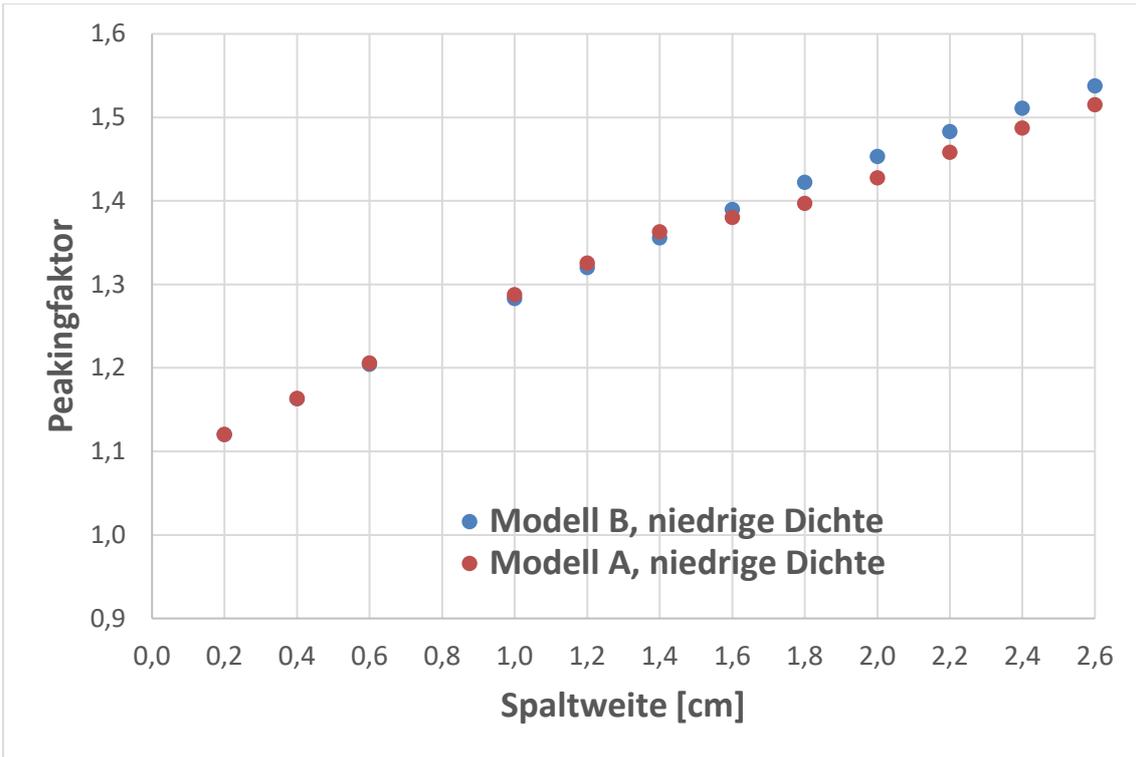


Abb. 4.9 Peakingfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm³

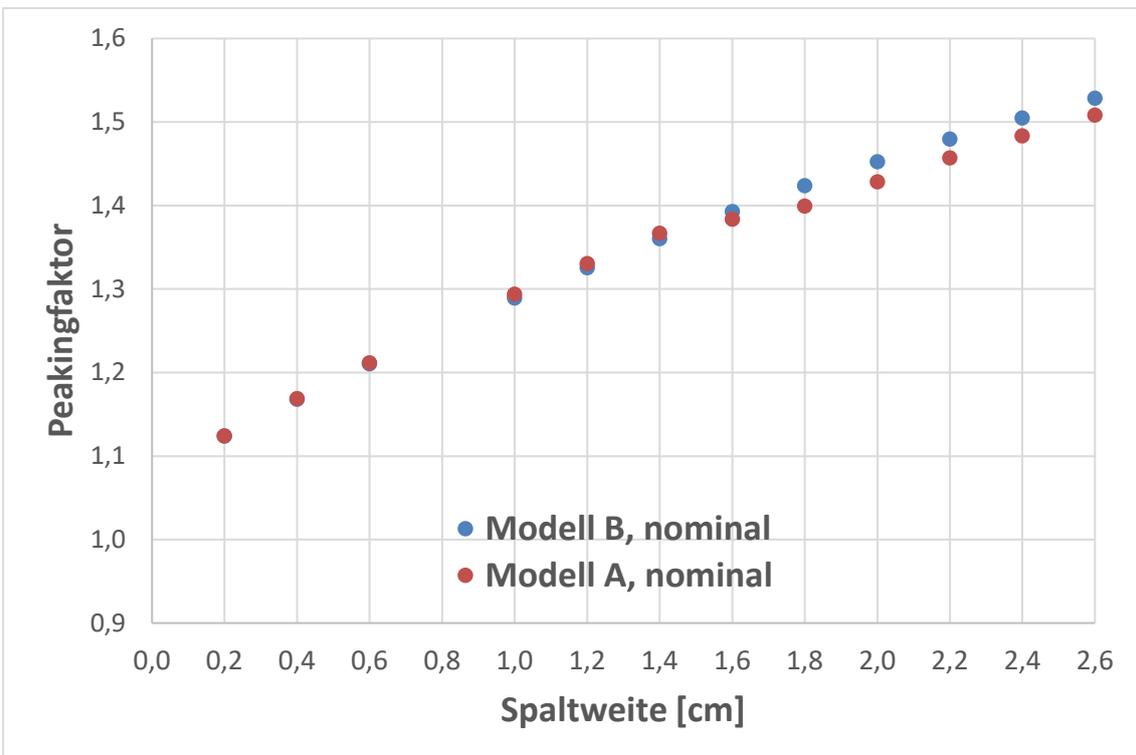


Abb. 4.10 Peakingfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm³

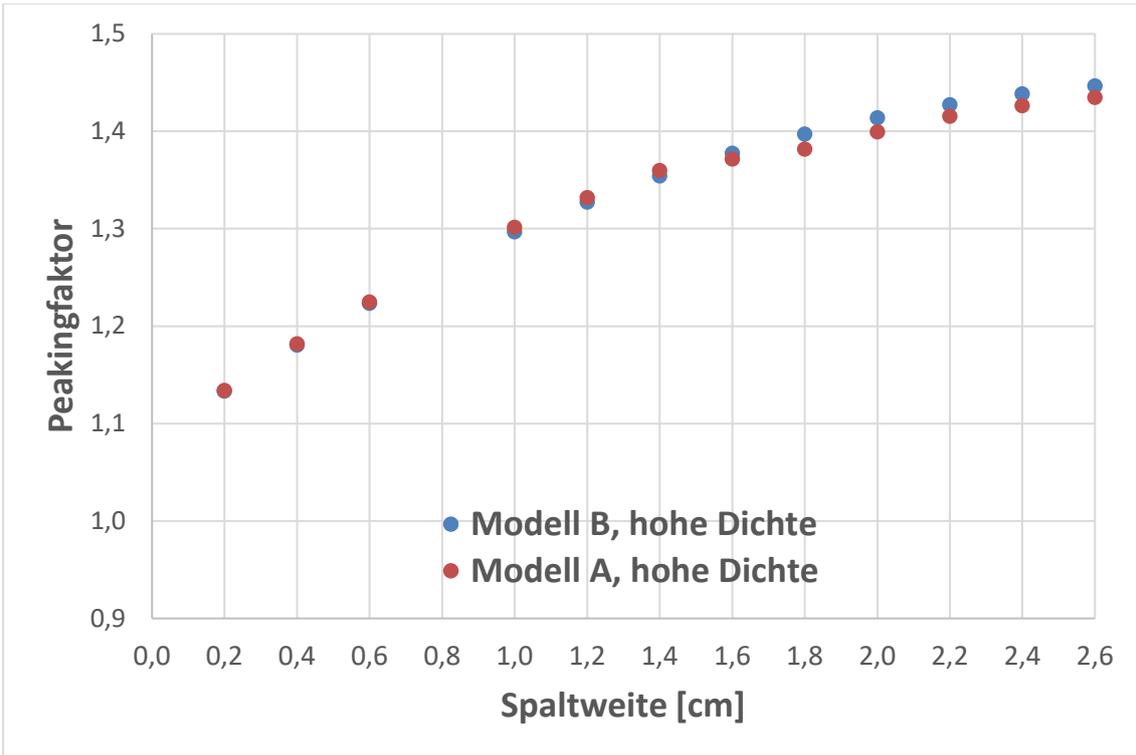


Abb. 4.11 Peakingfaktor UO₂-Gd-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm³

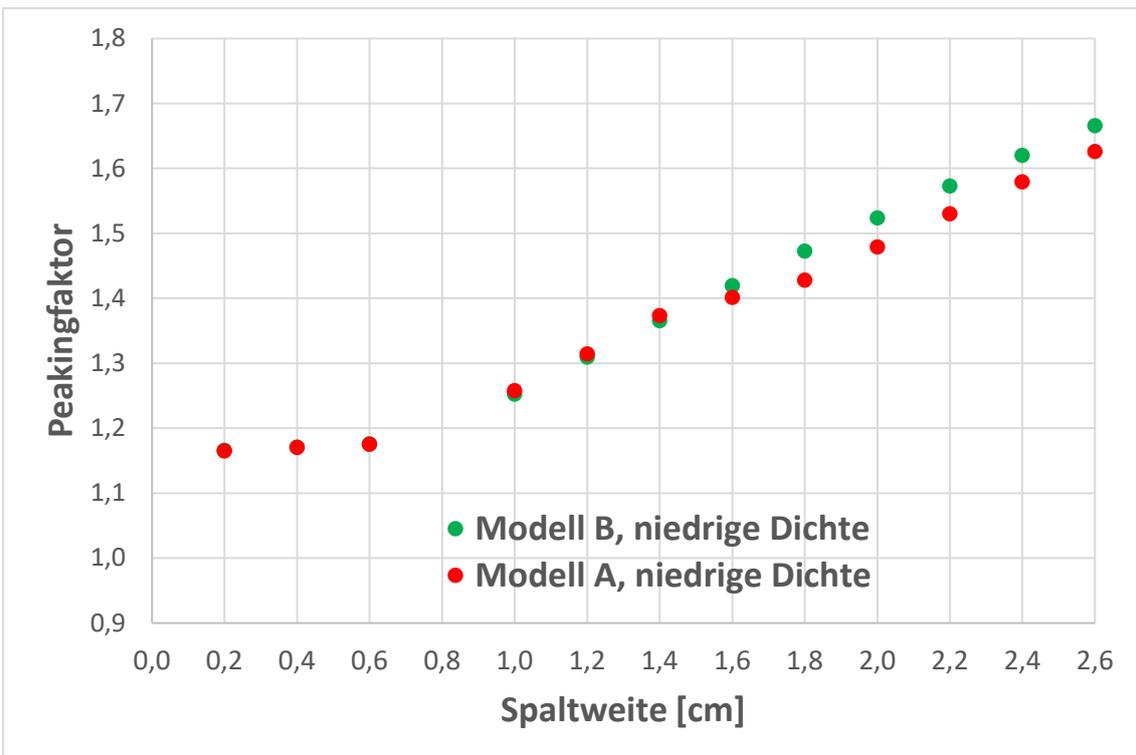


Abb. 4.12 Peakingfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm³

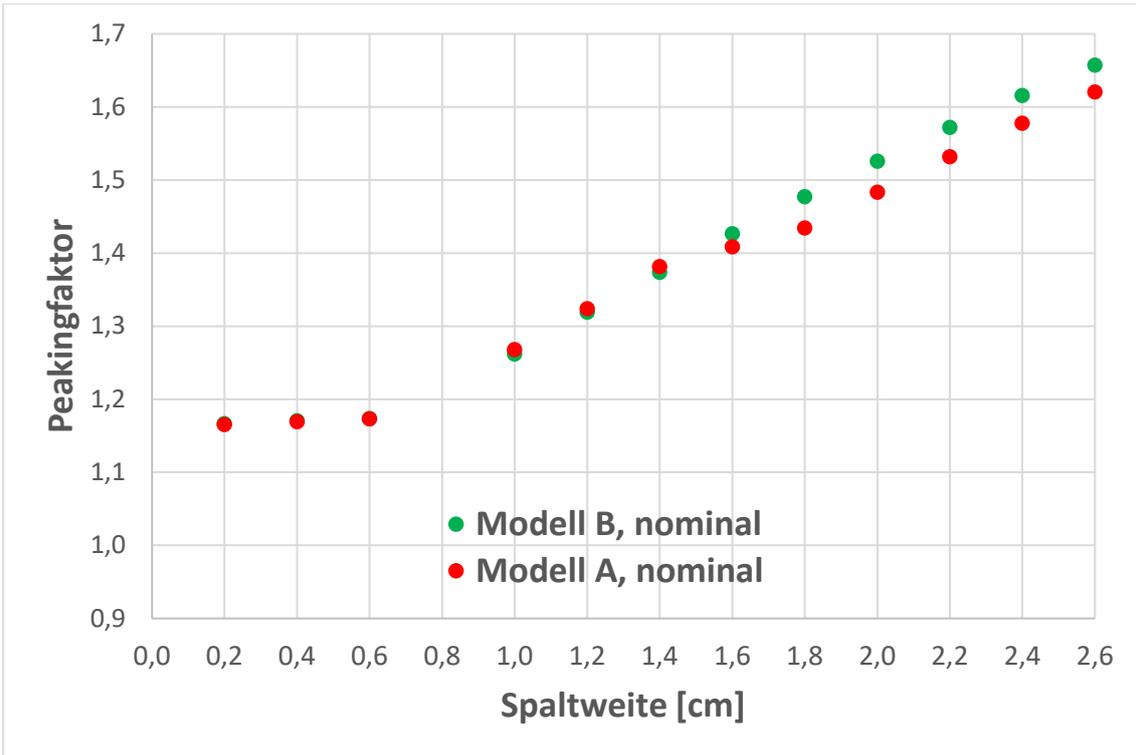


Abb. 4.13 Peakingfaktor MOX-BE für Moderatorordichte 0,711 g/cm³

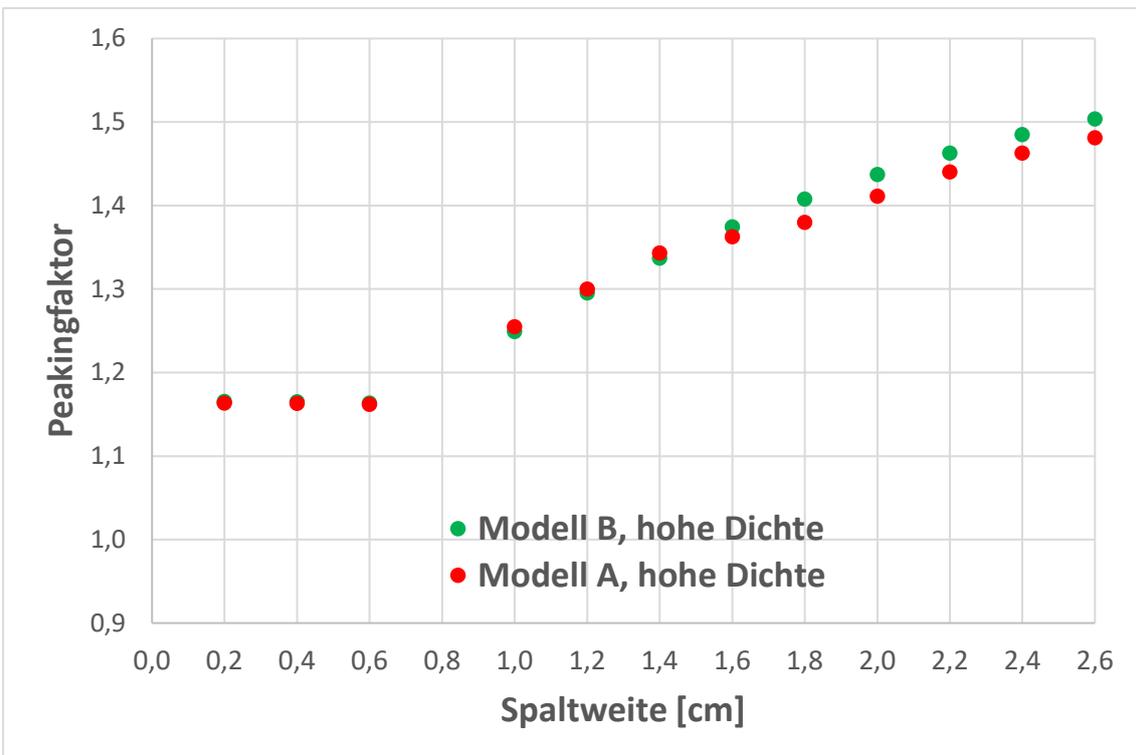


Abb. 4.14 Peakingfaktor MOX-BE für Moderatorordichte 0,996 g/cm³

Zusammenfassend kann für Spaltweiten bis ca. 1,5 cm zwischen Modell B und Modell A eine sehr gute Übereinstimmung in Multiplikations- und Peakingfaktor festgestellt werden. Daher wurde wegen der Möglichkeit, eine unveränderte Geometrie im nodalen Code anzuwenden, Modell B in den Rechnungen zu stationären und transienten Ganzkernrechnungen verwendet.

4.2 Erweiterungen im KMACS-Paket *kflux*

Zu Beginn dieses Vorhabens war in KMACS allein der nodale Flusslöser QUABOX/CUBBOX ansteuerbar. Dieser verfügt jedoch über kein Werkzeug zur Stableistungsrekonstruktion und kann auch keine seitenabhängigen ADF verarbeiten.

Gemäß Arbeitsplan wurde daher ein alternativer Flusslöser in KMACS integriert. Dazu kamen wegen der Erfahrungen in der GRS die Codes PARCS und DYN3D in Frage. Da die Erfahrungen in der GRS zu PARCS sich auf Systeme mit schnellem Neutronenspektrum beschränken, fiel die Wahl auf DYN3D.

Um DYN3D – hier im Modus für quadratische Brennelemente – zu integrieren, wurden die folgenden Schritte durchgeführt:

1. Programmierung der automatisierten Eingabeerzeugung für DYN3D durch KMACS,
2. Verifikation der erzeugten Eingabe,
3. Tests und Rückkehr zu 1.,
4. Programmierung der automatisierten Ausgabeauswertung für DYN3D durch KMACS,
5. Erweiterung der KMACS-Datenbank um seitenabhängige ADF,
6. Erweiterung der KMACS-Datenbank um Formfunktionen bzw. Stableistungen.

Die Ergebnisse dieses Abschnitts sind in die Kapitel 5 und 6 eingegangen.

4.3 Anwendung des Thermohydraulik-Codes CTF

COBRA-TF wurde ursprünglich vom Pacific Northwest National Laboratory (PNNL) unter der Betreuung der U.S.NRC entwickelt. Die weiterentwickelte Version CTF, die derzeit in der GRS benutzt wird, wird kontinuierlich in ORNL und NCSU aktualisiert und

verbessert. Das Computerprogramm CTF ist ein thermohydraulischer Unterkanalcode für die detaillierte Berechnung von LWR-Transienten in Stabbündeln mit Phasenübergang.

Der Code löst das dreidimensionale, Zwei-Fluid-, Drei-Feld-Gleichungssystem für zwei Phasen im Reaktordruckbehälter:

- „Continuous vapor“ (Masse, Impuls und Energie)
- „Continuous liquid“ (Masse, Impuls und Energie)
- „Entrained liquid drops“ (Masse und Impuls)
- „Non-condensable Gas“ Mischung (Masse)

CTF ist in der Lage, verschiedene geometrische Nodalierungen umzusetzen: so kann z. B. eine radiale Masche einem Brennelement-Querschnitt („Grobmasche“), aber auch einer einzelnen Brennstabzelle („Feinmasche“) entsprechen.

4.4 Erweiterungen im KMACS-Paket *kvip*

Auch die Visualisierungs- und Postprocessing-Möglichkeiten des KMACS-Pakets *kvip* wurden für dieses Vorhaben erweitert.

Zu Beginn dieses Vorhabens beschränkte sich die Möglichkeit der Auswertung und visueller Darstellung auf Node-gemittelte Werte.

Daher wurden folgende Schritte durchgeführt:

1. Konzeption der Erweiterungen der Datenbank,
2. Programmierung der geplanten Erweiterungen,
3. Verifikation der Datenflüsse von Spektralcode in Datenbank in Flusslöser und zurück in Datenbank. Ggf. Rückkehr zu 2.,
4. Programmierung der Visualisierung der Stableistungen in 2D und 3D,
5. Tests und ggf. Rückkehr zu Schritt 4.

Eine nun mögliche Visualisierung der verschiedenen Stabtypen in einem Kern zeigt beispielhaft Abb. 4.15.

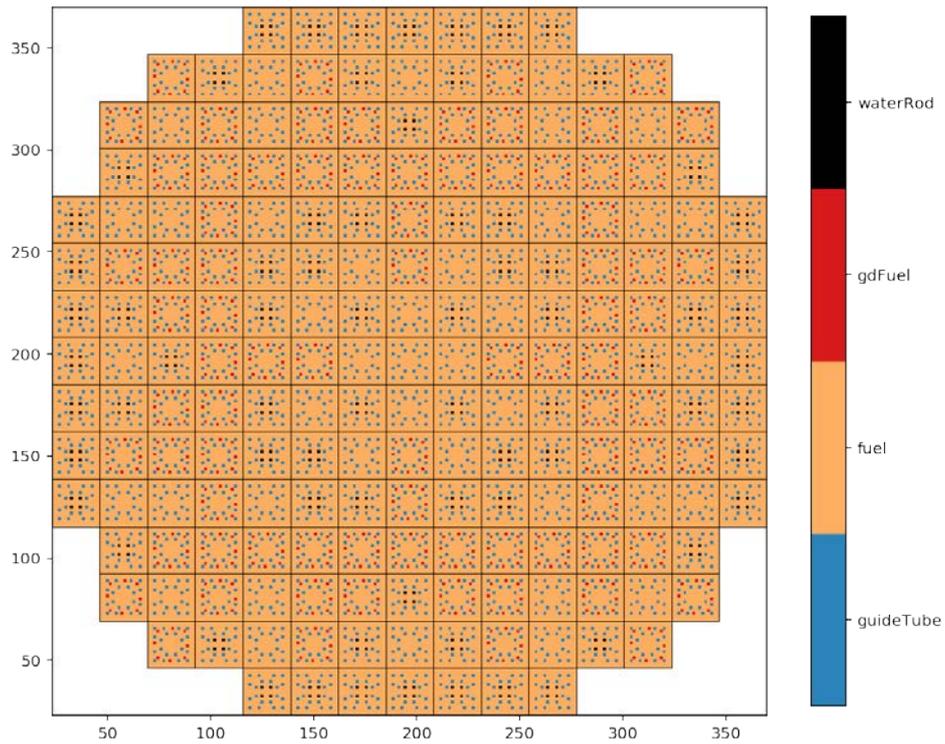


Abb. 4.15 Visualisierung der Stabtypen einer Kernbeladung mit *kvip*

In der Abbildung sind die Positionen der Steuerstabführungsrohe, Wasserstäbe und Gd-haltiger Brennstäbe im Kern zu erkennen. Bei entsprechender Konfiguration in *kvip* können auch unterschiedliche Anreicherungs-zonen innerhalb der Brennstäbe eines BE entsprechend grafisch dargestellt werden.

Die Ergebnisse dieses Abschnitts sind des Weiteren in die Kapitel 5 und 6 eingegangen.

5 Stationäre Kernrechnungen mit Brennelement-Verformungen

In dem diesem Abschnitt zugrundeliegenden AP4 des Vorhabens wurden mit dem GRS-Kernsimulator KMACS und den für dieses Vorhaben implementierten Erweiterungen hinsichtlich BE-Verbiegungen stationäre Kernrechnungen durchgeführt.

Die hier dargestellten Ergebnisse basieren auf Rechnungen mit KMACS, in denen der Transportcode SCALE-NEWT (Version 6.2.2 mit der ENDF/B-VII.1-Bibliothek in 56 Neutronen-Energiegruppen) für die WQ-Erzeugung mit Modell B aus Abschnitt 4.1.2, und der Flusslöser DYN3D (2-Gruppen-Version, WQ-Format 27) verwendet wurde.

Dies ist der letzte Stand der Rechnungen, die im Verlauf des Vorhabens durchgeführt wurden. Einige früher im Projekt entstandene 2D-Ganzkernrechnungen, die auf Modell A und dem Flusslöser QUABOX/CUBBOX beruhen, wurden in /PLE 17/ bzw. /ZIL 18/ ausführlich dargestellt, enthalten aber keine Information über Stableistungen, da diese mit QUABOX/CUBBOX nicht errechnet werden können.

Es sei an dieser Stelle noch einmal darauf hingewiesen, dass es im Rahmen des Vorhabens nicht möglich war, im nodalen Flusslöser DYN3D seitenabhängige ADF und eine Stableistungsrekonstruktion gleichzeitig zu benutzen, sodass die Ergebnisse in den Stableistungen für die hier dargestellten Ganzkern-Rechnungen nur qualitativ zu lesen sind. Des Weiteren wurden die Ergebnisse der Codesequenz SCALE-NEWT/DYN3D nur Stichprobenartig zwecks Verifikation mit der bereits in KMACS validierten Sequenz SCALE-NEWT/QUABOX-CUBBOX-ATHLET verglichen.

5.1 Kernmodell

Den hier und im folgenden Kapitel 6 dargestellten Ergebnissen liegt das KMACS-Kernmodell eines Vorkonvoi-Reaktorzyklus zugrunde. Die radialen geometrischen Daten der BE finden sich in Tab. 4.1. Ein simplifiziertes Kernbeladeschema (zitiert nach /GRS 15/) findet sich in Abb. 5.1. Die Vielzahl verschiedener BE-Typen wurde darin zu fünf Gruppen zusammengefasst, die sich in der Anreicherung ähneln. M1 und M2 sind zwei Gruppen von MOX-BE-Typen, U1 und U2 zwei Gruppen von UO₂-BE-Typen und G1 eine Gruppe von UO₂-Gd-BE-Typen. Die Farben blau, grün, gelb und rot bezeichnen dabei BE der 1., 2., 3. und 4. Standzeit.

Um sowohl für den stationären wie transienten Fall die antizipierten Reaktorzustände abdecken zu können, wurden bei der WQ-Erzeugung wie in Abschnitt 4.1.2 die Brennstofftemperatur von 300 bis 2.500 K, die Borkonzentration von 0 bis 1.800 ppm und die Moderatordichte von 0,62 bis 0,996 g/cm³ in 225 Kombinationen variiert. Diese Kombinationen wurden für jeden von 30 Abbrandpunkten sowie an Steuerelementpositionen für jew. den kontrollierten und unkontrollierten Zustand variiert. Damit ergeben sich je kontrollierbarem BE 13.500 und je nicht kontrollierbarem BE 6.750 notwendige Transportrechnungen. Da jede von diesen etwa 5,5 CPU-min in Anspruch nehmen, ergaben sich je BE insgesamt 53 bzw. 27 CPU-d notwendige Rechenzeit, was den Einsatz eines Rechenclusters unbedingt erforderlich machte.

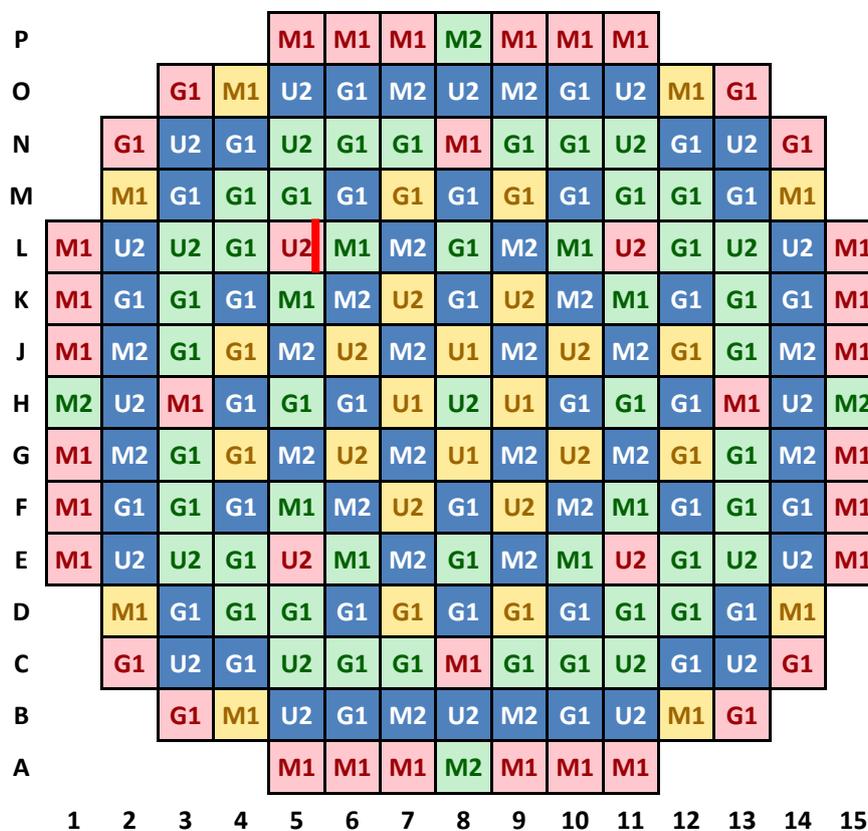


Abb. 5.1 Kernbeladung eines Vorkonvoi-Reaktors mit Zusatzspalt zwischen BE an Positionen L7 und L8

Da jedes veränderte Spaltmaß in der bis zum Vorhabensende vorliegenden KMACS-Version sinngemäß einem zusätzlichen BE-Typ entspricht, war ein realistisches Verbiegungsszenario mit vielen unterschiedlichen Spaltmaßen vieler verschiedener BE-Typen aus Gründen der Rechenzeit nicht innerhalb der Vorhabenslaufzeit durchführbar. Auch wurde auf die Berücksichtigung eines sog. History-Effekts verzichtet, d.h. auch

bezüglich des Spaltmaßes wurden die WQ zu jedem Abbrandwert vom nominalen Zustand (ohne Spalt) aus variiert, d. h. die Simulation entspricht dem Fall, dass sich der Spalt instantan vor dem Moment der Simulation verformt hat. Da aber die Änderung der Stableistungsüberhöhung mit dem Abbrand gering ist (vgl. Abb. 3.6), ist kein großer Einfluss dieser zusätzlichen Einschränkung auf die qualitative Interpretation der Ergebnisse zu erwarten.

Zwecks Demonstration der prinzipiellen Möglichkeit, einen Kern mit BE-Verbiegung mit KMACS zu betrachten und qualitative Einblicke in den Effekt der Verbiegung zu gewinnen, wurde ein sehr einfaches, nicht realistisches Verbiegungsszenario entworfen. Darin wurde ein einzelner Zusatzspalt von 15 mm Breite zwischen die BE an den Positionen L7 und L8 eingefügt. Dieser Zusatzspalt wurde auf der gesamten axialen Länge des Kerns angenommen, sodass zur Beschreibung ein quasi-zweidimensionales Modell geeignet ist. Um den Zusatzspalt zu kompensieren, schließen sich die nominal vorhandene Spalte zwischen den BE an Position L4 bis L11, und die Spalten zwischen L3 und L4 sowie zwischen L11 und L12 sind reduziert. Zusammenfassend sind die geänderten Spaltmaße in Tab. 5.1 aufgelistet. Dabei ist das Zusatzspaltmaß die Änderung bezüglich des nominalen BE-Abstands und das Gesamtspaltmaß der resultierende Abstand an den Abstandhalter-Ebenen.

Tab. 5.1 Im standardisierten Kernmodell veränderte Spaltmaße

Spaltbezeichnung	L3/L4	L4/L5	L5/L6	L6/L7	L7/L8	L8/L9	L9/L10	L10/L11	L11/L12
Zusatzspaltmaß [cm]	-0.1668	-0.1944	-0.1944	-0.1944	1.5000	-0.1944	-0.1944	-0.1944	-0.1668
Gesamtspaltmaß [cm]	0.0276	0.0000	0.0000	0.0000	1.6944	0.0000	0.0000	0.0000	0.0276

Die stationären Rechnungen wurden einmal für den Nominalfall ohne Spaltänderung und einmal mit den geänderten Spaltmaßen durchgeführt.

5.1.1 Verlauf der kritischen Borkonzentration

Zunächst wurde überprüft, ob der Zusatzspalt Änderungen an der Gesamtreaktivität des Kerns verursacht. Eine solche Änderung wäre in der kritischen Borkonzentration beobachtbar, weshalb diese Größe zur Beurteilung herangezogen wird.

Abb. 5.2 zeigt die Entwicklung der kritischen Borkonzentration im Zyklusverlauf mit und ohne Spalt. Da beide errechneten Werte sich um weniger als 1 ppm unterscheiden, ist im Diagramm kein Unterschied zu erkennen.

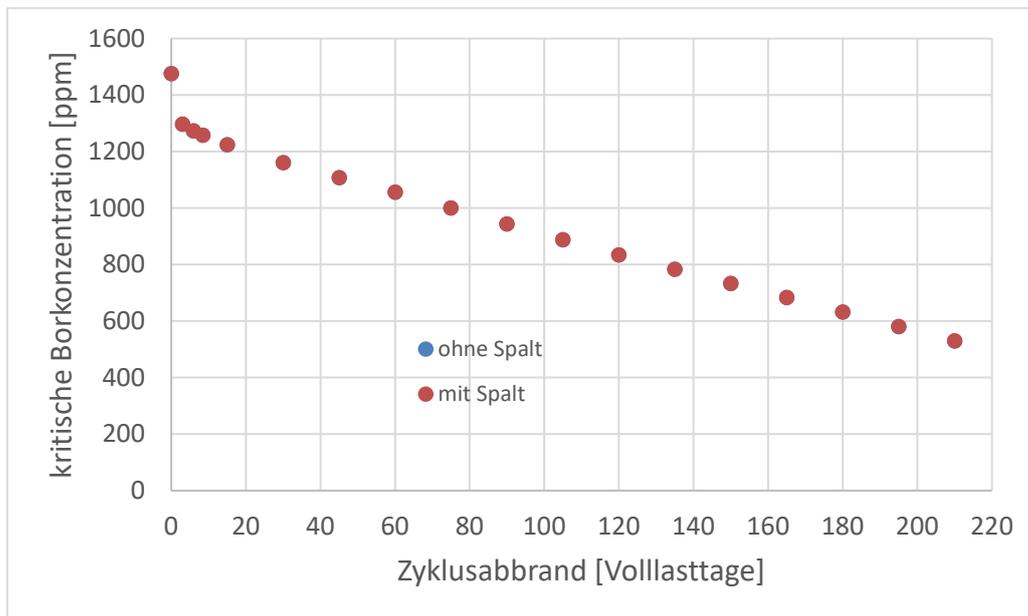


Abb. 5.2 Verlauf der kritischen Borkonzentration mit und ohne Spalt

Somit hat der einzelne Spalt keinen messbaren Einfluss auf die kritische Borkonzentration.

5.1.2 Änderung der radialen Leistungsverteilung

Für den BOC-Zustand (hier definiert als Xenon-Gleichgewicht nach sechs Volllasttagen) wurde die Brennelementleistungsverteilung mit und ohne Spalt verglichen. Die Differenz der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung stellt Abb. 5.3 dar.

Man erkennt eine deutliche Leistungszunahme am Spalt von 8% bzw. 3%, wobei der höhere Leistungszuwachs im frischen MOX-BE, der niedrigere im $\text{UO}_2\text{-Gd}$ -BE der zweiten Standzeit zu verzeichnen ist. Auch eine leichte globale Leistungsverchiebung in Richtung des Nord-West-Quadranten, in dem sich der vergrößerte Spalt befindet (BE-Leistungszuwächse bis ca. 0,5%) sowie eine entsprechende Leistungsabsenkung in den anderen Quadranten sind zu verzeichnen. Dies sind ähnliche Beobachtungen wie bei den 2D-Monte-Carlo-Rechnungen aus Abschnitt 3.2. Das Absinken der Leistung an den BE mit Spaltschluss ist weniger deutlich als bei den 2D-Monte-Carlo-Rechnungen. Neben der geringeren Genauigkeit der Diffusionsmethode, welche in KMACS zum Einsatz

kommt, und den oben beschriebenen Grenzen des hier verwendeten Modells, können die Unterschiede zwischen den Monte-Carlo-Ergebnissen und den in diesem Abschnitt dargestellten Ergebnissen auch darin begründet liegen, dass hier ein 3D-Modell mit thermohydraulischen Rückwirkungen, dort hingegen ein (quasi) 2D-Modell ohne Rückwirkung betrachtet wird.

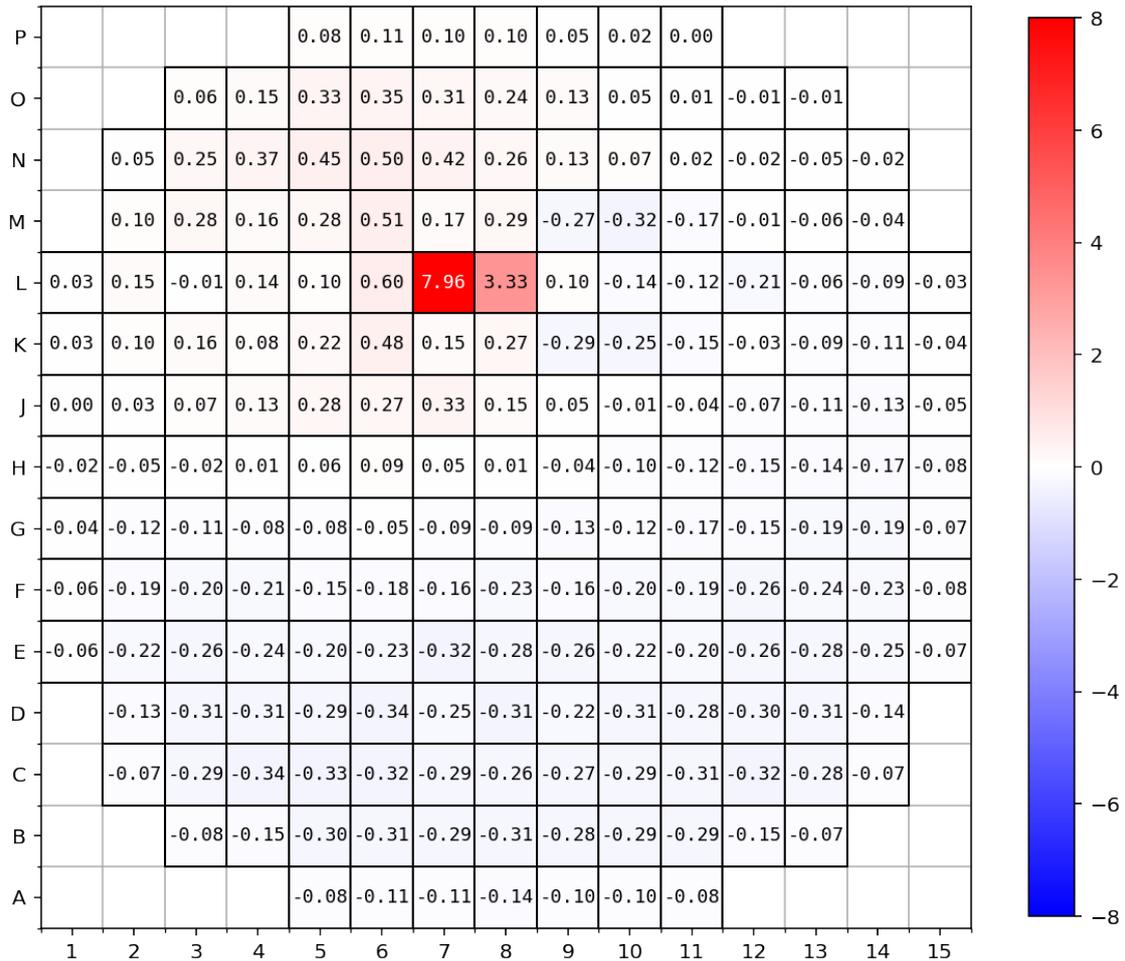


Abb. 5.3 Differenz der BE-Leistungsverteilung in % der mittleren BE-Leistung für das KMACS Modell

Außer der BE-Leistung wurde auch die Stablängenleistung in der (nominal) höchstbelasteten axialen Ebene mit und ohne Spalt verglichen, s. Abb. 5.4 – Abb. 5.6.

Im Nominalfall beträgt die maximale lokale Stablängenleistung 428 W/cm und wird im BE an Position G11 erreicht, einer homologe Position zur Spaltposition L7. Im Fall mit Verbiegung beträgt die maximale lokale Stablängenleistung 646 W/cm und wird im BE Position L7 am Spalt in derselben axialen Ebene erreicht.

Dies entspricht einer Erhöhung der Stablängenleistung um ca. 50 % in diesem generischen Modell.

In Abb. 5.6 deutlich zu erkennen, ist die Leistungsverschiebung in der BE-Reihe mit dem Spalt.

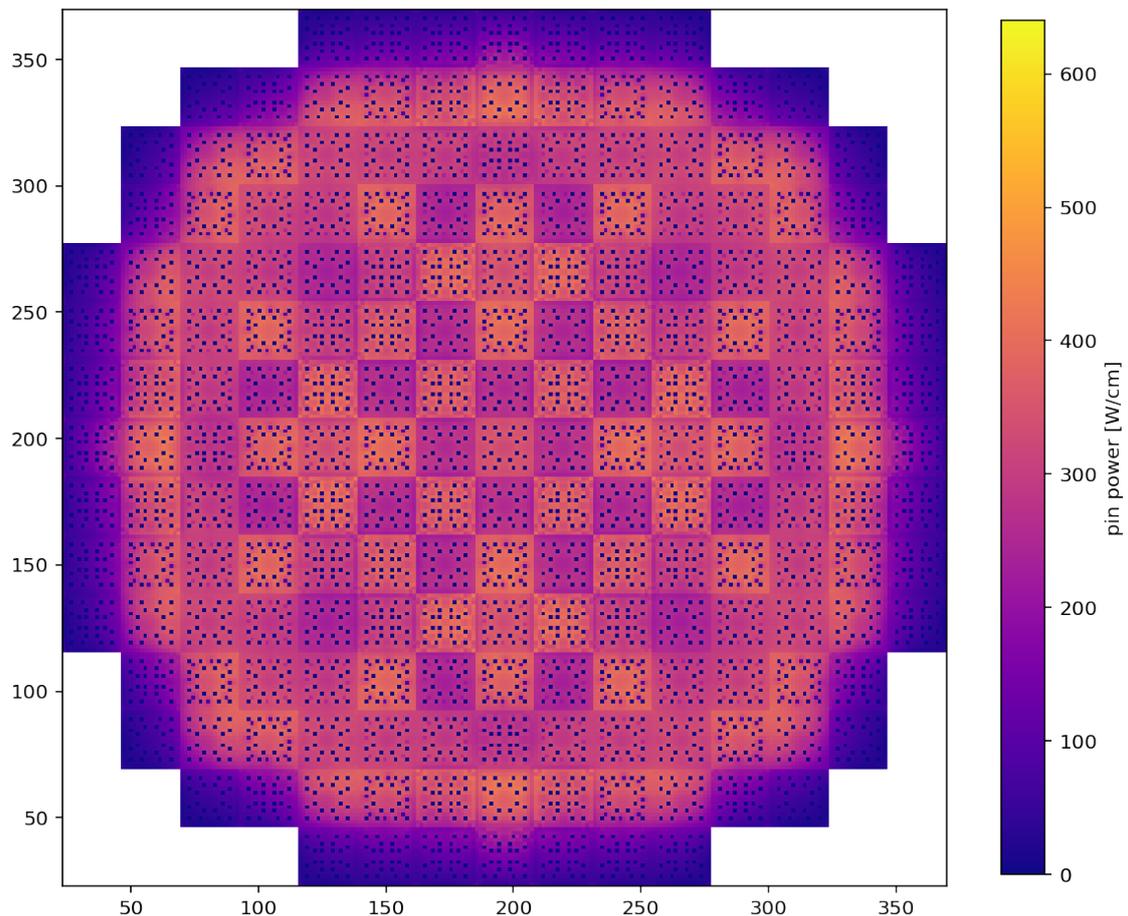


Abb. 5.4 Nominale Stablängenleistung in der höchstbelasteten axialen Ebene

Die Leistung steigt in den Randbrennstäben des MOX-BE am Spalt um bis zu 220W/cm, in den Randbrennstäben des UO₂-Gd-BE am Spalt um etwa 50W/cm. Deutlich zu erkennen ist, dass bei einem so weiten Spalt auch die Leistung in der dritten Brennstabreihe, die in einigen BE instrumentiert ist, um etwa 20 bis 30W/cm ansteigt, was messtechnisch üblicherweise erfassbar sein dürfte.

Weiterhin erkennt man in Abb. 5.6, dass die Leistung in den Randstäben, neben denen sich ein Wasserspalt schließt, deutlich absinkt, was innerhalb derselben BE an den Rändern mit nominellem Wasserspalt kompensiert wird.

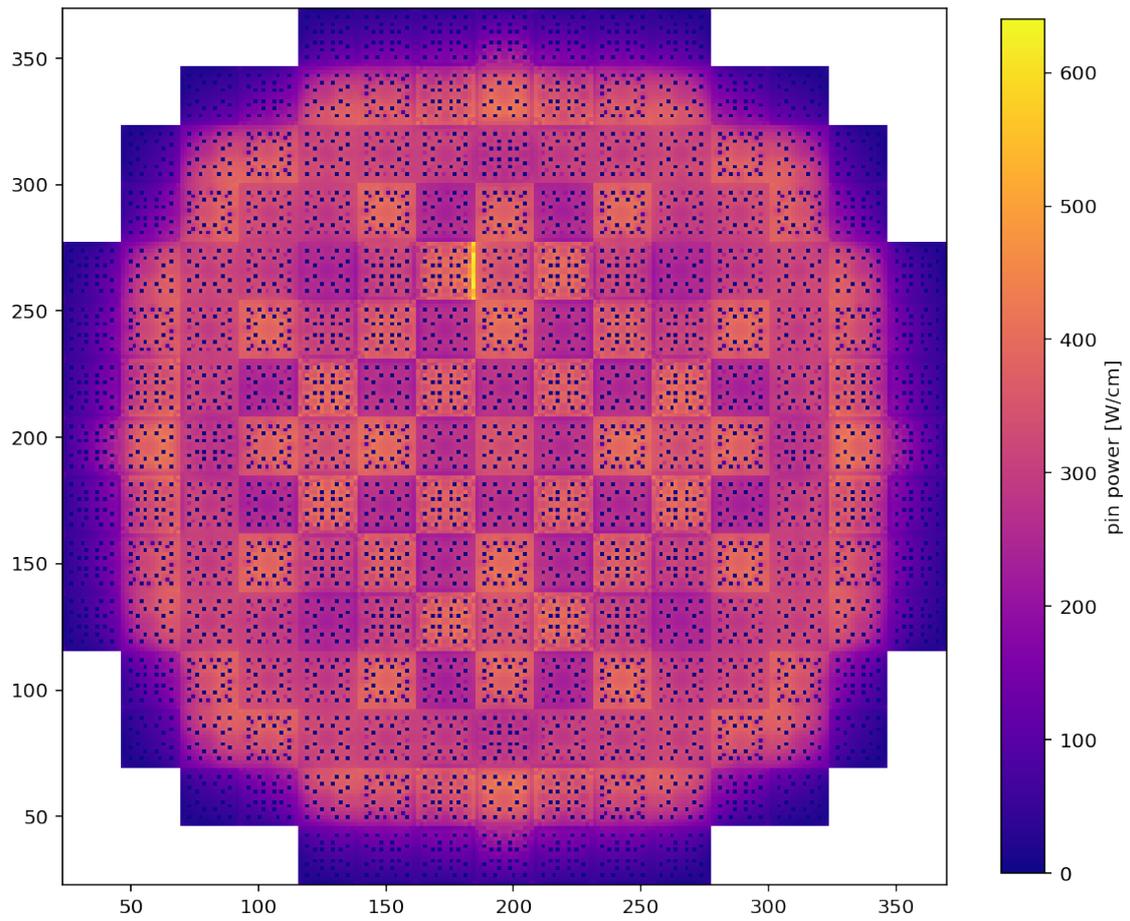


Abb. 5.5 Stablängenleistung mit Zusatzspalt in der höchstbelasteten axialen Ebene

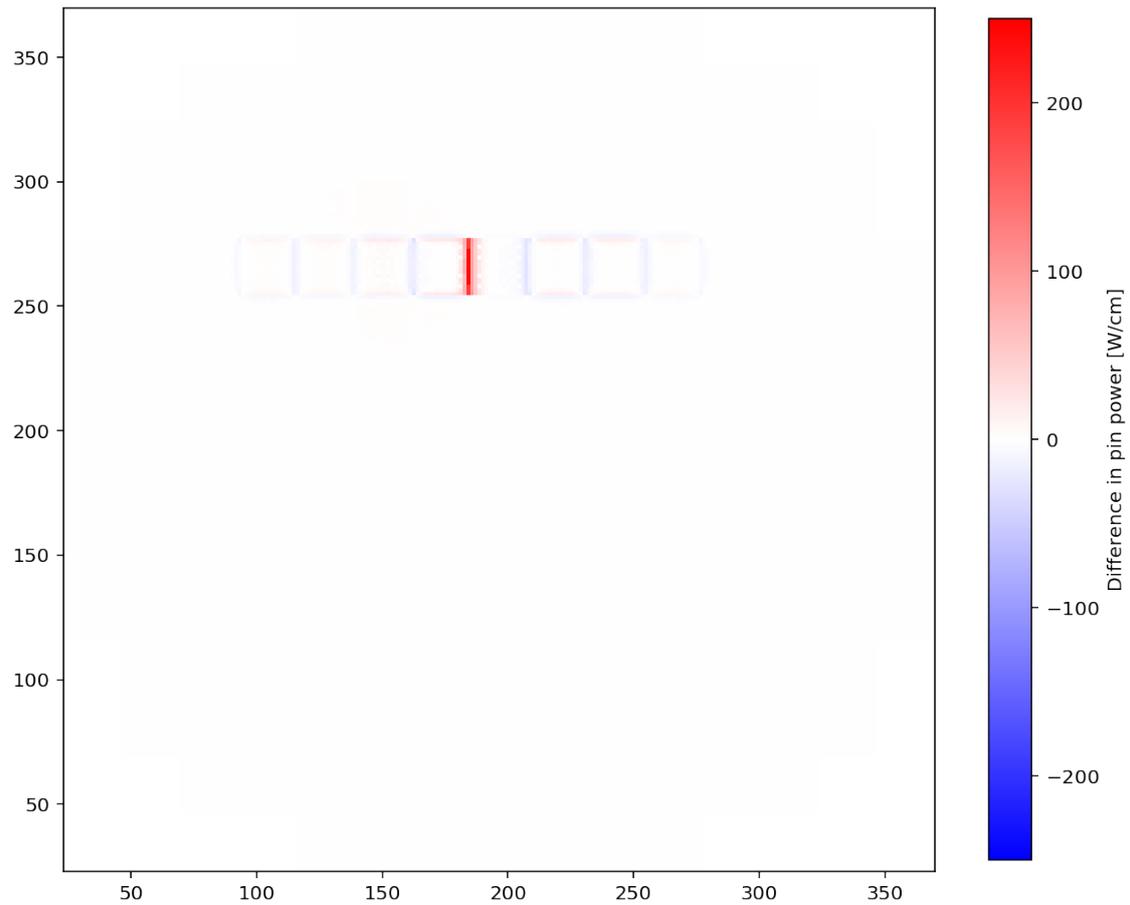


Abb. 5.6 Differenz der errechneten Stablängenleistungen ohne und mit Zusatzspalt

5.1.3 Änderungen in der axialen Leistungsverteilung

Da in dem hier gewählten Verbiegungsszenario die Spaltweiten über die gesamte aktive Zone konstant bleiben, wurden in den Ergebnissen keine relevanten Änderungen der Form der axialen Leistungsverteilung, weder radial gemittelt noch an den Spaltnachbar-
BE bzw. -BS festgestellt.

6 Transiente Rechnungen mit und ohne Brennelement-Verformungen

6.1 Beschreibung der Transiente „Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe“ (PUMA)

Die ausgewählte Transiente ist der Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe (PUMA). Die PUMA kann zu einem Abfall des DNB-Verhältnisses (Filmsiede-Abstand, *departure from nucleate boiling*) führen, da kurz nach der PUMA weniger Kühlmittel durch den Kern fließt und gleichzeitig die Leistung hoch bleibt.

Wenn die Drehzahl einer Hauptkühlmittelpumpe unter ein gewisses anlagenspezifisches (hier gewählt: 94 %) Niveau absinkt, wird automatisch durch Steuerstabeinwürfe die Reaktorleistung reduziert. Falls die Hauptkühlmittelpumpe am Ende der Transiente nicht wieder zugeschaltet werden kann, befindet sich die Anlage im Drei-Loop-Betrieb bei einer maximalen vorgeschriebenen Generatorleistung (hier gewählt: 950 MW, das entspricht einer Reaktorleistung von circa 60 – 65 %).

6.2 Beschreibung der gekoppelten Modelle

6.2.1 Kopplung zwischen CTF und DYN3D auf der Salomé Plattform

Die Integration und Kopplung der Codes CTF und DYN3D auf der Salomé-Plattform wurde im Rahmen des NURES SAFE EU-Projekts (2013-2015) /GRS 16/ abgeschlossen. In der Schnittstelle werden eine Reihe von Subroutinen definiert, von denen jede eine zugeordnete Funktion ausführt, wie zum Beispiel Initialisierung der Codes, Bestimmung der Zeitschrittlänge, Durchführung des Zeitschritts usw.

Der Datenaustausch erfolgt durch Interpolation zwischen sogenannten „3D-Meshings“ des Kerns (ein Meshing per Code). Damit können TH-Verteilungen (Moderatordichte, Moderator Temperatur, Brennstofftemperatur, Borkonzentration) aus CTF und die Leistung aus DYN3D ausgetauscht werden. Das Meshing kann auch für eine 3D-Visualisierung angewendet werden.

6.2.2 Beschreibung der DYN3D Modelle

Das DYN3D Modell (2-Gruppen-Version, WQ-Format 27) ist identisch zu dem im Kapitel 5 vorgestellten Modell. Die WQ-Bibliothek wurde in KMACS mit dem Transportcode SCALE-NEWT (Version 6.2.2 mit der ENDF/B-VII.1-Bibliothek in 56 Neutronen-Energiegruppen) anhand des Modells B aus Abschnitt 4.1.2 erzeugt. Die radialen geometrischen Daten der BE finden sich in Tab. 4.1. Ein vereinfachtes Kernbeladeschema (nach /GRS 15/) findet sich in Abb. 5.1.

Es wurden zwei Modelle verwendet: Im ersten Modell wird eine WQ-Bibliothek mit der originalen Geometrie eingesetzt, d. h. ohne BE-Verformung. Im zweiten Modell wird eine WQ-Bibliothek, die einer BE-Verbiegung entspricht, eingesetzt. Um eine vereinfachte Bildung einer Verbiegung zu simulieren, wurde ein einzelner Zusatzspalt von 15 mm Breite zwischen die BE an Position L7 (frisches MOX Brennelement) und L8 (UO₂-Brennelement mit Gadolinium-Stäben im 2. Zyklus) eingefügt. Dieser Zusatzspalt wurde auf der gesamten axialen Länge des Kerns angenommen.

In beiden Fällen wird ein Knotenpunkt (*node*) pro Brennelement in der radialen Richtung angesetzt. In axialer Richtung werden 17 Nodes (15 in dem aktiven Teil des Kerns + 2 für den axialen Reflektor) modelliert.

Während der Transiente werden die Steuerstab-Gruppen D1 und D2 innerhalb von drei Sekunden voll eingefahren. Die zeitabhängige Position der Steuerstab-Gruppen wird aus einer ATHLET Simulator Rechnung extrahiert (siehe 6.3).

Für die gekoppelte Rechnung werden verschiedene Simulationen mit und ohne die brennstabweise Flussrekonstruktionsmethode in den Brennelementen L7 und L8 durchgeführt.

In allen gekoppelten Rechnungen werden die thermohydraulischen Rückwirkungen auf der Brennelementebene betrachtet, auch wenn die Flussrekonstruktion angewendet wird. Da die sogenannten „Form-Functions“ nach aktuellem Stand von Wissenschaft und Technik nur von Abbrand abhängig sind, kann die Flussrekonstruktion die brennstabweisen thermohydraulischen Daten aus CTF nicht nutzen.

6.2.3 Beschreibung der CTF Model Modelle

Ein entsprechendes Kernmodell wurde in CTF erstellt. Dieses Modell ist ein sogenanntes Hybrid-Modell: Jedes Brennelement wird mit einem einzigen Kanal gebildet, und nur die beiden Brennelemente L7 und L8 mit dem vergrößerten Zwischenraum werden brennstabweise modelliert. Alle Kanäle sind sogenannte „Pin-centered“ Kanäle, die zwar für die thermohydraulische Modellierung nicht optimal sind, aber den Datenaustausch für die gekoppelte Rechnung ermöglichen. Das Modell enthält:

- Brennelementweiser Teil des aktiven Kerns: 191 Kanäle
- 191 Brennstabobjekte mit einem Multiplikator (232 für MOX Brennelemente und 236 für alle anderen Typen),
- 56 Kanäle für das Reflektor Modell,
- 2x256 Kanäle in dem MOX-Brennelement (L7) und UO₂-Gd-Brennelement (L8),
- 232 individuelle Brennstäbe in dem MOX Brennelement (L7),
- 236 individuelle Brennstäbe in dem UO₂-Gd-Brennelement (L8),
- 17 Nodes in der axialen Richtung (gleiche Nodalisierung wie in DYN3D).

Eine graphische Darstellung des dreidimensionalen CTF-Modells wird in Abb. 6.1 gezeigt.

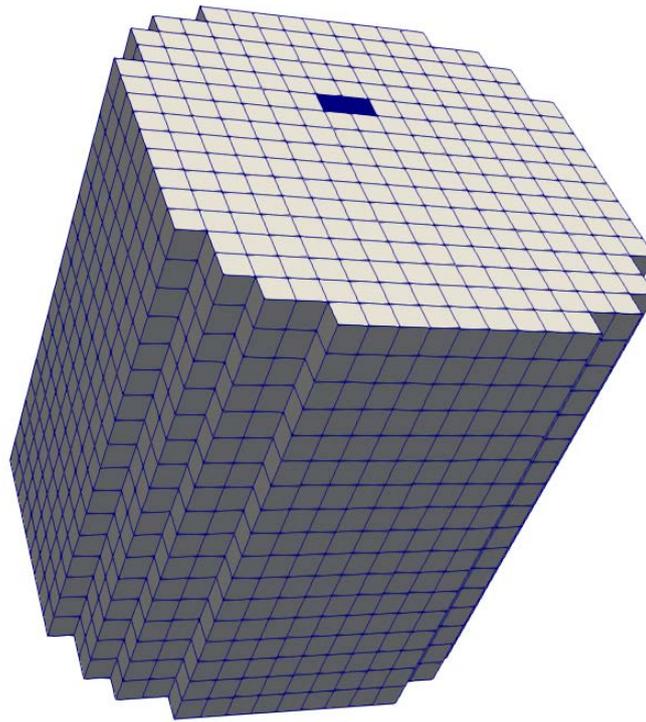


Abb. 6.1 Graphische Darstellung des dreidimensionalen CTF Modells

Ähnlich wie für DYN3D wurden zwei Modelle eingesetzt: Erstens mit nominaler Geometrie und zweitens mit einem Zusatzspalt von 15 mm Breite zwischen L7 und L8. Das DNB-Verhältnis wird in CTF mit der standardmäßigen „W3“-Korrelation bestimmt.

6.3 Extrahierung der Kernrandbedingungen aus einer ATHLET-Simulation

Eine PUMA-Rechnung wurde mit einem existierenden Vorkonvoi ATHLET-Simulator durchgeführt. Dieser Simulator enthält Modelle des Primär- und Sekundärkreislaufs sowie der Leittechnik (inkl. PUMA-RELEB). Der Kern wird hier thermohydraulisch mit 17 parallelen Grob-Kanälen und einem heißen Kanal modelliert. Die Leistung wird hier mit ATHLET-Punkt-Kinetik-Modul gerechnet, d. h. als konstante Leistungsverteilung. Eine Visualisierung des ATHLET-Kernmodells wird in Abb. 6.2 dargestellt.

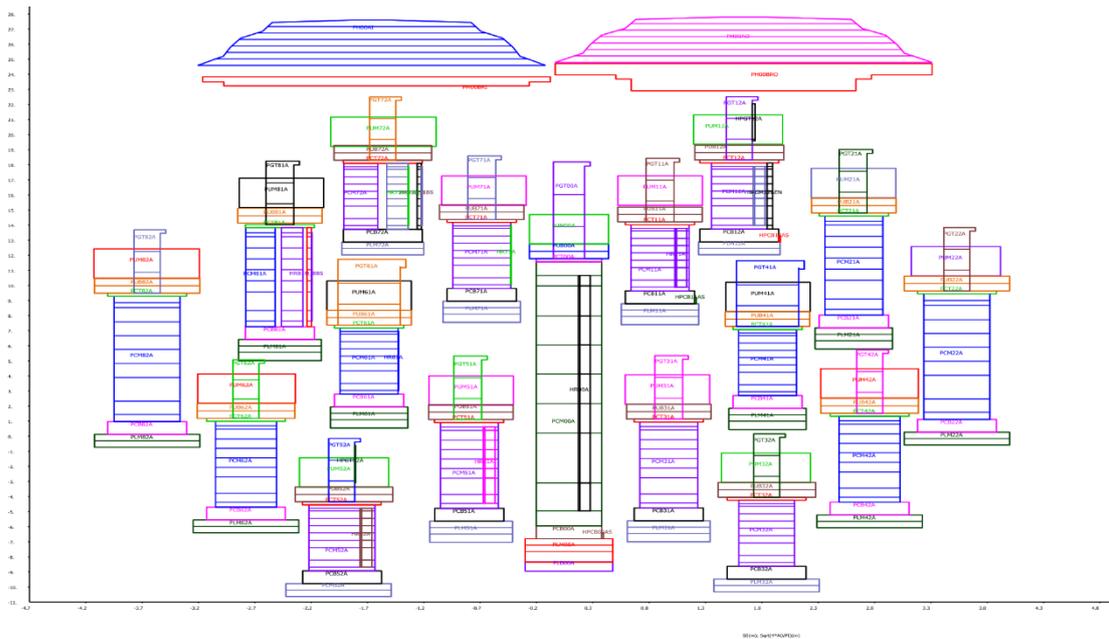


Abb. 6.2 Visualisierung des Kernmodells in einem ATHLET-Vorkonvoi-Simulator

Die thermohydraulischen Randbedingungen am Kern-Ein- und Austritt wurden aus der ATHLET-PUMA-Simulation extrahiert und in CTF implementiert. Die Transiente beginnt nach 600 s Simulation ohne transiente Bedingungen. Die ersten fünfzig Sekunden der Transiente der Eintrittstemperatur, des Eintrittsmassenstroms und des Drucks werden in Abb. 6.3 bis Abb. 6.5 dargestellt.

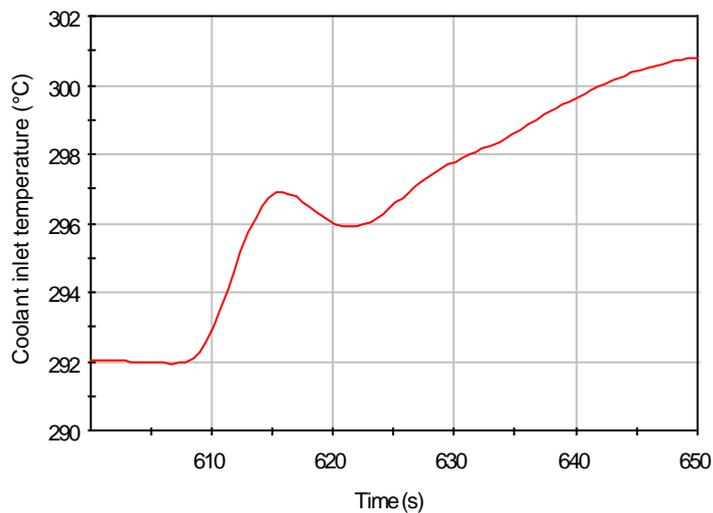


Abb. 6.3 PUMA-Transiente – Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt

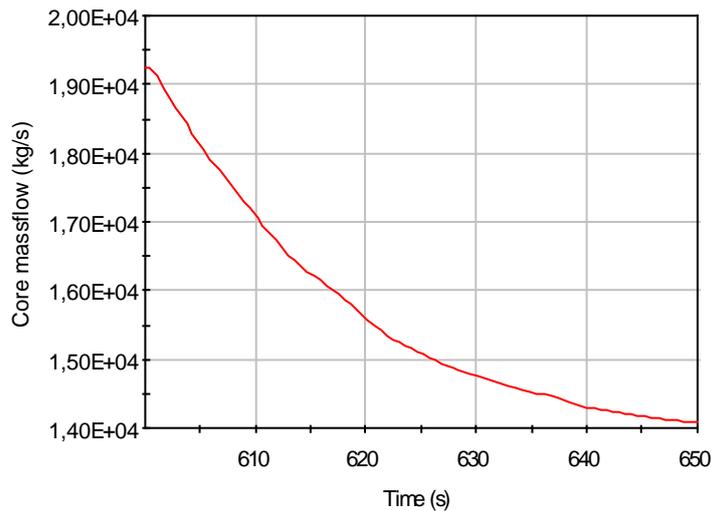


Abb. 6.4 PUMA-Transiente – Massenstrom am Kerneintritt

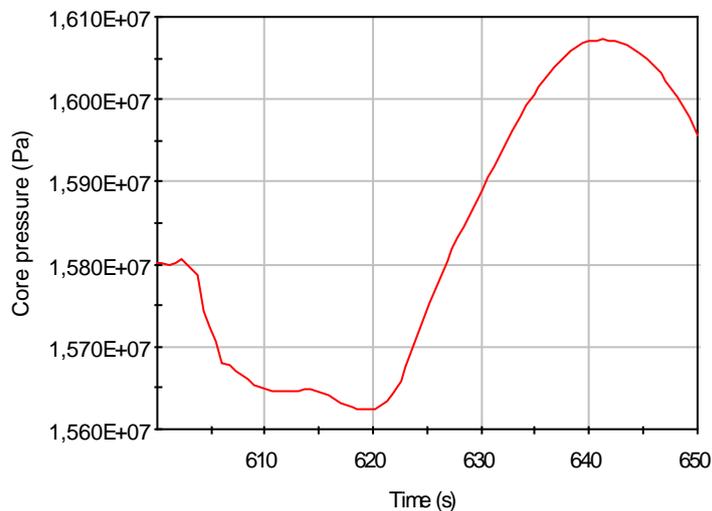


Abb. 6.5 PUMA-Transiente – Druck am Kernaustritt

Die resultierenden Zeitverläufe der Kernleistung und das DNB-Verhältnis (*departure from nucleate boiling ratio*, DNBR) in dem heißen Kanal werden in Abb. 6.6 bzw. Abb. 6.7 dargestellt. Diese Ergebnisse zeigen, dass nur die ersten Sekunden für den DNB-Parameter kritisch sind. In dieser Simulation wird der minimale DNBR-Wert vor dem Transientenbeginn erreicht. Nach ca. 2 s werden zwei Steuerstabgruppen eingefahren. Die Steuerstabbewegung wird hier in den gekoppelten Simulationen mit dem Nodalcode DYN3D nachvollzogen (siehe Kap. 6.2.2).

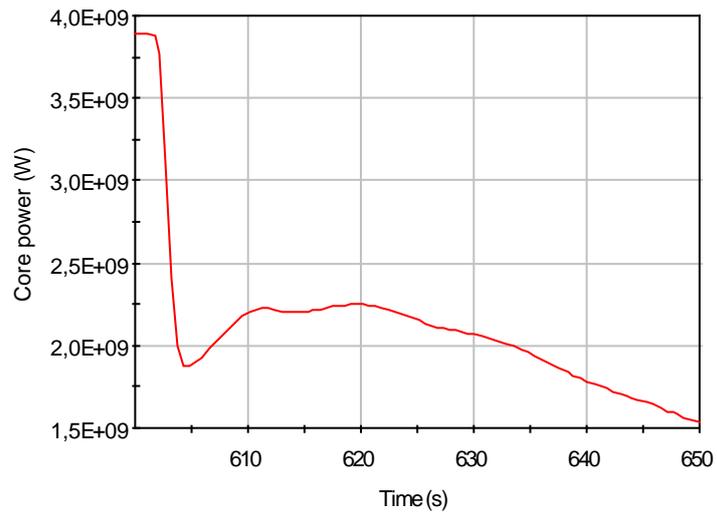


Abb. 6.6 PUMA-Transiente – Kernleistung

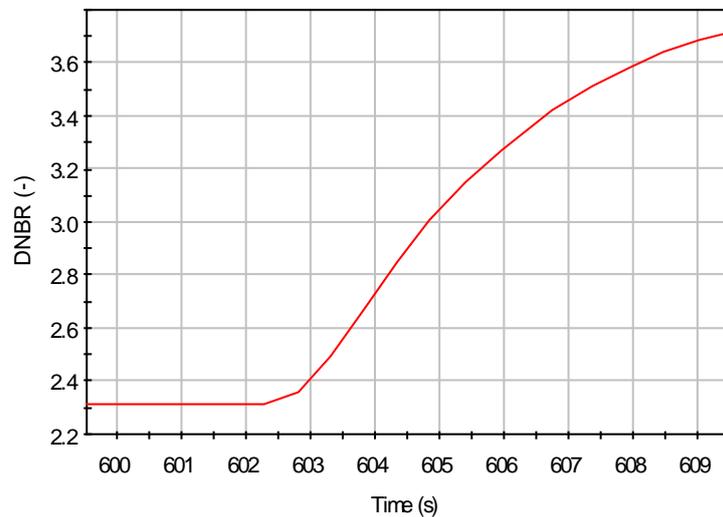


Abb. 6.7 PUMA-Transiente – Minimales DNB-Verhältnis im heißen Kanal

6.4 Ergebnisse

Im nächsten Absatz werden die gekoppelten Ergebnisse der PUMA-Transiente mit CTF/DYN3D vorgestellt. Mehrere Kombinationen beider Modelle sind möglich und werden in Tab. 6.1 dargestellt. Nur die relevantesten Kombinationen wurden gerechnet und sind in den nächsten Absätzen dargestellt.

Tab. 6.1 CTF/DYN3D-Modellkombinationen

DYN3D→ CTF↓	Nominale Geometrie	Zusätzliche Wasserspalte	Nominale Geometrie + Flussrekonstruktion	Zusätzliche Wasserspalte + Flussrekonstruktion
Nominale Geometrie	Modell 1	Modell 2	X*	Modell 3
Zusätzliche Wasserspalte	X*	X*	X*	Modell 4

* Nicht modelliert

6.4.1 Modelle 1&2

In diesem Absatz werden folgende zwei Simulationen verglichen:

- Modell 1: DYN3D und CTF mit nominaler Geometrie
- Modell 2: DYN3D mit zusätzlicher Wasserspalte und CTF mit nominaler Geometrie

Das CTF-Modell ist in beiden Simulationen identisch und nutzt die nominale Kerngeometrie. Die beiden Simulationen unterscheiden sich in dem DYN3D-Modell, einmal mit der nominalen Geometrie und einmal mit zusätzlicher Wasserspalte. Die brennstabweise Flussrekonstruktionsmethode in DYN3D wird ausgeschaltet.

In Abb. 6.8 und Abb. 6.9 werden die Leistungsverteilungen aus Modell 1 und 2 am Anfang der Transiente dargestellt. Modell 1 ist symmetrisch während in Modell 2 ein verstärkter Leistungspeak in L7 zu sehen. Damit werden die Ergebnisse von Kapitel 5 bestätigt.

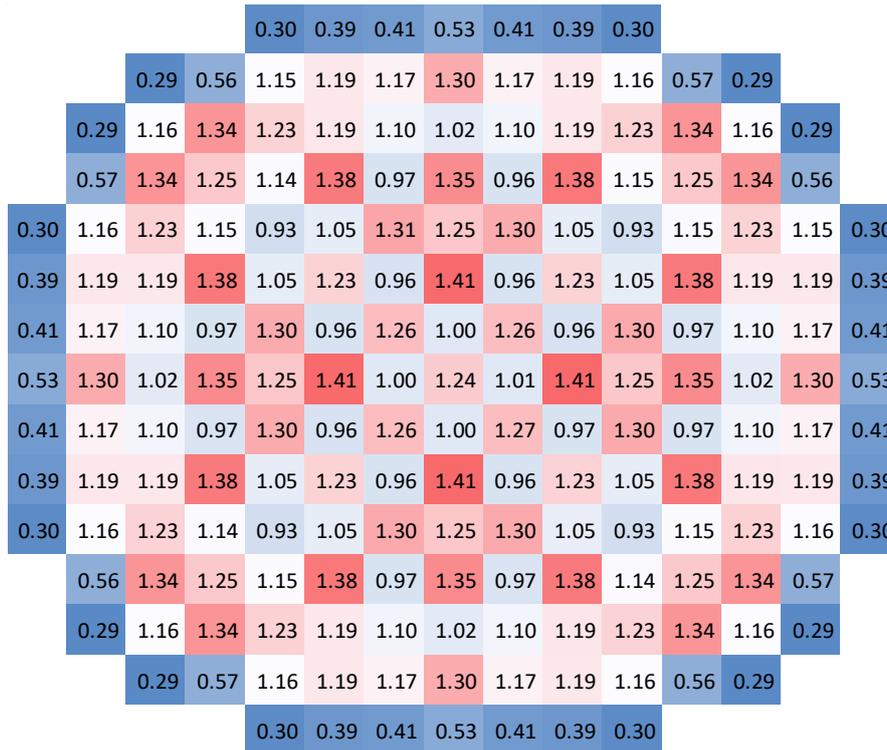


Abb. 6.8 Leistungsverteilungen zu Beginn der Transiente (Modell 1)

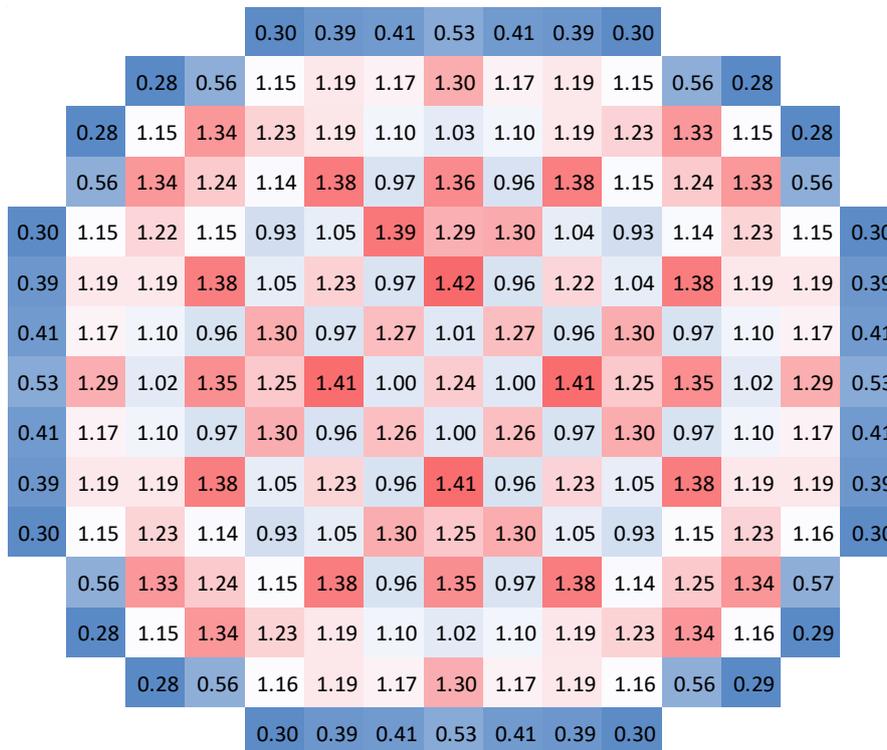


Abb. 6.9 Leistungsverteilungen zu Beginn der Transiente (Modell 2)

In Abb. 6.10 wird das minimale DNB-Verhältnis in Modell 1 und 2 während der PUMA-Transiente dargestellt. Vor der Transiente ist der minimale Wert dieses Verhältnisses in Modell 2 mit 1,75 deutlich niedriger als in Modell 1 mit 2,31. Wenn die Steuerstäbe eingefahren werden, steigt das DNB-Verhältnis schnell an. Zuvor wird ein Minimum erreicht: 1,73 in Modell 2 bzw. 2,29 in Modell 1. Diese Reduktion im DNBR ist nicht signifikant.

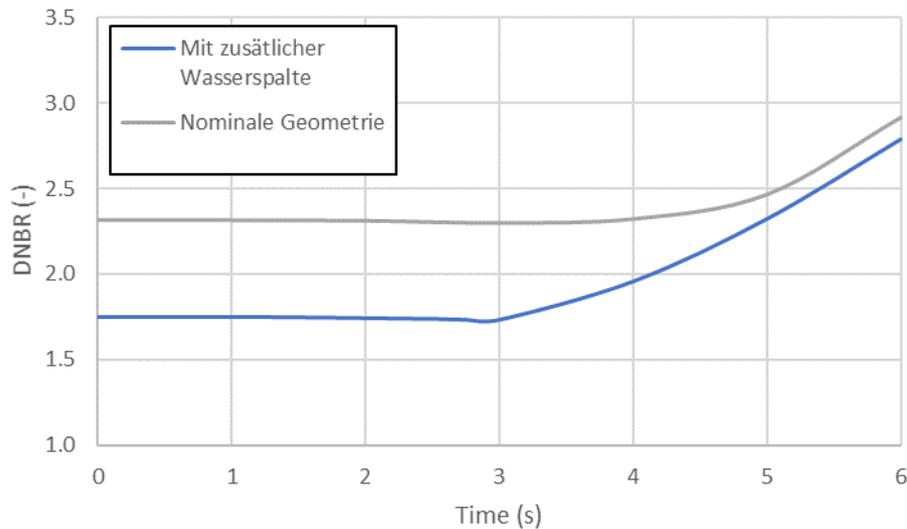


Abb. 6.10 CTF/DYN3D-PUMA-Simulation – Vergleich des DNBR-Zeitverlaufs von den DYN3D-Modellen mit nominaler Geometrie und mit zusätzlicher Wasserspalte

6.4.2 Modelle 3&4

In diesem Absatz werden zwei weitere Simulationen verglichen. Das DYN3D-Modell ist in beiden Simulationen identisch und nutzt die Geometrie mit zusätzlicher Wasserspalte. Die brennstabweise Flussrekonstruktionsmethode in DYN3D wird in beiden Simulationen eingesetzt. Dagegen wurden zwei unterschiedliche CTF-Modelle angewendet, einmal mit der nominalen Geometrie und einmal mit zusätzlichem Wasserspalt.

- Modell 3: DYN3D mit zusätzlicher Wasserspalte und brennstabweise Flussrekonstruktionsmethode; CTF mit nominaler Geometrie
- Modell 4: DYN3D mit zusätzlicher Wasserspalte und brennstabweiser Flussrekonstruktionsmethode; CTF mit zusätzlichem Wasserspalt

Für diese Modelle konnte das gekoppelte System CTF/DYN3D hier jedoch nicht konvergieren. Deshalb konnte keine transiente Simulation gerechnet werden. Die letzte (nicht

konvergierte) Iteration der DYN3D-Leistungsverteilung wurde deshalb in einem CTF-
Stand-Alone Modell eingefügt. Für Modell 3 ist der DNB erreicht mit 0,54, und der Code
kann nicht konvergieren. Für Modell 4 ist das minimale DNB-Verhältnis 0,97. Wie erwar-
tet ist der DNB Parameter mit thermohydraulischer Modellierung der Wasserspalte hö-
her. In diesem Fall kann die verbesserte Kühlung die (unrealistisch) hohe Leistungs-
dichte aus DYN3D nicht kompensieren. In Abb. 6.11 und Abb. 6.12 werden die
Brennstofftemperaturverteilungen (vor und nach dem DNB-Auftreten) im Brennelement
L7 für Modell 4 dargestellt. Der maximale Wert vor dem Auftreten von DNB liegt bei
1.800 K. Nach dem Auftreten von DNB steigt dieser Wert bis 3.600 K und zeigt, dass der
Brennstoff nicht mehr gekühlt wird. Solche Werte sind außerhalb des Anwendungsbe-
reichs des Codes und erklären, weshalb die Simulationen nicht konvergieren konnten.

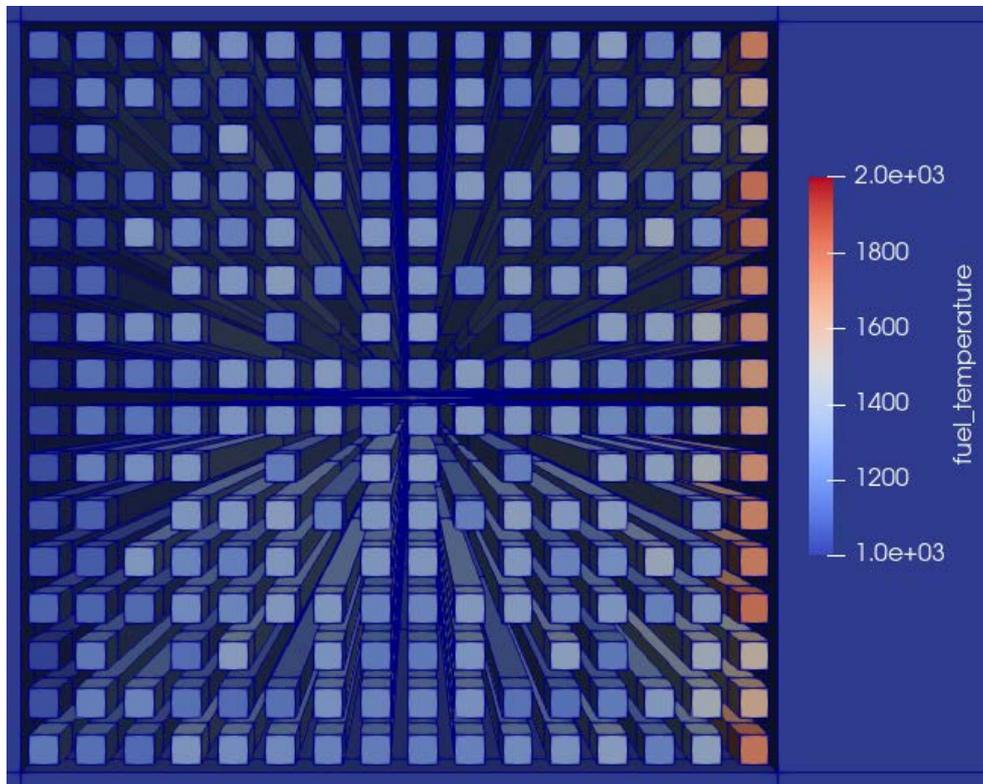


Abb. 6.11 Brennstofftemperaturverteilungen im Brennelement L7 für Modell 4

(Ebene vor dem Auftreten von DNB)

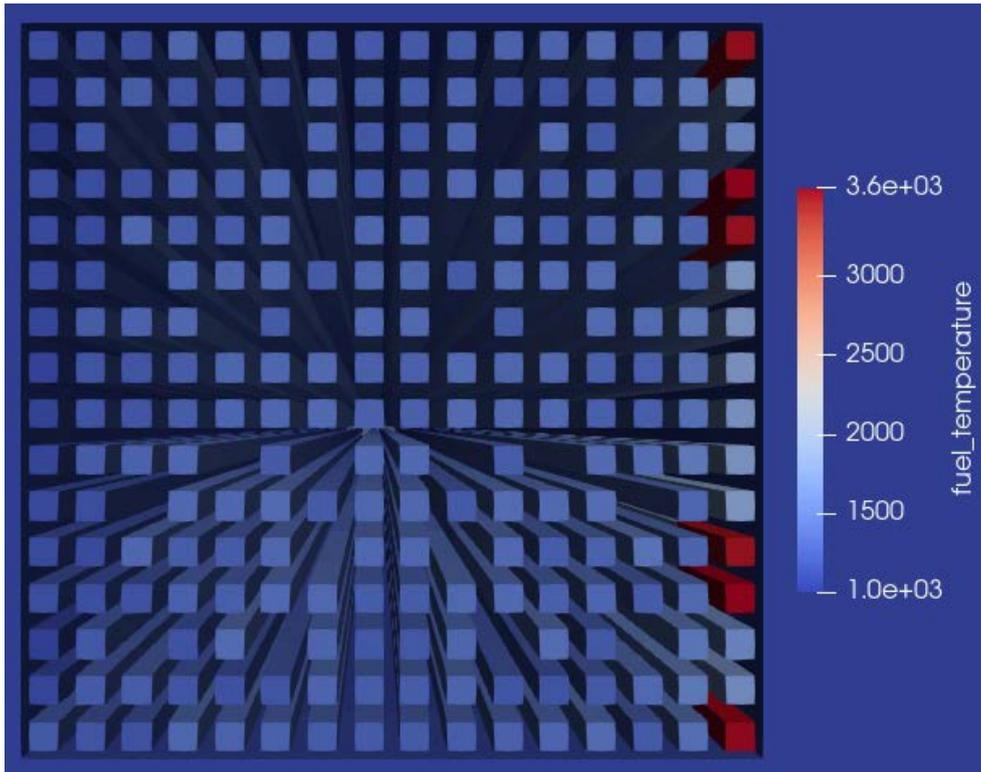


Abb. 6.12 Brennstofftemperaturverteilungen im Brennelement L7 für Modell 4

(Ebene nach dem Auftreten von DNB)

7 Ausblick und Schlussfolgerungen

Brennelementverformungen treten in axialer Richtung als S-, C- oder W-förmige Verbiegungen auf. Die Ursachen der BE-Verformungen im Reaktorbetrieb sind strahlungsinduziertes Kriechen der BE-Struktur sowie die Einwirkung von axialen und lateralen Kräften. Die BE-Verformungen wirken sich unter anderem auf die Reaktorphysik im Normalbetrieb aus, denn die Entstehung von vergrößerten Wasserspalten zwischen den Brennelementen führt zu einer Verbesserung der Neutronenmoderation und dadurch zu höheren Brennstableistungen.

Im hier beschriebenen Vorhaben wurden die Auswirkungen der BE-Verformungen auf die Reaktorphysik in mehreren Schritten untersucht. Im ersten Schritt wurden mit Monte-Carlo-Neutronentransportrechnungen kleine Modelle, sogenannte Minikern-Anordnungen, untersucht, um die Leistungsüberhöhung in den äußeren Brennstabreihen bei einem vergrößerten Wasserspalt quantifizieren zu können. Es wurde gezeigt, dass ein vergrößerter Wasserspalt bei den beiden äußeren Brennstabreihen eine Stableistungsüberhöhung verursacht. Bei der Minikernanordnung mit frischen $\text{UO}_2/\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen führt ein zusätzlicher Wasserspalt von 5 mm in der äußersten Brennstabreihe zu einer Überhöhung von 10 % bzw. bei einem zusätzlichen Wasserspalt von 15 mm zu einer Überhöhung von 33 %. Bei der Minikernanordnung mit $\text{MOX}/\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen ist die höchste Stableistungsüberhöhung in der äußersten Brennstabreihe des $\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelements zu beobachten. Bei einem Zusatzwasserspalt von 5 mm beträgt diese 29 % bzw. bei einem 15 mm Zusatzspalt 73 %. Ferner wurde für die Minikernanordnung mit frischen $\text{UO}_2/\text{UO}_2\text{-Gd}$ -Brennelementen eine Abbrandrechnung durchgeführt. Die Stableistungsüberhöhung in der äußersten Brennstabreihe von 33 % bei null-Volllasttagen sinkt nach 500 Volllasttagen auf ca. 8 %.

In einem zweiten Schritt wurden zwei- bzw. dreidimensionale Ganzkernmodelle betrachtet, für den der nodale Diffusionscode DYN3D herangezogen wurde. Um die Verwendung dieses Codes für die Betrachtung von BE-Verbiegungen zu ermöglichen, mussten zunächst Programmiererweiterungen am Kernsimulator KMACS vorgenommen werden. Zur Erzeugung von Wirkungsquerschnitten mit einem Zusatzwasserspalt wurden zunächst zwei Modelle getestet. Im ersten Modell wird ein variabler Zusatzwasserspalt zwischen zwei Brennelementen explizit in der Geometrie im Modell zur Wirkungsquerschnittserzeugung modelliert. Im zweiten Modell wird der Zusatzwasserspalt nicht geometrisch modelliert, sondern die verstärkte Neutronenmoderation durch eine Erhöhung der Moderatorichte im Nominalspalt approximiert. Es wurden für

Zusatzspaltweiten bis ca. 1,5 cm zwischen beiden Modellen eine sehr gute Übereinstimmung beim Multiplikationsfaktor und bei der Stableistungsüberhöhung festgestellt. Um die Geometrie im nodalen Diffusionscode unverändert lassen zu können, wurde es angestrebt, das Modell der äquivalenten Moderatorichteänderung für stationäre und transiente Kernrechnungen anzuwenden. Hierzu wurde das Modell der äquivalenten Moderatorichteänderung in KMACS implementiert. Ferner wurde DYN3D als alternativer Flusslöser an KMACS gekoppelt, da der nodale Flusslöser QUABOX/CUBBOX über keine Methode zur Stableistungsrekonstruktion verfügt und auch keine seitenabhängigen ADF verarbeiten kann. Es wurde ein Vorkonvoi-Reaktorzyklus mit einer Brennelementverformung von 15 mm entlang der gesamten aktiven Höhe zwischen zwei BE simuliert. Die BE-Verformung hat keinen Einfluss auf die kritische Borkonzentration. Die am Zusatzwasserspalt benachbarten BE weisen einen Leistungsanstieg um bis zu 8 % auf. In der äußersten Brennstabreihe des MOX BE, welches sich am Zusatzwasserspalt befindet, steigt die Stableistung um bis zu 220 W/cm. Insgesamt ist eine globale BE-Leistungsumverteilung mit bis zu $\pm 0,5\%$ zu beobachten. Da in dem hier gewählten Szenario die Zusatzspaltweiten über die gesamte aktive Länge konstant sind, wurden keine relevanten Änderungen in der axialen Leistungsverteilung, festgestellt.

Schließlich wurde dieses Kernmodell für die Simulation einer Reaktortransiente angewendet. Hierzu wurde der Ausfall einer Hauptkühlmittelpumpe (PUMA-Transiente) mit dem gekoppelten Codesystem CTF/DYN3D simuliert. CTF ist ein Unterkanalcode zur Modellierung der Thermohydraulik auf Stabebene. Die Randbedingungen am Kernein- und -austritt sowie die Steuerstabpositionen wurden aus einer vorhergegangenen ATHLET-Simulator-Rechnung extrahiert und in die CTF/DYN3D-Modelle übernommen. Die wesentlichen Ergebnisse sind:

- das DNB-Verhältnis verringert sich, wenn ein vergrößerter Wasserspalt neutronenphysikalisch (in DYN3D) modelliert wird,
- die explizite thermohydraulische Modellierung des vergrößerten Wasserspalts (in CTF) erhöht den Wert des DNB-Verhältnisses durch verbesserte Kühlung.

Wenn die Stableistungsrekonstruktion mit DYN3D durchgeführt wird, werden sehr hohe (unrealistische) Brennstableistungen ermittelt, die das Unterschreiten des kritischen DNB-Verhältnisses verursachen.

Um dieses Problem zu vermeiden, sollten in Zukunft Simulationen von realistischeren Verbiegungsszenarien durchgeführt werden. Ferner sollte der Einfluss der „pin-centered“ und „coolant-centered“ Modellierung in CTF auf die Ergebnisse der Thermohydraulik untersucht werden. Für eine realistischere Modellierung sollten auch die thermohydraulischen Rückwirkungen auf die einzelnen Brennstableistungen untersucht werden.

Literaturverzeichnis

- /AND 02/ „Consequences of Mis-Loading and the Power Distribution in Bowed Fuel Assemblies“, Master of Science Thesis, Magnus Andersson, Chalmers University of Technology, Göteborg, Schweden, 2002.
- /ANS 11/ „Reload startup physics tests for pressurized water reactors“, American Nuclear Society, ANSI/ANS-19.6.1-2011, 2011.
- /BER 17/ “Impact of fuel assembly bowing on the power density distribution and its monitoring in Siemens/KWU-PWR”, Jonas Berger, Master’s Thesis, KTH, Stockholm, 2017.
- /BOU 18/ “3-D Coupled PARCS/ATHLET Simulation of SFR Using an Explicit Radial Expansion Model”, J. Bousquet, A. Seubert, P. Sarkadi, Proceedings of the PHYSOR 2018, Cancún, 22.-26. April 2018.
- /GRS 12/ „Quantitative Bestimmung der Unsicherheitsbandbreiten in aktuell verwendeten Berechnungsverfahren für Reaktivitätsstörfälle“, Abschlussbericht des BMU-Vorhabens 3609R01345, GRS-A-3687, Oktober 2012.
- /GRS 13/ „Internationale Betriebserfahrung mit Brennelementverformungen“, Auswertung der GRS im Auftrag des BMU als Zuarbeit für die RSK-Arbeitsgruppe „Brennelemente“, GRS, Oktober 2013.
- /GRS 13a/ H. C. Moog, “Maßnahmen zur Qualitätssicherung bei der Erstellung von Computerprogrammen in der GRS (QM-Richtlinie Programmentwicklung),” GRS, 2013.
- /GRS 15/ „Erstellung und Qualifizierung eines nuklearen Kernsimulators für die Sicherheitsbewertung aktueller Reaktorkernbeladungen“, Abschlussbericht des BMUB-Vorhabens 3612R1339, GRS-A-3805, GRS, 2015.
- /GRS 15a/ „Entwicklung und Einsatz von Neutronentransportmethoden und Unsicherheitsanalysen für Reaktorkernberechnungen“, Abschlussbericht des BMWi-Vorhabens RS1503, GRS-382, GRS, 2015.

- /GRS 16/ „Weiterentwicklung moderner Verfahren zu Neutronentransport und Unsicherheitsanalysen für Kernberechnungen“, Abschlussbericht des BMWi-Vorhabens RS1536, GRS-452, GRS, 2016.
- /GRS 17/ „Einfluss von BE-Verformungen auf die Leistungsverteilung im Reaktorkern“, Projektgespräch vom 28.03.2017, GRS, 2017.
- /GRS 18/ „Weiterentwicklung und Validierung des GRS-Kernsimulators für DWR“, Abschlussbericht des BMU-Vorhabens 3615R01344, GRS-499, 2018.
- /GRS 18b/ „Einfluss von BE-Verformungen auf die Leistungsverteilung im Reaktorkern“, Projektgespräch vom 14.02.2018, GRS, 2018.
- /FRA 18/ “Validation of the PRISM Water Gap Model”, Dr. Jörg Marten, Vortrag Framatome Fuel Neutronics, Erlangen, 14.11.2018.
- /HOR 13/ “Benchmark for Evaluation and Validation of Reactor Simulations (BEAVRS)”, N. Horelik, B. Herman, B. Forget, K. Smith, Proceedings of the M&C 2013, Sun Valley, 5.-9. Mai 2013.
- /HYK 16/ „Verification of SIMULATE5 Pin Power Predictions for PWR Assemblies with Large Bowing”, KTG-Fachtag, Karlsruhe, 17.11.2016.
- /KON 16/ „Investigation of the effects of a variation of the fuel assembly position on the ex-core neutron flux detection in a PWR“, J. Konheiser, C. Brachem, M. Seidl, J. Nuclear Science and Technology, 1231636 (2016).
- /LAN 03/ „Analysis of the Pressurized Water Reactor Main Steam Line Break Benchmark by the Coupled Code System ATHLET-QUABOX/CUBBOX“, S. Langenbuch, K.-D. Schmidt, K. Velkov, Nuclear Technology, Vol.142, Number 2, May 2003.
- /LANL 13/ „MCNP6 User’s Manual Version 1.0“, D.B. Pelowitz (Hrsg.), Los Alamos Report LA-CP-13-00634, Rev. 0, 2013.
- /NIST/ Web-Oberfläche zum “Thermophysical Properties of Fluid Systems”, <https://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>

- /ORNL 17/ "SCALE: A comprehensive modeling and simulation suite for nuclear safety analysis and design.", Version 6.2, Oak Ridge National Laboratory, 2017.
- /PLE 17/ "Assessment of the Influence of Fuel Assembly Bow on the Behaviour of a PWR Core", Kevin Pletz, Masterarbeit, Technische Universität München, 2017.
- /RSK 15/ „Verformungen von Brennelementen in deutschen Druckwasserreaktoren (DWR)“, RSK-Stellungnahme (474. Sitzung der Reaktor-Sicherheitskommission (RSK) am 18.03.2015), 2015.
- /SEI 16/ „Towards a Neutronic and Thermal-Hydraulic Safety Analysis of PWR Fuel Bow with SIMULATE5 and COBRA-TF“, M. Seidl, A. Wensauer, D. Janin, L. Belblidia, Transactions of the American Nuclear Society, Vol. 115, Las Vegas, NV, November 6–10, 2016, American Nuclear Society, LaGrange, Park, Illinois 60526 USA, 2016.
- /SMI 86/ "Assembly Homogenization Techniques for Light Water Reactor Analysis", Progress in Nuclear Energy, 17, 303 (1986).
- /VTT 13/ "Serpent – a Continuous-energy Monte Carlo Reactor Physics Burnup Calculation Code", J. Leppänen, VTT Technical Research Centre of Finland, 2013.
- /ZIL 18/ "Fuel Assembly Bowing: Impact of Inter-Assembly Gap on Power Distribution", M. Zilly, K. Pletz, F. Bostelmann, A. Aures, K. Velkov, U. Stoll, Proceedings of the PHYSOR 2018, Cancun, Mexico, 22.-26.4.2018.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 3.1	Kernbeladung eines Vorkonvoi-Betriebszyklus	7
Abb. 3.2	Leistungsverteilung BOC	8
Abb. 3.3	Minikernanordnungen mit Flach- bzw. Kreuzspalt.....	9
Abb. 3.4	Visualisierung des Serpent-Monte-Carlo-Modells ohne und mit Kreuzspalt.....	10
Abb. 3.5	Stableistungsüberhöhung bei Zusatzwasserspalt im Flachspaltmodell für verschiedene Abbrandzustände	13
Abb. 3.6	Verlauf der Stableistungsüberhöhung als Funktion des Abbrands bei 15 mm Spalt	15
Abb. 3.7	Vier identische BE mit Kreuzspalt. Der rote Rahmen verdeutlicht reflektive Randbedingungen. Zitiert aus /PLE 17/	16
Abb. 3.8	Einzel-BE-Modell aus UO ₂ -GD- (links) und MOX- (rechts) Brennelementen mit Zusatzspalt in einem unendlichen Gitter.....	18
Abb. 3.9	4x4-BE-Modell aus MOX (M)- und UO ₂ -Gd (G)-Brennelementen mit Zusatzspalt	18
Abb. 3.10	Beladeplan des BEAVRS-Reaktors	21
Abb. 3.11	Mit Serpent errechnete normierte BE-Leistungsverteilung.	22
Abb. 3.12	Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 8.....	23
Abb. 3.13	Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 10.....	25
Abb. 3.14	Änderungen der BE-Leistungen in Prozent der mittleren BE-Leistung bei Spalt in Reihe 12.....	26
Abb. 4.1	Lattice-Code-Modell eines BE mit Zusatzspalt (Modell A).....	31
Abb. 4.2	Modell mit äquivalenter Dichteänderung (Modell B).....	33
Abb. 4.3	Multiplikationsfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderator-dichte 0,62 g/cm ³	37
Abb. 4.4	Multiplikationsfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderator-dichte 0,711 g/cm ³	38
Abb. 4.5	Multiplikationsfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderator-dichte 0,996 g/cm ³	38
Abb. 4.6	Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderator-dichte 0,62 g/cm ³	39

Abb. 4.7	Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm ³	39
Abb. 4.8	Multiplikationsfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm ³	40
Abb. 4.9	Peakingfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm ³	41
Abb. 4.10	Peakingfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm ³	41
Abb. 4.11	Peakingfaktor UO ₂ -Gd-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm ³	42
Abb. 4.12	Peakingfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,62 g/cm ³	42
Abb. 4.13	Peakingfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,711 g/cm ³	43
Abb. 4.14	Peakingfaktor MOX-BE für Moderatordichte 0,996 g/cm ³	43
Abb. 4.15	Visualisierung der Stabtypen einer Kernbeladung mit <i>kvip</i>	46
Abb. 5.1	Kernbeladung eines Vorkonvoi-Reaktors mit Zusatzspalt zwischen BE an Positionen L7 und L8	48
Abb. 5.2	Verlauf der kritischen Borkonzentration mit und ohne Spalt	50
Abb. 5.3	Differenz der BE-Leistungsverteilung in % der mittleren BE-Leistung für das KMACS Modell.....	51
Abb. 5.4	Nominale Stablängenleistung in der höchstbelasteten axialen Ebene.....	52
Abb. 5.5	Stablängenleistung mit Zusatzspalt in der höchstbelasteten axialen Ebene	53
Abb. 5.6	Differenz der errechneten Stablängenleistungen ohne und mit Zusatzspalt	54
Abb. 6.1	Graphische Darstellung des dreidimensionalen CTF Modells	58
Abb. 6.2	Visualisierung des Kernmodels in einem ATHLET-Vorkonvoi- Simulator	59
Abb. 6.3	PUMA-Transiente – Kühlmitteltemperatur am Kerneintritt.....	59
Abb. 6.4	PUMA-Transiente – Massenstrom am Kerneintritt	60
Abb. 6.5	PUMA-Transiente – Druck am Kernaustritt	60
Abb. 6.6	PUMA-Transiente – Kernleistung.....	61
Abb. 6.7	PUMA-Transiente – Minimales DNB-Verhältnis im heißen Kanal.....	61
Abb. 6.8	Leistungsverteilungen zu Beginn der Transiente (Modell 1)	63
Abb. 6.9	Leistungsverteilungen zu Beginn der Transiente (Modell 2)	63

Abb. 6.10	CTF/DYN3D-PUMA-Simulation – Vergleich des DNBR-Zeitverlaufs von den DYN3D-Modellen mit nominaler Geometrie und mit zusätzlicher Wasserspalte	64
Abb. 6.11	Brennstofftemperaturverteilungen im Brennelement L7 für Modell 4	65
Abb. 6.12	Brennstofftemperaturverteilungen im Brennelement L7 für Modell 4	66
Abb. A.1.1	Anordnung von BE, FR, u. WS in MOX-BE u. UO ₂ -BE	85
Abb. A.1.2	Schema der Modellierung des erhöhten BE-Spaltes	87
Abb. A.1.3	Modellierung des erhöhten BE-Spaltes, illustriert mit dem MOX-BE	88
Abb. A.2.1	Differenz zwischen dem Multiplikationsfaktor	92
Abb. A.2.2	Differenz zwischen dem Peakingfaktor	93
Abb. A.2.3	Radiale Brennstableistungsverteilung für MOX u. UO ₂ -BE.....	94
Abb. A.2.4	Radiale Brennstableistungsverteilung in MOX-BE.....	95
Abb. A.2.5	Radiale Brennstableistungsverteilung in UOX1-BE	96
Abb. A.2.6	Radiale Brennstableistungsverteilung in UOX2-BE	97
Abb. A.2.7	Radiale Brennstableistungsverteilung in UOX3-BE.....	98
Abb. A.2.8	Teilung des BE-Spaltes in zwei Schichten u. zwei Regionen	100
Abb. A.3.1	Geometrie der modifizierten Ansätze für erhöhten BE-Spalt.....	101
Abb. A.3.2	Differenz zwischen dem Multiplikationsfaktor.....	106
Abb. A.3.3	Diferenz zwischen dem Peakingfaktor.....	107

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Thermohydraulische Rückwirkungsparameter bei den Minikern-Modellen.....	11
Tab. 3.2	Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, frischer Brennstoff.....	11
Tab. 3.3	Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, Brennstoff BOC	13
Tab. 3.4	Leistungsüberhöhung der dem Flachspalt benachbarten Brennstäbe, Brennstoff 7 EFPD.....	14
Tab. 3.5	Von AREVA ermittelte Stableistungsüberhöhungsfaktoren	14
Tab. 3.6	Stableistungsüberhöhungen bei Kreuzspalt.....	17
Tab. 3.7	Mittlere (r_{avg}) und maximale (r_{max}) Stableistungsüberhöhung in der ersten Stabreihe bei verschiedenen Brennstoff-Typen.....	19
Tab. 4.1	Zu Grunde gelegte repräsentative, heiße Geometriedaten eines Vorkonvoi BE und der unterstellten Spalte.....	30
Tab. 4.3	Unterschiede der Multiplikationsfaktoren zwischen Modell B und A	34
Tab. 4.4	Unterschiede der Peakingfaktoren zwischen Modell B und A	35
Tab. 4.5	Unterschiede der ADF an der Ostseite zwischen Modell B und A.....	36
Tab. 4.6	Unterschiede der ADF an der Westseite zwischen Modell B und A.....	36
Tab. 5.1	Im standardisierten Kernmodell veränderte Spaltmaße.....	49
Tab. 6.1	CTF/DYN3D-Modellkombinationen	62

Tab. A.1.1	Geometrische Parameter von MOX- u. UO ₂ -BE	85
Tab. A.2.1	Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für Referenz-Modell	89
Tab. A.2.2	Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für Äquivalent-Dichte-Modell	90
Tab. A.2.3	Differenz zwischen den Multiplikationsfaktorschätzern K _{abs} - K _{an}	91
Tab. A.2.4	Differenz zwischen den Multiplikationsfaktorschätzern K _{abs} - K _c	91
Tab. A.3.1	Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für den Zwei-Schicht-Ansatz.....	102
Tab. A.3.2	Multiplikationsfaktor u. Peakingfaktor Zwei-Schicht-Ansatz gewechselt..	103
Tab. A.3.3	Multiplikationsfaktor u. Peakingfaktor Zwei-Regionen-Ansatz 3 Eck.....	104
Tab. A.3.4	Multiplikationsfaktor u. Peakingfaktor Zwei-Regionen-Ansatz 7 Eck.....	105

Abkürzungsverzeichnis / Glossar

2D / 3D	Zweidimensional / dreidimensional
ADF	<i>Assembly Discontinuity Factor</i> : Verhältnis von heterogenem zu homogenem Fluss an der Grenzfläche eines Systems, hier: der Seitenfläche des Brennelements
BE	Brennelement
BS	Brennstab
BOC / MOC / EOC	Beginning / Middle / End of Cycle: Zyklusbeginn / -mitte / -ende
pcm	Percent mille (Differenz zweier Reaktivitäten bzw. Multiplikationsfaktoren, $\Delta k := 1/k_1 - 1/k_2$)
DWR	Druckwasserreaktor
DNB, DNBR	Departure from Nucleate Boiling (- Ratio)
Leistungsüberhöhung	Verhältnis der Leistung mit / ohne Spalt
Peakingfaktor	Verhältnis: Maximale zu mittlere Stabileistung in einem BE
PUMA	Pumpenausfall
RMS	<i>Root-Mean-Square deviation</i> : Mittlere quadratische Abweichung
RELEB	Reaktorleistungsbegrenzung
VLT	Volllasttag
WQ	Wirkungsquerschnitt(e)

A Modellierung des erhöhten Abstandes durch modifizierte Wasserdichte

A.1 Einführung

Die Verbiegung eines Brennelementes (BE) führt zu einer radialen Verschiebung relativ zu den Nachbar-BE und (nahezu) parallel zu dem Kühlmittelstrom. Die damit verursachte Änderung des Kühlmittelanteils im Spalt zwischen den benachbarten BE beeinflusst die Neutronenflussverteilung der am Spalt befindlichen Brennstäbe. Die direkte Modellierung des Phänomens ist oft kompliziert bis unmöglich, wegen Limitierungen in der geometrischen Darstellung der Neutronikcodes, die oft nur konstante Brennstab- bzw. Brennelementabstände erlauben. Die Änderung des Wasseranteils kann man alternativ durch eine Änderung der Wasserdichte darstellen. Die lokale Änderung der Dichte in einem Neutronikcode ist üblicherweise einfacher als die lokale Änderung der Geometrie, jedoch ist dies eine Näherung und bedarf deshalb einer Validierung.

In diesem Teil des Berichts werden mehrere Ansätze zur Modellierung des durch BE-Verbiegung geänderten Wasseranteils auf der Basis eines Modells untersucht, das ein unendliches Gitter von in z-Richtung (axialer Richtung) unendlich ausgedehnten quadratischen BE beschreibt. Die Anwendbarkeit der Ansätze wird für mehrere BE-Abstände untersucht. Ein durch BE-Verbiegung erhöhter Abstand zwischen zwei BE gleicht nicht dem in alle Richtungen ausgedehnten BE-Abstand, da die BE-Verbiegung die Änderung der Geometrie nur auf einer Seite des BE bewirkt. Jedoch erlaubt das ausgewählte Modell die relevanten Neutronentransportphänomene zu identifizieren.

In dem neutronenphysikalischen Modell eines BE-Gitters werden mehrere Wasserregionen unterschieden: Wasser um Brennstäbe (als Teil der Brennstabzelle), Wasser in Wasserstäben und Steuerstabführungsrohren sowie Wasser zwischen benachbarten BE. Entsprechend unterschiedliche Ansätze kann man definieren, um die geometrische Änderung durch Änderung der Wasserdichte darzustellen. Der erste getestete Ansatz ist die homogene Änderung der Wasserdichte in der Region zwischen den benachbarten BE um den gleichen Anteil des Wassers wie im Modell mit geometrischer Änderung des BE-Abstandes, zu erhalten. Dieser Ansatz wird im Folgenden als „Äquivalent-Dichte“ genannt und mit „e“ (vom englischen „*equivalent*“) in den Bildern beschriftet. Die Analyse von Ergebnissen mit dem Äquivalent-Dichte Ansatz zeigte mögliche Verbesserungen des Ansatzes, die alle darauf basieren, den Wasseranteil zu erhalten, die Änderung aber nicht mehr als homogen voraussetzen.

Der Multiplikationsfaktor und der radiale „Peakingfaktor“ (maximale relative Stableistung³) sind die neutronenphysikalischen Parameter, die für die quantitative Abschätzung der Aussagekraft des Ansatzes untersucht werden. Für mehrere BE-Abstände werden die o. g. Parameter mit dem Referenz-Modell (BE-Abstand mit geänderter Geometrie dargestellt) als auch mit den Ansatz-Modellen (BE-Abstand durch geänderte Wasserdichte dargestellt) berechnet und verglichen. Auch die qualitative Abschätzung wird anhand der radialen Brennstableistungverteilung durchgeführt. Die Rechnungen sind mit dem Monte-Carlo Code Serpent für 2D Modelle einzelner BE mit reflektiven Randbedingungen durchgeführt worden.

Zuerst wird das BE-Modell sowie der Äquivalent-Dichte-Ansatz beschrieben, und anhand der Ergebnisse die relevanten neutronenphysikalischen Phänomene analysiert. Basierend auf der Analyse werden mehrere Ansatzmodifikationen betrachtet, und anhand deren Ergebnisse derjenige Ansatz ausgewählt, der die Spaltänderung am besten beschreibt, ohne die tatsächliche Geometrie nachzubauen.

A.1.1 Brennelement-Modelle

Die Berechnungsmodelle basieren auf einem DWR-Design westlichen Typs mit 16×16 Brennstabpositionen (Vorkonvoi). Mehrere BE-Modelle, die sich im Brennstoff unterscheiden, wurden betrachtet: drei BE mit UOX von unterschiedlicher Anreicherung und ein BE-Modell mit MOX. Die drei UO_2 -BE haben den gleichen Aufbau und bestehen aus 236 Brennstäben (BS) und 20 Steuerstab-Führungsrohren (FR). In dem MOX-BE sind 232 BS, davon 20 mit niedrigem, 92 mit mittleren und 120 mit hohem Anteil von spaltbaren Nukliden. Außerdem hat jedes MOX-BE 20 FR und vier geflutete Hüllrohre (Wasserstäbe, WS) für eine verbesserte Moderation der Neutronen. Die geometrischen Parameter der BE sind in Tab. A.1.1 zu finden. Die Anordnung der Komponenten des MOX- und UO_2 -BE sind in Abb. A.1.1 gezeigt.

Der Gewichtsanteil von spaltbaren Isotopen in MOX-Brennstoff ist 2,32 Gew.-% für niedrig-anereicherten BS, sowie 3,52 und 5,52 Gew.-% für die mittel- und hoch-anereicherten BS. Die Urananreicherung in den drei UO_2 -BE Modellen ist 1,9, 2,5 und 3,2 %. Die Temperatur des Brennstoffs wurde in Serpent auf 930 K gesetzt; somit prozessiert Serpent

³ Peakingfaktor: Verhältnis von maximaler Stableistung zu mittlerer Stableistung im BE.

die für 900 K vorbereiteten Wirkungsquerschnittssätze. Außer dem Brennstoff wurden zwei weitere Materialien in den Modellen verwendet: Zircaloy für die Hüllrohre und Wasser. Die Nuklidzusammensetzung von Zircaloy und dessen Temperatur (612,56 K) ist früheren Serpent-Inputfiles genommen. Die Wasserdichte im Nominalmodell ist 0,73291 g/cm³, was einem Druck von 155 bar und einer Temperatur von 570 K entspricht /NIST/. Die Nuklidzusammensetzung des Wassers entspricht der chemischen Formel H₂O, wobei nur die wichtigsten O- und H-Nuklide berücksichtigt wurden. Die Temperatur für die Wasserwirkungsquerschnitte ist unterschiedlich für das Wasser in den WS/FR und dasjenige zwischen den Brennstäben: 556 und 570 K.

Tab. A.1.1 Geometrische Parameter von MOX- und UO₂-BE

Parameter	MOX	UOX
BE Mittenabstand, cm	23,0	
BS Mittenabstand, cm	1,43	
Tablette / Hüllrohre Innen- / Außenradius, cm	0,4555 / 0,4650 / 0,5375	
Wasserstab Innen- / Außenradius, cm	0,5650 / 0,5375	--
Steuerstab-Führungsrohr Innen- / Außenradius, cm	0,62 / 0,69	0,6390 / 0,6860
Anzahl BS / FR / und WS	232 / 20 / 4	236 / 20 / 0

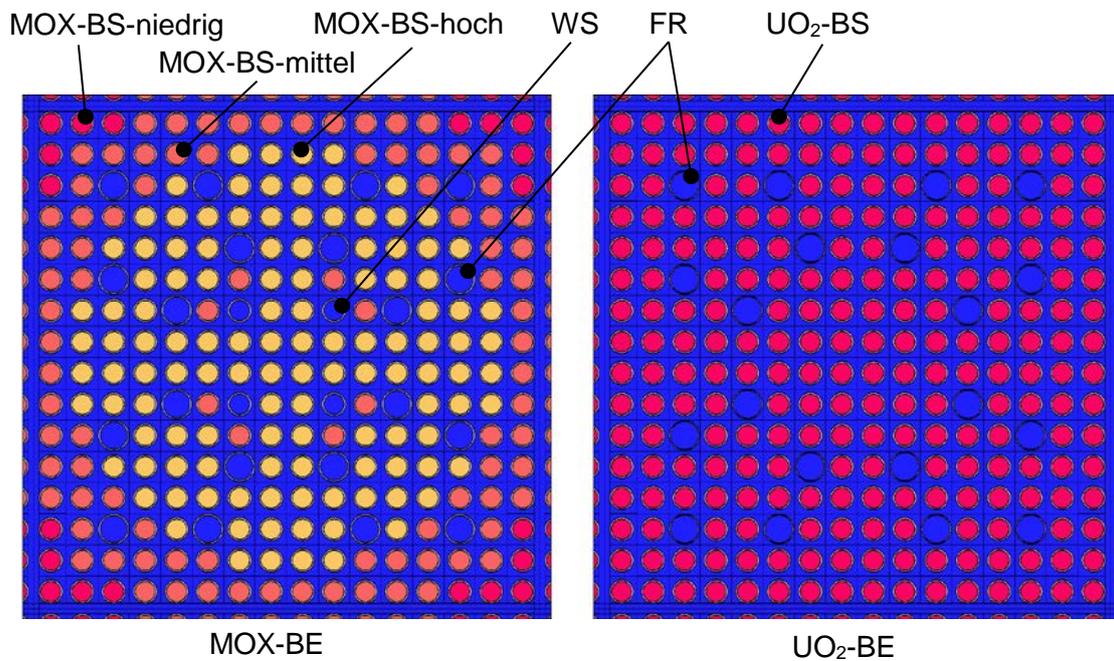


Abb. A.1.1 Anordnung von BE, FR und WS in MOX-BE (links) und UO₂-BE (rechts)

Der Monte-Carlo Code Serpent-2 bietet mehrere Möglichkeiten die komplexe Geometrie nachzubauen. Das quadratische Gitter wurde verwendet, um die Brennstäbe und andere Komponenten des BE zu platzieren. Das Gitter wurde mit einer zusätzlichen Schicht von Wasser umgeben, um den mit Wasser gefüllten Abstand zwischen den BE zu modellieren. Die Grafiken in Abb. A.1.1 sind mit Serpent für BE-Modelle ohne Zusatzspalt generiert. Das MOX-BE unterscheidet sich von dem UO₂-BE darin, dass das MOX-BE Brennstäbe mit drei unterschiedlichen Anreicherungen enthält, und dass in der Mitte des MOX-BE vier WS platziert sind.

A.1.2 Modellierung des vergrößerten Brennelement-Spalt

Die Änderung des Spaltes zwischen den benachbarten BE wird zuerst auf zwei Arten modelliert, wie in Abb. A.1.2 gezeigt:

- Direkt: der Abstand zwischen den benachbarten BE ist modelliert durch Änderung der Geometrie des Modells. In dem Serpent-Modell entspricht das der Änderung der äußeren Wasserspaltbreite. Diese Art der Modellierung beschreibt die Änderung exakt und wird damit als Referenz betrachtet.
- Äquivalent-Dichte: Die Änderung der Wasserdichte wird so ausgewählt, dass die Wassermasse zwischen den benachbarten BE dem Modell mit der geometrischen Änderung entspricht. Damit bleibt die Geometrie des Modells unverändert.

Die BE-Spaltvergrößerung g ist definiert als die Hälfte des Zusatzspalts zwischen den benachbarten BE (die Hälfte, weil nur ein BE im Serpent-Modell modelliert wird und die Spaltvergrößerung als Spaltvergrößerung pro BE zu verstehen ist). Die Spaltvergrößerung $g=0$ entspricht dem nominalen Zustand ohne BE-Verbiegung. Ein positives g entspricht einem vergrößerten Abstand und ein negatives g entspricht einem verkleinerten Abstand. Die durch die Verbiegung verursachte geometrische Änderung wird dann mittels des Parameters g , der im Intervall von g_{min} bis g_{max} variiert, quantitativ beschrieben. Als g_{max} wurde 1 cm ausgewählt, was einem Gesamt-Zusatzspalt von 2 cm entspricht und damit deutlich über real gemessenen Werten liegt. Der kleinste Wert, g_{min} , entspricht dem Fall, dass BS von zwei benachbarten BE sich berühren.⁴ Für den BE-Mittenabstand

⁴ In den Kapiteln 5-6 wurde im Gegensatz dazu als minimaler Abstand angenommen, dass sich Brennstab-Zellen, d. h. inklusive des regelmäßigen, die Stäbe umgebenden quaderförmigen mit Moderator gefüllten Volumens, berühren. Ein weiteres Annähern wird in der Regel durch die Abstandhalter unterbunden.

$p_a = 23 \text{ cm}$ und BS-Mittenabstand $p_p = 1.43 \text{ cm}$ sowie den äußeren BS-Radius $r_p = 0.5375 \text{ cm}$ und die Anzahl von BS-Positionen entlang der BS-Seite $N_p = 16$, ist die maximale Spaltverringering

$$g_{\min} = -\left(\frac{p_a}{2} - \frac{(N_p - 1)p_p}{2} - r_p\right) = -0.2375 \text{ cm} \quad (\text{A.1})$$

Die Abbildung Abb. A.1.3 zeigt die obere rechte Ecke von dem MOX-BE für unterschiedliche g .

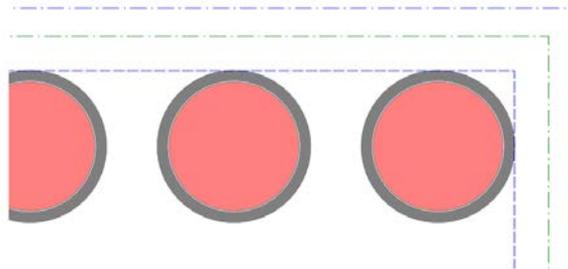


Abb. A.1.2 Schema der Modellierung des erhöhten BE-Spaltes: die grüne Linie zeigt die BE-Grenze im Nominalzustand, die äußere blaue Linie zeigt die BE-Grenze nach der Erhöhung des BE-Spaltes

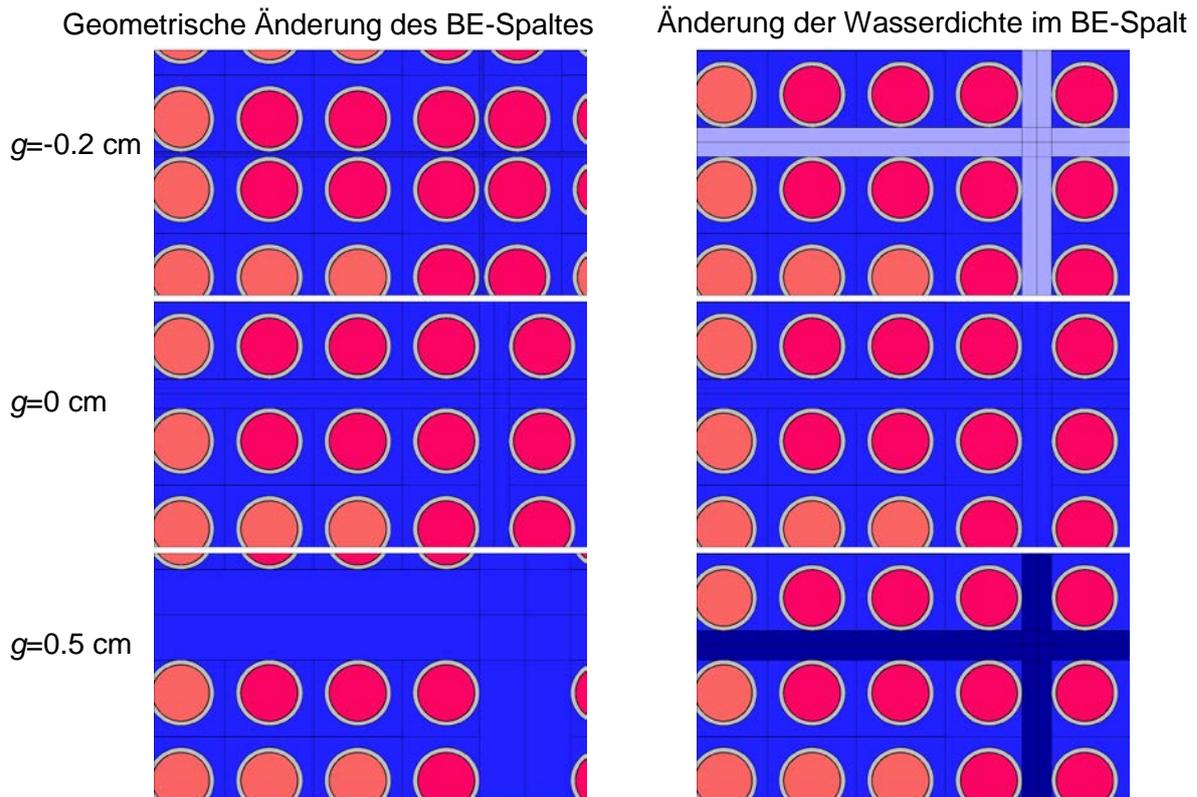


Abb. A.1.3 Modellierung des erhöhten BE-Spaltes, illustriert mit dem MOX-BE. Links: durch Änderung der Geometrie (Referenz), rechts: Äquivalent-Dichte-Ansatz

A.2 Ergebnisse

Für einzelne Werte von g aus dem Intervall (g_{min}, g_{max}) wurden für alle vier BE-Typen der Multiplikationsfaktor sowie der Peakingfaktor für das Referenz- und das Äquivalent-Dichte-Modell berechnet. Die drei statistischen Schätzer des Multiplikationsfaktors (Absorptions-, Kollisions- und analoger Schätzer) werden direkt von Serpent berechnet. Der Peakingfaktor wird aus den einzelnen Werten für die Spaltleistung, die für jeden BS berechnet wird, hergeleitet. Die berechneten Multiplikationsfaktoren sowie Peakingfaktoren des Referenzmodells sowie des Äquivalent-Dichte-Modells sind in den Tabellen Tab. A.2.1 und Tab. A.2.2 gezeigt. Der Wert in Klammern zeigt den statistischen Fehler der letzten Zahl, gerechnet als $\langle \text{Mittelwert} \rangle * \langle \text{rel.Err} \rangle$. Zum Beispiel, $k_{eff} = 1.16946(5)$ bedeutet, dass der mittlere Wert des Schätzers 1.16946 ist und sein absoluter statistischer Fehler (gerundet) 0.00005 ist.

Tab. A.2.1 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für Referenz-Modell

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	Kabs	+1,16911(6)	+1,23105(4)	+1,30985(5)	+1,37083(5)
	Kcl	+1,1692(1)	+1,2311(1)	+1,3099(1)	+1,3709(1)
	Kan	+1,1691(1)	+1,2311(1)	+1,3097(1)	+1,3710(1)
	Fp	+1,243(2)	+1,084(1)	+1,093(1)	+1,103(1)
0,0	Kabs	+1,17955(6)	+1,23457(4)	+1,31516(5)	+1,37740(5)
	Kcl	+1,17950(9)	+1,2348(1)	+1,3153(1)	+1,3773(1)
	Kan	+1,1795(1)	+1,2347(1)	+1,3151(1)	+1,3774(1)
	Fp	+1,174(2)	+1,045(1)	+1,053(1)	+1,059(1)
0,1	Kabs	+1,18571(6)	+1,23597(5)	+1,31745(5)	+1,38048(5)
	Kcl	+1,1857(1)	+1,2359(1)	+1,3174(1)	+1,3803(1)
	Kan	+1,1856(1)	+1,2359(1)	+1,3175(1)	+1,3805(1)
	Fp	+1,150(2)	+1,046(1)	+1,052(1)	+1,058(1)
0,3	Kabs	+1,19826(6)	+1,23742(4)	+1,32052(4)	+1,38513(5)
	Kcl	+1,19819(9)	+1,2374(1)	+1,3205(1)	+1,3850(1)
	Kan	+1,1982(1)	+1,2375(1)	+1,3204(1)	+1,3851(1)
	Fp	+1,171(2)	+1,155(1)	+1,175(1)	+1,193(1)
0,5	Kabs	+1,20975(6)	+1,23651(4)	+1,32140(4)	+1,38743(5)
	Kcl	+1,20984(9)	+1,2364(1)	+1,3214(1)	+1,3875(1)
	Kan	+1,2097(1)	+1,2365(1)	+1,3214(1)	+1,3875(1)
	Fp	+1,352(2)	+1,244(2)	+1,278(2)	+1,309(2)
1,0	Kabs	+1,22980(5)	+1,22463(4)	+1,31281(4)	+1,38202(4)
	Kcl	+1,2298(1)	+1,2248(1)	+1,3127(1)	+1,3819(1)
	Kan	+1,2300(1)	+1,2246(1)	+1,3129(1)	+1,3819(1)
	Fp	+1,693(2)	+1,402(2)	+1,462(2)	+1,520(2)

Tab. A.2.2 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für Äquivalent-Dichte-Modell

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	Kabs	+1,16907(6)	+1,23099(4)	+1,31001(5)	+1,37090(5)
	Kcl	+1,1690(1)	+1,2309(1)	+1,3100(1)	+1,3709(1)
	Kan	+1,1690(1)	+1,2310(1)	+1,3100(1)	+1,3711(1)
	Fp	+1,246(2)	+1,082(1)	+1,092(1)	+1,101(1)
0,0	Kabs	+1,17957(6)	+1,23451(4)	+1,31514(5)	+1,37739(5)
	Kcl	+1,1795(1)	+1,2345(1)	+1,3152(1)	+1,3775(1)
	Kan	+1,1796(1)	+1,2346(1)	+1,3152(1)	+1,3774(1)
	Fp	+1,173(2)	+1,045(1)	+1,053(1)	+1,059(1)
0,1	Kabs	+1,18562(6)	+1,23582(4)	+1,31733(5)	+1,38045(5)
	Kcl	+1,18556(9)	+1,2357(1)	+1,3175(1)	+1,3805(1)
	Kan	+1,1858(1)	+1,2359(1)	+1,3175(1)	+1,3804(1)
	Fp	+1,151(2)	+1,044(1)	+1,049(1)	+1,056(1)
0,3	Kabs	+1,19826(6)	+1,23737(4)	+1,32054(4)	+1,38511(5)
	Kcl	+1,1982(1)	+1,2376(1)	+1,3206(1)	+1,3852(1)
	Kan	+1,1984(1)	+1,2374(1)	+1,3205(1)	+1,3852(1)
	Fp	+1,163(2)	+1,150(1)	+1,169(1)	+1,187(2)
0,5	Kabs	+1,20970(6)	+1,23648(4)	+1,32145(4)	+1,38742(5)
	Kcl	+1,20954(9)	+1,2365(1)	+1,3216(1)	+1,3874(1)
	Kan	+1,2096(1)	+1,2365(1)	+1,3214(1)	+1,3872(1)
	Fp	+1,344(2)	+1,242(1)	+1,273(2)	+1,306(2)
1,0	Kabs	+1,22977(6)	+1,22447(4)	+1,31268(5)	+1,38196(5)
	Kcl	+1,2297(1)	+1,2242(1)	+1,3128(1)	+1,3820(1)
	Kan	+1,2298(1)	+1,2246(1)	+1,3128(1)	+1,3819(1)
	Fp	+1,690(2)	+1,404(2)	+1,460(2)	+1,516(2)

A.2.1 Vergleich der Multiplikationsfaktoren

Bevor die Unterschiede zwischen Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modell und ihre Abhängigkeit vom veränderten BE-Spalt analysiert werden, wird ein einzelner Multiplikationsfaktor-Schätzer zur Betrachtung ausgewählt. Wie in den Tabellen oben zu sehen ist, weist der Kabs Schätzer den kleinsten statistischen Fehler auf. Betrachtet man die Differenzen zwischen Kabs und anderen Schätzern und deren statistischen Fehler (der Fehler der Differenz wird berechnet gemäß $\Delta_{diff} = \sqrt{\Delta_1^2 + \Delta_2^2}$), findet man, dass die Differenz zwischen den Kabs und Kan-Estimatoren ein-Sigma-Intervall in sieben von 24

Fällen überschreitet, was einer Rate von 29 % entspricht (siehe Tab. A.2.3). Die Differenz zwischen den K_{abs} und K_c überschreitet das 1-Sigma-Intervall nur in zwei Fällen, (siehe Tab. A.2.4). In beiden Fällen liegen die Raten unter 32 %, der dem ein-Sigma-Intervall einer Normalverteilung entspricht; deshalb kann man die Unterschiede zwischen den Schätzern dem statistischen Charakter der Werte zuschreiben und nur einen von ihnen für die folgende Analyse verwenden. Im Folgenden werden Unterschiede zwischen der Spaltmodellierung und BE-Typen nur für den K_{abs} Schätzer betrachtet, der den kleinsten statistischen Fehler aufweist.

Tab. A.2.3 Differenz zwischen den Multiplikationsfaktorschätzern, $K_{abs} - K_{an}$, für das Referenz-Modell

Gap	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	-0,0003(2)!	-0,0002(1)!	+0,00002(13)	+0,0002(1)!
0,0	+0,00001(14)	-0,00007(11)	+0,00003(13)	-0,00004(13)
0,1	+0,00002(13)	-0,0001(1)!	-0,0002(1)!	-0,0001(1)
0,3	-0,00003(14)	-0,00009(13)	+0,00003(13)	-0,00002(12)
0,5	+0,0001(1)	+0,00003(12)	-0,0002(1)!	-0,00007(13)
1,0	+0,0002(1)!	+0,0001(1)	-0,00007(12)	+0,0001(1)

Tab. A.2.4 Differenz zwischen den Multiplikationsfaktorschätzern, $K_{abs} - K_c$, für das Referenz-Modell

Gap	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	-0,00003(11)	-0,00001(11)	+0,00001(13)	+0,00007(13)
0,0	+0,00005(12)	+0,00003(11)	-0,0001(1)	-0,0001(1)
0,1	-0,00002(11)	-0,0001(1)!	-0,0001(1)	+0,0001(1)
0,3	+0,0001(1)	+0,00001(12)	+0,00005(12)	+0,00005(13)
0,5	+0,00003(11)	-0,0003(1)!	-0,00004(13)	+0,0001(1)
1,0	+0,00002(12)	-0,00001(12)	+0,00002(13)	-0,00006(13)

A.2.2 Multiplikationsfaktor für Referenz- und Äquivalent-Dichte Modell

Die für unterschiedliche Werte von g errechneten Multiplikationsfaktoren sind für Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modell auf den Abbildungen Abb. A.2.1 verglichen. Die vier Plots entsprechen den vier BE-Typen. Die oberen Koordinaten zeigen das Verhalten von K_{eff} als Funktion der Spaltvergrößerung g , die unteren das Verhalten des Unterschieds zwischen K_{eff} des Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modells, $K_e - K_{ref}$. Für den negativen g , liefert der Äquivalent-Dichte Ansatz kleinere K_{eff} -Werte, während diese für positiven g von über 0,7 cm überschätzt werden. Das Verhalten ist für alle betrachteten BE-Typen zu sehen.

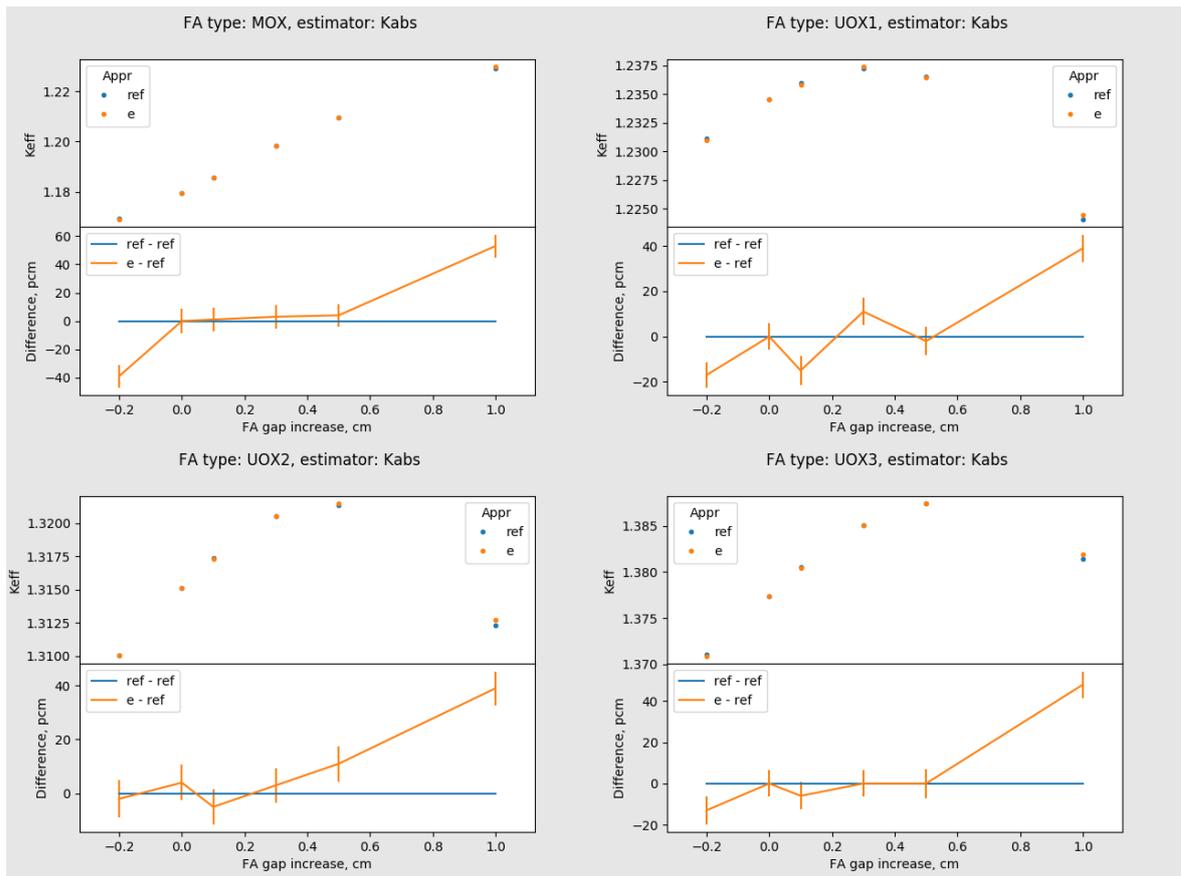


Abb. A.2.1 Differenz zwischen dem Multiplikationsfaktor, berechnet mit dem Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen in unterschiedlichen BE-Typen, als Funktion des erhöhten BE-Spalts

A.2.3 Brennstableistungsverteilung

Der radiale Peakingfaktor f_r zeigt das Verhältnis zwischen maximaler Brennstableistung zur mittleren. Serpent berechnet die Spaltleistungen p_i für jeden Brennstab, aus denen der Faktor f_r wird wie folgt berechnet:

$$f_r = \frac{p_i}{\bar{p}}, \text{ wobei } \bar{p} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N p_i \quad (\text{A.2})$$

Darin ist die Anzahl der Brennstäbe in dem BE, $N = 232$ für MOX-BE und $N = 236$ für UO_2 -BE. Die Abhängigkeit des Peakingfaktors von g ist in Abb. A.2.2 gezeigt, die ähnlich zu Abb. A.2.1 aufgebaut ist: die oberen Achsen zeigen den Peakingfaktor, die unteren zeigen die Differenz $f_e - f_{ref}$. Für alle BE-Typen sieht man ein ähnliches Verhalten: die Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modelle liefern statistisch ähnliche Ergebnisse für negative g , während der Äquivalent-Dichte-Ansatz den

Peakingfaktor für größere g unterschätzt. Für real gemessene Spaltvergrößerung von bis zu 0,5 cm bleibt die Differenz aber unter 2 %.

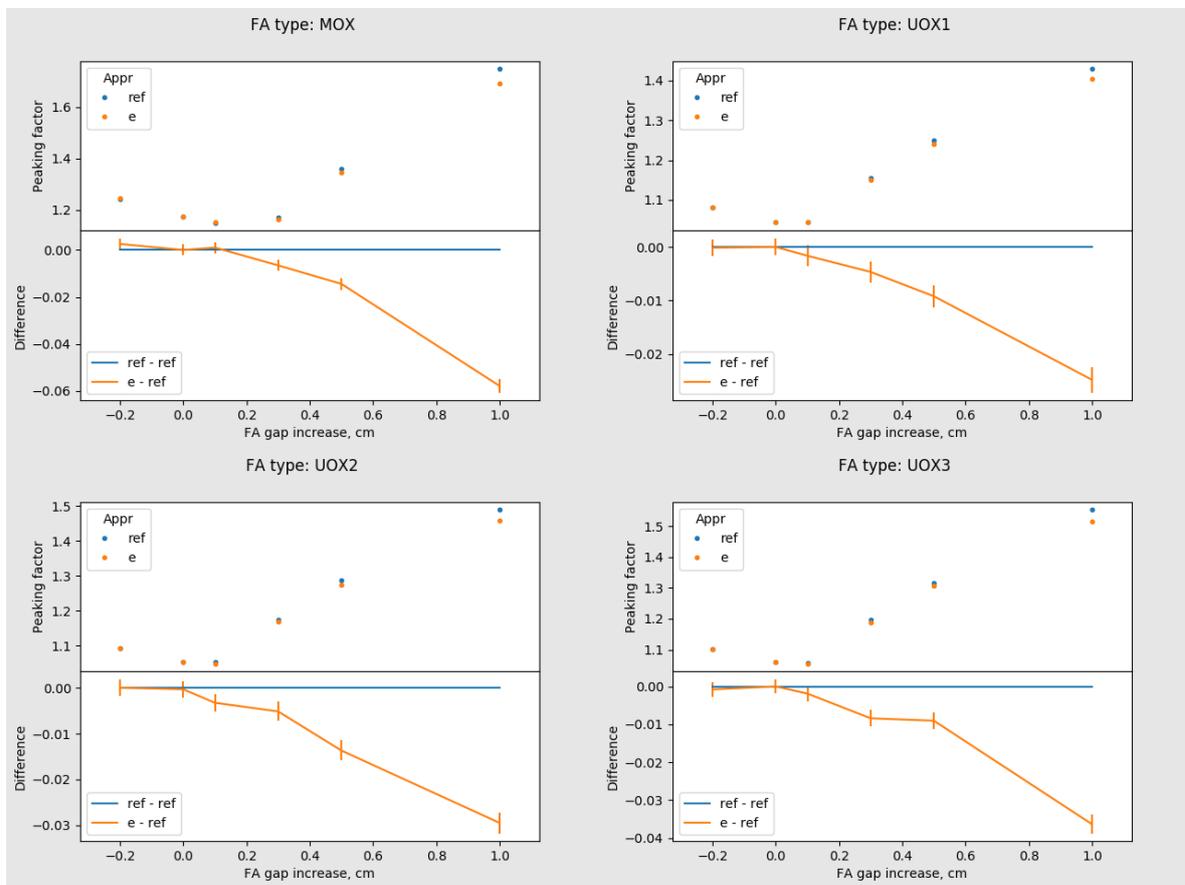


Abb. A.2.2 Differenz zwischen dem Peakingfaktor, berechnet mit dem Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen in unterschiedlichen BE-Typen, als Funktion des erhöhten BE-Spalts

Die Gründe, warum der Äquivalent-Dichte-Ansatz den Peakingfaktor gut für negative g beschreibt, aber für größere positive g unterschätzt, versteht man, wenn man die Brenn-stableitungsverteilungen betrachtet. Im nominalen Zustand (für $g = 0$) wird die maximale Leistung in den Brennstäben, die um die Wasserkanäle (FR oder WS) in der Mitte des BE stehen, erreicht, siehe Abb. A.2.3 Für kleinere BE-Spalte, siehe Ergebnisse für $g = -0.2$ in Abb. A.2.4 – Abb. A.2.7, bleibt die Verteilung qualitativ unverändert, und die maximale BS-Leistung, die den Peakingfaktor im Wesentlichen bestimmt, wird in der Mitte des BE erreicht, wo der Einfluss der unterschiedlich modellierten Region gering bleibt. Mit der Spaltvergrößerung dagegen wird das Maximum an die Randbrennstäbe verschoben, die in unmittelbarer Nähe zu dem BE-Spalt stehen und der Einfluss der Spalt-

modellierung entsprechend größer wird, siehe z. B. die Ergebnisse für $g = 0.5$ auf Abb. A.2.4 – Abb. A.2.7.

Betrachtet man die Unterschiede in der Leistungsverteilung für positive g genauer, so stellt man fest, dass für alle BE-Typen die Leistung in den Eckbrennstäben mit dem Äquivalent-Dichte Ansatz unterschätzt wird, was durch die Überschätzung der Leistung in den Randbrennstäben in der Mitte des BE-Randes kompensiert wird. Da das gleiche Verhalten für unterschiedliche BE-Typen gilt, kann man annehmen, dass dieses Differenzprofil nicht von der BE-Anordnung, sondern von der Modellierung des Wassers im BE-Spalt verursacht wird.

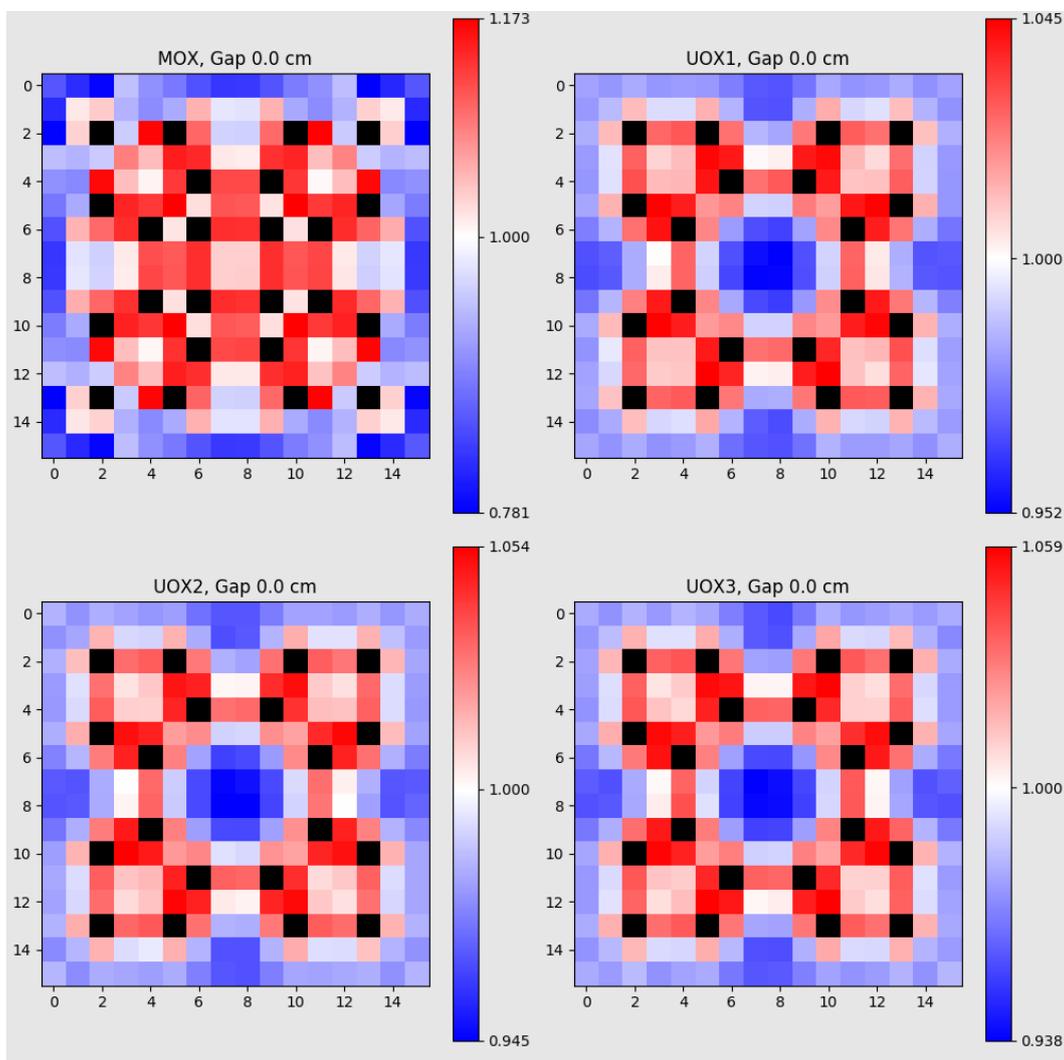


Abb. A.2.3 Radiale Brennstableistungverteilung für MOX- und UO_2 -BE ohne erhöhten Spalt

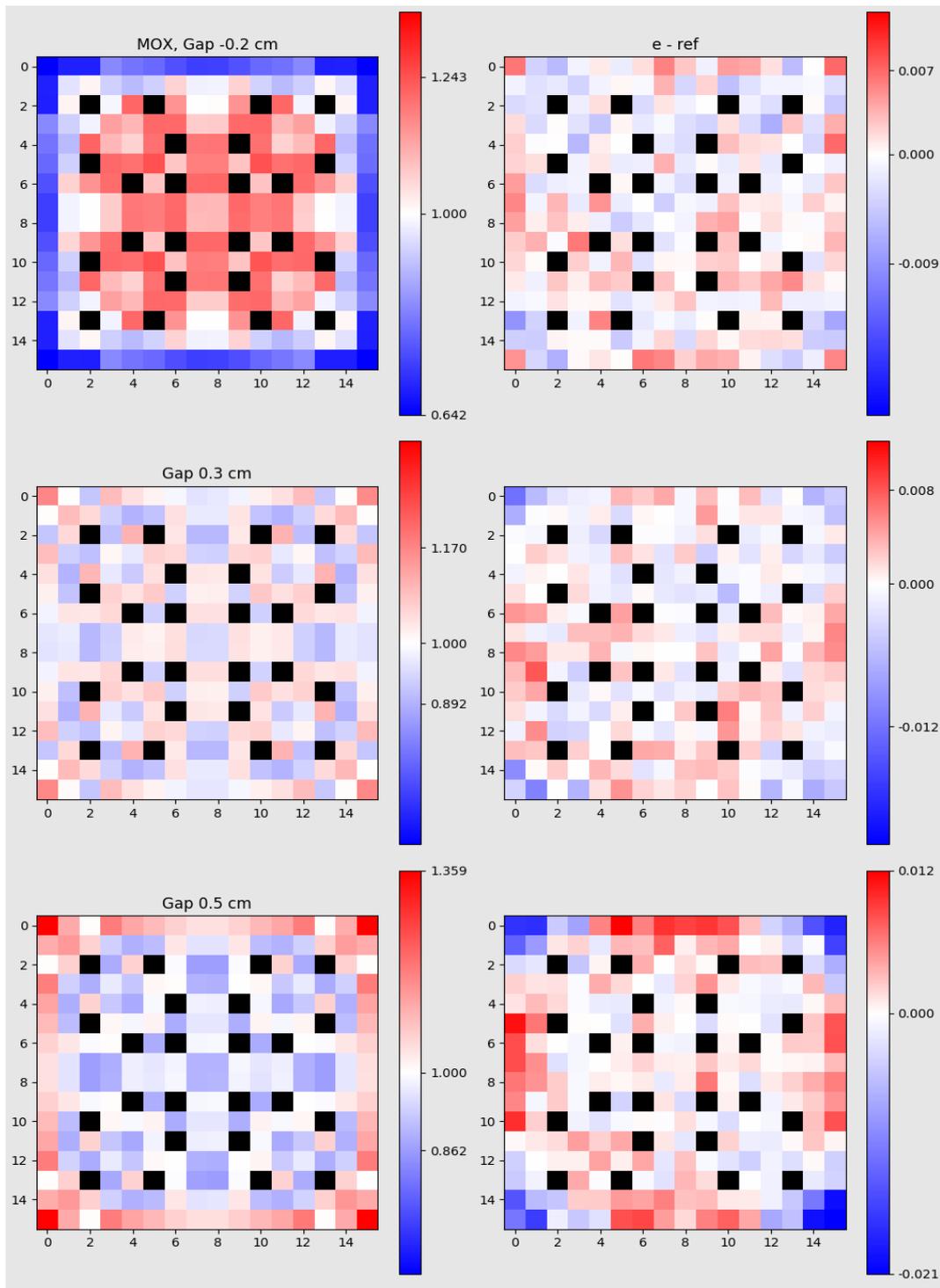


Abb. A.2.4 Radiale Brennstableistungverteilung in MOX-BE für unterschiedliche Spaltvergrößerung (links) und der Unterschied zwischen den Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen (rechts)

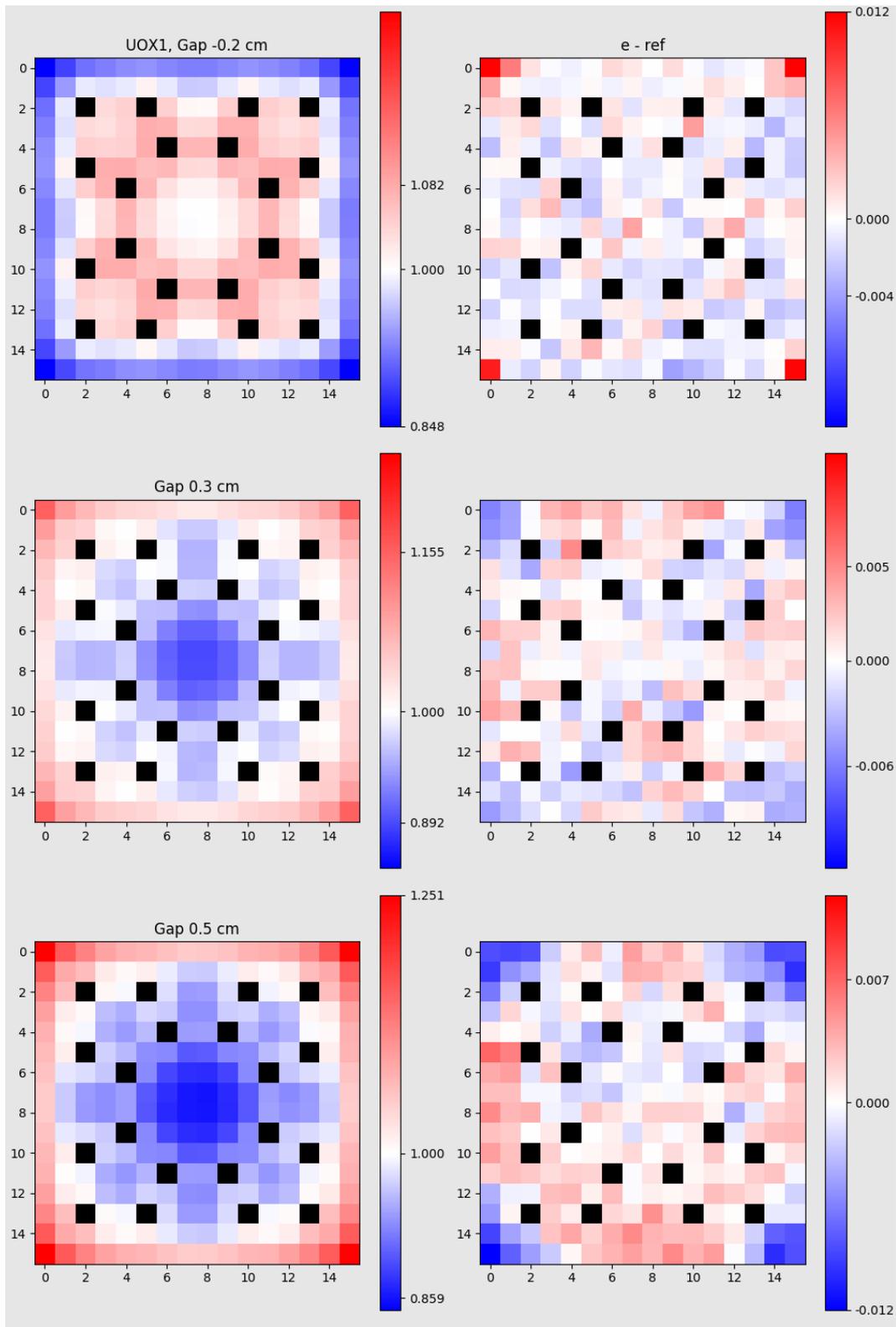


Abb. A.2.5 Radiale Brennstableistungverteilung in UOX1-BE für unterschiedliche Spaltvergrößerung (links) und der Unterschied zwischen den Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen (rechts)

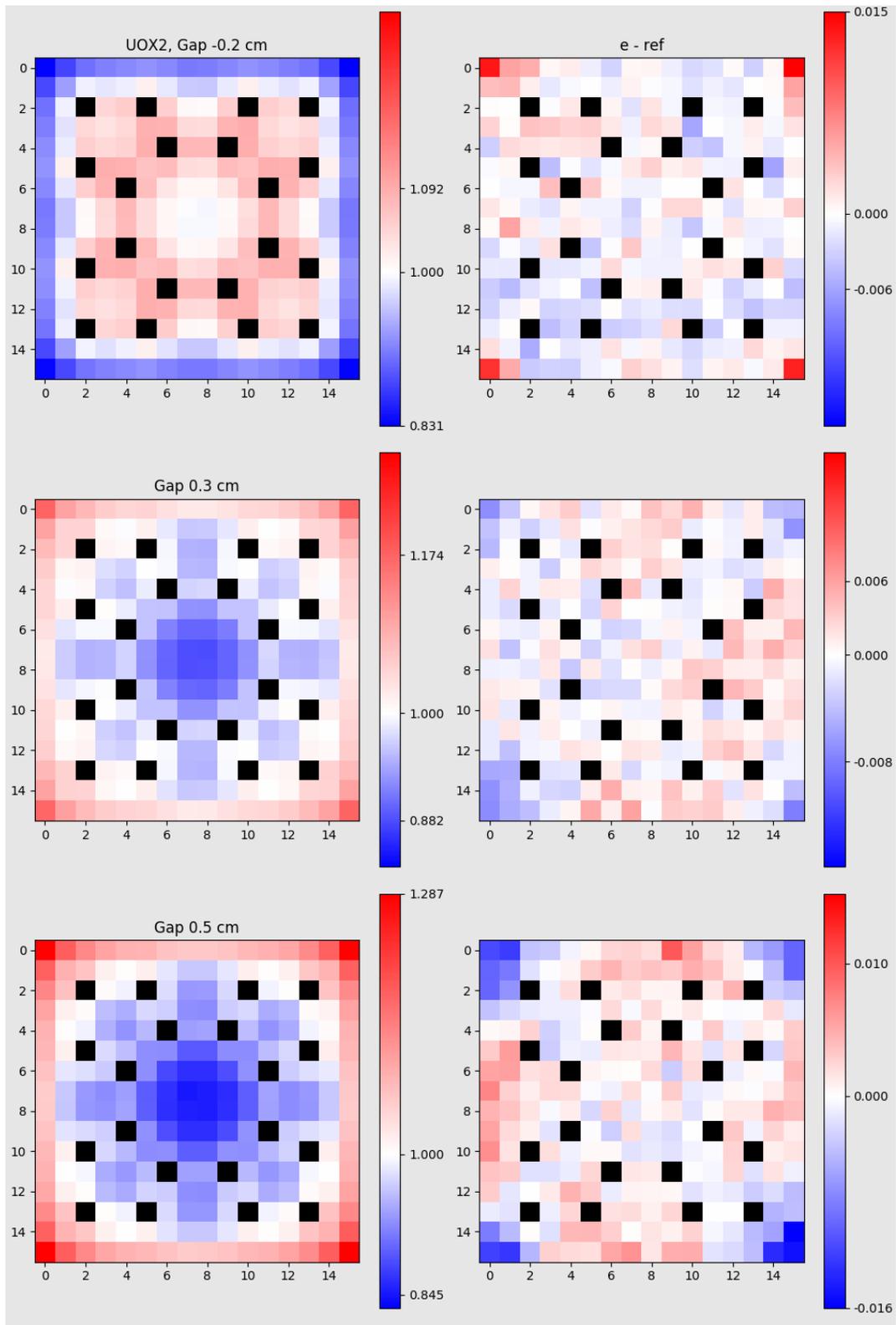


Abb. A.2.6 Radiale Brennstableistungsverteilung in UOX2-BE für unterschiedliche Spaltvergrößerung (links) und der Unterschied zwischen den Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen (rechts)

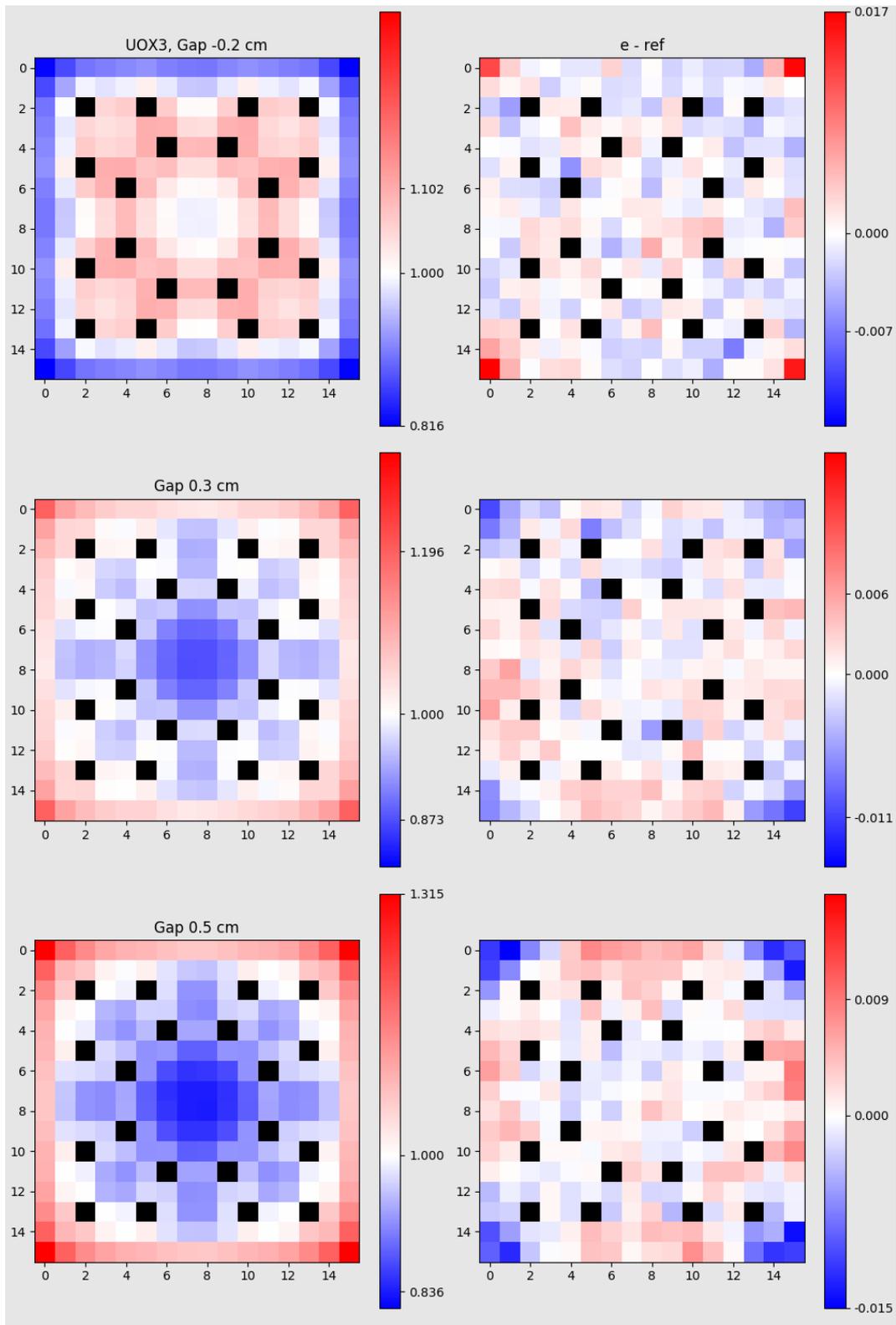


Abb. A.2.7 Radiale Brennstableistungsverteilung in UOX3-BE für unterschiedliche Spaltvergrößerung (links) und der Unterschied zwischen den Referenz- und Äquivalent-Dichte-Modellen (rechts)

A.3 Modifikationen des Äquivalent-Dichte-Ansatzes

Die Unterschiede im Multiplikationsfaktor und dem Peakingfaktor sowie der Leistungsverteilung sind für alle betrachteten BE-Typen ähnlich, weshalb man vermuten kann, dass sie von denselben neutronenphysikalischen Phänomenen verursacht werden, die nicht mit dem Äquivalent-Dichte-Ansatz beschrieben werden.

Der Äquivalent-Dichte-Ansatz repräsentiert nur die Änderung des Wasseranteils am Rand des BE mit dem vergrößerten BE-Spalt. Es gibt aber auch andere neutronenphysikalische Phänomene, die die Neutronenflussverteilung in der Nähe der Randbrennstäbe beeinflussen können. Für ein Spaltneutron ist die mittlere freie Weglänge im Wasser ca. 10 cm für Neutronen mit Energie über 1 MeV, und ca. 1 cm für die Neutronenenergien im Bereich 10 eV – 0,1 MeV. Der vergrößerte Spalt zwischen benachbarten BE bietet einen extra Kanal für Neutronenströmung, so dass die Wahrscheinlichkeit für ein schnelles Neutron, das in einem Randbrennstab geboren wird, in einem anderen Randbrennstab absorbiert zu werden, steigt. Die im Äquivalent-Dichte-Ansatz angenommene Erhöhung der Wasserdichte verkleinert die mittlere freie Weglänge und kann deshalb dieses rein geometrischen Phänomen nicht beschreiben.

Um die Strömung der schnellen Neutronen im Äquivalent-Dichte-Ansatz zu berücksichtigen, wurde der Spalt in zwei Schichten geteilt (Abb. A.2.8, links). Mit der inneren Schicht (das ist die Schicht, die an den Randbrennstäben anliegt) wird das geometrische Phänomen repräsentiert: die Wasserdichte wird hier kleiner, je größer der BE-Spalt ist. Die Wasserdichte der äußeren Schicht wird entsprechend so ausgewählt, dass der gesamte Wasseranteil im ganzen BE-Spalt erhalten wird. Für die betrachteten Werte der BE-Spaltvergrößerung g bleibt die Stärke der beiden Schichten wesentlich kleiner als die mittlere freie Weglänge, deshalb kann man auch die Schichten vertauschen und die zweite Variante des Zwei-Schichten-Ansatzes definieren: die innere Schicht wird mit großer Dichte, und die äußere mit kleiner Dichte modelliert. Im weiterem werden die Modelle „2L“ (vom englischen „2 layers“) und „2Lf“ (2 layers, flipped) bezeichnet.

Noch ein Phänomen, das nicht mit dem Äquivalent-Dichte Ansatz beschrieben wird, ist auch geometrischer Art. Die Fläche des Wassers an der BE-Ecke wächst proportional zum Quadrat des BE-Spaltes. Deshalb ändert sich Anteil des Wassers in der Nähe der Randbrennstäbe unterschiedlich mit der BE-Spaltvergrößerung: linear für die Brennstäbe weit von den Ecken und quadratisch für den Eckbrennstäbe. Die homogene Steigerung der Wasserdichte im Äquivalent-Dichte-Ansatz überschätzt den

überschätzt den Wasseranteil die mittleren Randbrennstäbe und somit die Leistung. Um die Wasseranteilverteilung zwischen den Randbrennstäben besser zu modellieren, wird der BE-Spalt in die zwei Regionen geteilt, Abb. A.2.8, rechts, in welchen die Wasserdichte unterschiedlich definiert wird. Es ist offen, wo die Position der Grenze zwischen den Regionen gelegt wird. Auf den o. g. Ergebnissen, Abb. A.2.4 bis Abb. A.2.7 ist zu sehen, dass der Äquivalent-Dichte Ansatz die Leistung in den 4×4 Eckbrennstäben des MOX-BE und in den 3×3 Eckbrennstäben des UO_2 -BE unterschätzt. Darüber hinaus werden zwei Varianten des Zwei-Regionen-Ansatzes betrachtet: mit der Eckregion über drei Brennstäbe (der Eckbrennstab und je ein Nachbar-Randbrennstab in jede Richtung, s. Abb. A.2.8) und mit einer Eckregion über sieben Brennstäbe (der Eckbrennstab und je drei Nachbar-Randbrennstäbe je Richtung). Im Weiteren werden die Bezeichnungen „2R3“ (2 Regionen mit 3 Eck-Stäbe) und „2R7“ (2 Regionen mit 7 Eck-Stäbe) verwendet. Die BE Modelle für den Zwei-Schicht-Ansatz (Variante mit der kleineren Wasserdichte in der inneren Schicht) und für den Zwei-Regionen-Ansatz (Variante mit der Eckregion über sieben Brennstäbe) sind in Abb. A.3.1 gezeigt, zusammen mit der Referenzgeometrie.

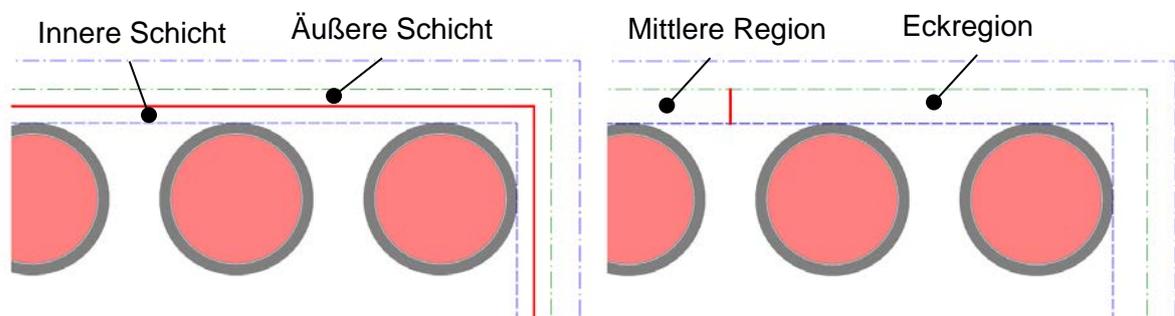


Abb. A.2.8 Teilung des BE-Spaltes in zwei Schichten (links) und zwei Regionen (rechts)

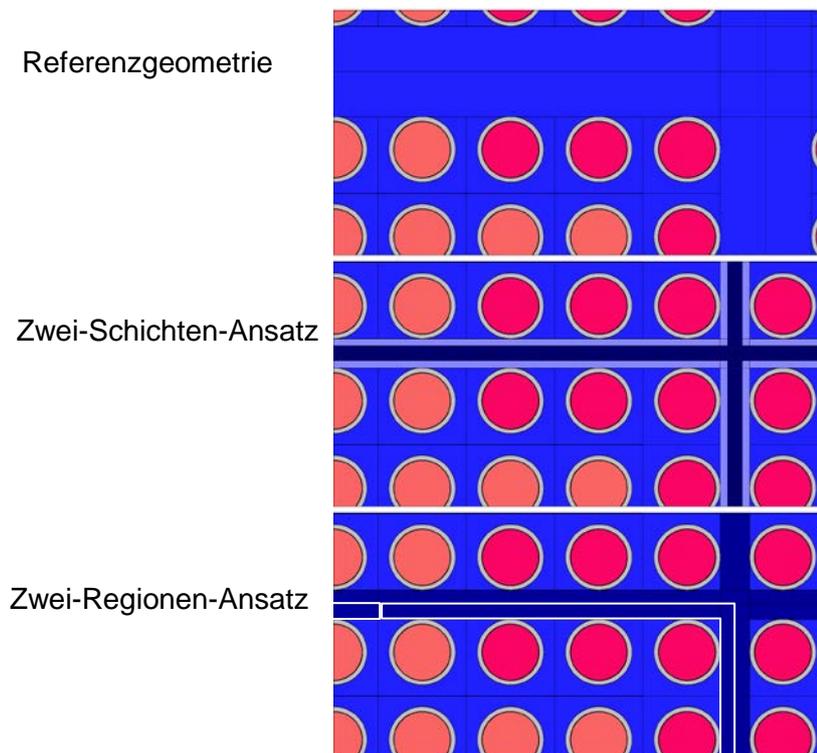


Abb. A.3.1 Geometrie der modifizierten Ansätze für erhöhten BE-Spalt ($g = 0.5$)

Die Ergebnisse – Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor – sind in Tab. A.3.1 bis Tab. A.3.4 gegeben und in Abb. A.3.2 und Abb. A.3.3 mit den Referenzwerten verglichen.

Die Abweichung des Multiplikationsfaktors, der mit den Zwei-Schichten-Ansatz (beschriftet als „2L“ und „2Lf“) berechnet wurde, ist dem ursprünglichen Äquivalent-Dichte-Ansatz ähnlich und zeigt keine Verbesserung, siehe Abb. A.3.2. Der Peakingfaktor wird nicht besser modelliert: der „2L“ Ansatz ist dem originalen Äquivalent-Dichte-Ansatz ähnlich und der „2Lf“ Ansatz zeigt eine noch größere Abweichung.

Der Zwei-Regionen-Ansatz zeigt unterschiedliche Ergebnisse für die Eckregion über drei (beschriftet als „2R3“) und über sieben (beschriftet als „2R7“). Die „2R3“ Variante unterschätzt den Multiplikationsfaktor und überschätzt den Peakingfaktor, also umgekehrt zu dem originalen Ansatz. Der „2R7“ Ansatz liefert Multiplikationsfaktoren, die für alle g mit den Referenzwerten im Bereich der statistischen Fehler übereinstimmen, und Peakingfaktoren, die am nächsten zu den Referzergebnissen liegen.

Tab. A.3.1 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für den Zwei-Schicht-Ansatz

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0.2	Kabs	+1.16911(6)	+1.23105(4)	+1.30985(5)	+1.37083(5)
	Kcl	+1.1692(1)	+1.2311(1)	+1.3099(1)	+1.3709(1)
	Kan	+1.1691(1)	+1.2311(1)	+1.3097(1)	+1.3710(1)
	Fp	+1.243(2)	+1.084(1)	+1.093(1)	+1.103(1)
0.0	Kabs	+1.17955(6)	+1.23457(4)	+1.31516(5)	+1.37740(5)
	Kcl	+1.17950(9)	+1.2348(1)	+1.3153(1)	+1.3773(1)
	Kan	+1.1795(1)	+1.2347(1)	+1.3151(1)	+1.3774(1)
	Fp	+1.174(2)	+1.045(1)	+1.053(1)	+1.059(1)
0.1	Kabs	+1.18571(6)	+1.23597(5)	+1.31745(5)	+1.38048(5)
	Kcl	+1.1857(1)	+1.2359(1)	+1.3174(1)	+1.3803(1)
	Kan	+1.1856(1)	+1.2359(1)	+1.3175(1)	+1.3805(1)
	Fp	+1.150(2)	+1.046(1)	+1.052(1)	+1.058(1)
0.3	Kabs	+1.19826(6)	+1.23742(4)	+1.32052(4)	+1.38513(5)
	Kcl	+1.19819(9)	+1.2374(1)	+1.3205(1)	+1.3850(1)
	Kan	+1.1982(1)	+1.2375(1)	+1.3204(1)	+1.3851(1)
	Fp	+1.171(2)	+1.155(1)	+1.175(1)	+1.193(1)
0.5	Kabs	+1.20975(6)	+1.23651(4)	+1.32140(4)	+1.38743(5)
	Kcl	+1.20984(9)	+1.2364(1)	+1.3214(1)	+1.3875(1)
	Kan	+1.2097(1)	+1.2365(1)	+1.3214(1)	+1.3875(1)
	Fp	+1.352(2)	+1.244(2)	+1.278(2)	+1.309(2)
1.0	Kabs	+1.22980(5)	+1.22463(4)	+1.31281(4)	+1.38202(4)
	Kcl	+1.2298(1)	+1.2248(1)	+1.3127(1)	+1.3819(1)
	Kan	+1.2300(1)	+1.2246(1)	+1.3129(1)	+1.3819(1)
	Fp	+1.693(2)	+1.402(2)	+1.462(2)	+1.520(2)

Tab. A.3.2 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für den Zwei-Schicht-Ansatz, ge-
wechselt

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	Kabs	+1,16911(6)	+1,23105(4)	+1,30985(5)	+1,37083(5)
	Kcl	+1,1692(1)	+1,2311(1)	+1,3099(1)	+1,3709(1)
	Kan	+1,1691(1)	+1,2310(1)	+1,3097(1)	+1,3710(1)
	Fp	+1,243(2)	+1,084(1)	+1,093(1)	+1,103(1)
0,0	Kabs	+1,17955(6)	+1,23457(4)	+1,31516(5)	+1,37745(5)
	Kcl	+1,17950(9)	+1,2348(1)	+1,3153(1)	+1,3775(1)
	Kan	+1,1795(1)	+1,2347(1)	+1,3151(1)	+1,3774(1)
	Fp	+1,174(2)	+1,045(1)	+1,053(1)	+1,059(1)
0,1	Kabs	+1,18574(6)	+1,23593(4)	+1,31741(5)	+1,38052(5)
	Kcl	+1,18565(9)	+1,2360(1)	+1,3175(1)	+1,3806(1)
	Kan	+1,1859(1)	+1,2360(1)	+1,3175(1)	+1,3805(1)
	Fp	+1,150(2)	+1,041(1)	+1,046(1)	+1,050(1)
0,3	Kabs	+1,19816(6)	+1,23731(4)	+1,32053(4)	+1,38516(5)
	Kcl	+1,19808(9)	+1,2373(1)	+1,3205(1)	+1,3852(1)
	Kan	+1,1981(1)	+1,2374(1)	+1,3206(1)	+1,3853(1)
	Fp	+1,147(2)	+1,143(2)	+1,164(1)	+1,180(1)
0,5	Kabs	+1,20979(5)	+1,23648(5)	+1,32142(4)	+1,38733(5)
	Kcl	+1,20990(9)	+1,2365(1)	+1,3215(1)	+1,3875(1)
	Kan	+1,2100(1)	+1,2367(1)	+1,3216(1)	+1,3876(1)
	Fp	+1,317(2)	+1,231(2)	+1,264(1)	+1,292(2)
1,0	Kabs	+1,22998(6)	+1,22456(4)	+1,31276(4)	+1,38200(5)
	Kcl	+1,22991(9)	+1,2246(1)	+1,3128(1)	+1,3820(1)
	Kan	+1,2299(1)	+1,2247(1)	+1,3127(1)	+1,3820(1)
	Fp	+1,657(2)	+1,390(2)	+1,445(2)	+1,498(2)

Tab. A.3.3 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für den Zwei-Regionen-Ansatz mit 3 Eckelementen

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	Kabs	+1,16909(6)	+1,23092(4)	+1,30983(5)	+1,37086(5)
	Kcl	+1,1690(1)	+1,2309(1)	+1,3097(1)	+1,3709(1)
	Kan	+1,1690(1)	+1,2311(1)	+1,3100(1)	+1,3709(1)
	Fp	+1,245(2)	+1,083(1)	+1,091(1)	+1,102(1)
0,0	Kabs	+1,17965(6)	+1,23457(4)	+1,31516(5)	+1,37743(5)
	Kcl	+1,1795(1)	+1,2348(1)	+1,3151(1)	+1,3774(1)
	Kan	+1,1795(1)	+1,2345(1)	+1,3151(1)	+1,3775(1)
	Fp	+1,173(1)	+1,046(1)	+1,054(1)	+1,059(1)
0,1	Kabs	+1,18579(6)	+1,23595(5)	+1,31737(4)	+1,38051(5)
	Kcl	+1,1858(1)	+1,2360(1)	+1,3173(1)	+1,3805(1)
	Kan	+1,1857(1)	+1,2360(1)	+1,3173(1)	+1,3806(1)
	Fp	+1,152(2)	+1,046(1)	+1,052(2)	+1,058(1)
0,3	Kabs	+1,19815(6)	+1,23724(4)	+1,32044(5)	+1,38499(5)
	Kcl	+1,19824(9)	+1,2372(1)	+1,3205(1)	+1,3848(1)
	Kan	+1,1981(1)	+1,2373(1)	+1,3203(1)	+1,3850(1)
	Fp	+1,187(2)	+1,162(1)	+1,185(1)	+1,204(2)
0,5	Kabs	+1,20944(6)	+1,23642(4)	+1,32116(5)	+1,38733(5)
	Kcl	+1,2093(1)	+1,2364(1)	+1,3211(1)	+1,3874(1)
	Kan	+1,2095(1)	+1,2365(1)	+1,3212(1)	+1,3873(1)
	Fp	+1,393(2)	+1,264(2)	+1,300(2)	+1,332(2)
1,0	Kabs	+1,22876(6)	+1,22377(4)	+1,31182(4)	+1,38102(5)
	Kcl	+1,22876(9)	+1,2238(1)	+1,3119(1)	+1,3813(1)
	Kan	+1,2289(1)	+1,2240(1)	+1,3117(1)	+1,3810(1)
	Fp	+1,810(2)	+1,449(2)	+1,516(2)	+1,583(2)

Tab. A.3.4 Multiplikationsfaktor und Peakingfaktor für den Zwei-Regionen-Ansatz mit 7 ECKelementen

Gap	Wert	MOX	UOX1	UOX2	UOX3
-0,2	Kabs	+1,16912(6)	+1,23105(4)	+1,30993(5)	+1,37091(5)
	Kcl	+1,1690(1)	+1,2311(1)	+1,3101(1)	+1,3709(1)
	Kan	+1,1691(1)	+1,2311(1)	+1,3099(1)	+1,3709(1)
	Fp	+1,245(2)	+1,082(1)	+1,093(1)	+1,100(1)
0,0	Kabs	+1,17955(6)	+1,23462(5)	+1,31502(4)	+1,37735(5)
	Kcl	+1,1797(1)	+1,2347(1)	+1,3150(1)	+1,3775(1)
	Kan	+1,1794(1)	+1,2346(1)	+1,3149(1)	+1,3773(1)
	Fp	+1,172(1)	+1,046(1)	+1,052(1)	+1,059(1)
0,1	Kabs	+1,18578(6)	+1,23593(5)	+1,31745(5)	+1,38041(5)
	Kcl	+1,1858(1)	+1,2360(1)	+1,3175(1)	+1,3801(1)
	Kan	+1,1859(1)	+1,2360(1)	+1,3175(1)	+1,3803(1)
	Fp	+1,150(2)	+1,046(1)	+1,051(1)	+1,058(1)
0,3	Kabs	+1,19815(6)	+1,23732(4)	+1,32051(5)	+1,38511(5)
	Kcl	+1,1982(1)	+1,2371(1)	+1,3205(1)	+1,3850(1)
	Kan	+1,1983(1)	+1,2373(1)	+1,3203(1)	+1,3850(1)
	Fp	+1,171(2)	+1,153(1)	+1,175(1)	+1,193(2)
0,5	Kabs	+1,20982(5)	+1,23640(4)	+1,32128(5)	+1,38735(4)
	Kcl	+1,20982(9)	+1,2363(1)	+1,3213(1)	+1,3872(1)
	Kan	+1,2096(1)	+1,2363(1)	+1,3213(1)	+1,3872(1)
	Fp	+1,362(2)	+1,251(2)	+1,283(2)	+1,317(2)
1,0	Kabs	+1,22934(6)	+1,22414(4)	+1,31229(4)	+1,38149(5)
	Kcl	+1,2294(1)	+1,2240(1)	+1,3122(1)	+1,3815(1)
	Kan	+1,2293(1)	+1,2241(1)	+1,3123(1)	+1,3813(1)
	Fp	+1,735(2)	+1,423(2)	+1,482(2)	+1,543(2)

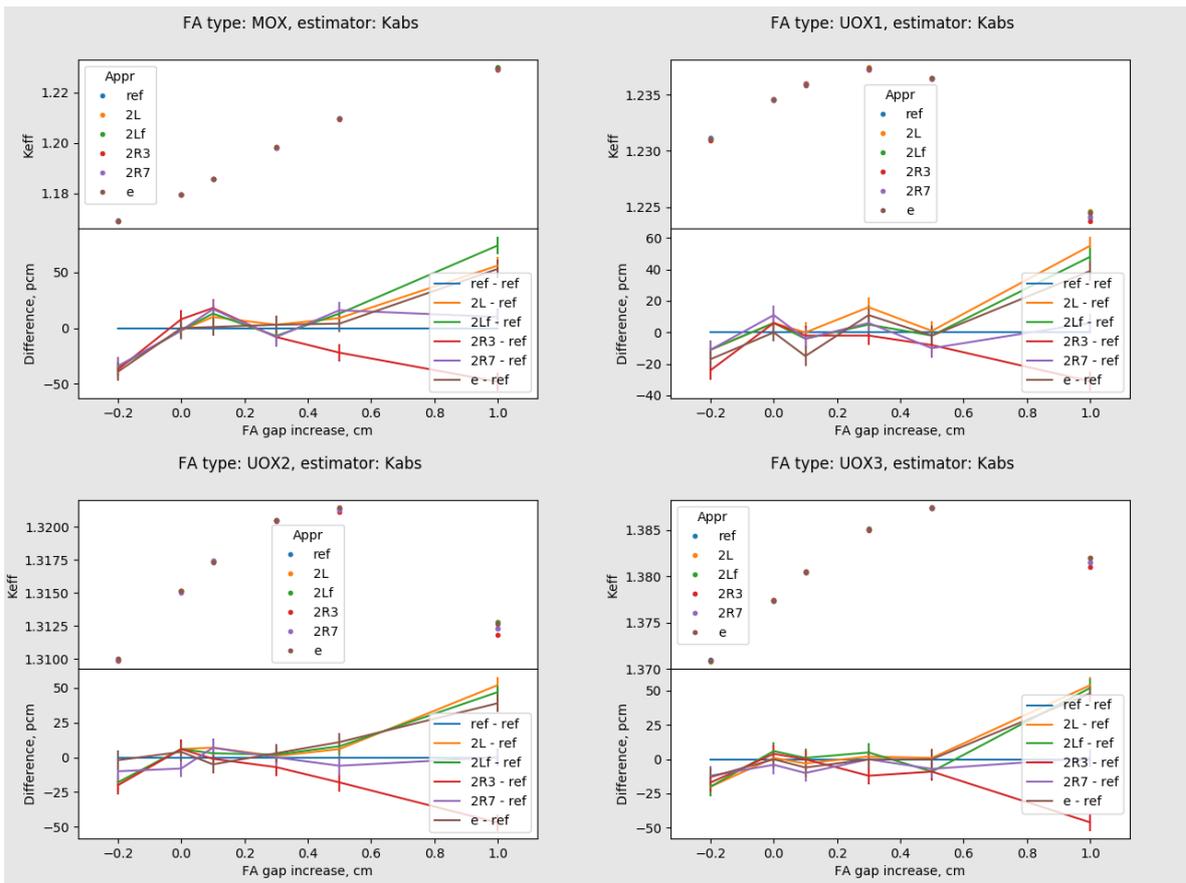


Abb. A.3.2 Differenz zwischen dem Multiplikationsfaktor, berechnet mit dem Referenz- und modifizierten Ansätzen in unterschiedlichen BE-Typen, als Funktion des vergrößerten BE-Spalts

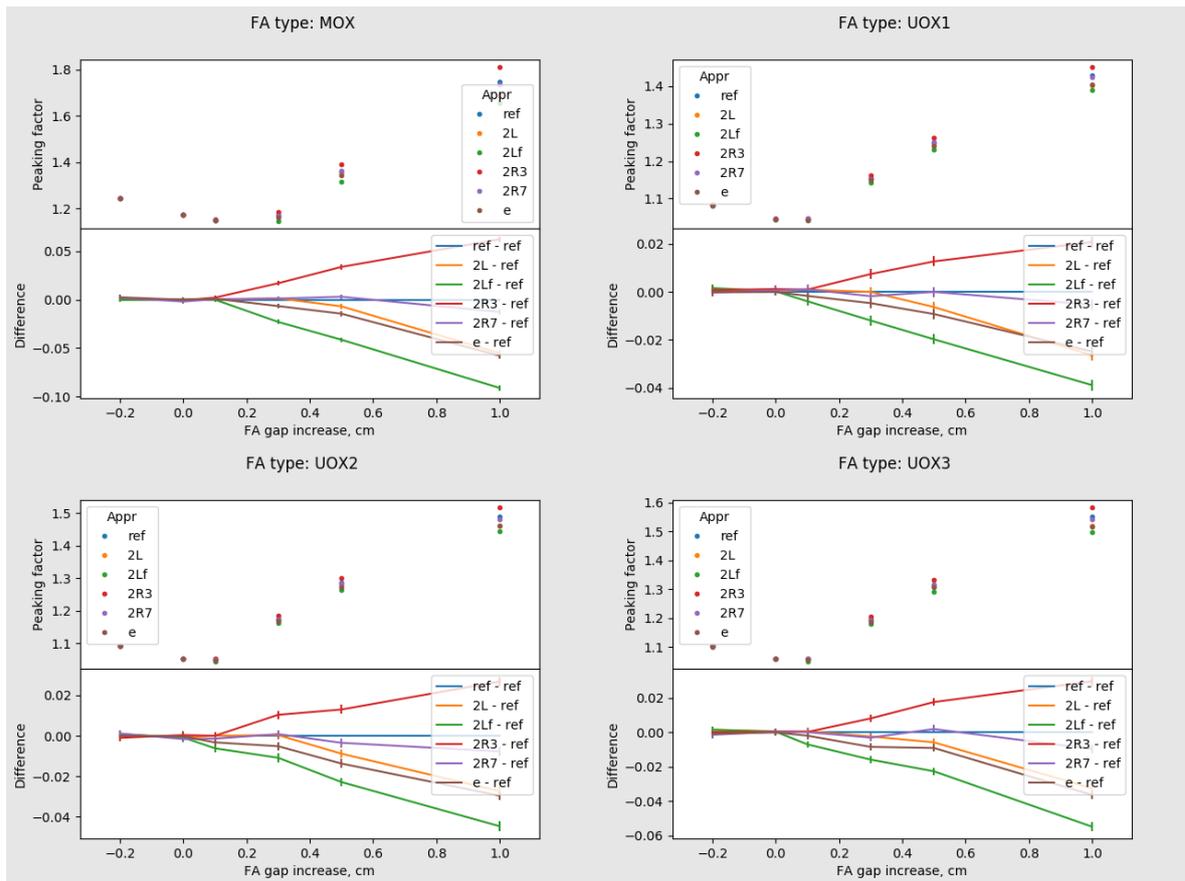


Abb. A.3.3 Differenz zwischen dem Peakingfaktor, berechnet mit dem Referenz- und den modifizierten Ansätzen in unterschiedlichen BE-Typen, als Funktion des erhöhten BE-Spalt

A.4 Schlussfolgerung

Der Äquivalent-Dichte-Ansatz, der den durch die BE-Verbiegung verursachten erhöhten Wasseranteil an den Seiten eines BE modelliert, ohne die geänderte Geometrie direkt abzubilden, bietet die Möglichkeit, den Multiplikationsfaktor im Rahmen von 20 pcm sowie den Peakingfaktor in Rahmen von 20% zu reproduzieren, wenn die BE-Spaltvergrößerung 1 cm nicht überschreitet (den maximal gemessenen Wert).

Die Betrachtung der modifizierten Ansätze zeigt, dass nicht nur die gesamte Erhöhung des Wasseranteils zwischen benachbarten BE relevant ist, sondern auch ein Unterschied im Wasseranteil bei Randbrennstäben an den Ecken eines BE zum Wasseranteil bei Brennstäben an der Seitenmitte eines BE wichtig ist.

**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