

**Strukturmechanische
Forschungen zur
Entstehung von
Brennelement-
verformungen in DWR
und deren Einfluss auf
die Auslegungsreserven
im Normalbetrieb und
bei Störfällen**

**Strukturmechanische
Forschungen zur
Entstehung von
Brennelement-
verformungen in DWR
und deren Einfluss auf
die Auslegungsreserven
im Normalbetrieb und
bei Störfällen**

Christoph Bläsius
Jens Arndt
Thomas Schimpfke
Rainer Wenke
Jürgen Sievers

Oktober 2020

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und nukleare Sicherheit (BMU) unter dem Förderkennzeichen 4717R01338 durchgeführt.

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

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

Deskriptoren

Brennelementverformung, Nachweiskriterien, Neutronenflussrauschen, Steuerstabeinfall, strukturemechanische Analyse

Kurzfassung

Die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten strukturmechanischen Forschungsarbeiten zur Entstehung von Brennelementverformungen in Druckwasserreaktoren und deren Einfluss auf die Auslegungsreserven im Normalbetrieb und bei Störfällen orientierten sich an den Empfehlungen der Reaktorsicherheitskommission vom 18.03.2015 /RSK 15/. Die wesentlichen Ergebnisse des Vorhabens sind:

Eine Datenbasis zu aktuellen Brennelementen wurde erstellt. Sie enthält Informationen zur Betriebserfahrung, zu Schädigungsmechanismen, zu Konstruktionsmerkmalen, zu Merkmalen des mechanischen und strömungsmechanischen Verhaltens, zu Brennelement-Konzepten und deren Entwicklungsstand sowie zu Eigenschaften bewährter und einiger neuer Hüllrohrwerkstoffe.

Das phänomenologische Verständnis und die Modellierung zur statischen BE-Verformung sind weit fortgeschritten. Das Verständnis des erhöhten Neutronenflussrauschens, welches möglicherweise von dynamischen Brennelementschwingungen ausgeht, erfordert weitere Forschungsaktivitäten. Hypothesen zu möglichen ursächlichen Phänomenen auf dem Gebiet der Fluid-Struktur-Interaktion wurden zusammengestellt.

Zur Einschätzung des Einflusses der BE-Verformung auf Nachweise wurden die wesentlichen Nachweiskriterien bezüglich Festigkeit und Steuerstabeinfall zusammengestellt. Spannungsanalysen der GRS bestätigen im Wesentlichen die Rechnungen von Betreibern und entsprechenden Literaturstellen. Mögliche Kritikpunkte betreffen die Berücksichtigung atypischer Belastungen und Annahmen zum Ermüdungsnachweis.

Numerische Simulationen zum Steuerstabeinfall zeigen den Einfluss von Biegeform und -grad auf die Einfallzeit.

Insgesamt hat das Vorhaben zur allgemeinen Weiterentwicklung des Wissenstandes zu BE-Verformungen beigetragen. Dabei wurde ein verbessertes Verständnis der Phänomene erzielt, um Ereignisse mit Verformungen von Brennelementen oder mit Schäden an Brennelementen und Kerneinbauten wissenschaftlich zu begründen und zu bewerten.

Abstract

The structure-mechanical research work on the formation of fuel rod deformations in pressurized-water reactors and their impact on the design safety margins during normal operation and in case of severe accidents, which was performed within the scope of this project, was based on the recommendations of the Reactor Safety Commission as of 18 March 2015 /RSK 15/. The essential results of the project are:

A database for current fuel rods was built. It contains information on operational experience, mechanisms of damage, design features, features of the mechanical and fluid mechanical behavior, fuel rod concepts and their development status as well as on characteristics of proven and some new cladding tube materials.

The phenomenological understanding and the modelling regarding the static fuel rod deformation are at an advanced stage. The understanding of the increased neutron flux noise, which is possibly caused by dynamic fuel rod vibrations, requires further research work. Hypotheses to possible causal phenomena in the field of the fluid-structure interaction were compiled.

In order to estimate the impact of the fuel rod deformation on verifications the significant verification criteria were compiled concerning strength and control rod engagement. Stress analyses of GRS basically confirm the calculations of operators and relevant references. Possible criticisms relate to the consideration of atypical strains and assumptions as to the fatigue test.

Numerical simulations of the control rod engagement show the impact of bending form and bending degree on the engagement time.

Overall, the project has contributed to the general evolution of the knowledge relating to fuel rod deformations. In this context, a better understanding of the phenomena has been achieved in order to justify and evaluate incidents with deformations of fuel rods or with damages to fuel rods and nuclear components scientifically.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	III
1	Einleitung	1
2	Generierung einer Datenbasis zur Brennelementverformung.....	3
2.1	Übersicht zu Brennelementen.....	3
2.2	Datensammlung zu aktuellen DWR- und SWR-BE-Typen verschiedener Hersteller	5
2.2.1	DWR-BE	6
2.2.2	SWR-BE	16
2.2.3	Werkstoffe	23
2.2.4	Stand des Wissens und der Technik zu ATF-Hüllrohren.....	25
3	Ursachen der Brennelementverformung und Verbindungen zur beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschens	37
3.1	Statische Brennelementverformungen	37
3.1.1	Beobachtungen und Korrelationen.....	37
3.1.2	Mechanismen	40
3.1.3	Modelle in der Literatur	43
3.2	Dynamische Brennelementschwingungen als möglicher Teil der Erklärung erhöhter Neutronenflussrauschsignale.....	46
3.2.1	Beobachtungen und Korrelationen.....	46
3.2.2	Argumente für eine fluidinduzierte Schwingung als Ursache.....	56
3.2.3	Hypothesen zur Entstehung der fluidinduzierten Schwingung.....	60
3.3	Kausalitätsbeziehungen zwischen beiden Phänomenen.....	71
3.4	Diskussion und Bewertungsgrößen für BE-Designs.....	72
4	Auswirkungen großer Brennelementverformungen auf Auslegungsreserven im Normalbetrieb und bei Störfällen.....	75
4.1	Auswahl betroffener Nachweiskriterien	75
4.1.1	Nachweiskriterien nach KTA 3101.3	75

4.1.2	Kompatibilität, Lage des Brennstoffs und Brennstablagerung	77
4.1.3	Festigkeit der Brennelementstruktur	78
4.1.4	Steuerelementeinfall und daraus resultierende Belastungen	80
4.2	Analyse der Auswirkungen großer Verformungen auf die Festigkeit der Führungsrohre im Normalbetrieb	83
4.2.1	Verformungen auf Brennelementebene	83
4.2.2	Spannungen auf Führungsrohrebene	87
4.2.3	Ermüdung und dynamisches Verhalten	92
4.3	Analyse der Auswirkungen auf den Steuerelementeinfall.....	94
4.3.1	Modellerstellung	95
4.3.2	Ergebnisse zum Einfluss des Verformungsgrads.....	108
4.3.3	Zusammenfassung und Ausblick	118
4.4	Diskussion und Akzeptanzkriterien für Verformungen	119
5	Entstehung von Schäden an Brennelementen und angrenzenden Kernbauteilen.....	121
5.1	Problemstellung	121
5.1.1	Beobachtungen und Motivation.....	121
5.1.2	Übersicht über Schädigungs- und Verschleißmechanismen	122
5.1.3	Annahmen zu Verschleißvolumen und Gleitdistanz	126
5.2	Relevanz einzelner Schädigungs- und Verschleißmechanismen	127
5.2.1	Adhäsion ohne und mit Verschleißpartikeln	127
5.2.2	Abrasion	130
5.2.3	Tribochemische Reaktionen und Reibkorrosion	132
5.2.4	Oberflächenzerrüttung und Aufprallverschleiß	133
5.3	Abschätzung der Verschleißfestigkeit innovativer Werkstoffe	135
5.3.1	Einführung und Beschreibung der relevanten Werkstoffe	135
5.3.2	Vergleich relevanter Werkstoffkennwerte.....	136
5.4	Zusammenfassung und Diskussion	138
6	Zusammenfassung	139
	Literaturverzeichnis.....	143

Abbildungsverzeichnis.....	161
Tabellenverzeichnis.....	167
Abkürzungsverzeichnis.....	169

1 Einleitung

Seit etwa dem Jahr 2000 wurde in deutschen DWR eine Zunahme der Verformungen von Brennelementen (BE) während des Einsatzes im Kern beobachtet. In der Folge traten Handhabungsprobleme sowie vereinzelt erhöhte Einfallzeiten und Nichterreichen der unteren Endstellung beim Steuerstabeinfall auf. Weiterhin wurden an den Ecken der Abstandshalter vermehrt Schäden durch Reibkorrosion (Fretting) festgestellt. Während Kriecheffekte in Verbindung mit äußeren Kräften für die Verformung als hauptverantwortlich gelten, sind zahlreiche Detailspekte und Auswirkungen bisher nicht ausreichend verstanden. In der RSK-Stellungnahme vom 18.03.2015 /RSK 15/ wurde daher im Sinne einer Gesamtbetrachtung der Wissensstand zu BE-Verformungen zusammengefasst und Empfehlungen gegeben, die Ursachenklärung im Rahmen von weiteren Forschungsaktivitäten fortzusetzen.

Die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Arbeiten, die sich an den Empfehlungen der RSK orientierten, sind zusammen mit den erzielten Ergebnissen in den folgenden Kapiteln zusammengefasst. In Kapitel 2 ist die Generierung einer Datenbasis zur Brennelementverformung, in Kapitel 3 sind Ursachen der Brennelementverformung und Verbindungen zur beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschens, in Kapitel 4 sind Auswirkungen großer Brennelementverformungen auf Auslegungsreserven bei Normalbetrieb und Störfall und in Kapitel 5 die Entstehung von Schäden an Brennelementen und angrenzenden Kernbauteilen beschrieben.

2 Generierung einer Datenbasis zur Brennelementverformung

Dieses Kapitel gibt eine kurze Übersicht zu den charakteristischen konstruktiven und werkstofftechnischen Merkmalen von DWR- und SWR-Brennelementen, die in westlichen Reaktoren eingesetzt werden, sowie deren aktuelle Weiterentwicklungen. Weiterhin wird der Stand des Wissens und der Technik zur Entwicklung zu ATF- (Accident-Tolerant-Fuel) Brennstoffen aufgezeigt.

2.1 Übersicht zu Brennelementen

Das Design der Brennelemente (BE) hat sich ausgehend von den Anfängen in den letzten Jahrzehnten kontinuierlich weiterentwickelt. Waren in den Anfängen Abbrände von etwa 20 GWd/t_U bei einer U-235-Anreicherung von etwa 2 % üblich, so sind es heute 60 GWd/t_U und mehr bei Anreicherungen knapp unter 5 %. Auch die Anzahl der Brennstäbe pro Brennelement erhöhte sich mit der Zeit kontinuierlich, in SWR-Anlagen von einer 6x6 Brennstabmatrix hin zu einer 10x10 bzw. 11x11 Matrix in den neuesten Brennelementen. In DWR-Anlagen gab es anfänglich 14x14 Brennelemente, während heute 17x17 bzw. 18x18 Brennelemente verwendet werden. Tab. 2.1 gibt eine Übersicht typischer Abmessungen und Eigenschaften von DWR-Brennelementen und Tab. 2.2 von SWR-Brennelementen.

Antrieb für die kontinuierlichen Verbesserungen beider Brennelementtypen waren zum einen die betrieblichen Erfahrungen und hier insbesondere die während des Einsatzes aufgetretenen Schädigungen und zum anderen die aus der Forschung stammenden Ergebnisse mit deutlich detaillierteren Berechnungen zum thermohydraulischen und neutronenkinetischen Verhalten. Dies führte zu Veränderungen im Design von Strukturbauteilen wie z. B. den Kopf- und Fußstücken, den Abstandshaltern und den Führungsrohren (FR). Hinzu kam das Bestreben, den Brennstoff durch höhere Abbrände besser zu nutzen und somit die Wirtschaftlichkeit zu erhöhen. Ein wesentlich begrenzender Faktor für höhere Abbrände ist bei Brennelementen für DWRs die mit längeren Standzeiten verbundene erhöhte Oberflächenoxidation auf den Brennstäben. Dies führte zur Entwicklung verbesserter Werkstoffe mit geringerer Oxidation und Wasserstoffaufnahme, um die Versprödung der Hüllrohre zu reduzieren. Als führender Werkstoff für die Brennstabhüllrohre und andere Komponenten im aktiven Bereich haben sich Zirkoniumlegierungen etabliert, da Zirkonium deutlich weniger Neutronen einfängt als andere in Frage

kommende Werkstoffe. In den Bereichen oberhalb und unterhalb der aktiven Zone kommen überwiegend korrosionsbeständige Nickelbasislegierungen oder Edelstähle zum Einsatz.

Nach Konsolidierungen und Zusammenschlüssen von Herstellern nuklearer Brennstoffe sind die heutigen Hauptlieferanten für Brennelemente westlicher Reaktoren im Wesentlichen Westinghouse und Framatome für DWR und SWR sowie Global Nuclear Fuel (GNF) ebenfalls für SWR. Daneben gibt es in Korea und China Hersteller, die überwiegend den jeweils heimischen Anlagenpark beliefern. In dem nachfolgenden Kapitel werden beispielhaft einige der derzeit am häufigsten in amerikanischen und europäischen Anlagen eingesetzten Brennelemente sowie die aktuellen Entwicklungen vorgestellt.

Tab. 2.1 Typische Abmessungen und Eigenschaften von DWR-Brennelementen

Eigenschaft	14 x 14	15 x 15	16 x 16	17 x 17	18 x 18
BE-Länge (mm)	3900 – 4060	4060 – 4200	4060 – 4800	4060 – 4800	4830
Kantenlänge (mm)	197 – 206	214 – 215	197 – 230	214	230
BS-Länge (mm)	3730 – 3870	3860 – 3920	3880 – 4490	3850 – 4490	4390 – 4430
# BS	176 – 179	204 – 208	236	264	300
Anzahl FR	17 – 20	17 – 21	20	25	24
Ø lin. Stableistung (W/cm)	204 – 220	203 – 238	176 – 211	171 – 200	166 – 167

BE = Brennelement, BS = Brennstab, FR = Führungsrohr

Tab. 2.2 Typische Abmessungen und Eigenschaften von SWR-Brennelementen

Eigenschaft		9 x 9	10 x 10	11 x 11	
				Atrium 11	Triton11
BE-Länge (mm)		4470	4420 – 4480		
Kantenlänge (mm)		139	139	139	
BS-Länge (mm)		4075 – 4090	3890 – 4150		
# BS		72	91 – 96	112	109
# teillänge	2/3 lang	0	0 – 8 (SVEA)	8	8
Stäbe	1/3 lang	0	0 – 4 (SVEA)	12	10
# Wasserstäbe		1	Kanal (3x3)	0	3
Ø lin. Stableistung (W/cm)		158 – 160	124 – 158	ca. 10 - 20 % kleiner als beim 10 x 10 BE	

2.2 Datensammlung zu aktuellen DWR- und SWR-BE-Typen verschiedener Hersteller

Die Entwicklung eines neuen Brennelement-Designs ist langwierig und dauert in der Regel 10 – 15 Jahre. Bevor es zum Einsatz kommt, sind umfangreiche Tests in entsprechenden Versuchsanlagen der Entwickler notwendig. Zudem müssen die Brennelemente vor ihrem Einsatz in den Anlagen das jeweilige landesspezifische Genehmigungsverfahren durchlaufen. Es gibt nicht das universelle Brennelement für DWR- oder SWR-Anlagen. Da die betriebenen Anlagen von verschiedenen Herstellern und Baulinien stammen, unterscheiden sie sich auch in Geometrien und Fahrweisen. Abb. 2.1 zeigt die Konfigurationsbreite von Brennelementen verschiedener Anlagentypen für DWR und SWR. Dementsprechend gibt es auch sehr unterschiedliche Betriebsbedingungen. So werden Zyklenlängen zwischen 6 – 24 Monaten gefahren, bei der Wasserchemie gibt es Lithiumgehalte von bis zu 5 ppm und teilweise Zink-Dosierungen. Die lineare Stableistung liegt zwischen 130 – 240 W/cm. In der Regel gibt es ein Grunddesign für ein Brennelement, das dann durch Variationen in mehreren Anlagentypen eingesetzt werden kann. Mitunter werden aber auch noch Designänderungen durchgeführt, um spezifische Anlagengegebenheiten zu berücksichtigen.

DWR Anlagen				
CE	W	FRA	KWU	B&W
14x14	14x14			
15x15	15x15		15x15	15x15
16x16	16x16		16x16	
	17x17 12'	17x17 12'		17x17
	17x17 14'	17x17 14'		
			18x18	

SWR Anlagen		
GE	KWU	ABB
8x8	8x8	8x8
9x9	9x9	9x9
10x10	10x10	10x10
11x11	11x11	11x11

Abb. 2.1 BE-Konfigurationen für verschiedene Anlagentypen /BIR 12/

2.2.1 DWR-BE

Ein typisches modernes DWR-BE besteht aus den Strukturbauteilen sowie den Brennstäben. Die Bestandteile der Brennelementstruktur sind das Kopfstück, das Fußstück, jeweils mit Optimierungen hinsichtlich eines möglichst geringen Druckabfalls, die Führungsrohre als Verbindungselement zwischen Kopf- und Fußstück sowie die Abstandshalter zur Fixierung der Führungsrohranordnung und Einspannung der Brennstäbe. Die Abstandshalter geben dem BE zusätzliche Steifigkeit und haben heutzutage eine größere Auflagefläche mit den Brennstäben, um Reibschäden an Brennstäben zu reduzieren. Drallfahnen oder spezielle geometrische Formen der Abstandshalter sorgen für eine bessere Vermischung des Kühlmittels. Die Einheit aus Führungsrohren und Abstandshaltern bezeichnet man auch als Skelett. In den Abstandshaltern sind Positionen vorgesehen, in die die Brennstäbe eingeklemmt werden. Im Kopfstück des BE sind die Niederhaltefedern untergebracht. Im Fußstück sorgt ein Fremdkörperfilter für die Rückhaltung fester Fremdkörper, die die Integrität der Brennstäbe durch Fremdkörperreibung gefährden könnten. Die Brennstabhüllrohre sind aus weiterentwickelten Zirkoniumlegierungen gefertigt, die eine höhere Korrosionsbeständigkeit und geringere Wasserstoffaufnahme aufweisen, wie z. B. ZIRLO von Westinghouse oder M5 von Framatome.

2.2.1.1 DWR Brennelemente Framatome

Framatome beliefert verschiedene Märkte mit auf die jeweiligen Randbedingungen angepasste BE-Typen: Mark-B/BW für den US-Markt, AFA-3G für den europäischen Markt

und HTP sowie das neueste GAIA-Design für den weltweiten Markt. In diesen wird als Hüllrohrwerkstoff bevorzugt M5 verwendet. Alternativ wurde / wird auch ein Duplex-Hüllrohrkonzept eingesetzt. Das Duplex-Hüllrohr besteht aus dem Basismaterial Zry-4, auf dem außen eine dünne (ca. 100 µm) korrosionsoptimierte Linerschicht aufgebracht ist. Die äußere Schicht zeichnet sich im Vergleich zu Zircalloy-4 durch einen extra niedrigeren Zinngehalt im Bereich von 0,5 – 0,8 Gew.% (extra-low Sn, ELS) und einen höheren Eisen- und Chromgehalt aus.

2.2.1.1.1 HTP-BE

HTP-BE sind ursprünglich eine Entwicklung von Siemens. Die bedeutendste Änderung gegenüber Vorgänger-BE-Typen (FOCUS) besteht in der Verwendung von sogenannten HTP-Abstandshaltern (HTP-AH). Der Unterschied zwischen den bisher eingesetzten und den neuen Abstandshaltern besteht in der konstruktiven Ausführung und der Werkstoffwahl. HTP-BE haben einen AH mit Doppelstegen (sog. „Castellations“), in denen gekrümmte Strömungskanäle integriert sind. Abb. 2.2 zeigt die Designmerkmale eines HTP-17x17-Brennelements.

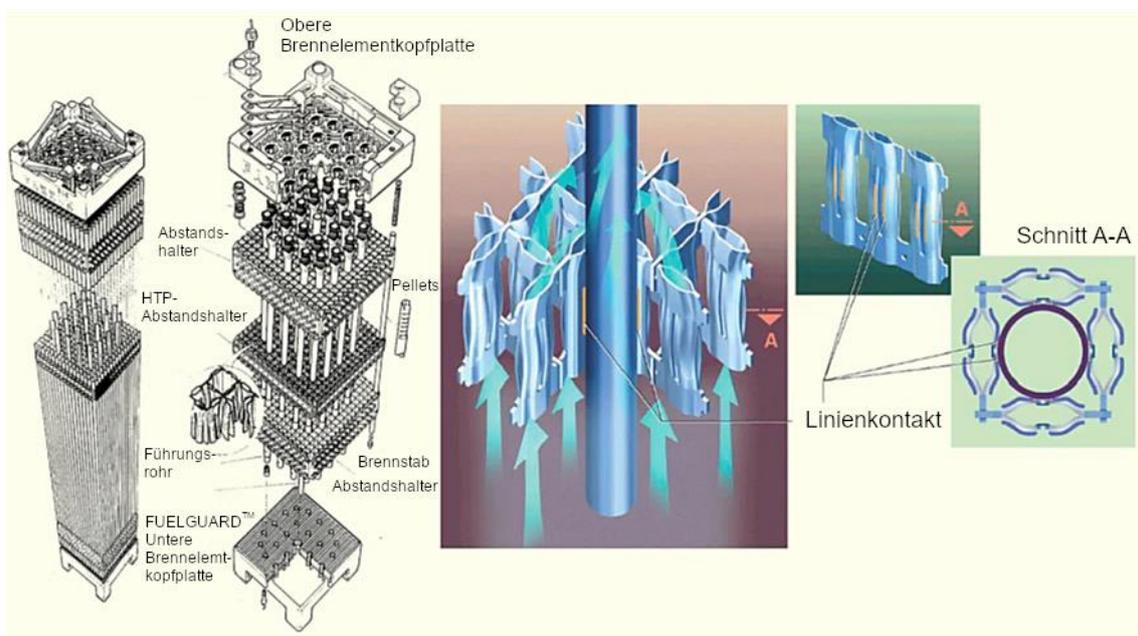


Abb. 2.2 Typische Designmerkmale eines AREVA HTP 17x17-BE /STR 14/

In den HTP-AH übernimmt nicht mehr eine Kombination aus Federn und Noppen die Brennstablagerung, sondern der einzelne Brennstab in den AH-Zellen wird an vier Anlagepositionen in Linienführung gehalten („Linienlagerung“ anstelle „Punktlagerung“). Durch die achtfache linienförmige Anlage an den AH ist die Flächenpressung zwischen

Brennstabhüllrohr und AH deutlich geringer als bei den früher eingesetzten AH. Frettingschäden, die durch die AH verursacht werden, sind damit nahezu ausgeschlossen. Die gekrümmten Strömungskanäle (siehe auch Abb. 2.3) führen zu einer Verwirbelung und besseren Durchmischung des Kühlmittels, wodurch das thermohydraulische Verhalten des BE verbessert wird.

Die HTP-BE-Struktur besteht aus Kopf- und Fußstück, verbunden durch 20 Führungsrohre. An diesen sind neun Abstandshalter im HTP-Design befestigt. Mit Ausnahme des untersten Abstandshalters sind die AH 2 – 9 aus der Zirkon-Legierung HPA-4 oder M5 hergestellt.

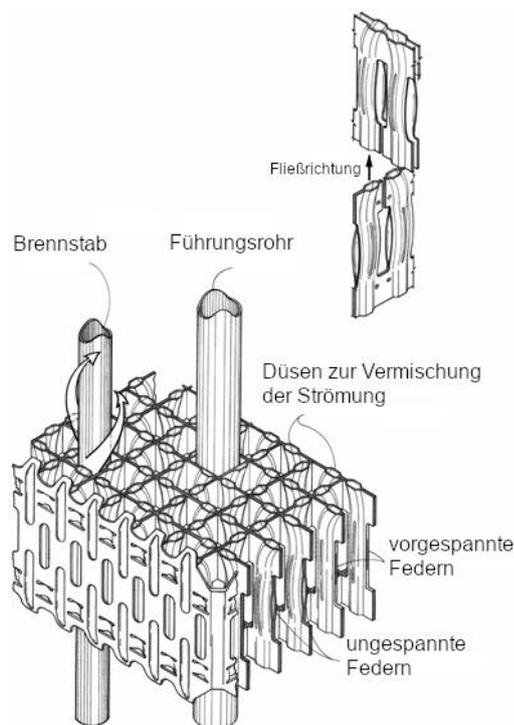


Abb. 2.3 Aufbau von HTP-AH /ANP 13a/

Die unterste AH-Position wird durch einen sog. HMP (high mechanical performance) AH besetzt. Der HMP-AH basiert auf dem HTP-Konzept, wird aber aus Alloy-718 hergestellt. Diese Legierung zeichnet sich durch eine höhere Festigkeit und niedrigere Relaxation aus. Der unterste Abstandshalter unterscheidet sich weiterhin durch seine geraden Strömungskanäle von den Abstandshaltern der Ebenen 2 bis 9. Hierdurch wird der Druckanfall über das BE reduziert. Ferner wird er – im Gegensatz zu den darüber liegenden AH 2 bis 9, die durch Punktverschweißungen direkt mit dem FR verbunden sind – durch zwei punktverschweißte Hülsen am Führungsrohr fixiert (Abb. 2.4). Die spezielle

Ausführung des untersten AH hat den Zweck, die Widerstandsfähigkeit des BE gegenüber Reibverschleiß (Fretting) an den Brennstabhüllrohren zu erhöhen.

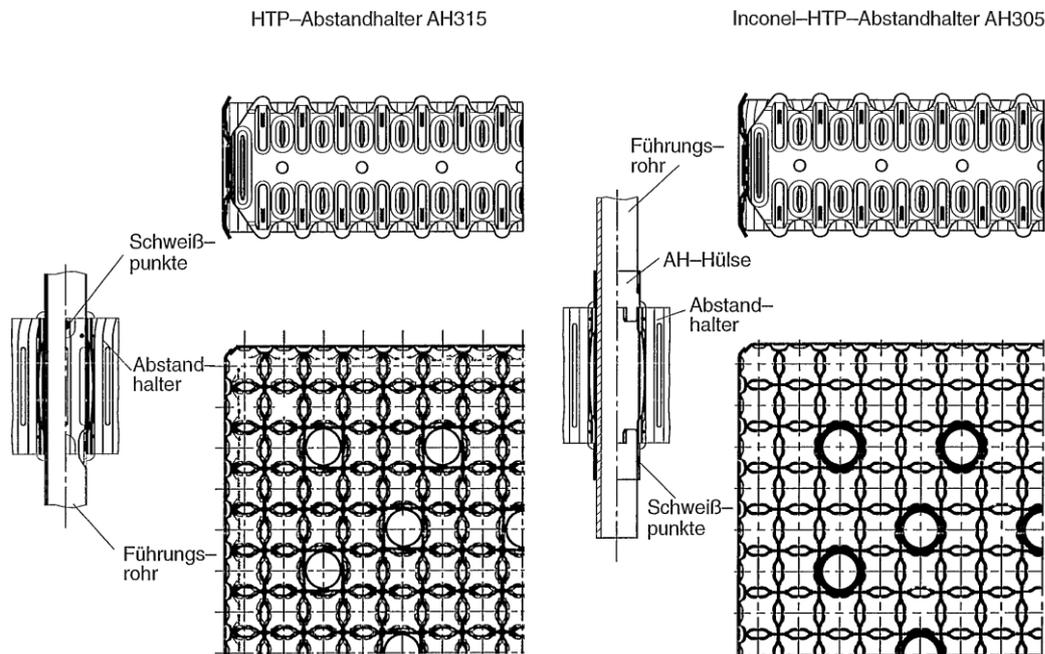


Abb. 2.4 AH-FR-Verbindung bei BE des Typs HTP /ANP 13a/

Die Brennstabhüllrohre bestehen standardmäßig aus der Zirkonium-Niob-Legierung M5 (ZrNbO). Diese zeichnet sich durch erhöhte Korrosionsresistenz, reduzierte Wasserstoffaufnahme sowie hohe Formstabilität aus (geringes Kriechen, nahezu kein strahlungsinduziertes Längenwachstum).

In HTP-BE können sogenannte MONOBLOC-Führungsrohre verbaut werden. Diese wurden Mitte der 1990er Jahre als Reaktion auf den in verschiedenen Anlagen beobachteten unvollständigen Einfall von Steuerstäben aufgrund von BE-Verbiegungen eingeführt. Bei diesen Führungsrohren gibt es keine Schweißnaht innerhalb des aktiven Bereiches. Bei konstantem Außendurchmesser erhöht sich die Wandstärke im Stoßdämpferbereich. Durch die Verwendung von MONOBLOC-FR erhöht sich die laterale Steifigkeit des BE und damit die Widerstandsfähigkeit gegenüber BE-Verbiegungen. Die MONOBLOC-FR wurden ursprünglich aus Zry-4 und später aus einer modifizierten Zirkon-Legierung (PCAm-Sc) hergestellt. Bei PCAm-Sc ist der Zinngehalt gegenüber Zry-4 vermindert, der Eisen- und Chromgehalt etwas erhöht. Neuerdings werden die MONOBLOC-FR aus der bezüglich des Kriechverhaltens optimierten quaternären Legierung Q12 hergestellt. Quaternäre Legierungen basieren auf M5, allerdings werden geringe Gehalte an Sn (0,3 – 0,5 %) und Fe (0,1 – 0,2 %) zulegiert (Zr1NbSnFe). In Abb. 2.5 sind Abmessungen und Designmerkmale eines MONOBLOC-FR dargestellt.

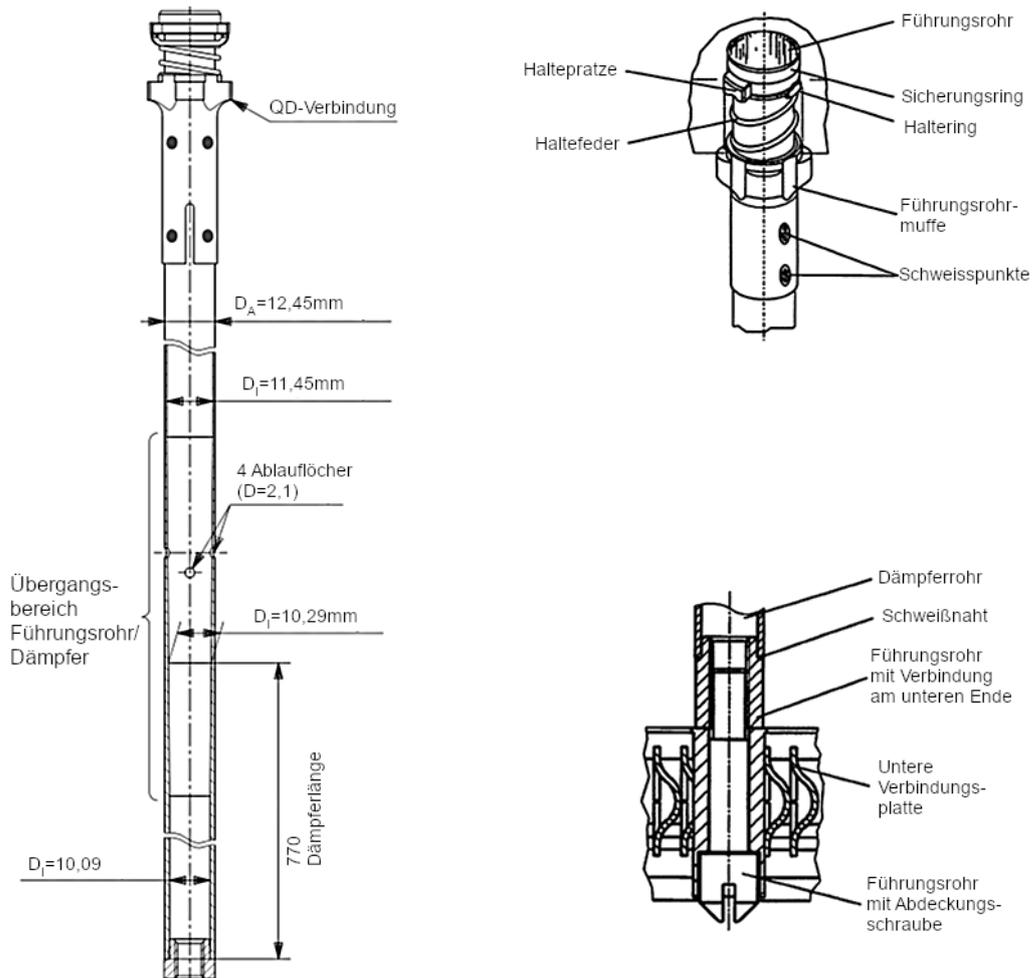


Abb. 2.5 Links: MONOBLOC-FR (Abmessungen in mm); rechts oben: Quick-Disconnect-Verbindung am Kopfstück; rechts unten: FR-Verbindung am BE-Fuß /ANP 13a/

Das BE-Fußstück kann entweder mit einem integrierten Fremdkörperfilter oder dem sog. FUELGUARD-Filter ausgestattet sein. Mit dem FUELGUARD-Filter, der aus parallel gekrümmten Lamellen besteht, soll das Eindringen von Fremdkörpern in das Brennstab-bündel, wo sie Frettingschäden an den Brennstabhüllrohren verursachen können, verhindert werden. Größere Fremdkörper werden durch den engen Abstand der Lamellen, kleinere lineare Partikel durch die Krümmung der Lamellen zurückgehalten (siehe Abb. 2.6).

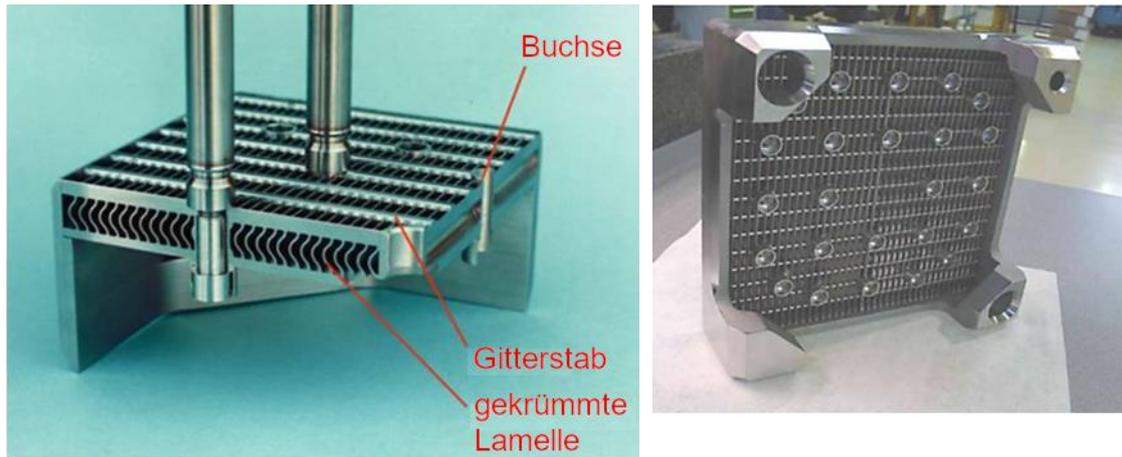


Abb. 2.6 FUELGUARD-Fremdkörperfilter /ANP 13a/

In deutschen Anlagen sind u. a. HTP-BE im sogenannten „All M5-Design“ eingesetzt. Die Abstandshalter 2 bis 9 sowie die Hüll- und Führungsrohre werden dabei aus M5 Material gefertigt.

Um dem Lockern der FR-Muttern vorzubeugen, wurde eine neue Schraubverbindung zwischen FR und BE-Fuß eingeführt. Die frühere Fußmutter wurde durch eine Napfschraube ersetzt. Der Kopf der Schrauben ist durch eine horizontale Verformung gegen Lösen gesichert.

Die HTP-Brennelemente besitzen dieselben Außenmaße wie das FOCUS-Brennelement, um die Kompatibilität zum Kern und zu den Handhabungswerkzeugen zu sichern.

2.2.1.1.2 GAIA

Das neueste aktuelle DWR-BE-Design von Framatome ist das sogenannte GAIA-Brennelement. Es ist eine Weiterentwicklung der FRAU-BE- und der AFA-BE-Serie. Dabei wurden bestimmte, sich im Einsatz bewährte Designmerkmale beider BE-Serien in das GAIA-BE integriert und verbessert. Abb. 2.7 links zeigt eine Übersicht der Designmerkmale des GAIA-Brennelements.

Bei dem oberen und unteren Abstandshaltergitter handelt es sich um das aus Alloy-718 gefertigte HMP (High Mechanical Performance) Gitter, das auch schon im FRAU-Brennelement verwendet wird. Die dazwischen liegenden Abstandshaltergitter, gefertigt aus M5, sind eine Designkombination aus dem FRAU-AH mit dem Linienkontakt

zwischen Brennstab und Gitter und den im AFA-Design entwickelten, aufgesetzten Drallfahnen zur Strömungsoptimierung (Abb. 2.7 rechts).

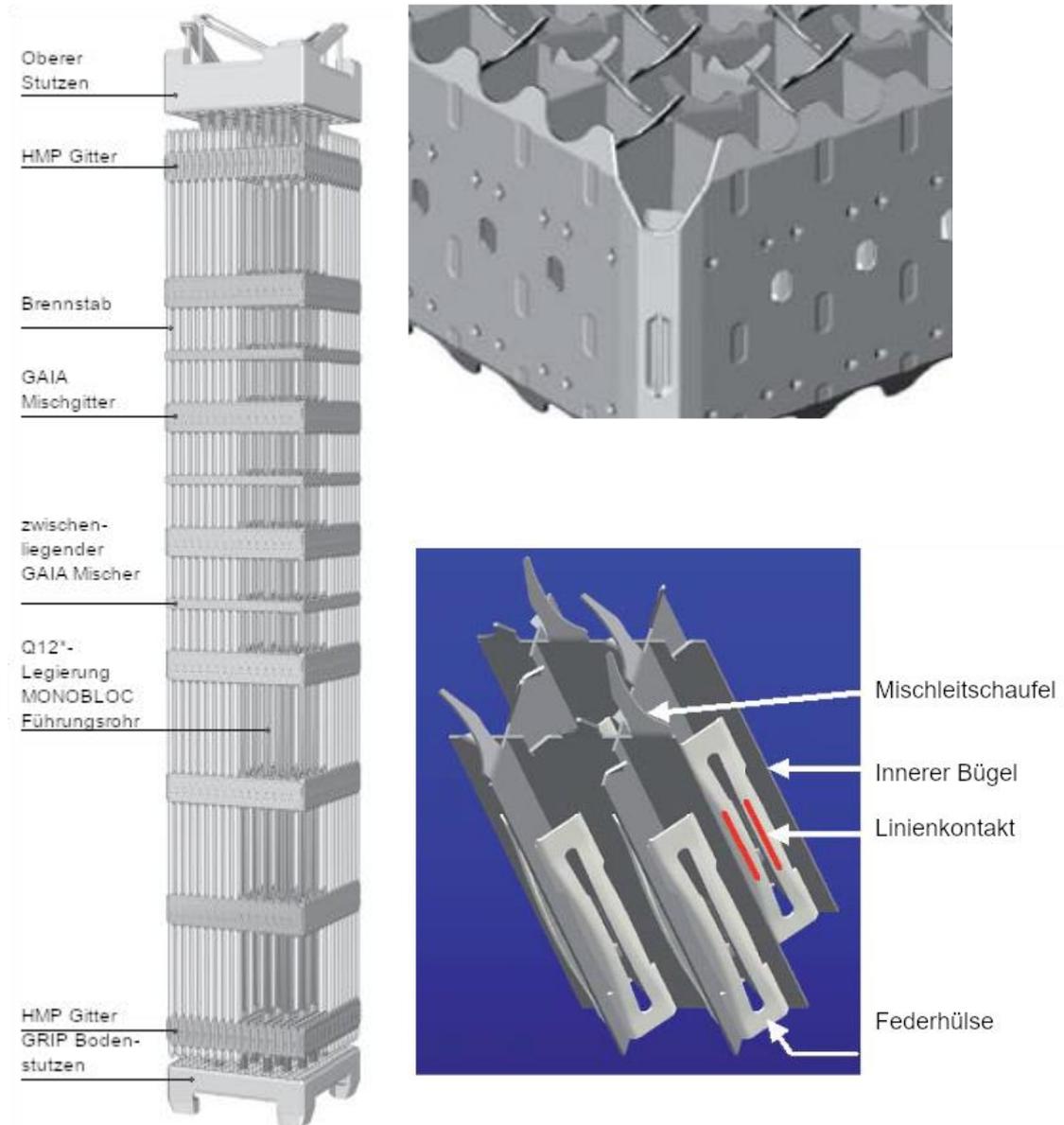


Abb. 2.7 GAIA-BE Design (links), GAIA Mischgitter (rechts oben) Abstandshalter (rechts unten) /FRA 16/

Es wurden 3 zusätzliche sogenannte Intermediate GAIA Mixer (IGM) eingefügt. Sie stammen ursprünglich aus der AFA-BE Serie und dienen einem gleichmäßigeren Abbrand durch eine weiter optimierte Strömungsführung und geben noch zusätzliche Stabilität. Sie sind ebenfalls aus M5 gefertigt.

Als Führungsrohr wird der im vorherigen Kapitel bereits beschriebene MONOBLOC eingesetzt. Im GAIA-BE ist er aus dem Werkstoff Q12 gefertigt. Nach Herstellerangaben

weist dieser Werkstoff eine ähnliche Korrosionsbeständigkeit wie M5 auf, aber ein gegenüber M5 vermindertes strahlungsinduziertes Kriechen.

Das Fußstück (Abb. 2.8) enthält den GRIP Fremdkörperfilter, dessen Design auf die bereits im FRAU-BE eingesetzten FUELGUARD und in der AFA-BE-Serie eingesetzten TRAPPER Fremdkörperfilter zurückgeht. Untersuchungen zeigen, dass mit dem kombinierten Design Fremdkörper noch zuverlässiger zurückgehalten werden können als in den Vorgänger-Fußstücken, ohne einen zusätzlichen Druckabfall zu verursachen /MOL 14/.

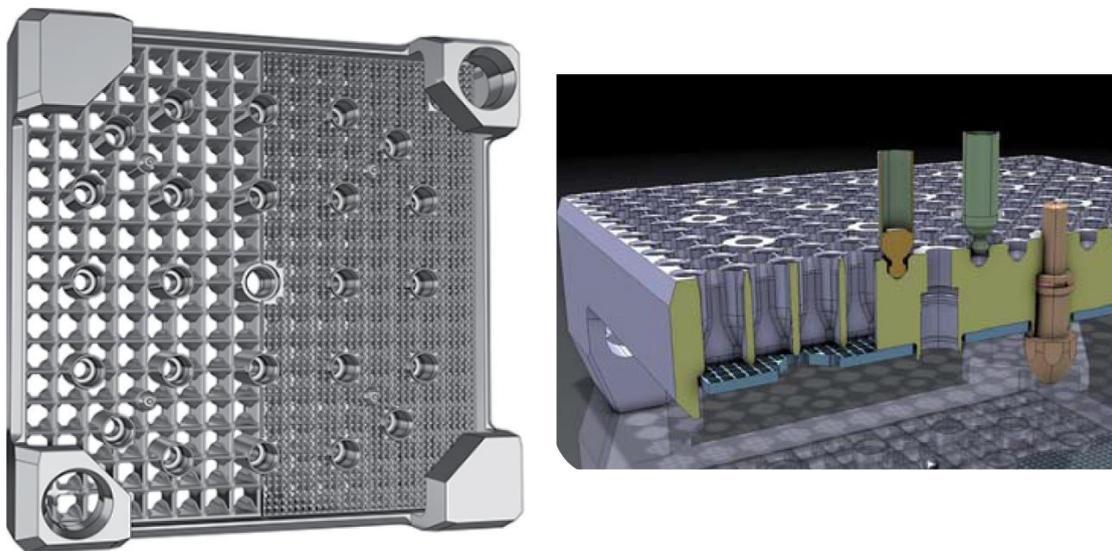


Abb. 2.8 GAIA-BE Design Fußstück /FRA 16/

Das GAIA-Brennelement wird mit ersten Beladungen seit etwa 2012 in europäischen und seit etwa 2016 in amerikanischen DWR-Anlagen eingesetzt.

2.2.1.2 DWR-Brennelemente Westinghouse

Neben Framatome hat Westinghouse mit dem RFA-2-Brennelement ein Design im Portfolio, das ebenfalls weltweit in DWR-Anlagen eingesetzt wird.

2.2.1.2.1 RFA-2

Eine Übersicht zum Aufbau des RFA-2-Brennelements ist in Abb. 2.9 zu sehen. Das obere und untere Abstandshaltergitter ist wie bei Framatome auch aus Alloy-718 gefertigt, um dem BE eine höhere Stabilität zu geben.

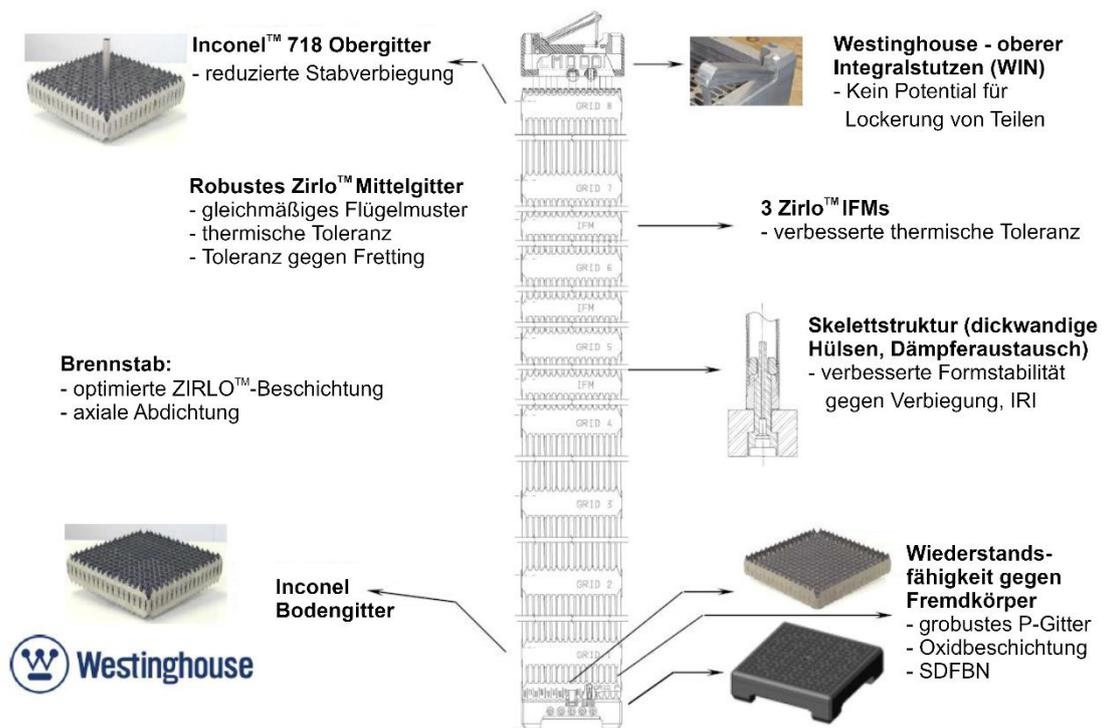


Abb. 2.9 Aufbau RFA, RFA-2 /CAI 18/

Im aktiven Bereich des Brennelements werden die Zirkoniumlegierungen ZIRLO für die Abstandshalter 2 – 7 (Mid Grids) und die 3 IMF (Intermediate Flow Mixing) Gitter sowie Optimized ZIRLO als Werkstoff für die Brennstabhüllrohre eingesetzt. Die Abstandshalter weisen zur Vermeidung von Reibkorrosion zwischen Brennstab und Gitter im RFA-2-Design eine gegenüber früheren Versionen erhöhte Auflagefläche mit den Brennstäben auf. Sie liegen an 6 Stellen auf, an den 4 horizontalen Einbuchtungen und vertikal an 2 Stellen der Formfedern (Abb. 2.10). Weiterhin wurden die Öffnungen zu Nachbarzellen verringert, was Vibrationseinträge von Querströmungen aus anderen Bereichen reduziert. Die IMF-Gitter wurden im RFA-2-Design eingeführt und sind mit Drallfahnen zur besseren Durchmischung des Fluids ausgestattet. Hierdurch wird der DNB-Abstand im Bereich höherer Brennstableistung insbesondere in Störfallsituationen erhöht.

Das BE hat 24 Führungsrohre, die aus Zry-4 bestehen. Die Führungsrohre haben einen konstanten Innen- und Außendurchmesser über die gesamte Länge. Im unteren Bereich ist ein zusätzliches Stoßdämpferrohr eingebracht mit etwas geringerem Durchmesser (tube-in-tube). Beide haben Endkappen, die mit der Skelettstruktur verbunden sind.

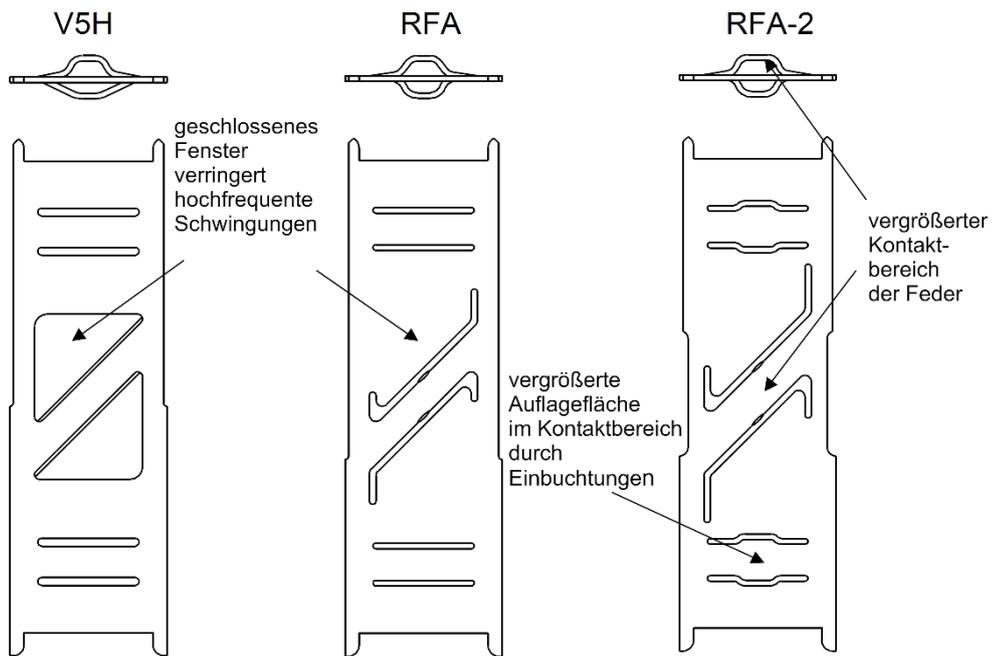


Abb. 2.10 Entwicklung der AH bei Westinghouse DWR-BE (17x17 V5H, RFA, RFA-2) /CAI 18/

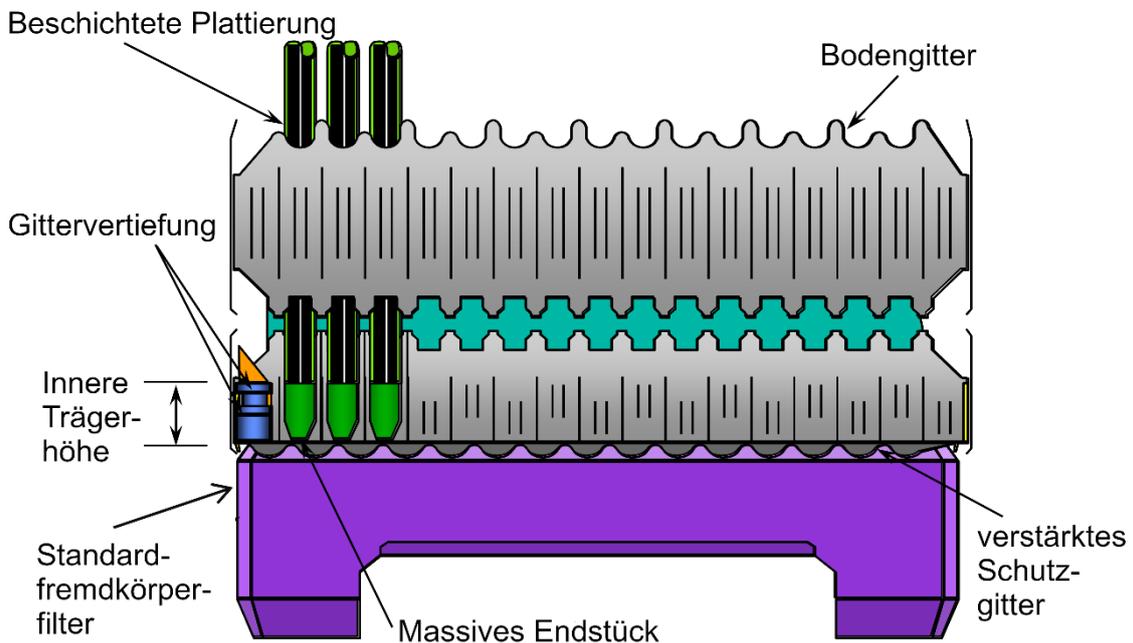


Abb. 2.11 BE-Fuß mit Fremdkörperfilter (RFA-2) /CAI 18/

Das Fußstück (siehe Abb. 2.11) enthält den Standard Fremdkörperfilter (Standard Debris Filter Bottom Nozzle, SDFBN). Er verhindert den Eintritt von größeren Fremdkörpern. Direkt darüber befindet sich mit dem Protective Grid eine weitere Rückhaltebarriere

für Fremdkörper, die das SDFBN passieren konnten. In US-Anlagen werden auch noch die ersten paar Zentimeter der Brennstabhüllrohre im unteren Bereich voroxidiert, um die Oberflächenhärte zu erhöhen, was einen zusätzlichen Schutz vor Fremdkörperreibung gibt.

2.2.2 SWR-BE

Bei SWR-Brennelementen befindet sich ein Brennelementkasten um jedes Brennelement. Die Stabilität des Brennelementes ergibt sich durch die Verbindung des Brennelementkastens mit den Abstandshaltern, der oberen und unteren Verbindungsplatte und den heute vorhandenen Wasserkanälen. Die BE enthalten keine Führungsrohre, da die Abschaltung über von unten zwischen die Brennelemente fahrende Steuerkreuze erfolgt.

Aufgrund der im Vergleich zum DWR niedrigeren und nahezu konstanten Temperatur im Siedebereich spielt die Oxidation des Zirkoniums nur eine untergeordnete Rolle. Für Hüllrohre werden Zry-2 Legierungen eingesetzt, die meistens innenseitig mit Linern versehen sind, um einer Pellet Cladding Interaction (PCI) vorzubeugen, die in den Anfängen bei Lastwechseln zu Brennstabschäden führten. In den modernen BE-Typen werden teillange Stäbe und Wasserkanäle verwendet, um den thermischen Neutronenfluss zu vereinheitlichen und gleichmäßigeren Abbrand zu erhalten.

Wesentliche Aspekte der Design-Änderungen betreffen die Rückhaltung von Fremdkörpern, da Fremdkörperreibung einer der Hauptschadensmechanismen ist, die Verminderung von Brennelementkastenverbiegungen sowie die Optimierung der Fluidströmung bezüglich Moderation und Vibrationseintrag.

Auch bei den SWR-Brennelementen sind Westinghouse und Framatome die beiden Hersteller, deren Produkte weltweit in Anlagen eingesetzt werden.

2.2.2.1 SWR-Brennelemente Westinghouse

Westinghouse (bzw. früher ASEA-Atom) liefert seit Ende der 1960er Jahre BE für SWR-Anlagen weltweit. Abb. 2.12 zeigt den Übergang von den ursprünglichen 8x8-BE zu 10x10- bzw. heute sogar 11x11-BE bei Westinghouse, dabei ist das TRITON11 vergrößert dargestellt. Im ursprünglichen Westinghouse 8x8-Design waren die BS zu einem einzigen 8x8-BS-Bündel zusammengefasst, die von einem im Querschnitt quadratischen

BE-Kasten umgeben waren. Mit der Einführung der SVEA-64 BE (1981) wurde das 8x8-BS-Bündel in vier Teilbündel aufgeteilt. Gleichzeitig erhielt der BE-Kasten sein charakteristisches Wasserkreuz, dessen Spitzen an die Kasteninnenwände geschweißt sind. Dadurch wird das Kasteninnere in vier gleichgroße Teilräume zum Einsetzen der vier Teilbündel unterteilt. Die Verbindung des Kastens am BE-Fußstück erzeugt einen viergeteilten „Korb“, der die vier BS-Bündel trägt. Das Wasserkreuz leitet ungesättigtes Wasser über die gesamte aktive Höhe des BE. Der zusätzliche Moderatoranteil im Wasserkreuz verbessert die Neutronenmoderation und damit die Wirtschaftlichkeit des Brennstoffs. Die Verbindung des Wasserkreuzes mit dem Kasten erhöht die mechanische Stabilität des Kastens. Dies erlaubt die Verwendung wesentlich dünnerer Bleche (im Vergleich zu BE-Kästen anderer Hersteller) für den Kastenbau, was sich ebenfalls positiv auf die Brennstoffwirtschaftlichkeit auswirkt (geringere Neutronenabsorption im Kasten).

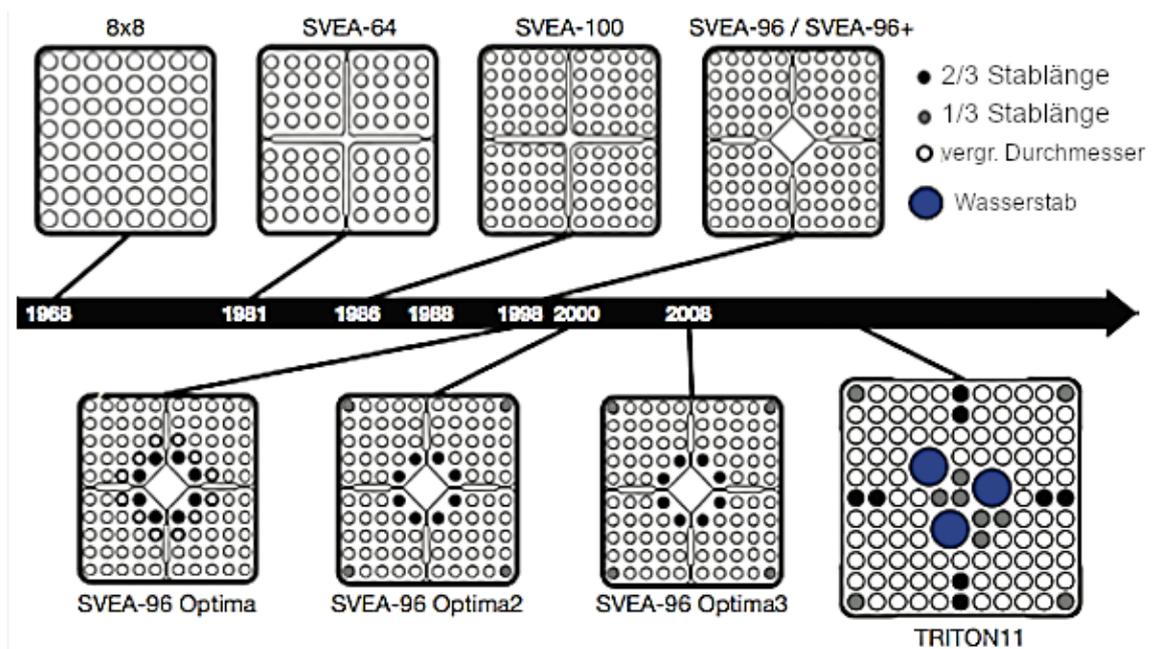


Abb. 2.12 Evolutionäre SWR-BE-Weiterentwicklung (Westinghouse, TRITON11 vergrößert dargestellt) /KIN 15/

Kastenverbiegung kann einerseits dazu führen, dass wegen zu starker Reibung zwischen Kasten und Steuerstab die erforderliche Einfahrzeit der Steuerstäbe nicht mehr erreicht und dadurch die Abschtsicherheit gefährdet werden kann. Andererseits beeinflussen verbogene Kästen die Moderatorverteilung und dadurch die Leistungsverteilung im Reaktor.

Wesentliche Änderung beim Übergang zu SVEA-100 war die Erhöhung der Brennstanzahl auf 100 in einer 10x10-Konfiguration. Hierdurch wird – bei gleichbleibender Bündelleistung – die lineare Stableistung deutlich gesenkt. Damit wird auch die mechanische Beanspruchung des Hüllrohrs infolge Brennstoffschwellen bei Laständerungen signifikant reduziert, was gleichbedeutend ist mit einer erhöhten Sicherheit gegenüber dem Schädigungsmechanismus Pellet Cladding Interaction (PCI). Mit Einführung der SVEA-96 / SVEA-96+ wurde das Wasserkreuz um einen zentralen quadratischen Wasserkanal, der die Position von 4 BS einnimmt, erweitert. Somit verringerte sich die BS-Anzahl auf 96. Mit Einführung der SVEA-96 Optima wurden erstmals teillange 2/3 BS verbaut und mit SVEA-96 Optima 2 auch 1/3 teillange BS. Das heute am häufigsten eingesetzte Westinghouse SWR-BE ist SVEA-96 Optima 3.

Eine Übersicht des Optima-3-Brennelements und seinen Komponenten ist in Abb. 2.13 zu sehen. Im Vergleich zum Optima 2 betrafen die wesentlichen Änderungen den Fremdkörperfilter im Fußstück, den Brennelementkasten und die Abstandshalter.

Das Fußstück ist im Optima-3-BE etwas dünner, was zu einer geringen Verlängerung der aktiven Zone in den Brennstäben führt, wodurch die lineare Stablängenleistung etwas reduziert wurde. Weiterhin enthält das Fußstück mit dem Triple Wave+ Filter einen verbesserten Fremdkörperfilter. Untersuchungen zeigten, dass die Zuverlässigkeit bei der Rückhaltung von Fasern und Metallsplittern mittlerer Größe (einige mm) deutlich höher ist /KIN 15/.

Der Brennelementkasten und der zentrale Wasserkanal sind aus dem Werkstoff Low-Tin ZIRLO gefertigt, der ursprünglich aus der DWR-BE-Entwicklung stammt. Low-Tin ZIRLO zeigt eine geringere Anfälligkeit gegenüber strahlungsinduziertem Wachstum und geringere Wasserstoffaufnahme im Vergleich zu den bis dahin eingesetzten Zry-2- oder Zry-4-Werkstoffen. Dadurch reduziert sich die zu erwartende Kastenverbiegung.

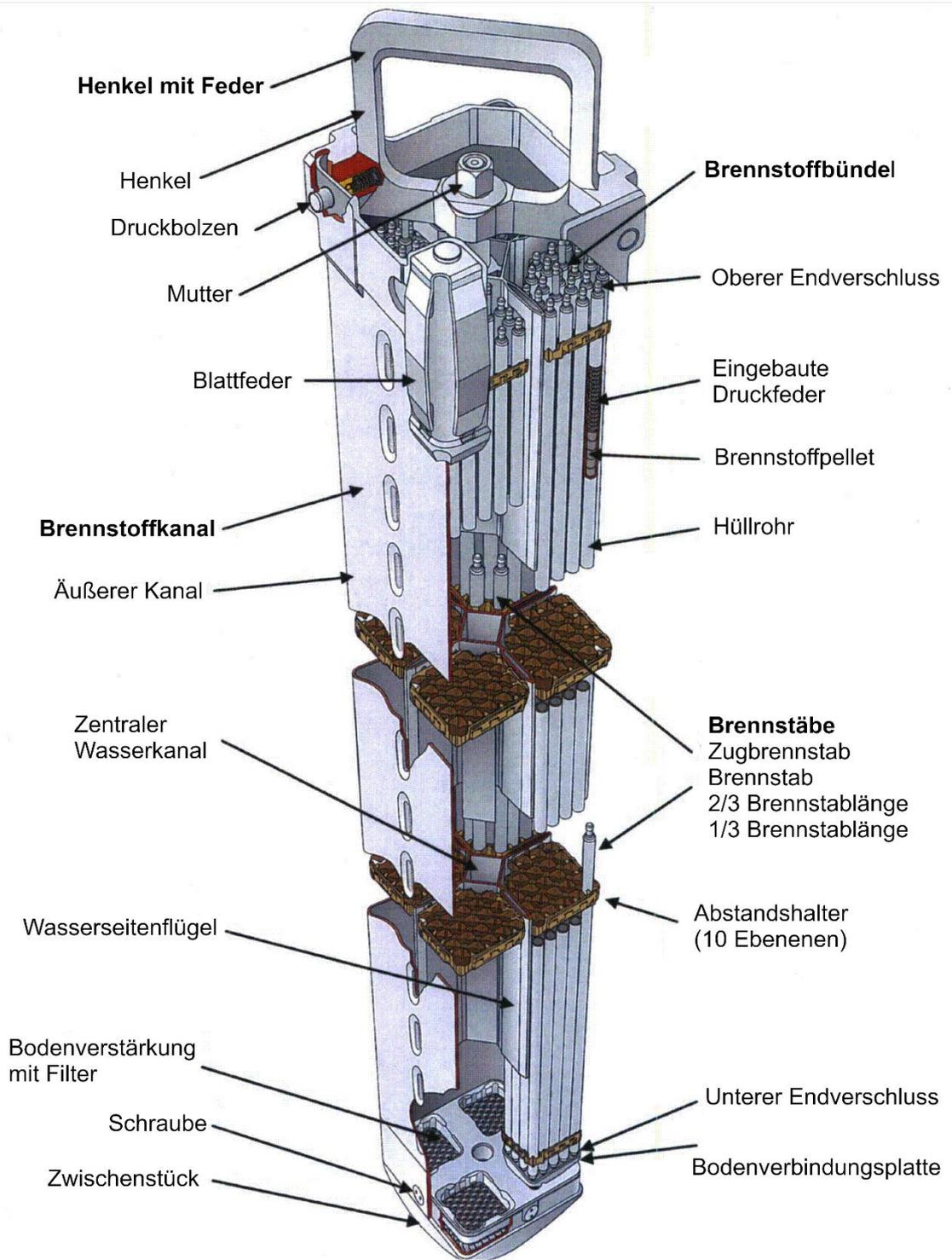


Abb. 2.13 SVEA Optima-3-Brennelement (Westinghouse) /KIN 15/

Weiterhin wurde das Design der aus Inconel X-750 gefertigten Abstandshalter dahingehend verändert, dass die Kanten an den Zellelementen abgerundet wurden, um das Festsetzen von Fremdkörpern direkt am Brennstab zu erschweren. Die Geometrie jeder Zelle ist nun so beschaffen, dass mögliche Fremdkörper vom Brennstab weggeleitet werden und sich in Bereichen festsetzen, in denen die Brennstäbe nicht geschädigt

werden können (siehe Abb. 2.14). Zusätzlich wurden an den AH-Gittern Drallfahnen angebracht, die für eine bessere Durchmischung des Kühlmittels sorgen.

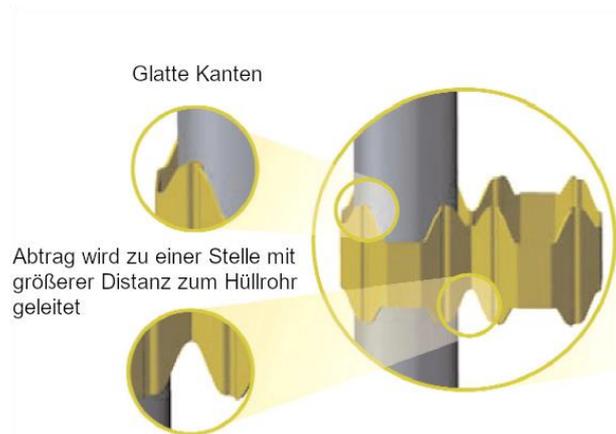


Abb. 2.14 SVEA Optima-3-Abstandshalter (Westinghouse) /WES 14/

Das jüngste Mitglied der Westinghouse BE-Familie Triton 11 folgt dem generellen Trend bei SWR-BE hin zu einer 11x11-BS-Konfiguration. Am auffälligsten ist der Wegfall des Wasserkreuzes, das aus Symmetriegründen bei einer 11x11-Brennstabkonfiguration nicht mehr beibehalten werden konnte. Dafür sind nun 3 um das Zentrum herum liegende Wasserkanäle eingeführt worden. Insgesamt sind 109 Brennstäbe in einem BE enthalten, davon 10 etwa 1/3 teillange und 8 etwa 2/3 teillange (siehe Abb. 2.12). Die Hauptkomponenten wie Fremdkörperfilter, Brennelementkasten und Abstandshalter und ihren Eigenschaften wurden vom SVEA Optima-3-Design übernommen. Die Wasserkanäle im Triton 11 sind aus Low-Tin ZIRLO gefertigt. Abb. 2.15 zeigt Bilder zum Aufbau von Triton 11. Aktuell werden die ersten Brennelemente in europäischen Anlagen getestet.

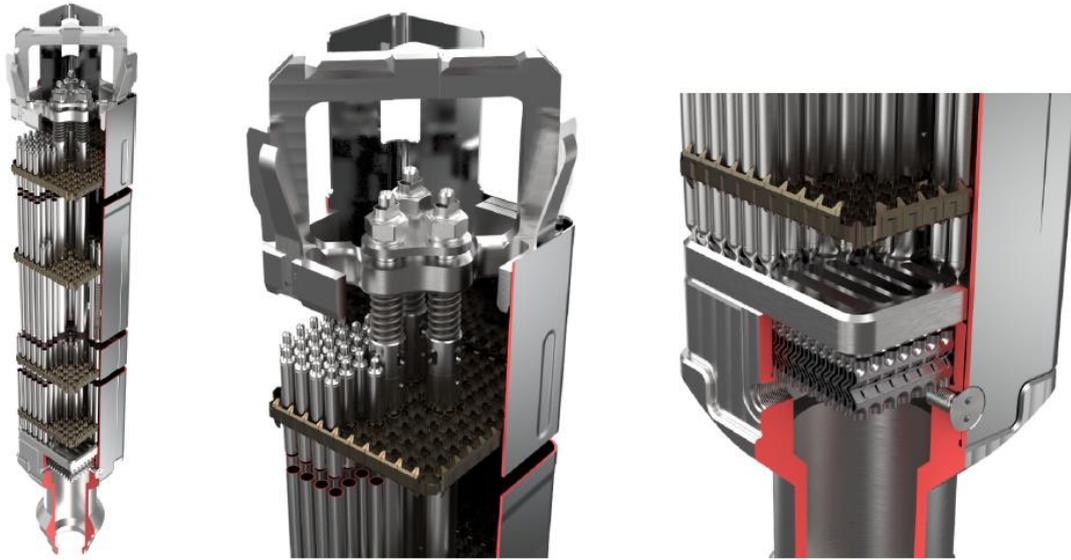


Abb. 2.15 Triton 11 Brennelement (Westinghouse) /BER 18/

2.2.2.2 SWR-Brennelemente Framatome

Die heutigen SWR-Brennelemente von Framatome gehen auf die von Siemens-KWU entwickelten Brennelemente zurück. Anfang der 90er Jahre wurden die ersten Brennelemente der ATRIUM-Serie eingeführt. Zu Beginn war es ein 9x9-BE das ATRIUM 9 genannt wurde, ab Mitte der 90er Jahre stand dann mit ATRIUM 10 auch ein 10x10-BE zur Verfügung, das dann über mehrere Varianten weiterentwickelt wurde. Schließlich wurde ab etwa Mitte der 2000er Jahre mit der Entwicklung des neuen 11x11-Brennelements dieser Serie begonnen (siehe Abb. 2.16). Das Atrium 11 wird nach ersten Testläufen seit 2012 in Anlagen eingesetzt.

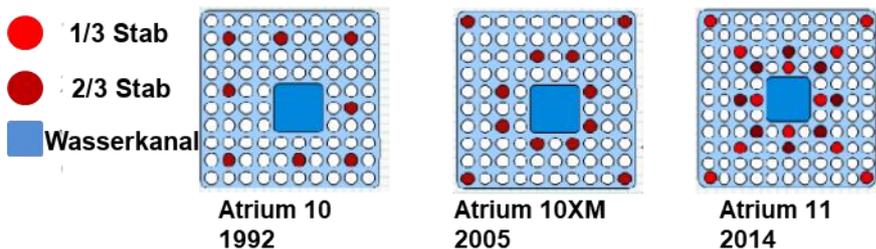


Abb. 2.16 Entwicklungsschritte der ATRIUM Bes (Framatome) /MOL 14/

Eine Ansicht des Atrium-11-Brennelements ist in Abb. 2.17 links zu sehen. Die Hauptkomponenten des Brennelements entsprechen denen des letzten ATRIUM-10-Designs.

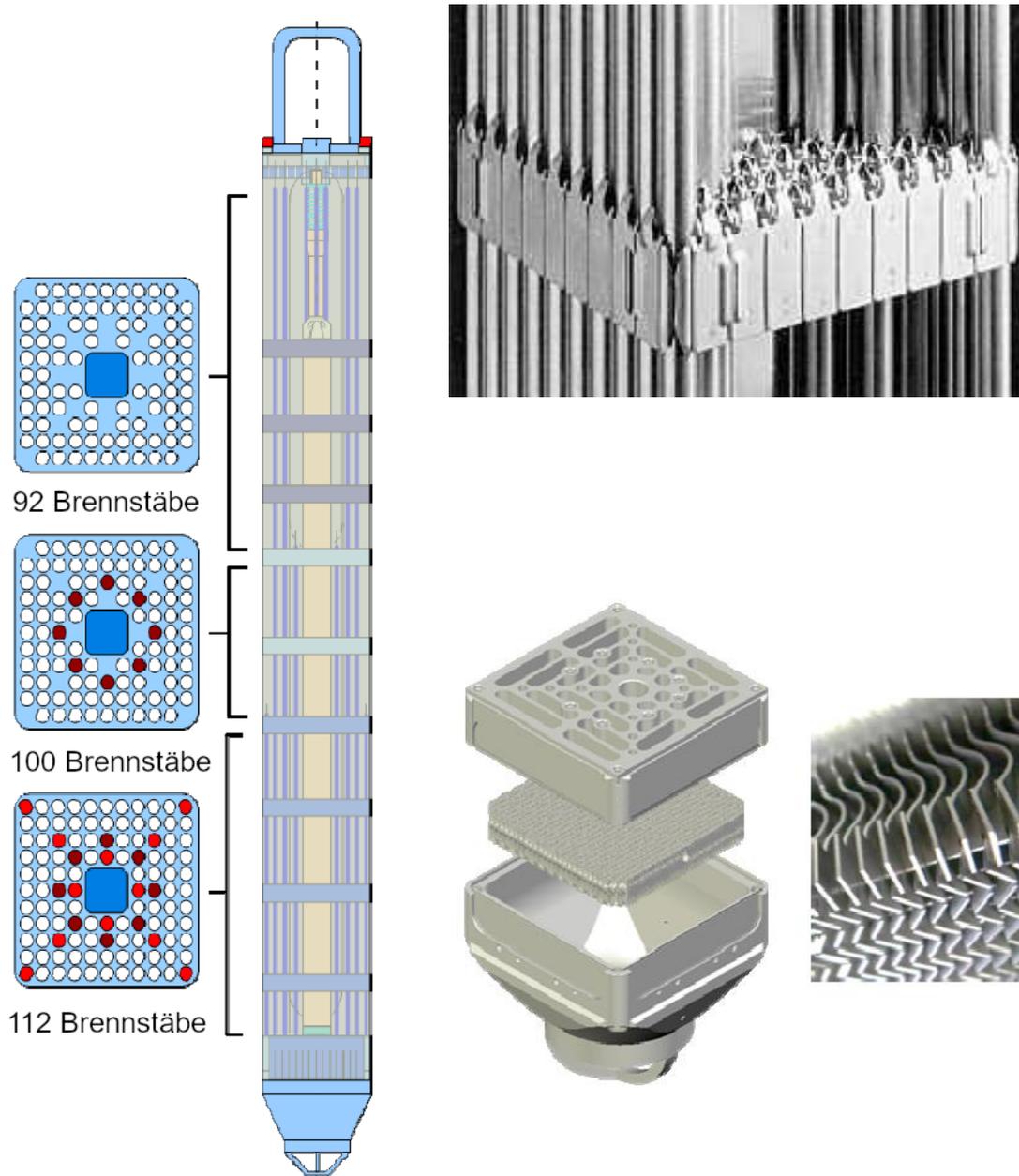


Abb. 2.17 Atrium 11, axiale und radiale Konfiguration (links), ULTRAFLOW Abstandshalter (rechts oben) und 3. Generation FUELGUARD Fremdkörperfilter (rechts unten) /MOL 14/

Der zentrale Wasserkanal umfasst 3x3 Brennstabpositionen und ist aus einer „beta quenched“ ZB4-Legierung gefertigt, einem Zry-4-Derivat mit gegenüber dem ASTM-Standard erhöhten Werten von Eisen und Chrom. Auch der Brennelementkasten ist aus dieser Legierung gefertigt, hat aber in der oberen Hälfte eine etwas stärkere Wanddicke als im ATRIUM-10-BE, um eine verbesserte Stabilität zu gewährleisten.

Die neun ULTRAFLOW-Abstandshaltergitter sind aus ICONEL 718 gefertigt. Die Brennstäbe liegen an Federn und Einbuchtungen auf. Auch das Design der Drallfahnen zur Strömungsoptimierung wurde beibehalten. Sie sind sägezahnartig geformt und dienen auch dazu, eventuell vorhandene Fremdkörper, die den Filter passieren konnten, von den Brennstäben wegzuleiten (siehe Abb. 2.17 rechts oben).

Das Fußstück enthält den FUELGUARD-Fremdkörperfilter der 3. Generation zur Rückhaltung größerer und mittlerer faserförmiger Fremdpartikel. Er wurde gegenüber dem in ATRIUM 10 enthaltenen Filter noch etwas verbessert (siehe Abb. 2.17 rechts unten).

2.2.3 Werkstoffe

Als Werkstoffe für die einzelnen BE-Bestandteile werden Zirkoniumlegierungen, Nickelbasislegierungen oder Edelstähle eingesetzt. Bei Verwendung von Nickelbasislegierungen und Edelstählen ist ein möglichst niedriger Cobaltgehalt wünschenswert, um die Strahlenexposition des Personals möglichst gering zu halten. Um den Verlust thermischer Neutronen möglichst gering zu halten, werden im aktiven Kernbereich bevorzugt Zirkoniumlegierungen verwendet. Dies gilt insbesondere für die Brennstabhüllrohre sowie mit Einschränkungen für die AH. Die Einschränkungen betreffen die AH-Federn sowie den untersten und zum Teil auch den oberste AH. Die Verwendung von Zirkoniumlegierungen für AH-Federn hat den Nachteil, dass die Federn infolge Neutronenbestrahlung relaxieren, sodass sie an Federkraft verlieren. Werden die Federn aus Nickellegierungen hergestellt, ist die Relaxation geringer und die BS können bis zum Ende der Einsatzzeit in Position gehalten werden. Eine kraftschlüssige BS-AH-Verbindung trägt zu einer besseren lateralen BE-Steifigkeit bei und macht Frettingschäden unwahrscheinlicher. Der unterste AH und zum Teil auch der oberste bestehen bei einigen BE-Typen aus einer Nickellegierung. Vorteil hier ist die höhere Festigkeit sowie der höhere Widerstand gegen Relaxation, wodurch die Sicherheit gegenüber Fretting erhöht wird. Der negative Effekt des höheren Neutroneneinfangs fällt aufgrund des im DWR am oberen und unteren BE-Endes niedrigen Neutronenflusses gering aus. Dies ist auch der Grund für die Verwendung von günstigerem Edelstahl für die Herstellung des Kopf- und Fußstücks. Tab. 2.3 gibt eine Übersicht der derzeit in LWR eingesetzten Zirkoniumlegierungen.

Tab. 2.3 Kommerzielle Zirkoniumbasis-Werkstoffe, die derzeit in westlichen LWR für die Bauteile von DWR- und SWR-BE verwendet werden

Legierung	Sn	Nb	Fe	Cr	Ni	O	Hersteller
	%	%	%	%	%	% (ppm)	
DWR							
Zry-4 (SRA ¹⁾)	1,20 – 1,70		0,18 – 0,24	0,07 – 0,13	-	0,09 – 0,15	
ZIRLO (SRA)	1	1	0,1	-	-	0,12	Westinghouse
Optimized ZIRLO (SRA/pRXA ²⁾)	0,7	1	0,1	-	-	0,12	Westinghouse
M5 (RXA ³⁾)	-	0,8 – 1,2	0,015 – 0,06	-	-	0,09 – 0,12	AREVA
HPA-4 ⁴⁾	0,6	-	Fe+V	-	-	0,12	AREVA
PCAm (RXA)	1,3	-	0,3	0,2	k.A.	1200 (ppm)	AREVA
PCA-2b (pRXA)	1,3	-	0,3	0,2	k.A.	1200 (ppm)	AREVA
NDA ⁵⁾ (SRA)	1	0,1	0,3	0,2	-	0,12	NFI ⁶⁾
MDA ⁷⁾ (SRA)	0,8	0,5	0,2	0,1	-	0,12	MHI ⁸⁾
DWR-Duplex⁹⁾							
ELS ^{10), 11)}	0,5 / 0,8	-	0,3 / 0,5	0,2	-	0,12	AREVA
D4	0,5	-	0,7	-	0,12	-	AREVA
3b ¹²⁾	< 0,8	-	-	< 0,6	-	-	Westinghouse
3b+ ¹³⁾	< 1,0	-	-	< 0,6	-	-	Westinghouse
D4 ¹⁴⁾	< 0,8	-	-	< 0,6	-	-	Westinghouse
SWR							
Zry-2 (SRA / RXA) ¹⁸⁾	1,20 – 1,70	-	0,07 – 0,20	0,05 – 0,15	0,03 – 0,08	0,09 – 0,15	
Zr-Liner¹⁵⁾							
Sponge	-	-	0,015 – 0,06	-	-	0,05 – 0,1	Nur in JP und RUS
ZrSn	0,25	-	0,03 – 0,06	-	-	0,05 – 0,1	Westinghouse
ZrFe	-	-	0,4	-	-	0,05 – 0,1	AREVA
ZrFe	-	-	0,10	-	-	0,05 – 0,1	GNF ¹⁶⁾ P8 ¹⁷⁾

¹⁾ Stress Relieved Annealed	⁷⁾ Mitsubishi Developed Alloy	¹³⁾ Zry-4 mit 1,5 % Sn
²⁾ Partially Recrystallised Condition	⁸⁾ Mitsubishi Heavy Industries	¹⁴⁾ Zry-4 mit 1,5 % Sn
³⁾ Recrystallised Annealed	⁹⁾ Alle DUPLEX-Hüllrohre bestehen aus einer äußeren korrosionsresistenten Schicht mit einer Dicke < 100 µm, die restliche Wanddicke besteht aus Zry-4 zur Gewährleistung der mechanischen Festigkeit.	¹⁵⁾ In allen SWR-Hüllrohren mit Liner besteht etwa 90 % der Dicke (äußerer Teil des Rohres) aus Zry-2.
⁴⁾ High Performance Alloy	¹⁰⁾ Extra Low-Sn	¹⁶⁾ Global Nuclear Fuel
⁵⁾ New Developed Alloy	¹¹⁾ Alle AREVA Duplex-Hüllrohrwerkstoffe bestehen aus Zry-4 mit 1,5wt%Sn	¹⁷⁾ Beginnend mit Prozess 8 (P8), verwendet GNF einen Liner, der einen etwas höheren Fe-Gehalt als die früheren Liner (P7 und früher) enthält. Der aktuelle Prozess ist P9.
⁶⁾ Nuclear Fuel Industries	¹²⁾ Zry-4 mit 1,3wt%Sn	¹⁸⁾ Alle bis auf einen SWR-BE-Hersteller nutzen RXA-Hüllrohre. Der ausgenommene Hersteller nutzt SRA-Hüllrohre.

Die physikalischen Eigenschaften der Zirkoniumlegierungen hängen von der Temperatur, der Fluenz schneller Neutronen, dem Sauerstoffgehalt und dem Herstellungsprozess ab. Die bei der Genehmigung eingesetzten Codes zum Nachweis des Verhaltens der aus Zirkoniumlegierungen bestehenden Komponenten im Betrieb und bei Störfällen enthalten Materialmodelle, die diese Abhängigkeit berücksichtigen. Die Grundlage dieser Materialmodelle bilden Datenmesspunkte verschiedener Parametervariationen. Daraus werden dann sogenannte Korrelationsfunktionen zur Beschreibung der jeweiligen Materialeigenschaft ermittelt. Entsprechende Korrelationsfunktionen für Zry-4 und Zry-2 sind in Section 4 der MATPRO /NRC 01/ oder /NRC 14/ beschrieben. Für den M5-Werkstoff können nach /MIT 00/ für die mechanischen Eigenschaften bis 700 K auch die Zry-4-Korrelationen der MATPRO benutzt werden. Eine weitere zugängliche Quelle mit M5-Korrelationsfunktionen in dem Fall für den TRANSURANUS-Code ist in /KEC 16/ zu finden. Dabei wird aber darauf hingewiesen, dass die Datengrundlage für diese Korrelationen sehr gering ist.

Daten zu mechanischen Kennwerten der Zirkoniumlegierungen Zry-2, Zry-4 und M5 für unbestrahlte Proben aus verschiedenen Quellen sind in Tab. 2.5 und Tab. 2.6 im Kapitel 2.2.4 aufgeführt.

2.2.4 Stand des Wissens und der Technik zu ATF-Hüllrohren

2.2.4.1 Einleitung

Zirkoniumlegierungen wurden seit Nutzung der Kernenergie als Hüllrohrwerkstoff in Brennelementen von LWR genutzt, da sie eine geringe Absorptionsrate für thermische Neutronen, eine gute thermische Leitfähigkeit, einen hohen Schmelzpunkt (~ 1830 °C für Zircaloy-2) und eine ausreichende Resistenz gegen Korrosion vorweisen /CHA 18/.

In der überwiegenden Mehrheit der weltweit in Betrieb befindlichen Leistungsreaktoren kommen daher Hüllrohre aus einer Zirkoniumlegierung mit keramischem UO_2 -Brennstoff oder mit MOX-Brennstoff (UO_2/PuO_2 -Gemisch) zum Einsatz.

Bei Kühlmittelverlust (KMV)- und Reaktivitätsstörfällen (Reactivity-initiated Accident – RIA) kommt es im Falle einer Freilegung von Brennelementen zu einer Aufheizung unter Wasserdampfbedingungen und für Temperaturen deutlich oberhalb von 800 °C zu einer verstärkten Oxidation der Zirkonium-Hüllrohre und der Bildung von Wasserstoff /CHA 18/. Zur Abschwächung dieser Effekte oder zur Minimierung der Auswirkungen wurden/werden in verschiedenen Ländern (USA, Japan, China, Korea) Programme zur Entwicklung innovativer Brennstoffe und Hüllrohrmaterialien (Accident Tolerant Fuel – ATF) durchgeführt.

Unter ATF versteht man im engeren Sinne Brennstoff-Hüllrohrsysteme, die Ereignisse mit Ausfall der aktiven Kühlung über einen wesentlich längeren Zeitraum und bei noch höheren Temperaturen tolerieren können als heutige BE – bei ansonsten gleichen bzw. verbesserten Eigenschaften unter normalen Betriebsbedingungen. Hierzu wird an verschiedenen potenziellen ATF-Konzepten sowohl für Brennstoff als auch für Hüllrohre gearbeitet. Bezüglich der Entwicklung von Hüllrohren können zwei Strategien für unfalltolerante BE unterschieden werden:

- Modifizierung der aktuellen Hüllrohre aus Zirkoniumlegierungen zwecks weiterer Verbesserung der Oxidationsbeständigkeit (insbesondere durch Verwendung von Beschichtungen),
- Ersetzen der Hüllrohre basierend auf Zirkoniumlegierungen durch alternative oxidationsbeständigere Werkstoffe (z. B. FeCrAl-Legierungen, keramische SiC-Verbundwerkstoffe).

2.2.4.2 Forschungen und Entwicklungen zu Hüllrohren für ATF-Brennelemente

Verschiedene Forschungseinrichtungen (INL, LANL, ORNL, PNNL, KAERI), Universitäten (University of Illinois, University of Tennessee) sowie die Nuklearindustrie (Framatome, General Electric (GE), Westinghouse (WE), Kepco NF) betreiben Forschungen zu neuen Werkstoffen für Hüllrohre oder zu Modifikationen bestehender Hüllrohrkonzepte auf Basis von Zirkoniumlegierungen.

Derzeit in Leichtwasserreaktoren eingesetzte Hüllrohrwerkstoffe auf Basis von Zirkoniumlegierungen sind unter anderem:

- Zircalloy-2 in SWR,
- Zircalloy-4 in DWR,
- M5 (Zr-1Nb) in DWR,
- ZIRLO und optimiertes ZIRLO in DWR.

Die chemische Zusammensetzung dieser Hüllrohrwerkstoffe ist in der folgenden Tabelle Tab. 2.4 wiedergegeben.

Tab. 2.4 Chemische Zusammensetzung üblicher Zirkoniumlegierungen für Hüllrohre

Element	Zusammensetzung, Gew.%				
	Zircalloy-4 ¹	M5 (Zr-1Nb) ²	ZIRLO ³	Opt. ZIRLO ³	Zircalloy-2 ¹
Zr, Zirkonium	Rest	Rest	Rest	Rest	Rest
Sn, Zinn	1,2 – 1,7	≤ 100 ppm	1,02	0,60 – 0,80	1,2 – 1,7
Nb, Niob	–	0,8 - 1,2	1,01	1,02	–
Cr, Chrom	0,07 – 0,13	≤ 150 ppm	–	–	0,05 – 0,15
Ni, Nickel	–	≤ 70 ppm	–	–	0,03 – 0,08
Fe, Eisen	0,18 – 0,24	≤ 500 ppm	0,1	0,11	0,07 – 0,2
O, Sauerstoff	0,09 – 0,13	0,12 – 0,14	0,09 – 0,15	1,04	0,12 ³
S, Schwefel	–	0,0010 – 0,0035	–	–	–

Von Westinghouse und Framatome wurden unabhängig voneinander Forschungen zu Hüllrohren aus Zirkoniumlegierungen, welche auf der Außenseite mit Chrom beschichtet wurden, durchgeführt. Neben der technischen Entwicklung und Optimierung eines

¹ Angaben aus /GLA 14/

² Angaben aus /PAR 18/

³ Angaben aus /DUA 17/

geeigneten Beschichtungsverfahren (Kaltsprühverfahren in beiden Fällen) wurden insbesondere Oxidationsversuche unter Normalbedingungen als auch unter Störfallbedingungen durchgeführt.

Westinghouse entwickelte zusammen mit Exelon im Rahmen ihres EnCore-Programmes mit Chrom beschichtete Hüllrohre aus einem optimierten Zirlo-Werkstoff. Die Chrom-Beschichtung wird mittels eines Kaltsprühverfahrens aufgebracht und ist 20 – 30 µm dick (siehe Abb. 2.18 (a)). Oxidationsversuche unter Heißdampfbedingungen bei 1200 °C für 20 Minuten, denen sowohl die beschichtete Außenseite als auch die unbeschichtete Innenseite eines Hüllrohrs ausgesetzt waren, zeigten wie wirksam die Beschichtung ist (siehe Abb. 2.18 (b), Aussenseite oben, Innenseite unten) /SHA 18/. Dabei sind die unterschiedlichen Massstäbe in den beiden Bildteilen zu beachten.

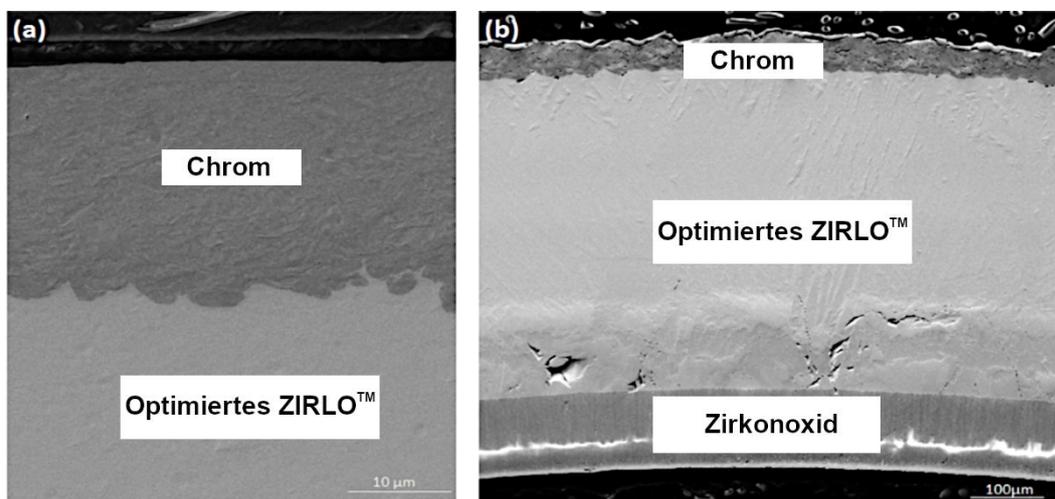


Abb. 2.18 Zirlo-Hüllrohr (Aussenseite) mit Chrom beschichtet (a) sowie nach 20 Minuten bei 1200 °C in Heißdampf (b) /SHA 18/

Beim Einsatz einzelner Westinghouse-Exelon-Vorläufer-Brennelemente mit ATF-Brennstoff und ATF-Hüllrohren werden, wie in Abb. 2.19 dargestellt, an einigen Brennstabpositionen mit Chrom beschichtete Hüllrohre als Brennstäbe eingesetzt. An dem Gesamtdesign der Brennelemente (Abstandshalter, Steuerstabführungsrohr) müssen hierbei keine Änderungen vorgenommen werden /SHA 18/.

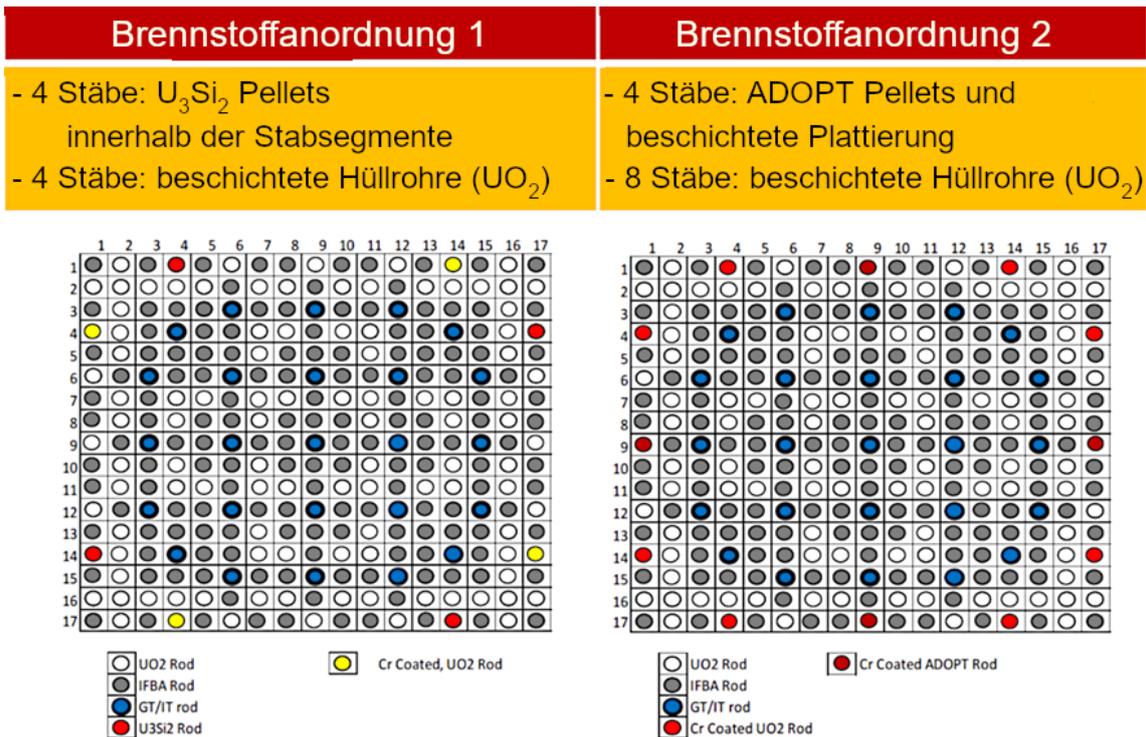


Abb. 2.19 Brennelemente von Westinghouse-Exelon für die Erprobung von alternativen Kernbrennstoffen und Hüllrohrwerkstoffen /SHA 18/

Von Framatome (AREVA) wurden ebenfalls Hüllrohre aus dem Material M5 mit Chrom beschichtet (15 µm Schichtdicke) und Korrosionsversuche unter den Bedingungen 70 ppm Li und 360 °C Wassertemperatur durchgeführt. Die Versuche zeigen, dass der Massenzuwachs der Hüllrohre mit Chrom-Beschichtung wesentlich geringer ist als ohne Beschichtung. Damit wird die Korrosionsbeständigkeit der Chrom-Beschichtung unter diesen Bedingungen bestätigt (siehe Abb. 2.20) /BIS 18/.

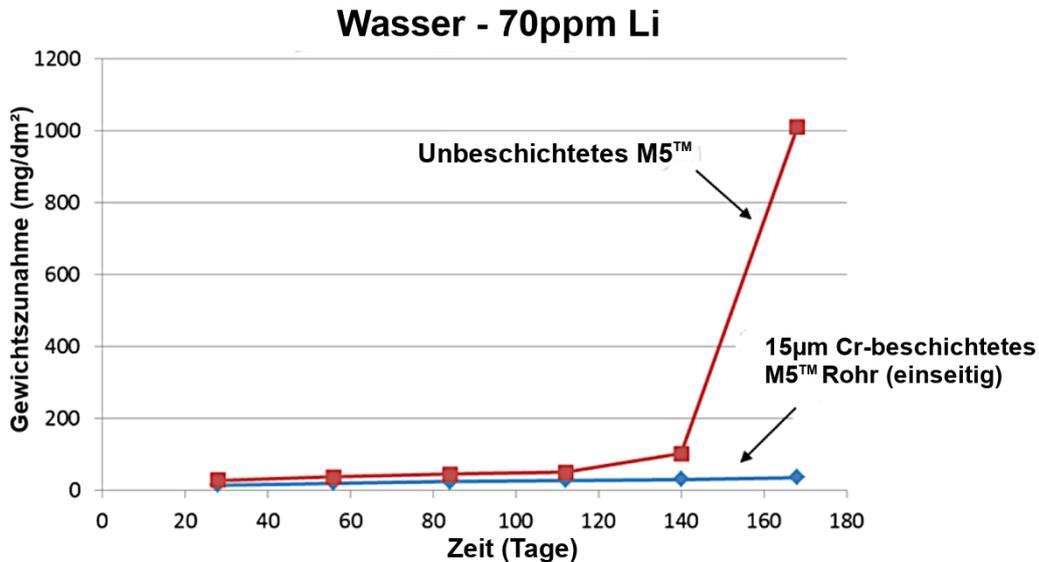


Abb. 2.20 Korrosionsuntersuchung an M5-Hüllrohr mit Chrom beschichtet und unbeschichtet /BIS 18/

Forschungen zu Beschichtungen von Hüllrohren aus Zirkoniumlegierungen werden ebenfalls von KAERI durchgeführt. Hierbei werden Untersuchungen mit CrAl- und FeCrAl-Werkstoffen als Beschichtung durchgeführt. Ebenso wurde in Versuchen die Eigenschaften von Zirkonium-Hüllrohren durch Ausscheidungshärtung (ODS – Oxide Dispersion Strengthened, durch feinverteilte Oxidausscheidungen verfestigter Werkstoff) verbessert. Hierbei wird auf der Außenseite ein Y₂O₃-Pulver aufgebracht und durch ein Laserverfahren die äußere Randschicht des Hüllrohres aufgeschmolzen, sodass die Oxide sich in der Schmelze und somit in der Randschicht verteilen /KIM 18/.

Untersuchungen von GE Global Research kamen zu dem Ergebnis, dass Hüllrohre aus FeCrAl im Kontakt mit Abstandshaltern aus Alloy X-750 zu keiner nennenswerten galvanischen Korrosion führen, sodass das bestehende Design der Brennelemente in Bezug auf Abstandshalter beibehalten werden kann /OEC 18/.

2.2.4.3 Physikalische Eigenschaften ausgewählter neuer Hüllrohrwerkstoffe

Es werden insbesondere mechanische Kennwerte zu Hüllrohrwerkstoffen aufgeführt, die bisher zum Einsatz kamen (Zircaloy-2, Zircaloy-4 und M5), um einen Vergleich mit neu entwickelten Hüllrohrwerkstoffen (FeCrAl-Legierung) und entsprechende Modellierungen durchführen zu können.

Die mechanischen Eigenschaften von Zirkoniumlegierungen (Zircalloy-2, Zircalloy-4, M5), wie sie derzeit in Leichtwasserreaktoren eingesetzt werden, und für die FeCrAl-Legierung APMT sind in Tab. 2.5 wiedergegeben. Die verschiedenen Quellen zu diesen Werten sind in der Fußnote angegeben.

Die FeCrAl-Legierung (Kanthal APMT – Fe-21Cr-5Al-3Mo), welche in Vorläuferbrennelementen bereits zur Anwendung kam, weist bei Raumtemperatur eine deutlich höhere Zugfestigkeit, Bruchfestigkeit und Bruchdehnung auf im Vergleich zu Zirkoniumlegierungen. Sowohl für Zircalloy-2 als auch für Zircalloy-4 lagen unterschiedliche Quellen für die mechanischen Kennwerte vor. Die Daten zu Zircalloy-2 aus /WHI 62/ stammen aus der Auswertung von ca. 100 Proben. Sie liegen durchweg höher als die Werte, wie sie in der anderen Quelle für mechanische Kennwerte (Matweb) angegeben werden. Insbesondere geschweißte Proben weisen eine deutlich höhere Zug- und Bruchfestigkeit auf.

Die Ausrichtung der Probe führt sowohl bei Zircalloy-2 als auch für M5 bei einer Probenlage in Längsrichtung zu höheren Bruchfestigkeiten und niedrigeren Zugfestigkeiten als bei einer Probenlage in Querrichtung.

In /KEC 16/ werden gemessene Zugfestigkeiten unbestrahlter Proben der M5-Legierung und auch unterschiedlich bestrahlter Proben dieses Werkstoffs in Abhängigkeit von der Temperatur aufgeführt (siehe Abb. 2.21). Weiterhin sind in Abb. 2.21 für ausgewählte Abbrände (in Gwd/tU) Korrelationen zwischen der Zugfestigkeit (in MPa) und der Temperatur (T in Kelvin) gemäß der folgenden Formel enthalten:

$$R_{p0,2} = (13,736 * Abbrand + 341,33) * e^{-(1,333*10^{-5}*Abbrand+3*10^{-3})*(T-273,15)} \quad (2.1)$$

Die in /KEC 16/ aufgeführten Kennwerte wurden insbesondere für die Verwendung im TRANSURANUS-Code, welcher für die thermische und mechanische Analyse von Brennstäben verwendet wird, zusammengetragen.

Tab. 2.5 Festigkeitskennwerte und Bruchdehnung für Zirkonium- und FeCrAl-Legierungen

	Testtemperatur (°C)	Zugfestigkeit R _{p0,2} (MPa)	Bruchfestigkeit R _m (MPa)	Bruchdehnung
Zircaloy-2 ⁴	20	≥ 241	≥ 413	20 %
Zircaloy-2 (Probenlage längs) ⁵	20	268±39	471±32	
	315	103±9	228±14	
Zircaloy-2 (Probenlage quer) ⁵	20	387±37	451±32	
	315	136±16	203±20	
Zircaloy-2 (geschweißte Probe) ⁵	20	411±39	541±41	
	315	171±9	248±21	
Zircaloy-4 ⁶	20	241	413	20 %
Zircaloy-4 ⁷	20		437	
	300		270	
M5 ⁸ (Probenlage Längs in Walzrichtung)	15 – 25	≥ 360	≥ 470	≥ 25 %
M5 ⁸ (Probenlage Quer zur Walzrichtung)	15 – 25	≥ 395	≥ 415	≥ 25 %
APMT (Probenlage längs) ⁹	20	540	740	26 %

⁴ Werte aus Matweb: http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=eb1dad5ce1ad4a1f9e92f86d5b44740d

⁵ Werte aus /WHI 62/

⁶ Werte aus Matweb: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=e36a9590eb5945de94d89a35097b7faa>

⁷ Werte aus /GLA 14/

⁸ Werte aus /PAR 18/

⁹ Werte aus Matweb: <http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=8579651022af4ab9bff27618e7da94da> und <https://www.kanthal.com/en/products/material-datasheets/tube/kanthal-apmt/>

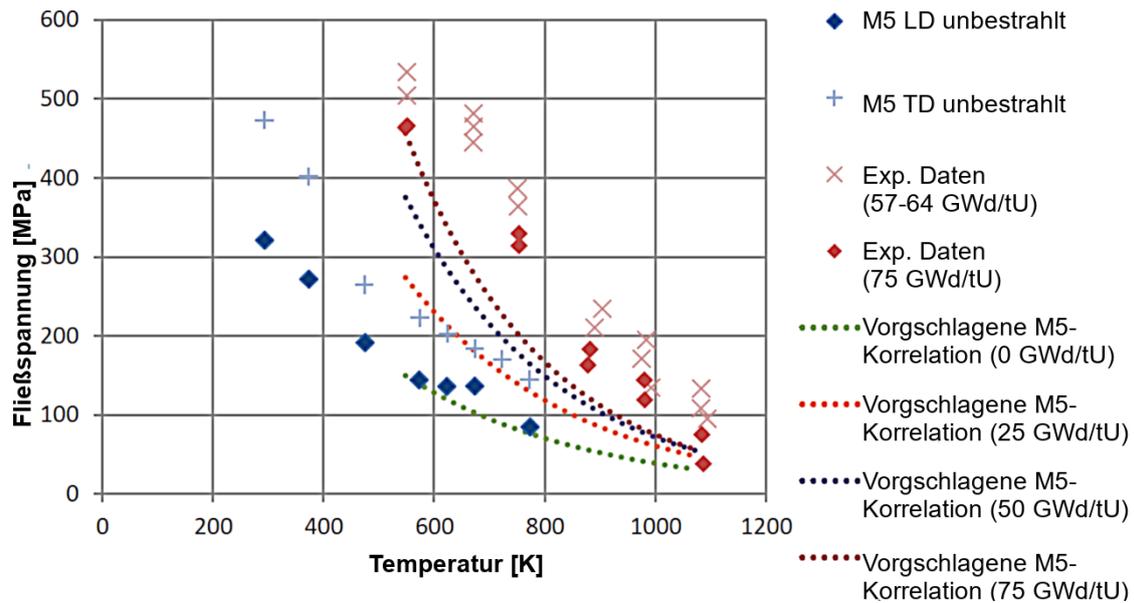


Abb. 2.21 Zugfestigkeit (Yield Stress) für die M5-Legierung in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Abbrand (LD = Probenrichtung längs, TD = Probenrichtung quer) /KEC 16/

Vom ORNL wurden Untersuchungen zum Elastizitätsmodul (E-Modul) von verschiedenen FeCrAl-Versuchslegierungen und des Werkstoffs von Kanthal (APMT) sowie zur Poissonzahl der Versuchslegierungen in Abhängigkeit von der Temperatur durchgeführt /FIE 17/. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in Form von Mittelwertskurven mit Streubreiten in der Abb. 2.22 wiedergegeben. Sowohl für das Elastizitätsmodul E als auch für die Poissonzahl ν wurde die Temperaturabhängigkeit (T in °C) basierend auf den Ergebnissen der Versuchslegierungen mit den folgenden Formeln wiedergegeben:

$$E = -5,46 \times 10^{-5} T^2 - 3,85 \times 10^{-2} T + 199 \quad (2.2)$$

$$\nu = 4,46 \times 10^{-5} T + 0,27 \quad (2.3)$$

Das E-Modul der APMT-Legierung weist im Vergleich zu den Versuchslegierungen über dem Temperaturbereich bis 800 °C geringfügig höhere Werte auf.

Die Kennwerte zur Dichte, dem E-Modul, der Poissonzahl, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitung sind für die FeCrAl-Legierung APMT als auch für unterschiedliche Zirkoniumlegierungen in der Tab. 2.6 zusammengefasst.

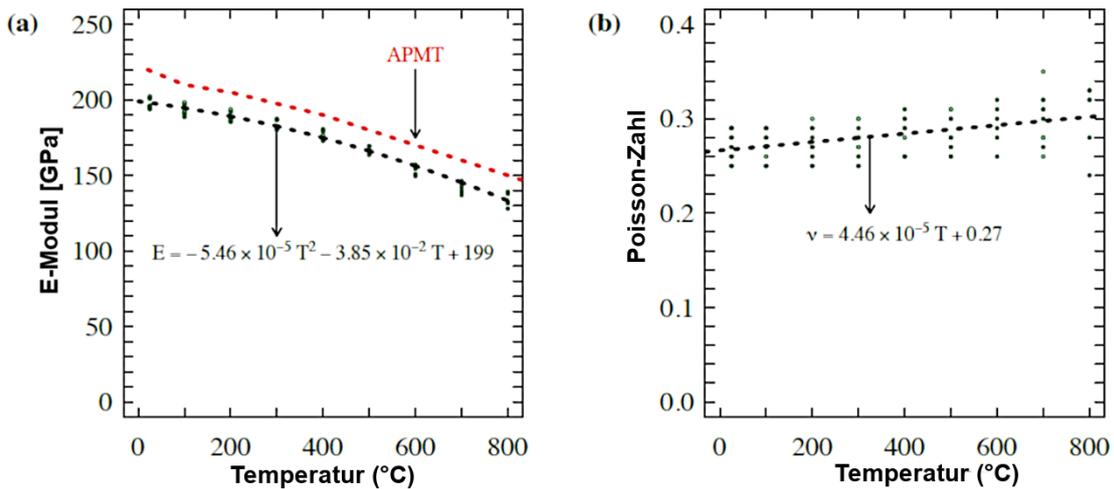


Abb. 2.22 E-Modul und Poisson-Zahl für FeCrAl-Legierungen /FIE 17/

Tab. 2.6 Weitere mechanische und thermodynamische Kennwerte für Zirkonium- und FeCrAl-Legierungen

	Zircalloy-2 ¹⁰	Zircalloy-4	APMT ¹¹	M5 ¹²
Dichte (g/cm ³)	6,56	6,56	7,25	6,5
E-Modul (MPa)	99.300 (RT ¹³)	99.300 (RT)	220.000 (RT)	$1,088 \cdot 10^5 - 5,475 \cdot 10 \cdot T$ (T ≤ 1090 K)
			210.000 (100 °C)	$1,017 \cdot 10^5 - 4,827 \cdot 10 \cdot T$ (1090 K < T ≤ 1240 K)
			205.000 (200 °C)	$9,210 \cdot 10^4 - 4,050 \cdot 10 \cdot T$ (1240 K < T ≤ 2027 K)
E-Modul (MPa)			190.000 (400 °C)	$1,0 \cdot 10^4$ (2027 < T)
			170.000 (600 °C)	

¹⁰ Werte aus Matweb:

http://www.matweb.com/search/datasheet_print.aspx?matguid=eb1dad5ce1ad4a1f9e92f86d5b44740d

¹¹ Werte aus Matweb:

<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=8579651022af4ab9bff27618e7da94da>
und
<https://www.kanthal.com/en/products/material-datasheets/tube/kanthal-apmt/>

¹² Werte aus /KEC 16/

¹³ RT – Raumtemperatur ≈ 20°C = 293,15 K

	Zircalloy-2 ¹⁰	Zircalloy-4	APMT ¹¹	M5 ¹²
			150.000 (800 °C)	
			130.000 (1000 °C)	
Poisson- zahl	0,37	0,37	0,3	0,37
Spez. Wärme- kapazität (J/gK)	0,285 (RT)	0,285 (RT)	0,48 (RT)	0,0001147*t+0,25255 (T<960,122 K)
			0,56 (200 °C)	0,0019014*t+1,4631 (960,122 K≤T<1017,6 K)
			0,64 (400 °C)	0,0005527*t+0,09068 (1017,6 K≤T<1107,8 K)
			0,71 (600 °C) ¹⁴	0,0015837*t+1,232 (1107,8 K≤T<1153,1 K)
			0,67 (800 °C)	-0,0018617*t+2,7409 (1153,1 K≤T<1278,2 K)
			0,69 (1000 °C)	0,356 (T≥1278,2)
Wärme- leitfähig- keit (W/mK)	12,6 (293,2 K)		11,0 (50 °C) ¹⁴	15,0636*e ^(0,000461843*T) (T≤2133 K)
	13,4 (373,2 K)	13,6 (373,2 K)		36 (T>2133 K)
	14,5 (473,2 K)	14,3 (473,2 K)		
	15,6 (573,2 K)	15,2 (573,2 K)		8,6383*e ^(0,0007*T) (T≤2133 K) ¹⁵
	17,0 (673,2 K)	16,4 (673,2 K)		
	19,9 (873,2 K)	20,1 (873,2 K)	21,0 (600 °C) ¹⁴	

Für Hüllrohre, welche durch dünne Beschichtungen verbessert wurden, konnten keine entsprechenden Kennwerte ermittelt werden. Die mechanischen Eigenschaften des Zirlo-Hüllrohres (Zirkoniumlegierung) bei den neu entwickelten Hüllrohren von

¹⁴ Werte aus /OEC 18/

¹⁵ Von der US NRC aus AREVA-Unterlagen abgeleiteter Wert

Westinghouse-Exelon werden durch die im Vergleich zur Wanddicke des Hüllrohres dünne Chrom-Beschichtung nicht wesentlich verändert, sodass im Falle von Berechnungen die Eigenschaften des Zirlo-Werkstoffes verwendet werden können /SHA 18/.

2.2.4.4 Tribologische Untersuchungen

Von Areva wurde der Reibverschleiß von unbeschichteten und mit Chrom beschichteten Hüllrohren aus der Zirkoniumlegierung M5 untersucht (siehe Abb. 2.23). Diese wurden in einem Aufbau mit einer Haltefeder aus Inconel im Kontakt mit Chrom beschichteten und unbeschichteten Hüllrohren durchgeführt (Wegamplitude +/-200 µm, 1,5 N Anpresskraft, 20 Hz, 100 Stunden, 300 °C und Wasserchemie: 1000 ppm Bor (mittlere DWR-Borkonzentration), 2 ppm Lithium), wie in Abb. 2.23 links schematisch dargestellt. Bei den Versuchen mit beschichtetem Hüllrohr (Cr-coated M5) war der Reibverschleiß sowohl am Hüllrohr als auch an der Inconel-Feder vernachlässigbar. Im Falle des unbeschichteten Hüllrohrs (Standard M5) trat der Reibverschleiß hauptsächlich am Hüllrohr auf /BIS 18/.

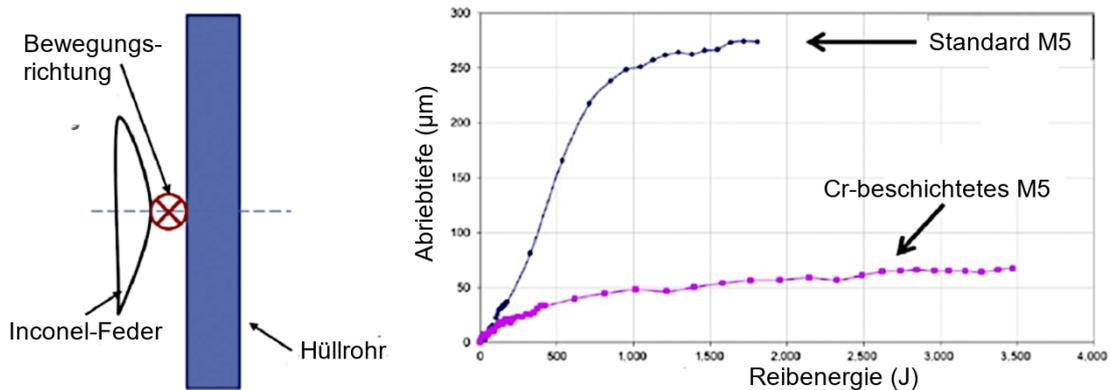


Abb. 2.23 AREVA-Untersuchungen zum Reibverschleiß an M5-Hüllrohren und mit Chrom beschichteten M5-Hüllrohren /BIS 18/

Um den Reibverschleiß einer FeCrAl (Fe-21Cr-5,2Al in Gew.-%) zu untersuchen, wurden von Lee und Byun Untersuchungen durchgeführt, welche das Hüllrohr-Abstandshalter-Fretting simulierten. Die Tiefe des Abriebs lag bei der Kombination von FeCrAl mit FeCrAl unter 150 µm bei Versuchen an Luft (keine Schmierung) und unter 30 µm bei Versuchen in Wasser. Die Kombination FeCrAl mit Zr führte bei Versuchen an Luft zu Abriebtiefen von ca. 250 µm. Daraus wurde geschlossen, dass Abstandshalter aus Zirkoniumlegierungen einen stärkeren Reibverschleiß aufweisen, falls Hüllrohre aus FeCrAl-Legierungen zum Einsatz kommen /FIE 17/.

3 Ursachen der Brennelementverformung und Verbindungen zur beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschens

In diesem Kapitel werden zunächst statische BE-Verformungen und deren Ursachen bis hin zu Modellen aus der Literatur betrachtet. Anschließend werden insbesondere fluid-induzierte BE-Schwingungen als Teil der Erklärung erhöhter Neutronenflussrauschsignale diskutiert, wobei Argumente zusammengetragen und Hypothesen aufgestellt werden.

3.1 Statische Brennelementverformungen

3.1.1 Beobachtungen und Korrelationen

Die statische Brennelementverformung ist ein international lange bekanntes Phänomen, dem verschiedene Mechanismen zugrunde liegen können (siehe Abschnitt 3.1.2). Verformungen wurden in verschiedenen DWR-Reaktorbaureihen und für BE verschiedener Hersteller beobachtet /ELM 16/ (Abb. 3.1). In dieser Abbildung ist exemplarisch eine C-Biegung mit überlagerter S-Biegung eines Brennelements erkennbar. Eine Häufung von Ereignissen trat etwa Mitte der 90er Jahre auf /IAE 10/.

Zur Angabe der Verformung haben sich verschiedene Maße etabliert. Mit der Maximalverformung (Formel (3.1)) wird der maximale laterale Versatz von der Idealachse gemessen. Die Peak-to-Peak-Verformung (Formel (3.2)) gibt die horizontale Flächendiagonale eines Quaders an, die die Verformung entlang des gesamten BE umschließt.

$$B_{\max} = \max \left(\sqrt{x_i^2 + y_i^2} \right) \quad (3.1)$$

$$B_{\text{Peak-to-Peak}} = \sqrt{(x_{\max} - x_{\min})^2 + (y_{\max} - y_{\min})^2} \quad (3.2)$$

Da während des Betriebs eine Messung der BE-Verformung im Reaktorkern nicht möglich ist, werden die Werte rechnerisch aus den außerhalb des Kerns mit optischen Mitteln gemessenen Verformungen ermittelt. Zur Bewertung werden weiterhin Fallzeitmessungen, Reibkraftmessungen, Laufzeitoszillogramme und Last-Weg-Aufzeichnungen herangezogen.



Abb. 3.1 Beispielhafte Verformung eines DWR-Brennelements (Typ AFA), wie sie schwerpunktmäßig während der 90er Jahre beobachtet wurde /BIR 12/

In diesem Bericht sollen insbesondere große Brennelementverformungen im Mittelpunkt stehen, welche ab etwa dem Jahr 2000 in KWU-DWR in unterschiedlicher Ausprägung beobachtet wurden. Die Auslenkungen der C- oder S-förmigen Verformungen stiegen bis etwa zum Jahr 2010 auf Maximalwerte im Bereich des geometrisch begrenzenden maximalen Spaltsummspalts (Abb. 3.2), welcher bei frischen BE mit Zircaloy-AH und nomineller Geometrie etwa 26 mm beträgt /POH 18/, und gingen danach kontinuierlich zurück /RSK 15/.

Die maximalen Auslenkungen der BE zeigten von Zyklus zu Zyklus eine kontinuierliche Zunahme. Auf Ebene des Gesamtkerns bildeten sich anlagenspezifische Muster, indem sich die Verformungen über Kontakte mit benachbarten BE in beiden Lateraldimensionen hinweg fortsetzten (Abb. 3.2). Die Art der Muster wurde mit Beladung, Vorverformung der BE sowie dem Strömungsmuster im Kern in Verbindung gebracht /RSK 15/.

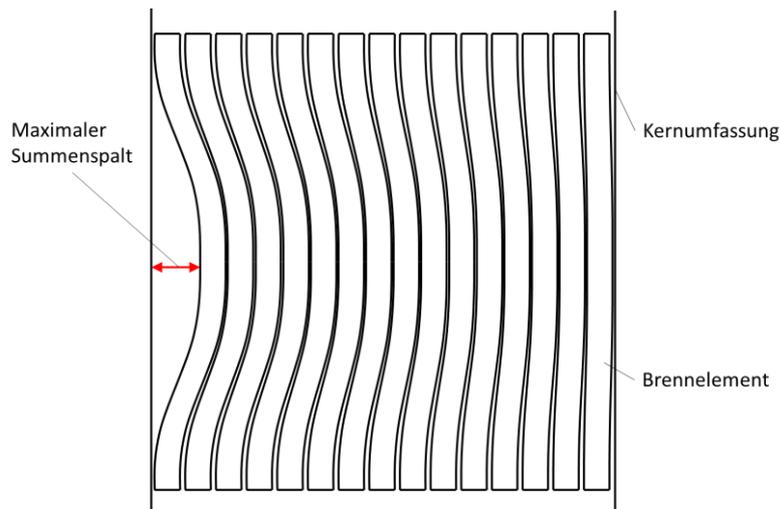


Abb. 3.2 Schematische Darstellung eines kernweiten Verformungsmusters

Parallel zu den zunehmenden statischen Verformungen wurden erhöhte Reibkräfte beim Einfahren der Steuerstäbe, erhöhte Einfallzeiten, einzelne Fälle des Nichterreichens der Endstellung sowie durch die Verformung verursachte Handhabungsprobleme, Beschädigungen und Verzögerungen beim BE-Wechsel beobachtet /RSK 15/. Fälle von gebrochenen Zentrierstiften sowie eine verstärkt auftretende Reibkorrosion an den Ecken der Abstandshalter und den Eck-Brennstäben stehen möglicherweise ebenfalls in kausalem Zusammenhang mit den Verformungen (siehe Abschnitte 0 und 5) /POH 18/.

Zeitgleich zur beobachteten Zunahme der statischen Brennelementverformung wurde auch eine Erhöhung des Rauschens im Neutronenflusssignal festgestellt /RSK 13/ und aufgrund der Signalcharakteristik mit dynamischen Brennelementschwingungen in Verbindung gebracht /HER 16/, /GIR 17/ (siehe Abschnitt 3.2).

Das zeitliche Auftreten der Verformungen korrelierte besonders auffällig mit dem Einsatz eines neuen Brennelementdesigns (HTP, siehe Abschnitt 2.2.1.1.1). Wesentliche Merkmale dieses Designs sind eine geringere Lateralsteifigkeit aufgrund eines neuen Abstandshalterkonzepts sowie der Einsatz einer Gitterkonstruktion im Fuß zur Rückhaltung von Fremdkörpern.

Der spätere Rückgang der BE-Verformungen korrelierte mit organisatorischen und konstruktiven Gegenmaßnahmen, die basierend auf Kenntnissen mit vorangegangenen Fällen von BE-Verformungen als Reaktion auf die Verformungen eingeführt wurden /RSK 15/. Diese Gegenmaßnahmen bestanden u. a. aus dem Einsatz anderer Brennelementtypen bzw. Brennelementen anderer Hersteller, konstruktiver Verbesserungen

sowie organisatorischer Maßnahmen bei Inspektion, Beladungsmanagement und Handhabung. Konstruktive Veränderungen des Brennelementdesigns umfassten insbesondere eine Versteifung des BE durch Versteifung der Führungsrohre (vergrößerte Wanddicke, Stahl-FR, polygonale Form), Versteifung der Abstandshalter (Inconel-AH mit Punktverschweißung an Hülse in oberster und unterster Position, FOCUS-Abstandshaltern im aktiven Bereich, vergrößerte Blechdicke) und Versteifung der Verbindung FR/AH (Double Bulging, zusätzliche Schweißpunkte). Ferner wurde die Niederhaltekraft reduziert (weniger Federn, Anteil verkürzter Federn). Zur Begrenzung der maximal auftretenden Spannungen in BE mit Stahlführungsrohren war dabei die Modifikation der Fahrweise beim Anfahren mit drei HKMP bei Kühlmitteltemperaturen unter 250 °C und die damit einhergehenden niedrigeren Strömungskräfte notwendig. Weiterhin wurden für Führungsrohre und Abstandshalter kriechfestere Werkstoffe (Q12, Stahl und Low Tin ZIRLO) eingesetzt /ELM 16/. Auch andere Hersteller verbesserten ihre Designs /AUL 12/. Mögliche weitere Maßnahmen, wie die Verkleinerung des Spaltens in Verbindung mit AH-Werkstoffen mit verbessertem Schwellverhalten, wurden international bei ähnlichen Problemstellungen bereits erprobt /IAE 10/.

3.1.2 Mechanismen

Verformungen der Brennelemente können durch verschiedene Mechanismen hervorgerufen werden. Diese können sich überlagern oder gegenseitig verstärken, sodass eine exakte Zuordnung nicht immer möglich ist /DAN 10/, /WAN 18/.

Eine unvermeidbare Verformung ergibt sich aus der Formtoleranz sowie internen Verspannungen bei der Herstellung, welche sich durch entsprechende Qualitätsmaßnahmen begrenzen lassen.

Laterale Temperaturgradienten bewirken über die unterschiedliche thermische Ausdehnung der FR eine Verformung, die zwar vollständig reversibel ist, jedoch andere Biegemechanismen auslösen oder verstärken kann /WAN 18/.

Stehen BE im Kern auf Positionen mit starken Gradienten der Neutronenflussdichte, kann ein unterschiedliches strahlungsinduziertes Längenwachstum oder ein unterschiedliches strahlungsinduziertes Kriechen der Führungsrohre in Verbindung mit der Niederhaltekraft eine Verformung hervorrufen. Die Verformung baut sich während der Einsatzzeit kontinuierlich auf, bleibt aber üblicherweise mäßig und kann durch ein geeignetes Beladungs- und Umsetzmanagement begrenzt werden /OEC 12/. Da die

Geschwindigkeit des strahlungsinduzierten Kriechens temperaturabhängig ist, kann ein vergleichbarer Effekt auch an Orten großer Temperaturgradienten auftreten /WAN 18/.

Durch unterschiedliches strahleninduziertes Längenwachstum von Führungsrohren und Brennstäben können sich in der BE-Struktur interne Verspannungen aufbauen. Lösen sich die Verspannungen einseitig, z. B. aufgrund einer temperaturbedingt einseitig schnelleren Relaxation der Haltefedern, oder bilden sich asymmetrisch aus, z. B. aufgrund eines Neutronenflussdichtegradienten, kann es ebenfalls zu einer Verformung kommen. Verformungen dieses Typs treten vermehrt zu Beginn des Zyklus auf und können sich, z. B. durch eine zunehmende Relaxation der Verbindung zwischen Abstandhalter und Brennstäben, im Laufe des Zyklus wieder abbauen /STA 95/, /KAR 99/, /JEO 12/.

Für die beobachteten Brennelementverformungen in KWU DWR ab etwa 2000 wird als bestimmender Beitrag ein Mechanismus angenommen, der auf einer bleibenden Kriechverformung der BE unter äußeren Kräften, insbesondere lateralen Strömungskräften, beruht /RSK 15/. Die BE-Auslenkungen nehmen während der Einsatzzeit kontinuierlich zu. Trotz Unterschieden in den Anlagen hinsichtlich Beladehistorien und BE-Designs sowie verschiedenen Strömungsfeldern im Kern (Kerndurchsatz, Strömungsverteilung am Kerneintritt und -austritt, ...), konnten folgende Einflussgrößen ermittelt werden:

- Laterale Steifigkeit des Brennelements
- Strömungsfeld im Kern
- Niederhaltekraft
- Verformte BE an benachbarten Positionen
- Kriechfestigkeit der Werkstoffe
- Länge Zyklus/Abbrand

Nach Auswertung von Arbeiten zur Simulation der Fluid-Struktur-Interaktion /HOR 13/, /WAN 18/ (Abschnitt 3.1.3), Berichten zu Beobachtungen, Erklärungsversuchen und konstruktiven Maßnahmen zu Vorkommnissen von Brennelementverbiegungen der 90er Jahre /AND 05/, /COX 05/ sowie aktueller Ereignisse in Schweden und Frankreich mit ähnlichen Brennelementdesigns und ähnlichen Beobachtungen /ALE 18/, /GAB 18/ lässt sich für diesen Verformungsmechanismus nachfolgende Modellvorstellung ableiten

(siehe Abb. 3.3, nicht alle möglichen Wirkungswege und Einflussgrößen in der Grafik enthalten).

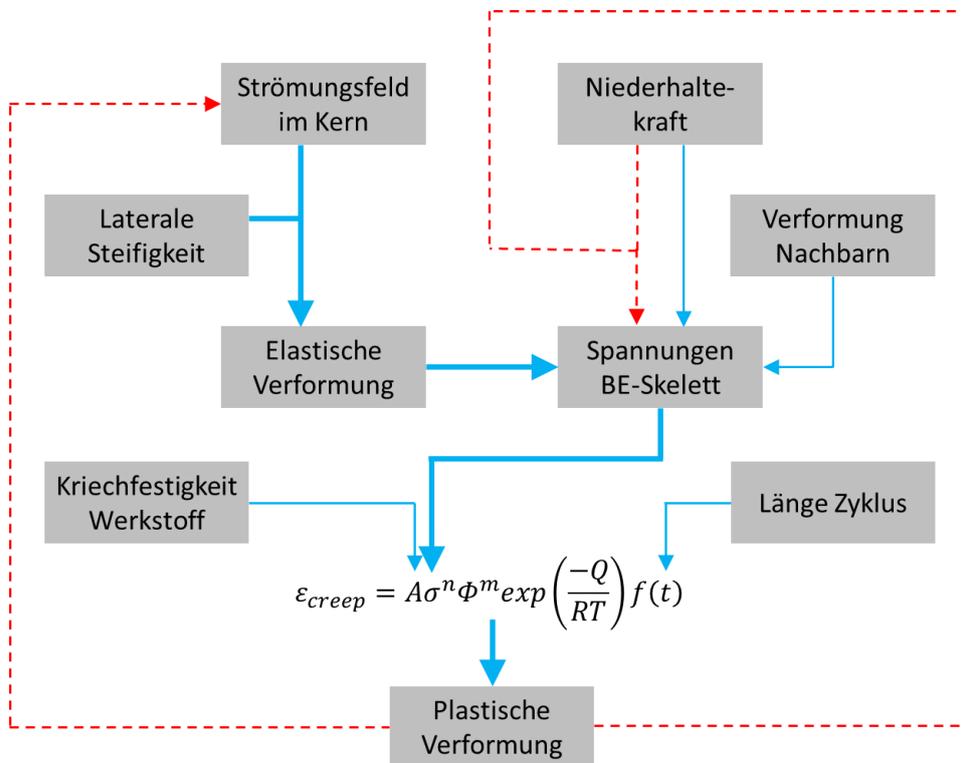


Abb. 3.3 Modellvorstellung des Verformungsmechanismus: wichtige Wirkungswege und Einflussgrößen (blaue Pfeile) sowie Rückkopplungen (rote Pfeile)

Demnach geht die Wirkungskette zunächst von äußeren Kräften, insbesondere lateralen Fluidkräften, aus. Abhängig von der lateralen Steifigkeit bzw. dem Lastabtragverhalten des BE bewirken diese eine elastische Verformung, welche dazu proportional Biegespannungen im Führungsrohr hervorruft. Diese werden von Membranspannungen aus der Niederhaltung überlagert. Spannungen können im fortgeschrittenen Stadium der Kernverformung auch durch Einwirkung verbogener benachbarter BE aufgeprägt werden. Die Spannungen σ determinieren neben der Kriechfestigkeit des Werkstoffs A , der Fluenz Φ , der Temperatur T und der Zeit t die Kriechdehnung ϵ_{creep} . Die Exponenten m und n und die Aktivierungsenergie Q sind kriechprozessspezifische Konstanten.

Neben dem direkten Wirkungsweg existieren Rückkopplungen. Verformungen können das Fluidfeld und die lateralen Fluidkräfte selbst beeinflussen. Weiterhin wirken auf verbogene BE durch die in ihrer Wirklinie versetzten Axialkräfte, insbesondere Niederhaltung und Eigengewicht, zusätzliche Biegemomente und -spannungen.

Unter Umständen interagiert der beschriebene Mechanismus mit weiteren Mechanismen, beispielsweise dem Kriechen und Schwellen einzelner Führungsrohre unter Axialbelastung (vgl. /IAE 10/).

Die konstruktiven Verbesserungen beeinflussen den Prozess an mehreren Stellen. So führt eine Reduzierung der Niederhaltung zu einer geringeren Spannung im Führungsrohr, was sich aufgrund deren überproportionaler Wirkung auf die Kriechdehnung besonders stark auswirkt. Die Niederhalte­kraft hat weiterhin einen Einfluss auf die Lateralsteifigkeit im vorgespannten Zustand /WAN 18/. Zuletzt bestimmt sie die Ausprägung zusätzlicher Spannungen auf die verbogenen BE. Dickere Führungsrohre erhöhen einerseits die Lateralsteifigkeit und senken andererseits die Spannungen bei gleicher BE-Auslenkung.

3.1.3 Modelle in der Literatur

Modelle zur Simulation der statischen Brennelementverformung wurden von Herstellern, Betreibern und Forschungsinstitutionen entwickelt. Sie helfen bei der Entwicklung neuer BE-Designs und der Voraussage des Verformungsverhaltens im Betrieb.

Zuerst wurden einfache mechanische Modelle bestehend aus Balken, Federn und Kontaktelementen entwickelt, die in der Lage waren, thermische Dehnungen sowie strahlungsinduziertes Kriechen und Schwellen unter äußeren Belastungen (Gravitation, Auftrieb, Niederhaltung, Strömungskräfte) am einzelnen oder einer Reihe von BE zu simulieren (Abb. 3.4). Dazu gehört ein von Areva im Code KWUSTOSS entwickeltes Modell /STA 99/ sowie der von ENUSA entwickelte Spezialcode SAVAN /MAR 01/. EDF entwickelte den Code MAC3, der auf einer Anbindung an den FEM-Code Code_Aster basiert /LEV 09/.

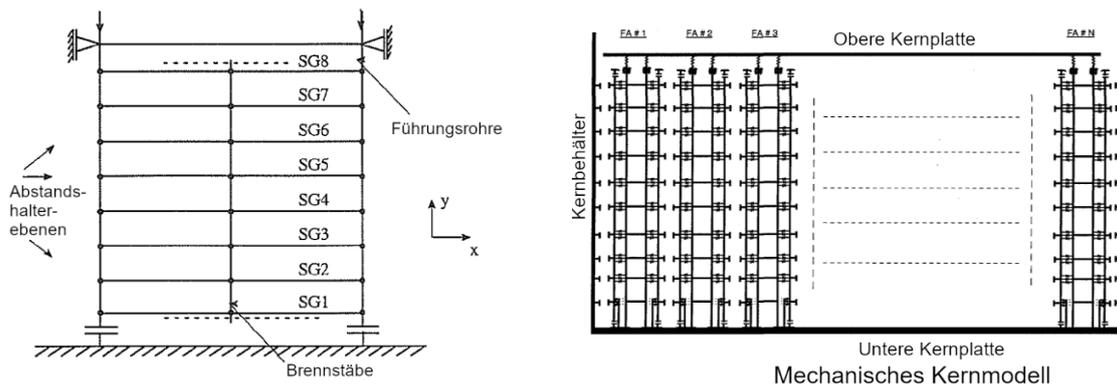


Abb. 3.4 Balkenmodelle zur Simulation der BE-Verformung in den Codes KWUSTOSS (links) /STA 99/ und SAVAN (rechts) /MAR 01/

Diese mechanischen Modelle wurden umfangreich experimentell validiert und kontinuierlich weiterentwickelt. Beispielsweise wurde die Betrachtung um eine weitere Lateral-dimension auf den Gesamtkern ausgedehnt /JEO 09/, /MOR 12/. Heute besteht eine große Erfahrung im Einsatz dieser Modelle /ALE 17/.

In einer nächsten Generation wurde die bidirektionale Wechselwirkung mit dem Fluid, d. h. insbesondere die Auswirkungen der entstehenden Spalte auf die lateralen Fluidkräfte, berücksichtigt. Dabei wurden verschiedene Ansätze verfolgt (Abb. 3.5). Areva entwickelte ein 2D-Fluidmodell bestehend aus einem Netzwerk von Kanälen und Knoten, deren Querschnitt durch die Verbiegung der BE bestimmt wird. In Kombination mit dem bestehenden Strukturmodell wird die Verformung iterativ berechnet /MAR 12/. Rechnerisch aufwändiger sind Modelle bei denen das Fluid mit Hilfe von CFD und das BE darin als poröses Medium modelliert wird, wie in /LAS 15/ oder /PET 15/. Für die Bestimmung der porösen Korrelationen sind dabei weitere Detailmodelle oder Experimente notwendig. Ein Vorteil dieses Ansatzes ist, dass das Fluidfeld im Einlassbereich leicht in die Betrachtung miteinbezogen werden kann.

Zur Validierung wurden sowohl für 2D-Netzwerk-Modelle als auch für 3D-Modelle Teststände mit einzelnen BE im axialen Fluidfluss genutzt /HOR 13/.

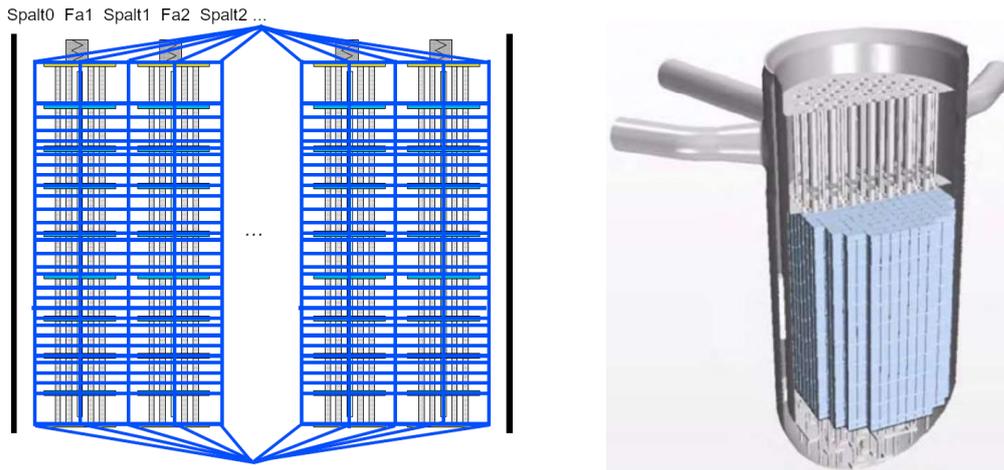


Abb. 3.5 Modelle zur Ermittlung der Brennelementverformung unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion /MAR 12/, /LAS 15/

/WAN 18/ kombinierte eine hydraulisch/mechanische Analyse mit einer Sensitivitäts- und Unsicherheitsanalyse. In einem ersten Schritt wurden dabei konstruktive Einflussfaktoren auf die Lateralsteifigkeit des BE analysiert (Abb. 3.6). In einem zweiten Schritt wurde das Phänomen der Brennelementverbiegung als Ganzes betrachtet und globale Einflussfaktoren auf die Brennelementverbiegung, wie der Symmetrie-grad des Fluid-massenstroms oder vorverformte BE, untersucht.

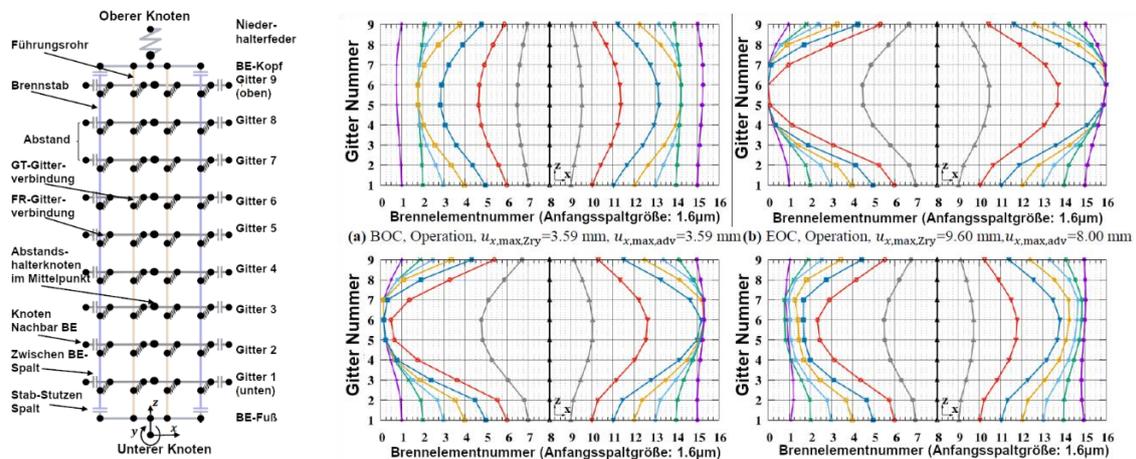


Abb. 3.6 Mechanisches Modell für das einzelne BE (links) und den Gesamtkern (rechts) in /WAN 18/

Insgesamt bilden die in der Literatur beschriebenen Modelle die wesentlichen Mechanismen der statischen Brennelementverformung gut ab. Dabei benötigen viele Modelle allerdings noch ein gewisses Maß an Kalibrierung bzw. gemessene Eingabedaten, um eine verlässliche Voraussage zu liefern. Abweichungen sind daher in der Regel eher auf

unvollständige Eingabedaten als auf eine unvollständige Modellierung der Mechanismen zurückzuführen.

3.2 Dynamische Brennelementschwingungen als möglicher Teil der Erklärung erhöhter Neutronenflussrauschsignale

3.2.1 Beobachtungen und Korrelationen

3.2.1.1 Eigenschaften des gemessenen Neutronenflussrauschens

Die Messung des Neutronenflusses in Druckwasserreaktoren dient in erster Linie der Überwachung der Reaktorleistung und der Leistungsdichteverteilung im Kern. Die Signale und vor allem ihre Rauschkomponenten enthalten allerdings weitere Informationen über die Bedingungen im Kern, wo die Installation anderer Instrumentierungen aufgrund von Platzmangel, Temperatur und Strahlung unmöglich oder unpraktikabel ist /FRY 84/. Daher wurde das Rauschsignal schon früh zur Überwachung neutronenkinetischer und thermohydraulischer Größen sowie zur Überwachung mechanischer Eigenschaften und zur Schadensfrüherkennung genutzt.

Moderne Leistungsreaktoren sind mit mehreren Detektoren zur Messung des Neutronenflusses im Leistungsbereich ausgestattet, die sich innerhalb (Incore) oder außerhalb (Excore) des Reaktorkerns befinden. (Vor-)Konvoi-DWR besitzen acht Paare von Zählrohren und Ionisationskammern außerhalb des Kerns in vier Quadranten (Abb. 3.7). Innerhalb des Kerns wird der Neutronenfluss durch acht Instrumentierungsrohre in sechs Höhen gemessen, die mit einem Kugelmesssystem diskontinuierlich kalibriert werden. Während der Fluss an den Incore-Detektoren wegen der kurzen Diffusionslänge der Neutronen durch thermische Neutronen aus den umgebenden Brennstäben dominiert wird, sehen die Excore-Detektoren vorwiegend schnelle Neutronen, die im Bereich außerhalb des RDB thermalisiert wurden /HER 16/.

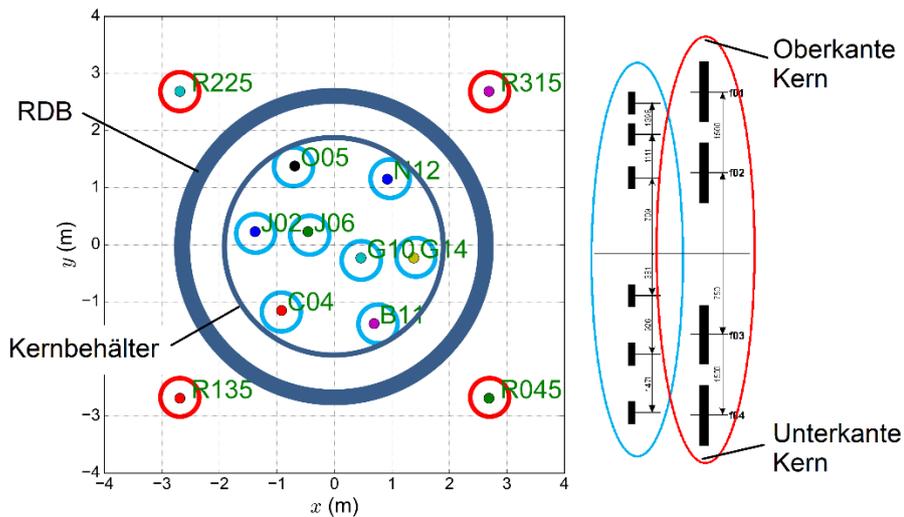


Abb. 3.7 Horizontale und vertikale Anordnung der Detektoren der Kerninnen- und Kernaußeninstrumentierung /HER 16/, /POH 12/

Die Rauschteile im Neutronenfluss stammen aus mehreren Quellen: der inhärent stochastischen Eigenschaft der Kernspaltung, dem Reaktivitätsrauschen aufgrund von Temperatur- und Dichteänderungen des Moderators, dem Rauschen vom Detektor und der Signalverarbeitungskette sowie dem sogenannten Geometrierauschen, welches durch die Bewegung von Kerneinbauten und die dadurch veränderten lokalen Moderations-, Absorptions- und Reflexionseigenschaften hervorgerufen wird.

Zwischen etwa 2000 und 2009 wurde in KWU-DWR in Deutschland, der Schweiz und Spanien zeitgleich mit dem Anstieg der statischen Brennelementverformung auch eine Erhöhung der Neutronenflussrauschamplituden beobachtet /CSN 12/, /RSK 13/, dessen Ursachen bisher nicht vollständig beschrieben sind. Ausgehend von unterschiedlichen Anfangsniveaus der Anlagen (Vor-Konvoi/Konvoi) stiegen die Amplituden innerhalb weniger Jahre um einen Faktor 2 – 3 (Abb. 3.8). Dabei korrelierte die Zunahme mit der Zunahme der statischen Brennelementverformung sowie der Einführung eines neuen Brennelementtyps (HTP, siehe Abschnitt 2.2.1.1.1), wobei anlagenspezifisch Ausnahmen bestanden. Wesentliche Merkmale dieses Designs sind eine geringere Lateralsteifigkeit aufgrund eines neuen Abstandshalterkonzepts sowie der Einsatz einer Gitterkonstruktion im Fuß zur Rückhaltung von Fremdkörpern. Der spätere Rückgang korrelierte ebenso mit dem Grad der Brennelementverformung und konstruktiven Maßnahmen, die zu deren Reduzierung eingeführt wurden. Folge der erhöhten Rauschamplitude war ein vermehrtes Ansprechen der Leistungsbegrenzung sowie ein RESA-Ereignis. Unter anderem zur Vermeidung eines Gewöhnungseffekts wurde die Installation eines entsprechenden Filters notwendig /BFS 12/.

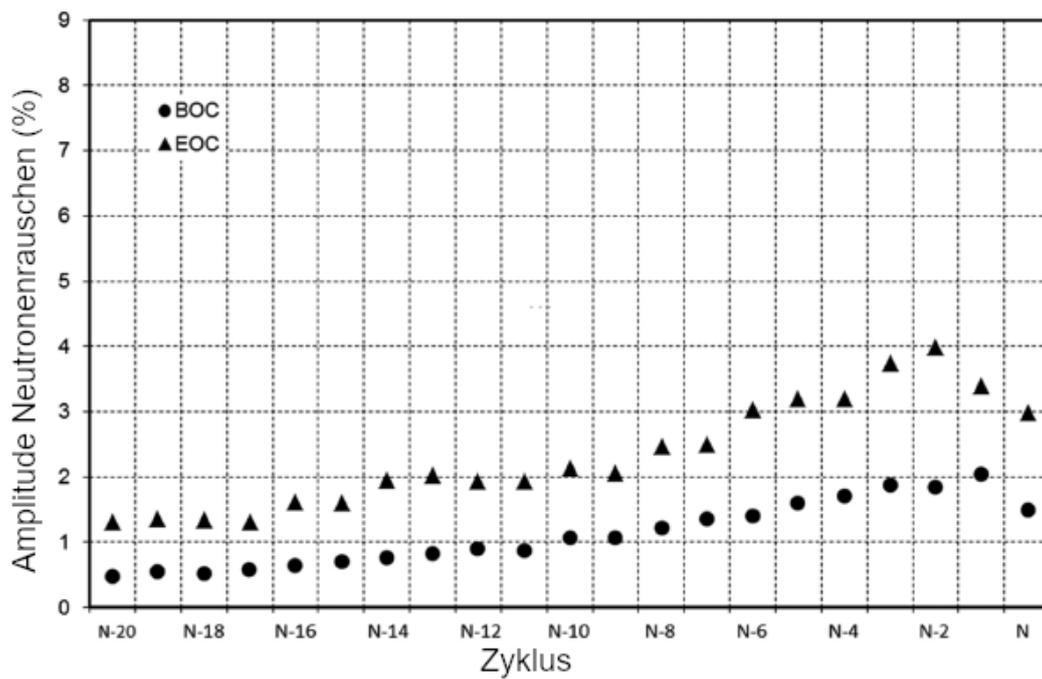
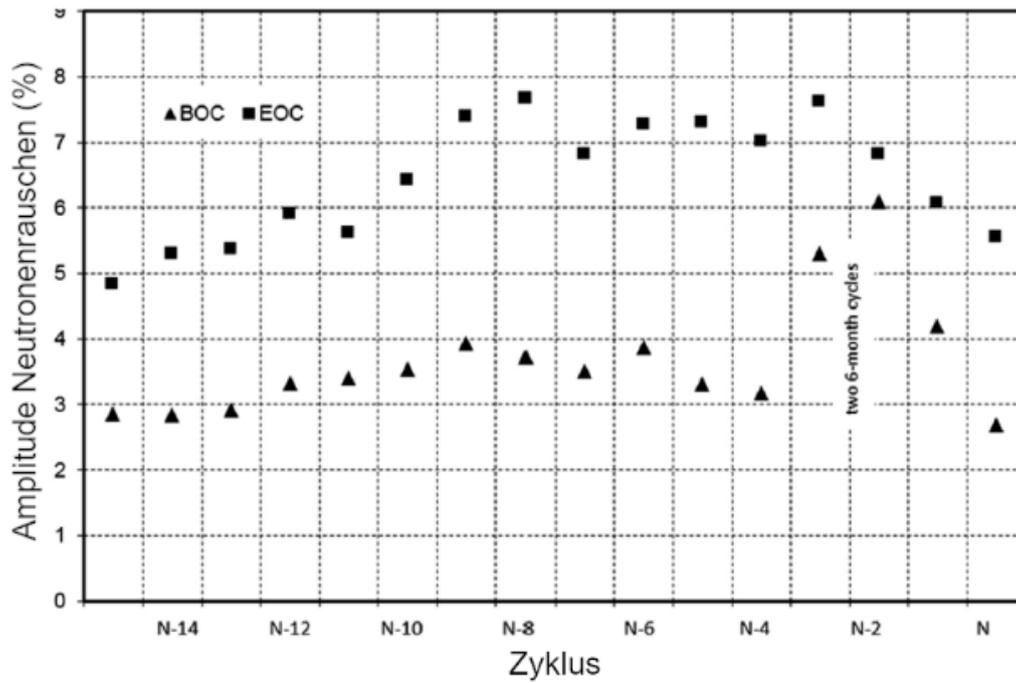


Abb. 3.8 Verlauf des Neutronenflussrauschsignals bei BOC und EOC für eine Anlage vom Typ Vor-Konvoi (oben) und Konvoi (unten) /SEI 15/

Anders als der beschriebene Anstieg über einzelne Zyklen ist der beobachtete Anstieg innerhalb eines Zyklus (zwischen BOC und EOC) ein bekanntes und erklärbares Phänomen, welches auf die sich ändernde Isotopenzusammensetzung im Brennstoff und

die sich ändernde Borsäurekonzentration des Kühlmittels und den damit verbundenen Moderator-Temperaturkoeffizienten (MTK) zurückgeführt werden kann /HAE 17/.

Abb. 3.9 zeigt das gemessene Autoleistungsdichtespektrum des Neutronenflussrauschens an den Excore-Positionen. Das Spektrum kann als $1/f^2$ -förmig mit einem breiten Peak um etwa 0,8 – 1 Hz beschrieben werden /RSK 13/. Der Peak dominiert dabei quantitativ das Rauschsignal (man beachte die logarithmische Auftragung). Dieser Signalcharakter war bereits früher als spezifisch für Anlagen des Herstellers KWU beschrieben worden /SUN 85/, /FIE 02/. Im Zeitraum ab etwa 2000 hat sich das Phänomen daher lediglich verstärkt, ohne dass neue Signalanteile hinzukamen /SEI 15/, /POH 18/.

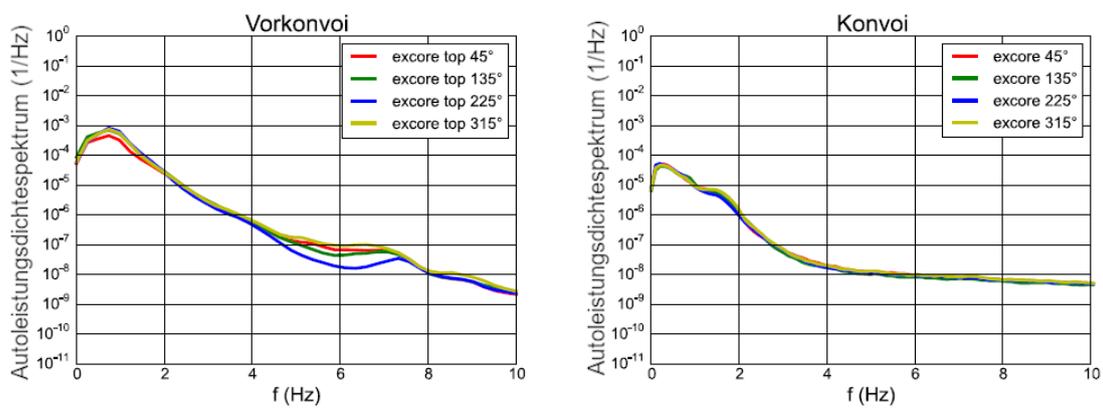


Abb. 3.9 Autoleistungsspektrum an den Excore-Positionen für eine Anlage vom Typ Vor-Konvoi (links) und Konvoi (rechts) /HER 17/

Abb. 3.10 zeigt den Zeitverlauf des Signals für die vertikal übereinanderliegenden Sensoren einer Incore-Lanze. Alle Sensoren zeigen, unabhängig von der Höhe, nahezu das gleiche Signal ohne Phasenversatz. Die dominante Schwingung mit Maximum um etwa 0,8 – 1 Hz ist dabei gut zu erkennen. Diese lässt sich nicht durch eine reine sinusförmige Schwingung mit konstanter Frequenz darstellen, der Signalverlauf weist vielmehr chaotische Anteile auf /HER 17/. Die Amplituden der in den Incore-Sensoren gemessenen Schwankungen sind gegenüber denen der Excore-Sensoren kleiner und nehmen zur Kernmitte hin ab.

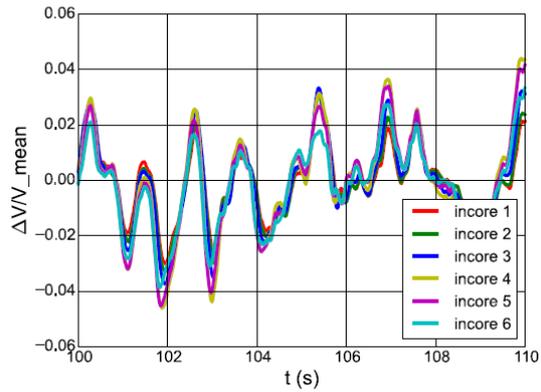


Abb. 3.10 Zeitverlauf des Signals für vertikal übereinanderliegende Sensoren einer Incore-Lanze /HER 17/

Bei der Betrachtung in der Ebene (Abb. 3.11) zeigt sich die Schwingung gegenphasig zwischen zwei Kernhälften, wobei es zu einzelnen Zeitpunkten Abweichungen davon gibt. Im Kern wurden zudem Zonen mit verstärkten Schwingungen identifiziert. Die zwei rechtwinklig zueinanderstehenden Vorzugsachsen korrelieren mit der Orientierung des Fluideintritts und -austritts und unterscheiden sich nur leicht zwischen verschiedenen Anlagen. Durch die Schwingung kommt es zu einer Leistungsverlagerung im Kern, die sich global aufhebt, sodass keine signifikante globale Leistungsschwankung entsteht /HER 16/, /POH 18/.

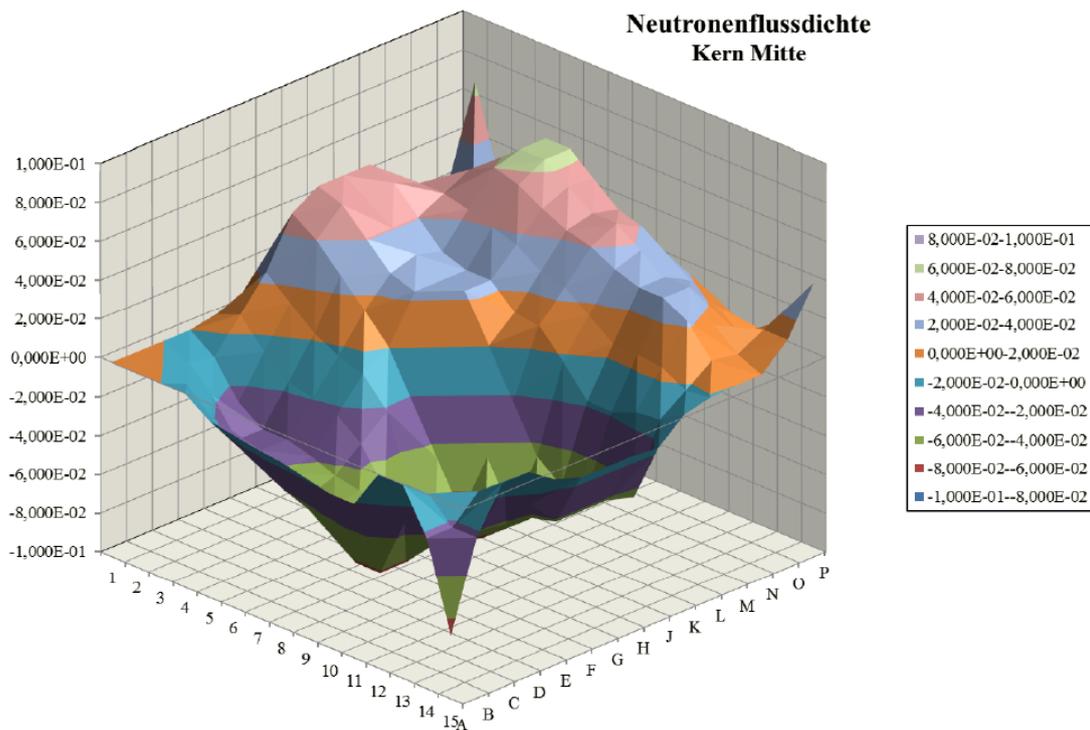


Abb. 3.11 Laterale Verteilung der Neutronenflussdichte zu einem bestimmten Zeitpunkt in der Kernmitte /POH 18/

Die Amplitude zeigt über die axiale Höhe eine bauchige Verteilung mit einem Maximum etwas unterhalb der Kernmitte /HER 16/, /POH 18/.

Nach Inbetriebsetzung der Anlagen wurden vereinzelt Kohärenzen des Signals mit Thermoelementen und Absolutwegaufnehmern (/KOS 88/, /GRO 91/) sowie Druckmessungen (/STE 95/, /FIE 02/) beschrieben.

Weiterführende Beschreibungen (Korrelation zwischen Sensoren, Kohärenz, Phasenversatz, Modenzerlegung, Interpretation als punktförmiges Signal) finden sich in /SEI 15/, /HER 16/ und /POH 18/.

3.2.1.2 Korrelationen mit konstruktiven und betrieblichen Merkmalen

Wie bereits erwähnt, wurde ein zeitlicher und quantitativer Zusammenhang mit der statischen Brennelementverformung beobachtet, wobei anlagenspezifisch Ausnahmen bestanden. Dabei wiesen die Phänomene ähnliche Vorzugsrichtungen auf (Abb. 3.12).

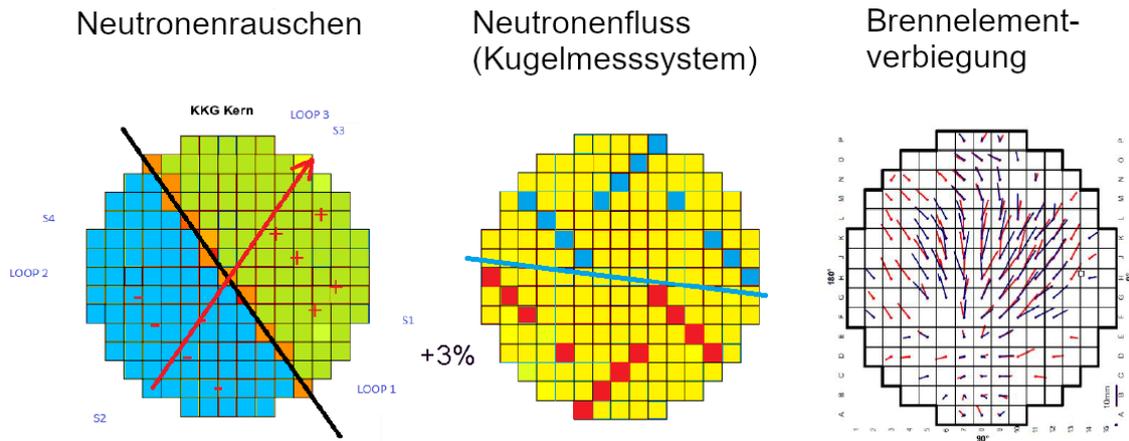


Abb. 3.12 Beobachteter Zusammenhang zwischen den Vorzugsrichtungen der Brennelementverformung und des Neutronenflussrauschens /GIR 17/

Eine Auffälligkeit besteht in der unterschiedlichen Ausprägung des Signals zwischen Vor-Konvoi und Konvoi-Anlagen. Die Unterschiede im Signallevel zwischen diesen Anlagentypen bestanden bereits bei Inbetriebnahme und waren nicht vorausgesehen worden /GRO 91/, /SEI 15/. Beide Baureihen unterscheiden sich hinsichtlich der Abmessungen des Kerns und der Kernauslegung kaum. Eine einzelne Vor-Konvoi-Anlage, die bereits mit einer Siebtonne und einem neuen Dampferzeugerdesign ohne Vorwärmkammer aus der späteren Konvoi-Serie ausgestattet war, bildet eine Ausnahme von dieser Korrelation und zeigt ebenfalls eine geringere Amplitude. Beide Konstruktionsmerkmale wurden daher mit der Ausprägung des Neutronenflussrauschens in Verbindung gebracht.

Die Siebtonne dient der Strömungsvergleichmäßigung im unteren Plenum des RDB. Ohne Siebtonne fließt das Kühlmittel aus dem Downcomer nahezu ungehindert im unteren Bereich des RDB zusammen, sodass aufgrund der Massenträgheit des Fluids dort ein Bereich hohen Drucks entsteht. Die Folge sind Wirbel in den Toträumen und ein inhomogenes Massenstromprofil im Kern mit einem hohen Verhältnis von Maximal- zu Durchschnittsgeschwindigkeit. Die Siebtonne (Abb. 3.13) wirkt dem entgegen und zwingt die Strömung bereits früher nach oben. Die Strömungsgeschwindigkeit bleibt dennoch in der Mitte am höchsten. Während des Durchlaufens des Kerns gleicht sich das Massenstromprofil wieder aus und verkehrt sich aufgrund des niedrigeren hydraulischen Widerstands am Rand sogar ins Gegenteil. Der Ausgleich ruft entsprechende radial nach außen gerichtete Massenströme hervor. Im oberen Bereich des Kerns entsteht durch die seitliche Ausströmung wiederum ein Querströmungsanteil /KAR 10/, /VDI 13/, /WAN 18/.

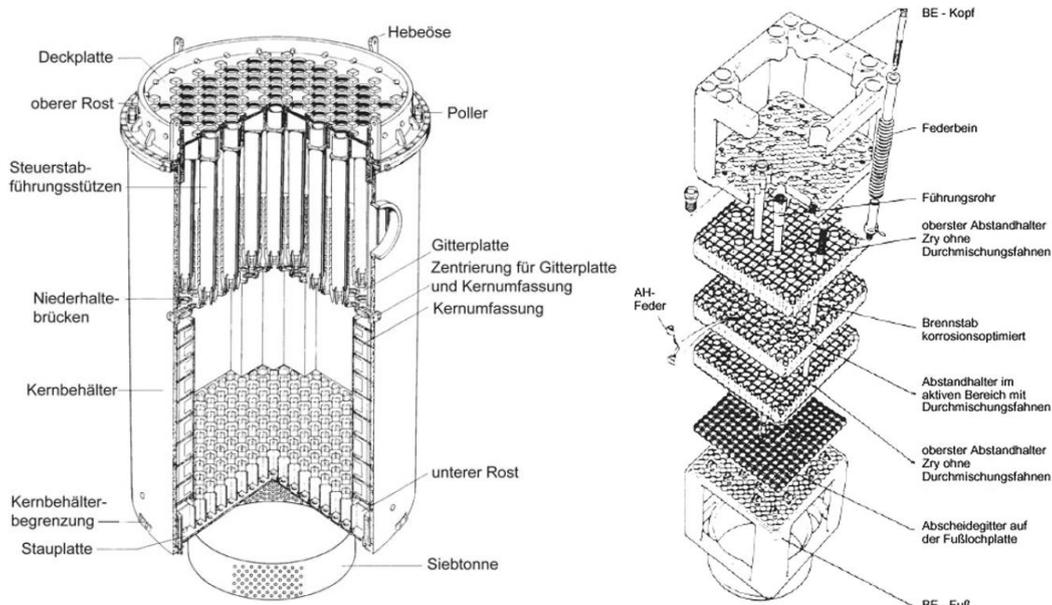


Abb. 3.13 Übersicht der RDB-Einbauten und des Brennelementskeletts /ZIE 13/

Wie bereits erwähnt, bestand ein zeitlicher Zusammenhang zur Einführung eines neuen Brennelementdesigns vom Typ HTP /RSK 13/. Dabei korrelierte der Grad des Rauschens mit der Zahl der eingesetzten BE dieses Typs /GIR 17/. Nach der Einführung von Maßnahmen, die ursprünglich zur Reduktion der statischen Brennelementverformung vorgesehen waren, gingen auch die Rauschamplituden zurück /SEI 15/.

Ein wesentliches Merkmal dieses BE-Typs betrifft die Verwendung neuer Abstandshalterdesigns (Abb. 3.14). Anstelle der in konventionellen AH eingesetzten Strömungsfahnen bildet das Doppelblech zwischen den einzelnen Brennstäben einen separaten Kanal, an dessen Austritt das Fluid seitlich abgelenkt wird, um durch Verwirbelungen den Wärmeübergang zu verbessern /ANP 15/, /POH 18/. Die neue Abstandshaltergeometrie führt auch zu einem größeren Queraustausch von Fluid zwischen den BE.



Abb. 3.14 Abstandshalter von HTP-Brennelementen /ANP 13b/, /ANP 15/

Das neue Abstandshalterdesign setzt zur Vermeidung von Hüllrohr-Abstandshalter-Fretting auf eine Linien- anstelle einer Punktlagerung der Brennstäbe /ANP 15/. Im Gegensatz zu konventionellen Abstandshaltern werden die Brennstäbe dabei nicht durch eine separate Inconel-Feder, sondern durch die Federeigenschaften des Blechs selbst gehalten /ELM 16/. Die Relaxation der Zirkonlegierung führt jedoch zu einer raschen Abnahme der Federkraft, sodass die Brennstäbe oft bereits im ersten Zyklus nicht mehr in den Abstandshaltern festgehalten werden und ihre versteifende Wirkung entfällt /BIL 05/, /STR 14/, /ELM 16/. Die Brennelemente weisen daher sowohl zu BOC als auch zu EOC gegenüber anderen BE-Typen eine wesentlich geringere Lateralsteifigkeit auf. Da die mechanische Dämpfung ebenfalls durch die reibungsbedingte mechanische Hysterese herrührt /COL 04/, wird auch diese stark verringert (siehe auch Abb. 4.11). Ein weiteres konstruktives Merkmal besteht in der Ausrüstung des Fußstücks mit einem System zur Zurückhaltung von Fremdkörpern (Abb. 3.15). Der veränderte Druckverlust über dem Fußstück beeinflusst dabei das lokale Strömungsprofil.

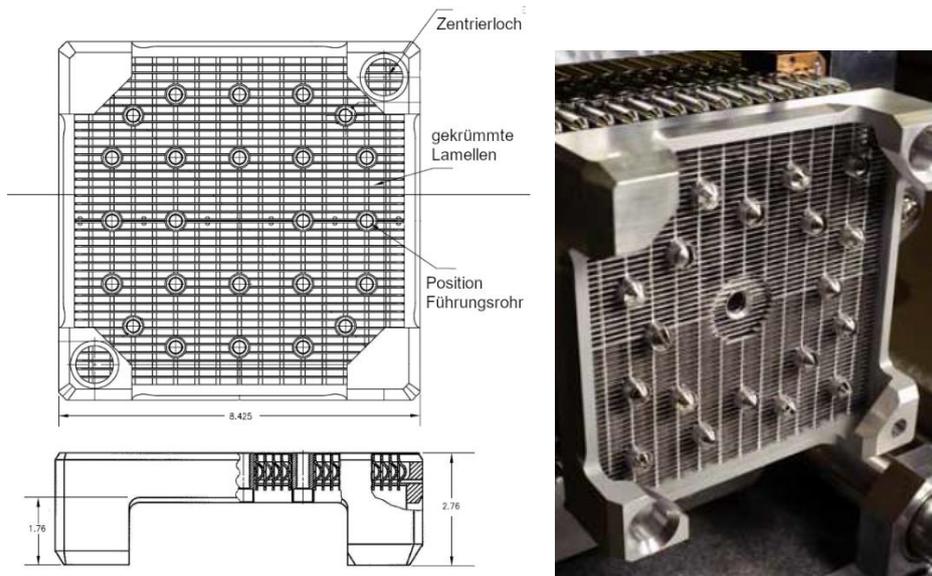


Abb. 3.15 Fuelguard-System von HTP-Brennelementen /ANP 13b/, /ANP 15/

Verschiedentlich wurde das erhöhte Neutronenflussrauschsignal auch mit einer veränderten Kernbeladung, höheren Anreicherungen, Hochabbrand, längeren Standzeiten, der Verwendung von MOX-Brennelementen oder allgemein inhomogeneren Kernen in Verbindung gebracht. Diese Maßnahmen wurden überwiegend in der Zeit vor dem starken Anstieg des Rauschens implementiert, könnten dann aber dazu geführt haben, dass bereits das Ausgangsniveau des beobachteten Anstiegs und durch die multiplikative Verknüpfung der Anstieg selbst erhöht wurde.

Bei der bereits in den 90er Jahren eingeführten Low-Leakage-Beladung stehen die am stärksten abgebrannten Brennelemente auf den äußeren Positionen und erst in zweiter Reihe frische Brennelemente. Durch diese Anordnung ergeben sich geringere Neutronenverluste und eine insgesamt über den Kern homogenere Leistungsverteilung. Dabei entsteht an den Randpositionen ein steiler Abfall der Neutronenflussdichte. Zusammen mit dem Umstand, dass die äußeren Brennelemente die Signale in den Excore-Detektoren dominieren (Abb. 3.16), geht von dem starken Gradienten, den altersbedingt abweichenden mechanischen Eigenschaften der Brennelemente am Rand sowie den spezifischen Fluidbewegungen und -eigenschaften am Rand eine besondere Bedeutung für das Excore-Signal aus /SEI 15/, /HER 16/.

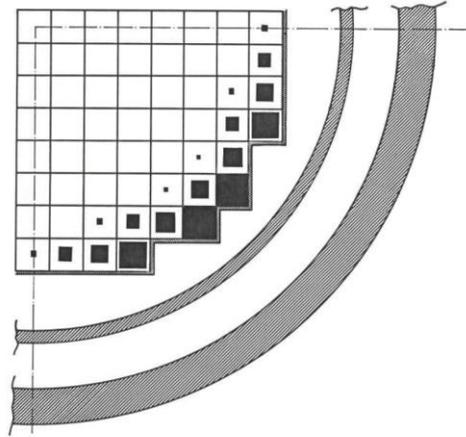


Abb. 3.16 Sichtbarkeit der Brennelementschwingungen in den Excore-Detektoren (Fläche der schwarzen Quadrate ist proportional zum Signalanteil /SUN 85/)

Mit dem Einsatz höher abgebrannter Brennelemente sowie von Mischoxidbrennelementen (MOX) wurde auch der Moderator Temperaturkoeffizient verändert, was sich prinzipbedingt in höheren Rauschamplituden niederschlägt /KRA 11/. Heterogenere Kerne haben zu einer inhomogeneren Leistungsverteilung und stärkeren lateralen Druckgradienten geführt /RSK 13/. Ein weiterer Faktor stellt möglicherweise die mit zunehmendem Abbrand veränderte Spektralverteilung des Neutronenflusses und deren Kombination mit dem Messbereich des Detektors dar /KRA 11/.

3.2.2 Argumente für eine fluidinduzierte Schwingung als Ursache

Wie bereits erwähnt, ist die grundsätzliche Charakteristik des Signals mit gegenphasigem Verhalten gegenüberliegender Kernhälften im niederfrequenten Bereich, gleichphasigem Verhalten über die Kernhöhe und $1/f^2$ -förmigem Verlauf mit Peak bei etwa 0,8 – 1 Hz lange bekannt /SUN 85/, /GRO 91/. Grundsätzlich neue Signalanteile existieren nicht /SEI 15/, /POH 18/. /FIE 02/ untersuchte andere DWR-Typen weltweit und kam zu dem Schluss, dass diese Charakteristik für (jüngere) DWR des Herstellers KWU spezifisch ist. Für die Charakteristik des Signals existiert allerdings bisher keine geschlossene Erklärung /HER 17/.

Aufgrund der Tatsache, dass im Bereich von 0 – 1 Hz zahlreiche thermohydraulische Effekte (Schwingungen der Loopleistung, Temperaturfluktuationen am Kerneintritt, durchtransportierte Perturbationen) existieren, die für eine Dichtestörung typischen $1/f^2$ -förmigem Verlauf und der in /KOS 88/ und /GRO 91/ beobachteten Korrelation mit der Fluidtemperatur wurde das Phänomen lange Zeit als „Thermohydraulischer Effekt“

bezeichnet /FRY 84/, /FIE 02/. Die unterschiedliche Ausprägung in den Anlagen wurde dabei auf die bauartbedingte Ausbildung von Temperaturstrahlen im kalten Strang durch Dampferzeuger mit und ohne Vorwärmkammer zurückgeführt /RSK 13/.

Mit dem ab etwa dem Jahr 2000 beobachteten Anstieg wurde die Erklärung zunehmend hinterfragt, da u. a. für eine beobachtete Schwingung von etwa 10 % unrealistisch hohe Differenztemperaturen der Fluktuation von etwa 10 K notwendig waren /SEI 15/. Auch die Phasengleichheit axial übereinanderliegender Sensoren konnte mit der bisherigen Hypothese nicht ausreichend erklärt werden.

Zunächst wurden Erklärungen durch thermohydraulische Rückkopplungen vorgeschlagen und nach rechnerischen Abschätzungen größtenteils verworfen. So ist für eine Perturbation, die sich nach einem Umlauf durch einen Loop verstärkt, die Umlaufzeit (10 s) gegenüber der Schwingungsfrequenz (1 Hz) sehr hoch. Für eine periodische Rückkopplung zwischen Temperatur und Leistungsmodulation ist der Leistungsanstieg tendenziell zu träge (Dämpfung von Faktor 10 bei 1 Hz) /RSK 13/. Eine rechnerische Abschätzung zur Biegung von Brennelementen aufgrund von lateralen Temperaturdifferenzen ergibt eine Auslenkung in der Größenordnung von lediglich 5 $\mu\text{m}/\text{K}$. Auch periodisches unterkühltes Sieden kann nicht als ursächlich angenommen werden /SEI 15/.

Ausgehend von der beobachteten Korrelation mit der Einführung eines neuen Brennelementdesigns wurde als neue Hypothese ein Geometrierauschen aufgrund einer fluidinduzierten Schwingung der Gesamtheit der BE oder des Schwingungssystems BE/Kernbehälter/RDB vorgeschlagen. Von den Komponenten ist bekannt, dass Schwingungen einen großen Einfluss auf den Neutronenfluss haben können /BLA 16/, /BLA 20/. Eine kernweite korrelierte Schwingung der Gesamtheit der Brennelemente kann die Phasenbeziehung der Signale gut erklären. Die Korrelation mit dem Einsatz eines neuen Brennelementtyps mit veränderten Eigenschaften (Steifigkeit, Dämpfung, Fuelguard) und die Korrelation mit den beschriebenen Schäden stützen diese Hypothese.

Die unterschiedliche Ausprägung des Phänomens in den Anlagen wird dabei weniger den Vorwärmkammern im Dampferzeuger, sondern mehr der in den jeweiligen Anlagen fehlenden Siebtonne und ihrem dämpfenden Einfluss auf die schwingungsanregende Strömung zugeschrieben.

Die Vermutung korrelierter Brennelementschwingungen als Ursache für das Phänomen wurde bereits früher geäußert, beispielsweise in /RUN 87/. Dort wurde eine

Eigenschwingung der Brennelemente als einseitig fest eingespannte Balken (Abb. 3.17) angenommen, deren ausreichend starke Ausprägung nach jetzigem Kenntnisstand aber, u. a. aufgrund der engen Toleranzen bei der Einspannung und damit der sehr begrenzten Amplitude des Modes, fraglich erscheint.

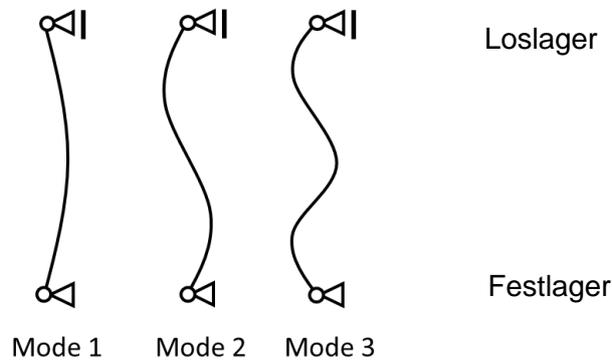


Abb. 3.17 Schematische Darstellung der Schwingungsmodes eines Brennelements

Neben einer kollektiven Schwingung aller Brennelemente ruft auch eine Pendelschwingung des Systems RDB/Kernbehälter das beobachtete Phasenverhalten hervor. Bestimmte Moden dieses Systems (Abb. 3.18) können leicht durch Druckschwankungen zu Schwingungen angeregt werden und reagieren auf breitbandige stochastische Druckfluktuationen im Ringraum /WAC 77/. Über Kerngerüst oder Gitterplatte übertragen sich die Schwingungen auch auf die Brennelemente /SUN 85/.

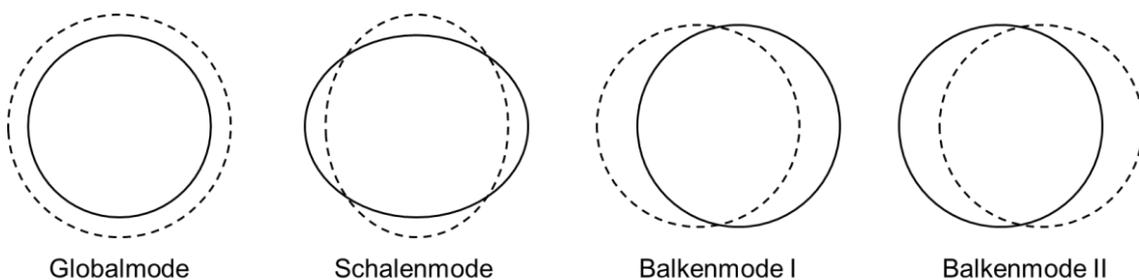


Abb. 3.18 Schematische Darstellung der Schwingungsmodes des Kernbehälters

Allerdings spricht die große Steifigkeit von RDB und Kernbehälter (Eigenfrequenzen zwischen 7,4 und 12,4 Hz /RUN 87/, /FIE 02/, /SUN 85/) sowie die Tatsache, dass diese im beschriebenen Zeitraum keiner Veränderung unterlegen haben, gegen eine solche Schwingung als Ursache. Bei einer Anregung durch externe Druckfluktuationen müsste der Kernbehälter zudem auch in dem dafür anfälligen Schalenmode schwingen. Umgekehrt denkbar ist allerdings eine Reaktion von RDB und Kernbehälter auf eine korrelierte Brennelementeschwingung.

Bisher ungeklärt ist die Frage nach dem Wirkungsweg zwischen Schwingung und Signal. Neutronenkinetische Simulationen von synchron bewegten Brennelementen zeigen zwar hinsichtlich der Phasenbeziehungen qualitativ gute Übereinstimmungen, zur quantitativen Reproduktion des Signals scheint aber noch ein zusätzlicher, bisher unentdeckter Wirkungsweg notwendig [VIE 19]. Dabei wurden dynamische Effekte der Neutronenkinetik sowie Relativbewegungen zwischen den Brennelementen (z. B. raupenartiges Auflaufen in einer Kernhälfte) bereits berücksichtigt.

Auch der $1/f^2$ -förmige Verlauf mit ausgeprägtem Maximum bei etwa 0,8 – 1 Hz konnte bisher nicht erklärt werden. Denkbar ist eine Überlagerung mehrerer Effekte oder Wirkungswege, beispielsweise einer Modulation des Wasserspalts und gleichzeitig einer Bewegung in einer Temperatursträhne, wie von [SEI 15] vermutet. Auch [POH 18] separiert die Schwingung in einen deterministischen Anteil um etwa 0,8 – 1 Hz und einen stochastischen Anteil und schreiben die Erhöhung des ersteren den Brennelementen, die des letzteren alleine dem MTK zu.

Schwingungen der Brennelemente können das gemessene Neutronenflusssignal auf unterschiedliche Weise beeinflussen, über das Moderator/Absorber/Brennstoff-Verhältnis, den Abstand zwischen Quelle und Sensor, Relativbewegung in Fluss- oder Temperaturgradienten oder der Modulation des als Reflektor dienenden äußeren Wasserspalts. In [BLA 16], [BLA 20] wurde gezeigt, dass kalte Fluidsträhnen auch durch die Schwingung selbst entstehen können. Während einer Halbschwingung der Brennelemente entsteht dabei auf der gegenüberliegenden Seite ein vergrößerter Spalt sowie eine niedrigere Leistungsdichte. In diesen Spalt dringt aufgrund der sehr niedrigen Schwingungsfrequenz kaltes Fluid vergleichsweise weit nach oben vor. Beim Zurückschwingen in die kältere Umgebung nimmt der Neutronenfluss aufgrund des negativen MTK zu. Die Vorgänge spielen sich am für die Excore-Detektoren besonders sichtbaren Kernrand ab. Unabhängig von der Größe des Effekts zeigen die Rechnungen, dass Auswirkungen der Schwingungen auf Temperatur und Leistungsverteilung bei den neutronenphysikalischen Rechnungen nicht vernachlässigt werden dürfen.

Unklar ist weiterhin, wodurch die Frequenz des dominanten Maximums der Schwingung um etwa 0,8 – 1 Hz bestimmt wird. Die Beobachtung, dass die Frequenz des Peaks über die Zyklen weitgehend gleichgeblieben ist, spricht dafür, dass diese weniger durch die Schwingungseigenschaften der Brennelemente und mehr durch die Geometrie bestimmt wird. Die Tatsache, dass der Quotient aus Kernhöhe von 4,9 m und mittlerer axialer

Fluidgeschwindigkeit von 4,3 m/s dem Frequenzpeak von 0,87 Hz in etwa entspricht, stützt diese Vermutung.

Die abrupten Richtungswechsel des lateralen Maximums im Zeitverlauf setzen voraus, dass die Information über den Schwingungszustand instantan über dem gesamten Kern verfügbar ist, d. h., dass es sich um eine originär globale Schwingung handelt und nicht um individuelle Schwingungen der BE, die sich über eine fluidische Nahfeldkopplung oder Stöße synchronisieren. Die Schwingung geht daher offensichtlich nicht ursächlich von Effekten an den individuellen Brennelementen aus. Vielmehr scheinen die BE in eine globale (Fluid-)Schwingung eingebettet zu sein oder in ihrer Gesamtheit mit dem Fluid wechselzuwirken. Eine starke Bewegung der Brennelemente relativ zum stillstehenden Fluid ist auch aufgrund der starken fluidischen Dämpfung von BE im axialen Strom /BLA 16/, /BLA 20/ unplausibel.

Nachdem anhand der vorliegenden Argumente eine fluidinduzierte Schwingung als Ursache für die Beobachtungen plausibel erscheint, muss zur vollständigen Aufklärung des zweistufigen Phänomens (Abb. 3.19) auch deren Entstehung erklärt werden. Hypothesen dazu wurden in der vorliegenden Arbeit entwickelt und werden in Abschnitt 3.2.3 zusammengefasst.

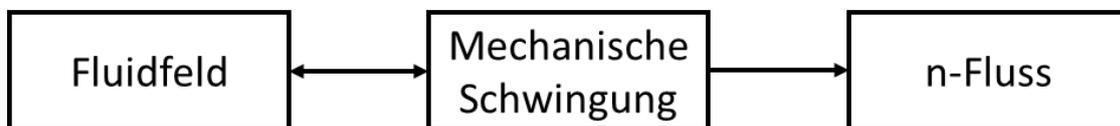


Abb. 3.19 Schematische Darstellung des vermuteten Wirkungswegs

3.2.3 Hypothesen zur Entstehung der fluidinduzierten Schwingung

3.2.3.1 Einteilung fluidinduzierter Schwingungen

Der Überbegriff fluidinduzierte Schwingung steht für eine große Zahl unterschiedlicher Phänomene, bei denen es durch Interaktion zwischen Fluid und Struktur zu mechanischen Schwingungen kommt. Fluidinduzierte Schwingungen sind in der Regel unerwünscht und können zu Schäden führen, lassen sich jedoch nicht in jedem Fall vermeiden. Die einzelnen Mechanismen lassen sich oft nicht eindeutig identifizieren und voneinander trennen, da die reale Situation oft vom idealisierten Problem abweicht /JOB 09/.

In Kernkraftwerken waren in der Vergangenheit insbesondere schlanke Strukturen, wie Instrumentierungslanzen, Dampferzeugerheizrohre, Brennstäbe oder Brennelemente sowie Komponenten mit Ringströmungen, wie das thermische Schild, von fluidinduzierten Schwingungen betroffen /MIT 82/, /CHE 83/, /MUL 83/, /FUJ 90/, /DAM 90/, /AXI 93/, /HOL 95/, /SCH 00/, /HAS 01/, /STA 05/, /PAD 06/, /CAI 13/, /KAN 14/.

Eine Gruppierung der Phänomene kann nach unterschiedlichen Gesichtspunkten vorgenommen werden. /PAD 82/ teilte die Mehrzahl der Phänomene in die Klassen Querströmung, interne Axialströmung, externe Axialströmung und Ring- oder Leckageströmung ein. Eine Einteilung nach Phasenzusammensetzung und Zeitverhalten des Fluidfelds nach /KAN 14/ ist in Abb. 3.20 gezeigt.

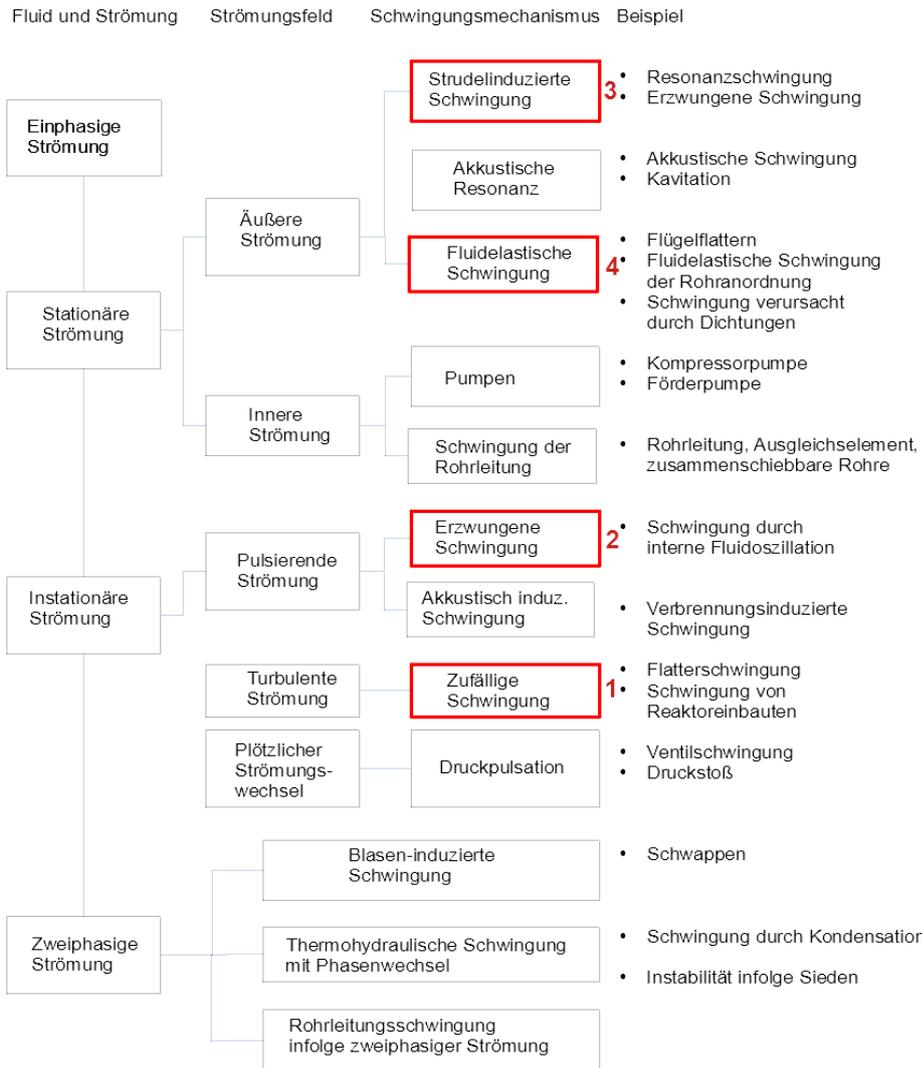


Abb. 3.20 Einteilung fluidinduzierter Schwingungen nach /KAN 14/

Zu Nummer 1 in Abb. 3.20 zählt Turbulent Buffeting, d. h. die breitbandige stochastische Anregung durch stochastische Perturbationen (insbesondere Turbulenz), die sich in einer Schwingung bei Eigenfrequenz des Schwingers äußert. Diese Anregung ist unvermeidbar und universell anzutreffen, die hervorgerufenen Amplituden aber in der Regel gering /PAD 82/.

Unter Nummer 2 in Abb. 3.20 fallen die durch unsteady Fluss erzwungenen Schwingungen, die sich durch eine Schwingungsantwort bei Anregungsfrequenz äußern. Die Schwingungsantwort im dynamischen Fall kann dabei abhängig von der Dämpfung im Bereich des ca. 0,7 – 1,3-fachen der Eigenfrequenz des Systems stark überhöht sein (Abb. 3.21, η gibt die Frequenz als Vielfaches der Eigenfrequenz an). Im Bereich

darunter entspricht die Auslenkung in etwa dem statischen Fall und im Bereich darüber reagiert der Schwinger träge, sodass nur eine geringe Auslenkung entsteht /COR 10/.

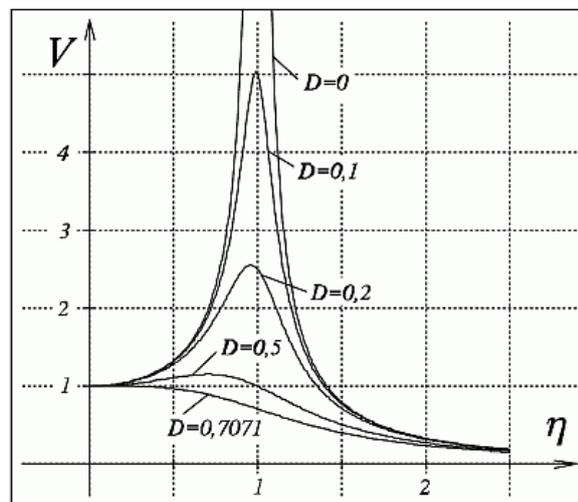


Abb. 3.21 Dynamische Amplitudenüberhöhung bei erzwungenen Schwingungen /COR 10/

Schwingungen unter Nummer 3 in Abb. 3.20 sind ebenfalls erzwungene Schwingungen. Die Anregung geht jedoch nicht von einer oszillierenden Strömung, sondern von großräumigen Wirbeln im Fluidfeld aus. Die Wirbel können dabei auch vom Schwinger selbst erzeugt werden, indem sie sich beispielsweise an der Abströmungsseite periodisch ablösen.

Die Schwingungen unter Nummer 4 in Abb. 3.20 entstehen allein aus dem bidirektionalen Wechselspiel zwischen Fluid und Struktur, benötigen keine periodische Modulation von außen und zählen daher zu den selbsterregten Schwingungen /STA 05/. Das System bildet einen vollständigen Oszillator, wobei die Energie periodisch zwischen Fluid und Struktur wechselt /BOR 01/. Die Entstehung dieses Typs von Schwingungen hängt stark von den Eigenschaften des Systems ab /MUL 83/. Modelle zur Untersuchung selbsterregter Schwingungen unterscheiden sich von denen zur Untersuchung stochastisch erregter oder erzwungener Schwingungen und benötigen zwingend eine bidirektionale Kopplung zwischen Fluid und Struktur /BLE 79/. Dabei lassen sich zwei Grundtypen unterscheiden: statische und dynamische Instabilitäten. Bei statischen Instabilitäten korreliert die Fluidkraft entgegengesetzt mit der Auslenkung, und zwar stärker als die Rückstellkraft des Schwingers, sodass in Summe eine divergierende Kraft entsteht. Dies würde zu einem unendlichen Wert und Zerstörung des Schwingers führen, wenn nicht die Nichtlinearität des Systems die Auslenkung begrenzen würde, sodass ein stabiler

Grenzyklus entstehen kann /BOR 01/. Bei einer dynamischen Instabilität korreliert die Fluidkraft mit der Geschwindigkeit und übersteigt die mechanische Dämpfung des Schwingers /CHE 83/.

In der vorliegenden Arbeit soll eine Einteilung anhand des Entstehungsorts vorgenommen werden. In Abschnitt 3.2.3.2 werden zunächst mögliche stochastische, erzwungene und selbsterregte Schwingungen betrachtet, die am einzelnen Brennelement unabhängig von der Umgebung entstehen könnten. Abschnitt 3.2.3.3 behandelt Schwingungen, die auf der Ebene des Gesamtkerns auftreten könnten. Die Mechanismen werden diskutiert und hinsichtlich Plausibilität bewertet.

3.2.3.2 Schwingungsentstehung an den Brennelementen

Das Schwingungsverhalten gleichförmig angeströmter Körper hängt neben der Form des Körpers im Wesentlichen von der dimensionslosen Strömungsgeschwindigkeit (Formel (3.3)) ab. Für ein als Balken idealisiertes BE zeigt die Schwingungsantwort in Abhängigkeit der dimensionslosen Geschwindigkeit U sowohl für eine Längs- als auch für eine Queranströmung das in Abb. 3.22 abgebildete idealisierte Verhalten /CHE 85/, /PAD 06/.

$$U = \frac{v_0}{f_0 L} \quad (3.3)$$

U	Dimensionslose Geschwindigkeit
v_0	Absolute Geschwindigkeit
f_0	Charakteristische Eigenfrequenz
L	Charakteristische Länge

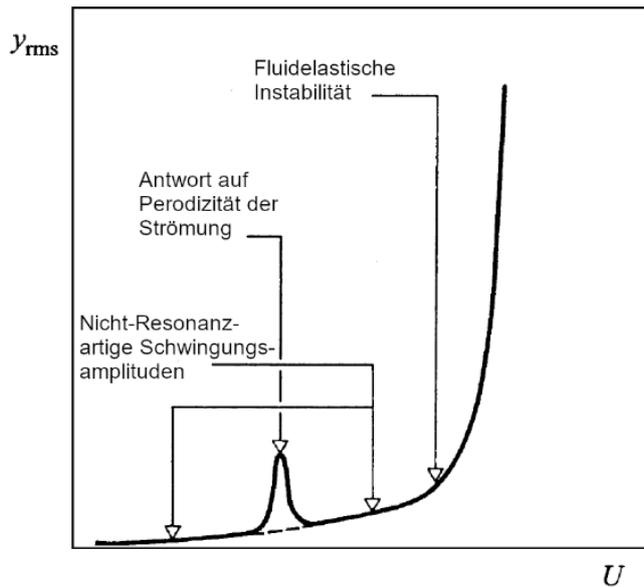


Abb. 3.22 Idealierte Antwort y_{rms} einer quer oder längs angeströmten Struktur in Abhängigkeit der dimensionslosen Geschwindigkeit U /PAD 06/

Im mit „Nicht-Resonanz-artige Schwingungsamplituden“ bezeichneten Bereich kommt es zur Anregung durch stochastisch verteilte Fluktuationen im Fluid, d. h. im Wesentlichen durch die Turbulenz /BOR 01/, /KAN 14/ (siehe auch Nummer 1 in Abb. 3.20). Die hervorgerufenen Amplituden entstehen bei der Eigenfrequenz des mechanischen Schwingers und sind im Allgemeinen gering. Die auf die charakteristische Länge normierte mittlere Schwingungsamplitude y_{rms}/L übersteigt selten 10^{-1} /PAD 82/, /KAN 14/. Die Schwingungen sind unvermeidbar und in allen Druckwasserreaktoren dafür verantwortlich, dass das Geometrierauschen der Brennelemente bei Eigenfrequenz im Neutronenfluss sichtbar ist und für die Schadensfrüherkennung genutzt werden kann. Für die Erklärung des beschriebenen Phänomens kommen sie jedoch nicht in Betracht. Messungen in der 350-MW-Anlage Obrigheim in /LAG 95/ mit speziellen Beschleunigungsaufnehmern ergaben Werte für y_{rms} um etwa $35 \mu\text{m}$. Details zur Berechnung finden sich in /PAD 82/, /PAD 06/, /JOB 09/, /KAN 14/.

Die Ursache des schmalen mit „Antwort auf Periodizität der Strömung“ bezeichneten Bereichs unterscheidet sich je nach Anströmungsrichtung. Bei axialer Anströmung resonieren Periodizitäten im Fluss mit der Struktur. Dies geschieht, wenn die dimensionslose Geschwindigkeit den Wert 1 erreicht, d. h., wenn die Zeit, die das Fluid benötigt, um am Balken entlangzulaufen, genau einer Periodendauer entspricht /PAD 06/. Für eine Brennelementlänge von etwa 4,9 m und Eigenfrequenz der Brennelemente zwischen 1,4 Hz /VIA 03b/ und 3,6 Hz /WAC 88/ bedeutet dies eine Geschwindigkeit zwischen

etwa 7 und 18 m/s. Dies liegt oberhalb der mittleren Geschwindigkeit des Massenstroms im Kern von etwa 4,3 m/s. Da die Anregung nur in einem schmalen Band entsteht, wären zudem nur solche BE betroffen, bei denen die Kombination von Eigenfrequenz und lokaler Strömungsgeschwindigkeit das beschriebene Kriterium in einem schmalen Toleranzbereich erfüllt. Diese Art von Schwingung ist demnach als Ursache unplausibel.

Für einen querangeströmten Balken bezieht sich diese Resonanz im Wesentlichen auf Resonanzen mit Wirbeln, die sich an der strömungsabgewandten Seite ablösen (Vortex Shedding, Lock-In und Galloping) /DEN 94/. Aufgrund des geringen Lateralströmungsanteils im Kern von etwa 0,3 m/s /PAD 81/, der zudem radial gerichtet ist, erscheint eine derartige Schwingung ebenfalls unplausibel.

Bei noch höheren dimensionslosen Geschwindigkeiten kann es zur „Fluidelastischen Instabilität“ kommen. Die zugeführte Energie aus dem Fluid übersteigt dabei die durch die Dämpfung abgeführte /PAD 06/. Als Folge können eine als Flutter bezeichnete Schwingung oder die Zerstörung des Schwingers auftreten. Berechnungen zur Fluidelastischen Instabilität von BE finden sich in /PET 98/, /RIC 09/ und /LIU 13/. Dabei zeigten sich im Allgemeinen ausreichend große Sicherheitsabstände zu diesem Effekt im bestimmungsgemäßen Betrieb.

Betrachtet man die Brennelementstruktur nicht als Balken, sondern mit der realen Geometrie, sind zusätzlich interne Schwingungen zwischen den Bauteilen sowie eine Anregung von Brennelementschwingungen an den internen Details denkbar. Zu ersterem gehören Schwingungen der Brennstäbe, die aber lokal begrenzt sind und wenig mit anderen Schwingern wechselwirken /RUN 87/. Zu letzteren könnten Ablösungen von Wirbeln oder eine instationäre Fluidstrahlbildung an den Abstandshaltern (Jet Switching) zählen. Ein Mechanismus, wie diese lokalen Phänomene zu kernweit korrelierten Schwingungen führen könnten, konnte allerdings nicht identifiziert werden.

Insgesamt konnten keine Hinweise für die Entstehung einer ursächlichen Schwingung an den individuellen Brennelementen gefunden werden, sodass eine solche, auch aufgrund der in Abschnitt 3.2.2 genannten Argumente, auf der Ebene des Gesamtkerns gesucht werden sollte.

3.2.3.3 Schwingungsentstehung auf Ebene des Gesamtkerns

Die Nahfeldkopplung benachbarter BE über das Fluid kann als mechanische Feder interpretiert werden. Wäre die Kopplung stark genug, würden die einzelnen Brennelemente ein schwingungsfähiges Kontinuum bilden (Abb. 3.23). In der Ebene betrachtet weist diese Schwingung Grundmoden auf, die denen einer Membranschwingung ähneln. In der Literatur werden die Kopplungskräfte zwischen benachbarten BE über das Fluid allerdings als vernachlässigbar /FRY 84/, /RIG 93/ oder höchstens moderat /BRO 03/, /WIT 04/, /RIC 09/ eingeschätzt, sodass eine Ausprägung dieser Systemschwingung unklar ist.

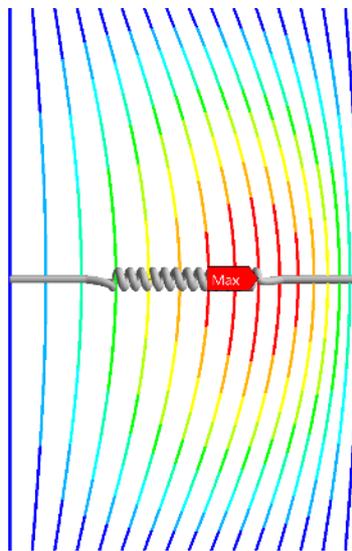


Abb. 3.23 Darstellung des grundlegenden Schwingungsmodes der mit Federn verbundenen Brennelementreihe, Kernbehälter links als Balken idealisiert

Nachfolgend werden Formen selbsterregter Schwingungen betrachtet, d. h. Schwingungen, die allein aus der Wechselwirkung zwischen Fluid und Struktur entstehen und einen eigenständigen Oszillator bilden. Die Phänomengruppe bildet ein Kontinuum, sodass zwischen den idealisierten Formen Mischformen möglich sind.

Strömungen, die eine ringförmige Passage durchfließen, können sehr leicht statische oder dynamische Instabilität erzeugen. Bei den sogenannten leckinduzierten Schwingungen (Abb. 3.24) wird der Fluidstrom periodisch durch eine bewegliche Teilkomponente unterbrochen. Durch die Trägheit des Fluids entsteht ein Druckgefälle, das den Kanal öffnet, woraufhin sich der Vorgang wiederholt /CHE 83/, /AXI 93/. Schwingungen und Instabilitäten aufgrund ringförmiger Strömung sind relativ leicht anzuregen und können vorhandene Perturbationen verstärken. Die Belastungen der Wände werden

mitunter sehr groß /PAD 06/. Leckinduzierte Schwingungen sind bereits in zahlreichen Komponenten von Kernkraftwerken beobachtet worden, einschließlich des thermischen Schilds /CHE 83/, /AXI 93/, /MUL 83/, /PAD 06/, /KAN 14/. Eine solche Schwingung ist in ähnlicher Form zwischen dem äußersten Brennelementring und der Kernumfassung denkbar, auch wenn der Innenteil nicht aus einem dichten homogenen Körper besteht. Eine Schwingung am Kernrand hat zudem aufgrund des steilen Neutronenflussgradienten und der guten Sichtbarkeit in Excore-Detektoren einen großen Einfluss auf den gemessenen Neutronenfluss. Eine besondere Bedeutung des Randbereichs für FSI-Phänomene hat sich bereits bei früheren Vorkommnissen, z. B. beim lokalen Phänomen des Baffle Jettings gezeigt /BIE 19/. Details zur Berechnung finden sich in /MUL 83/, /CHE 83/, /INA 88/, /AXI 93/, /DEN 94/, /PAD 06/ und /KAN 14/.

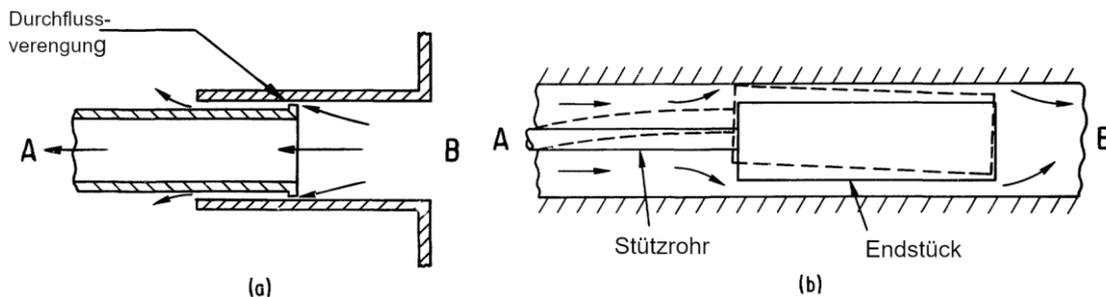


Abb. 3.24 Beispiele leckinduzierter Schwingungen /MUL 83/

Ein weiterer Ansatz geht von der radial gerichteten Strömung im Kern aus, die aufgrund der Homogenisierung des Massenstromprofils beim Durchströmen des Kerns sowie dem niedrigeren Strömungswiderstand am Rand in allen DWR entsteht /VDI 13/. Diese radial gerichtete Strömung könnte hinsichtlich ihrer Aufteilung ein instabiles Verhalten zeigen, indem sie mit den BE wechselwirkt. Strömt überdurchschnittlich viel Fluid in einen Sektor, werden die Brennelemente dort verdrängt. Beim Zurückschwingen in die andere Richtung findet die Verdrängung in der anderen Kernhälfte statt (Abb. 3.25 links).

Einen ähnlichen Effekt könnte auch der aufgeprägte axiale Massenfluss zusammen mit der seitlichen Einhausung der Strömung (vgl. /WIT 04/) bewirken. Eine einseitige Verengung des Strömungskanals entsteht dabei durch die Verdichtung der Brennelemente in einer Kernhälfte. Der aufgeprägte Massenstrom verlagert sich daraufhin in die gegenüberliegende Kernhälfte und treibt die Schwingung durch den aufgrund der höheren Geschwindigkeit niedrigeren hydrostatischen Druck an (Abb. 3.25 rechts). Ein solcher Oszillator kann mit einem elektrischen Schwingkreis verglichen werden, wobei die Induktivität durch den Massenfluss und die Kapazität durch die Auslenkung der BE

repräsentiert wird. Die Schwingungsfrequenz eines solchen Oszillators wird dabei sowohl von Eigenschaften des Fluids als auch Eigenschaften der Struktur, d. h. der Lateralsteifigkeit des Brennelements, bestimmt.

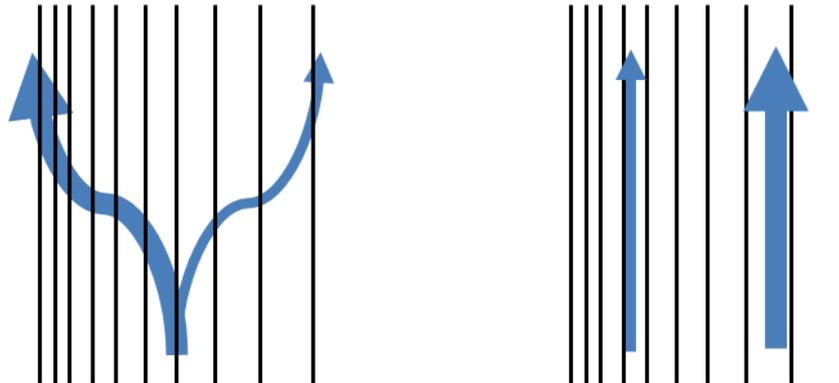


Abb. 3.25 Visualisierung möglicher Strömungsformen des Fluids (Pfeile) als Auslöser selbsterregter BE-Schwingungen

Nachfolgend sollen mögliche Anregungsquellen diskutiert werden, die außerhalb des Kerns entstehen und ihre Charakteristik auf die Bewegung der Brennelemente aufprägen. Die Anregung kann dabei mechanisch, durch Druckfluktuationen, durch Perturbationen bzw. Wirbel oder durch Massenstromfluktuationen bzw. Fluktuationen des Massenstromprofils erfolgen.

Mechanische Schwingungen des Primärkreises können sich direkt über die Struktur oder indirekt über das Fluid auf die Brennelemente übertragen. Die bedeutendste derartige Schwingung ist die Eigenschwingung der Dampferzeuger bei circa 1 Hz /WAC 88/, /BAU 88/. Eine solche Schwingung wäre jedoch durch Korrelation mit den Schwingungsaufnehmern detektierbar und würde im Kern stark gedämpft.

In der Literatur sind verschiedene Entstehungsmechanismen für Fluktuationen des Drucks beschrieben worden. In einer Hohlraumresonanz schwingen kompressible Gasvolumina gegeneinander (Abb. 3.26). /FIE 02/ vermutete in KWU DWR bei etwa 0,5 – 1 Hz eine Hohlraumresonanz zwischen dem Druckhalter und einem unbekanntem Gasvolumen im RDB, möglicherweise Dampfblasen aus unterkritischem Sieden.

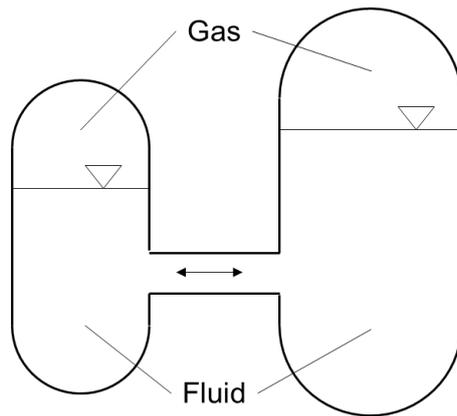


Abb. 3.26 Prinzip der Entstehung einer Hohlraumresonanz nach /FIE 02/

In /GRU 82/ wurde eine Schwingung zwischen dem oberen und unteren Plenum des RDB in einem WWER vermutet, wobei der hydraulische Widerstand des Kerns als unendlich postuliert wurde (Abb.3.27). Bei dieser Schwingungsform entsteht die Rückstellkraft nicht durch ein Gasvolumen, sondern durch die Elastizität der Behälter- und Rohrwandung. Die Frequenz konnte analytisch mit 0,5 – 0,9 Hz berechnet werden. Die Schwingungen der sechs Loops überlagerten sich dabei unkorreliert.

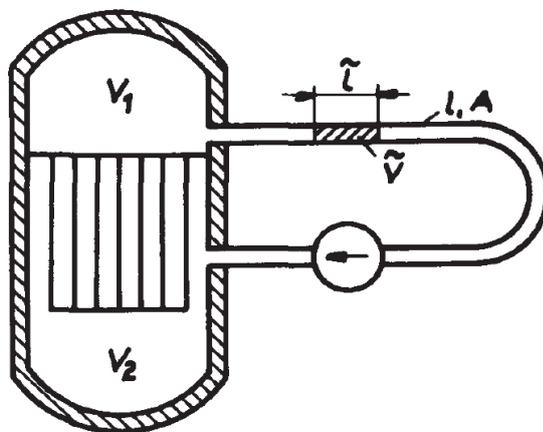


Abb. 3.27 Vermutete fluidelastische Resonanz in einem WWER /GRU 82/

Eine weitere Art der Anregung besteht im Eintrag von Perturbationen in den Kern, d. h. Fluidbereiche mit lokal unterschiedlicher Dichte oder Wirbeln. In /ALT 97/ wurde für einen WWER ein sich am Ende des Eintrittsstützens bei Umlenkung des Fluids in den Downcomer entstehender Wirbel betrachtet und eine Ablösefrequenz von 0,92 Hz berechnet. Allerdings ist die Lebensdauer eines Wirbels im Fluid begrenzt und insbesondere großräumige Wirbel würden im Kern, der als Strömungsgleichrichter wirkt, schnell aufgelöst.

In einigen Westinghouse 4-Loop-Anlagen wurde ein Phänomen beobachtet, welches als „Lower Plenum Anomaly“ bezeichnet wird. Im unteren Plenum entsteht dabei ein Wirbel, welcher das Massenstromprofil und dadurch das Fluidfeld im Kern im unteren Bereich beeinflusst (Abb. 3.28).

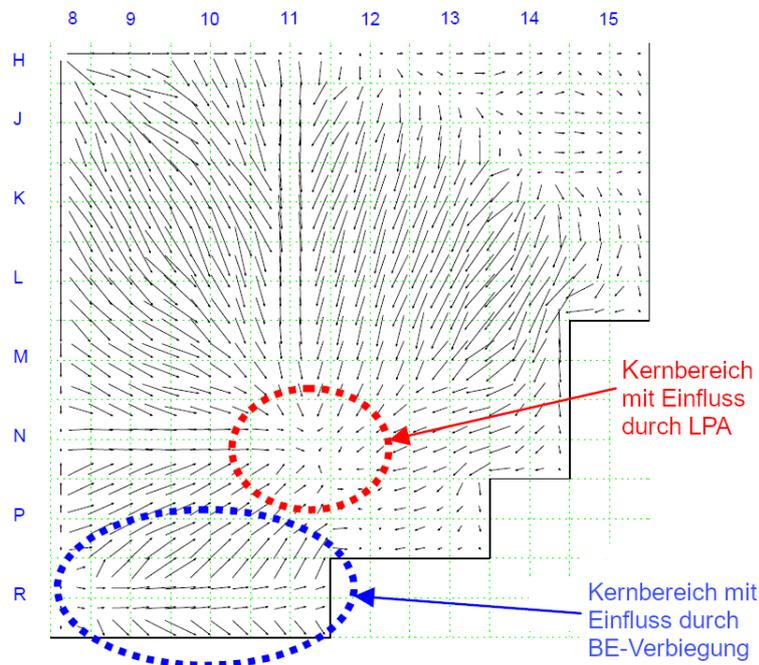


Abb. 3.28 Querströmungen im unteren Bereich einer Westinghouse 4-Loop-Anlage durch Brennelementverformung und Lower Plenum Anomaly /CON 03/

Weiterhin besteht die Möglichkeit der Anregung in einer Schwankung des Massenstroms oder des Massenstromprofils, ursprünglich formuliert von /SEI 15/. Diese Anregung kann gleichzeitig mit Druckschwankungen oder Perturbationen und Wirbeln im unteren Plenum auftreten oder aus Massenstromschwankungen der Loops, z. B. durch Schwankungen des Pumpendrehmoments, resultieren.

3.3 Kausalitätsbeziehungen zwischen beiden Phänomenen

Aufgrund der beschriebenen Beobachtungen und der vermuteten Mechanismen erscheint es naheliegend, dass die beobachtete zeitliche und anlagenspezifische Korrelation zwischen der statischen Brennelementverformung und möglichen dynamischen Brennelementschwingungen im Wesentlichen auf die Einführung eines neuen, weniger steifen Brennelementdesigns zurückzuführen ist. Das Fluidfeld im Kern könnte ein

weiterer Faktor zur Erklärung der anlagenspezifischen Ausprägung der beiden Phänomene sein.

Zur direkten kausalen Wirkung zwischen beiden Phänomenen liegen derzeit keine konkreten Hinweise vor. Grundsätzlich denkbar ist aber, dass die durch Überlagerung von lateralen Strömungskräften und Brennelementschwingungen entstehende schwellende Belastung im Vergleich zu einer rein statischen Belastung eine stärkere Kriechdehngeschwindigkeit bedingt. Neben zyklisch fortschreitender Deformation (klassisches Ratcheting bzw. Kriechratcheting) wäre hier insbesondere an eine Verstärkung allein durch den nichtlinearen Verlauf der Kriechverformung mit der Spannung und die dadurch erhöhte mittlere Kriechdehngeschwindigkeit zu denken /WEB 93/, /PEN 95/. Die erfolgreiche Reproduktion des Kriechverhaltens in Experimenten allein mit statischen Fluidkräften, wie in /HOR 13/, schränkt die mögliche Größe eines derartigen Beitrags allerdings ein.

Eine umgekehrte Kausalität könnte in der Veränderung des Strömungsfelds durch eine bestehende Brennelementverformung als Einflussfaktor der fluidinduzierten Vibration zu finden sein. So werden die durch die Homogenisierung des Massenstromprofils beim Durchströmen des Kerns und den niedrigeren hydraulischen Widerstand des Spalts zwischen BE und Kernumfassung hervorgerufenen radial gerichteten Querströmungen durch bestehende Brennelementverformungen verstärkt /PAR 01/, /CON 03/. Ob dies einen Einfluss auf die Entstehung von Schwingungen hat, ist allerdings unklar.

Ein direkter Einfluss der Verformung auf die mechanische Schwingungscharakteristik der Brennelemente, insbesondere die Eigenfrequenz, ist sehr gering.

3.4 Diskussion und Bewertungsgrößen für BE-Designs

Im vorangegangenen Kapitel wurden die Phänomene der statischen Brennelementverformung und der dynamischen Brennelementverformung als mögliche Ursache für das erhöhte Neutronenflussrauschen diskutiert. Für die statische Brennelementverformung wurden bekannte Mechanismen sowie in der Literatur beschriebene Modelle zusammengefasst. Für die Ursache dynamischer Brennelementschwingungen wurden Hypothesen zusammengestellt und erarbeitet. Weiterhin wurden mögliche Kausalitätsbeziehungen zwischen beiden Phänomenen diskutiert.

Während die Mechanismen der statischen Brennelementverformung gut verstanden sind, ist der genaue Mechanismus hinter dem erhöhten Neutronenflussrauschen bzw. der Anregung der fluidinduzierten Brennelementschwingungen noch nicht vollständig geklärt. In Frage kommen neben erzwungenen Schwingungen des Fluids, die in den Kern hineingetragen werden, auch selbsterregte Schwingungen, die durch die Wechselwirkung zwischen Fluid und der Gesamtheit der Brennelemente im Kern selbst entstehen.

Ein möglicher Ansatz zur weiteren Aufklärung des Phänomens besteht in der interdisziplinären Modellierung der Prozesse. Dazu sind zunächst neutronenphysikalische Modelle zur Wirkung schwingender Brennelemente und ggf. anderer Kerneinbauten auf den Neutronenfluss notwendig. Solche Modelle werden derzeit im EURATOM-Projekt CORTEX /DEM 18/ entwickelt. Dabei muss auch die Wirkung der Schwingung auf die Fluidtemperatur einbezogen werden. In einem zweiten Schritt sind Modelle zur Simulation des Fluidverhaltens im Kern und angrenzenden Bereichen (oberes/unteres Plenum, Ringraum) sowie der kernweiten dynamischen Fluid-Struktur-Wechselwirkung notwendig. Diese unterscheiden sich von den in Kapitel 3.1.3 genannten FSI-Modellen durch ihre transiente Betrachtungsweise. Ähnliche Modelle wurden in der Vergangenheit bereits für seismische Analysen entwickelt /BRO 03/, /RIC 16/. Erste vereinfachte FSI-Modellierungen wurden bereits im EURATOM Projekt CORTEX entwickelt /BLA 16/, /BLA 20/. Diese erlauben eine grundlegende Verbesserung des Verständnisses der Vorgänge im Kern und können zur Überprüfung von Hypothesen dienen.

Ein weiterer Ansatz besteht in der Durchführung zusätzlicher Messungen (z. B. Neutronenfluss, Druckaufnehmer, Vibration, Fluidgeschwindigkeit) an bestehenden oder für diesen Zweck zusätzlich installierten Instrumentierungen. Korrelationsbetrachtungen zwischen einzelnen Messdaten könnten weitere Hinweise auf die Charakteristik geben. Weiterhin könnten auch Messungen unter besonderen Bedingungen, wie An- und Abfahren (Messung von Resonanzen mit der Pumpendrehfrequenz) oder der Betrieb mit drei von vier Hauptkühlmittelpumpen (Symmetriebruch, veränderter Massendurchfluss und Druckverlust über Kern) Hinweise liefern. Direkte Messungen der mechanischen Schwingungen durch den Einbau von Beschleunigungsaufnehmern in leere Führungsrohre, wie in der Vergangenheit bereits im KKW Obrigheim durchgeführt /LAG 95/, würden zwar die Quantifizierung der Schwingungen erlauben, aber in Unkenntnis der Verhältnisse im Fluidfeld möglicherweise keine Hinweise auf die Entstehung der Schwingungen liefern. Punktuelle Messungen des Fluidfelds könnten durch die Überlagerung mit turbulenten Fluidbewegungen beeinträchtigt sein. Der Erfolg einer

Reproduktion des Phänomens in skalierten Versuchen ist aufgrund der Unkenntnis des zugrundeliegenden Phänomens und der entsprechenden dimensionslosen Kennzahlen hingegen fraglich /DAM 90/.

Quantitative Bewertungsgrößen für Brennelementdesigns hinsichtlich statischer Verformung ergeben sich direkt aus den empirisch ermittelten Einflussgrößen und den daraus entwickelten Modellvorstellungen zu den Verformungsmechanismen. Hervorzuheben ist besonders die Lateralsteifigkeit des Skeletts bzw. die versteifende Funktion der Brennstäbe. Erstere ist maßgeblich durch die Dicke der Führungsrohre und die Steifigkeit der Verbindung FR/AH geprägt. Letztere hängt stark von der Ausgestaltung der Brennstabbefestigung im Abstandshalter ab /MAR 12/, /WAN 18/.

Bewertungsgrößen hinsichtlich dynamischer Brennelementschwingungen lassen sich, auch wenn der genaue Entstehungsmechanismus bisher noch nicht vollständig geklärt ist, in allgemeiner Form angeben. Auch hier hat die Steifigkeit unabhängig von der Schwingungsanregung einen direkten Einfluss auf die Ausprägung der Schwingungsamplitude. Statische und dynamische Instabilitäten lassen sich konstruktiv durch ausreichend große Steifigkeit und Dämpfung vermeiden. Zudem sollte die Resonanzfrequenz außerhalb möglicher Anregungsfrequenzen liegen, das gilt insbesondere für einen ausreichenden Abstand der dimensionslosen axialen Strömungsgeschwindigkeit (siehe Formel (3.3)) vom Wert 1.

4 Auswirkungen großer Brennelementverformungen auf Auslegungsrreserven im Normalbetrieb und bei Störfällen

Ausgehend von den KTA-Nachweiskriterien für Brenn- und Steuerelement werden in diesem Kapitel die Auswirkungen großer BE-Verformungen auf die Festigkeit der FR im Normalbetrieb sowie auf den Steuerstabeinfall untersucht. Dabei werden Erkenntnisse aus der Betriebserfahrung berücksichtigt.

4.1 Auswahl betroffener Nachweiskriterien

4.1.1 Nachweiskriterien nach KTA 3101.3

Die Auslegung der Brenn- und Steuerelemente orientiert sich an den Schutz- und Sicherheitszielen „Kontrolle der Reaktivität“ und „Kühlung der Brennelemente“. Weiterhin betroffen sind die Ziele „Einschluss radioaktiver Stoffe“ und „Begrenzung der Strahlenexposition“. Die in KTA 3101.3 daraus abgeleiteten sicherheitstechnischen Anforderungen sind nach Sicherheitsebenen gestaffelt und betreffen Reaktivität, Leistung, Leistungsdichte, Wärmeabfuhr, kritische Wärmestromdichte, Dichtheit der Brennstäbe, Werkstoffauswahl bezüglich Strahlenexposition, Leistungsregelung, Abschaltbarkeit und radiologische Belastung.

Die Auslegung von Brennelementen nach KTA 3101.3 /KTA 15a/ erfolgt grundsätzlich für die Nominalgeometrie im Ausgangszustand. Die Bewertung und ggf. Berücksichtigung des Einflusses von (Kriech-) Verformungen oder Schwingungen wird darüber hinaus explizit in Bezug auf die Nachweiskriterien Kompatibilität und Festigkeit gefordert. Der Einfluss großer Verformungen und Schwingungen auf die Sicherheitsmargen ist allerdings teils unzureichend untersucht worden /RSK 15/. Weiterhin sind für einzelne Nachweiskriterien keine rechnerischen Nachweise, sondern betriebliche Überwachungen oder Experimente vorgesehen, sodass eine Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber großen Verformungen und Schwingungen schwieriger ist.

Im nachfolgenden Abschnitt soll daher zunächst diskutiert werden, welche Nachweiskriterien von großen Verformungen oder Schwingungen besonders betroffen sind. Wo notwendig, werden ergänzende Nachweiskriterien im Sinne der Schutz- und Sicherheitsziele eruiert. Die Analysen und Rechnungen stellen keine konkreten anlagenbezogenen

Nachweise, sondern generische Betrachtungen dar, mit denen grundsätzliche Einflüsse auf die Nachweiskriterien abgeschätzt werden.

Tab. 4.1 enthält in zusammengefasster Form konkrete Nachweiskriterien für Brennelementstruktur, Brennstab, Steuerelement und Drosselkörper. Werkstoffwissenschaftliche, thermohydraulische und neutronenphysikalische Kriterien sowie Kriterien zu Transport, Handhabung und Lagerung werden hier nicht weiter betrachtet (hellgraue Textfarbe).

Tab. 4.1 Tabellarische Zusammenfassung von Nachweiskriterien nach KTA 3101.3

	Sicherheitsebenen 1 und 2	Sicherheitsebenen 3 und 4a
Komponentenübergreifend	<ul style="list-style-type: none"> • Einhaltung von Auslegungsgrundsätzen • Verwendung geeigneter Werkstoffe • Kompatibilität • Inspizierbarkeit • Vermeidung loser Teile • Einhaltung weiterer allgemeiner Anforderungen 	
Brennelementstruktur	<ul style="list-style-type: none"> • Begrenzung von Spannungen und Dehnungen • Geometrische Stabilität • Ermüdung • Begrenzung der Korrosion • Sicherstellung einer ausreichenden Duktilität • Sicherstellung der Lage des Brennstoffs • Brennstablagerung/Grid-to-Rod-Fretting • Belastungen durch Steuerelementeinfall 	<ul style="list-style-type: none"> • Begrenzung von Verformungen • Begrenzung von Spannungen
	• Komponentenspezifische Anforderungen für Transport, Handhabung und Lagerung	
Brennstab	<ul style="list-style-type: none"> • <i>Begrenzung von Spannungen und Dehnungen im Hüllrohr</i> • Sicherstellung einer ausreichenden Duktilität • <i>Geometrische Stabilität</i> • <i>Ermüdung</i> • Begrenzung von PCI und SCC • Begrenzung der Korrosion • Begrenzung des Innendrucks • Begrenzung der Brennstofftemperatur 	<ul style="list-style-type: none"> • <i>Begrenzung von Verformungen der Hüllrohre</i> • Dichtheit des Brennstabs • Begrenzung der Brennstofftemperatur • Spezifische Anforderungen bei Kühlmittelverlust- und Reaktivitätsstörfällen • Abweichende Nachweiskriterien für Sicherheitsebene 4a
Steuerelement	<ul style="list-style-type: none"> • Erfüllung der sicherheitstechnischen Aufgabe, Einbringung von Absorbermaterial in ausreichendem Umfang, freier Steuerelementweg • Geeignete Umhüllung, radiologische Grenzwerte, neutronenphysikalische Aspekte • Negative Rückwirkung des Eigengewichts auf die Abschaltgeschwindigkeit • Belastungen durch Steuerelementeinfall 	
	<ul style="list-style-type: none"> • Verwendung geeigneten Absorbermaterials • Begrenzung Temperatur Absorbermaterial • <i>Begrenzung Spannungen Absorberhülle</i> • <i>Ermüdung der Absorberhülle, der Steuerelement-Strukturteile und der Verbindungen</i> • <i>Geometrische Stabilität der Absorberhülle</i> • <i>Begrenzung der plastischen Dehnung der Absorberhülle</i> • <i>Begrenzung der Spannungen und Dehnungen in den Strukturteilen und Verbindungen</i> • Sicherstellung einer ausreichenden Duktilität 	<ul style="list-style-type: none"> • Begrenzung der Temperatur des Absorbermaterials • <i>Begrenzung der Spannungen in der Absorberhülle, den Strukturteilen und Verbindungen</i>
	• Komponentenspezifische Anforderungen für Transport, Handhabung und Lagerung	
Drosselkörper	<ul style="list-style-type: none"> • Erfüllung der Funktion, geeignete geometrische Ausführung • Resultierende aller axialen Kräfte bewirkt Kontaktkraft auf BE-Kopf für Sicherheitsebene 1 • <i>Festigkeitsauslegung, einschließlich Nachweise zu Transport, Handhabung und Lagerung</i> 	

Kriterien, für die bei erster Betrachtung kein direkter Einfluss großer Verformungen und Schwingungen identifiziert wurde, bleiben ebenfalls außen vor (dunkelgraue Textfarbe). Die Auswirkungen großer Verformungen und Schwingungen auf die Festigkeit der Komponenten Brennstab, Steuerelement und Drosselkörper (kursiv) werden zugunsten der Brennelementstruktur als mutmaßlich kritischster Komponente ebenfalls nicht betrachtet. Die übrigen Kriterien (fett) werden nachfolgend diskutiert.

4.1.2 Kompatibilität, Lage des Brennstoffs und Brennstablagerung

In Bezug auf **Kompatibilität** wird in KTA 3101.3 gefordert, dass die Wechselwirkungen der BE untereinander und mit anderen Kerneinbauten, beispielsweise durch aufgebrauchte statische oder dynamische Lasten und daraus resultierende Schwingungen oder Verformungen, deren Funktionen und Eigenschaften nicht beeinträchtigen.

Verformungen der BE können einerseits die Verfahrbarkeit der Steuerelemente beeinträchtigen (siehe Abschnitt 4.1.4) sowie andererseits, insbesondere in Verbindung mit Schwingungen, zu Schäden am BE führen. Dazu zählen Fälle von Fretting an den Abstandshalterecken und Brüche von Zentrierstiften, welche in Zusammenhang mit verstärkten Verformungen beobachtet wurden /RSK 15/.

Fretting an den Abstandshalterecken entsteht, wenn diagonal benachbarte BE sich gegeneinander verformen. Zusammen mit Schwingungen der BE kommt es zu einem kontinuierlichen Materialabtrag. Im Extremfall kann der Eckbrennstab beschädigt und dadurch Radionuklide freigesetzt werden. Der Mechanismus wird in Kapitel 5 eingehender diskutiert.

Bei der Untersuchung abgebrochener Zentrierstifte wurden Rissbildung und -wachstum durch interkristalline Spannungsrisskorrosion mit anschließendem Abriss durch transkristallines (Ermüdungs-)risswachstum festgestellt /RSK 15/, /HER 16/, /POH 18/. Aufgrund dieser Befunde sind Beiträge sowohl von statischen als auch von dynamischen Belastungen zur Schadensentstehung denkbar. An den betroffenen Kernrandpositionen kann durch strahlungsinduziertes Wachstum der BE relativ zur steifen Kernumfassung eine Zwängung mit hohen Kräften entstehen. Möglich ist, dass Schwingungen der BE diese Zwängung so beeinflussen, dass im Zentrierstift große Wechsellastanteile hervorgerufen werden.

Zur Vermeidung der Schäden wurden konstruktive Verbesserungen entwickelt. So konnte das Fretting an Abstandshalterecken in der Vergangenheit durch eine Veränderung der Geometrie oder das Aufbringen einer Beschichtung reduziert werden. Zentrierstifte mit geringem Durchmesser konnten die Situation statischer Überbestimmtheit an den Kernrandpositionen vermeiden /HER 16/.

Zentrale Forderung zur **Sicherstellung der Lage des Brennstoffs** ist die Einhaltung der axialen und radialen Position der Brennstäbe im Brennelement und der Brennelemente im Kern. Insofern sind Verformungen und Schwingungen von diesem Kriterium bereits dem Wortlaut nach betroffen, auch wenn der Grad der zulässigen Abweichung hier nur insofern konkretisiert wird, dass andere Nachweiskriterien eingehalten werden.

Die üblicherweise mit dem Kriterium verbundenen Nachweise zum axialen Einbauraum und zur Niederhaltung sind von Verformungen und Schwingungen, soweit beurteilbar, nicht signifikant betroffen. Ein Einfluss auf die Niederhaltung ist lediglich indirekt im Zuge absichtlich verminderter Federkräfte als Maßnahme zur Verminderung der Verformungen relevant.

Die **Brennstablagerung** ist nach KTA 3101.3 derart auszulegen, dass es zu keiner Schwächung der Hüllrohrwand und Gefährdung der Dichtheit des Brennstabs, z. B. durch Grid-to-Rod-Fretting kommt.

Zur Bewertung der Anfälligkeit gegenüber Grid-to-Rod-Fretting werden üblicherweise Experimente durchgeführt. Größere Brennelementschwingungen können grundsätzlich zu einer Verstärkung des Grid-to-Rod-Frettings führen. Die in neueren BE vorhandenen Designmerkmale, insbesondere die reduzierte Haltekraft zwischen Abstandshaltern und Brennstäben, wirken dem jedoch entgegen.

4.1.3 Festigkeit der Brennelementstruktur

Zum Nachweis der Festigkeit der Brennelementstruktur gehören Spannungs-, Ermüdungs-, Verformungs- und Stabilitätsanalysen im Normalbetrieb und im Störfall. Der Einfluss großer Verformungen auf die Festigkeit wird exemplarisch für das Führungsrohr und für den Normalbetrieb in Abschnitt 4.2 quantifiziert.

Zur **Begrenzung von Spannungen und Dehnungen im Normalbetrieb** werden die Lastfälle Nulllast kalt (50 °C), Nulllast warm (290 °C) und Volllast stationär betrachtet.

Die Belastungen auf die Brennelementstruktur bestehen aus Gewicht, hydrostatischem Auftrieb, axialen Strömungskräften (auf Fuß, Kopf, Abstandshalter und Brennstäbe), Niederhaltekraft, differentieller thermischer Dehnung und differentiellem strahleninduzierten Wachstum sowie elastischen Auslenkungen durch laterale Fluidkräfte. Die Kraftverhältnisse ändern sich während des Betriebs, beispielsweise infolge thermischen und strahleninduzierten Wachstums, unterschiedlicher Betriebsbedingungen oder Relaxation von Federkräften. Für dieses Nachweiskriterium wird explizit die Bewertung und ggf. Berücksichtigung des Einflusses von im Reaktoreinsatz entstehenden Geometrieänderungen (z. B. Kriechverformungen) gefordert.

Durch die schlanke Struktur der Brennelemente, Führungsrohre und Brennstäbe besteht eine Gefahr für die **geometrische Stabilität im Normalbetrieb**, d. h. das Knicken der Komponenten unter axialer Belastung. Auch hier werden Bewertung und ggf. Berücksichtigung von im Reaktoreinsatz entstehenden bleibenden Geometrieänderungen (z. B. Kriechverformungen) gefordert. Die zulässigen Knickspannungen der Führungsrohre werden in der Regel experimentell ermittelt.

Der Grad der **Ermüdung im Normalbetrieb** wird von Wechsellastspannungen aufgrund von Änderungen des Betriebszustands sowie zyklisch wechselnden Belastungen, z. B. aus fluidinduzierten Schwingungen der BE, bestimmt. Für hohe Vergleichsspannungsschwingbreiten wird zudem eine Absicherung gegen zyklisch fortschreitende Deformation (Ratcheting) gefordert.

Die Amplituden fluidinduzierter Schwingungen während des Betriebs sind mit der üblichen Reaktorinstrumentierung nicht ermittelbar, sodass sich die angenommenen Werte im Wesentlichen auf Messungen in Versuchsaufbauten mit Einzel-BE stützen. In der Anlage Obrigheim wurden zudem Messungen mit speziellen Beschleunigungssensoren während des Betriebs durchgeführt /LAG 95/. Üblicherweise werden Schwingungsamplituden um ca. 20 µm angenommen. Vor dem Hintergrund der Vermutung kernweiter korrelierter fluidinduzierter Brennelementeschwingungen als Erklärung der beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschsignals in Vor-Konvoi und Konvoi-Anlagen (siehe Abschnitt 3.2) und der mit Schwingungen in Verbindung gebrachten Schäden (siehe Abschnitt 0) ist diese Festlegung jedoch zu hinterfragen.

Der Festigkeitsnachweis für die Brennelementstruktur, insbesondere die Begrenzung von Spannungen und Ermüdung, umfasst neben den Führungsrohren weitere Bauteile, wie Verschraubung, Schweißverbindungen, Niederhaltefedern oder Endstücke. Zwar

sind in der Regel große Sicherheitsmargen vorhanden, jedoch treten durch eine Verformung Lastfälle auf, für die diese Bauteile nicht primär vorgesehen sind. Die Verschraubungen zwischen Führungsrohr und Endstück ist hauptsächlich auf Zug, die Schweißverbindungen zwischen Führungsrohr und Abstandshalter hauptsächlich auf Schub ausgelegt. Da die Brennelementstruktur lateral insbesondere durch die Verbindungen zwischen Führungsrohren als Längsgurten und Endstücken/Abstandshaltern als Quergurten versteift wird, treten dort jedoch Verdrehungen und Biegemomente auf.

Die **Begrenzung von Verformungen im Störfall** soll die Abschaltbarkeit und Kühlbarkeit des Reaktors gewährleisten (siehe auch Abschnitt 4.1.4). Die Nachweise werden zusammen mit dem Nachweis der **Begrenzung von Spannungen im Störfall** geführt. Für die Belastung in Axialrichtung ist dabei ein LOCA-Ereignis mit einem 0,1 F Leck (Annahme gemäß Bruchausschluss) und die daraus entstehenden axialen Druckgradienten über den Kern maßgeblich, während für die Horizontalbelastung das Auslegungs-erdbeben und mögliche plastische Verformungen der Abstandshalter durch Stöße maßgeblich sind.

Für den Nachweis in Axialrichtung werden einfache Feder-Masse-Modelle oder komplexere FSI-Modelle verwendet. Für den Störfall ist üblicherweise die Knickspannung der Führungsrohre limitierend. Eine Vorverformung des BE hat einen mäßigen Einfluss auf die Axialsteifigkeit und die Knickgrenze.

Für den Nachweis in Horizontalrichtung werden Feder-Masse-Modelle verwendet. Die Abstandshalter dürfen durch die Stöße aufgrund der seismisch bedingten Schwingungen nicht knicken und keine übermäßigen plastischen Verformungen erfahren, die zu einer Verzögerung des Steuerelementeinfalls führen könnten. Der Bewegung der BE wird durch die Struktur- und Fluidämpfung kontinuierlich Energie entzogen. Es ist nicht anzunehmen, dass eine anfängliche Vorverformung einen nennenswerten Einfluss auf die Stoßkräfte und -energien hat.

4.1.4 Steuerelementeinfall und daraus resultierende Belastungen

Kriterien, welche sich auf den erfolgreichen Steuerelementeinfall beziehen, sind in KTA 3101.3 sowohl seitens der Brennelementstruktur (Kompatibilität, Begrenzung von Verformungen, siehe Abschnitte 0 und 4.1.3) als auch seitens des Steuerelements in Form von **Erfüllung der sicherheitstechnischen Aufgabe, Einbringung von Absorbermaterial in ausreichendem Umfang und freiem Steuerelementweg** festgelegt.

Hinsichtlich der sicherheitstechnischen Aufgabe wird weiterhin auf KTA 3103 /KTA 15b/ und KTA 3101.2 /KTA 12/ verwiesen.

Die Gewährleistung der Funktion muss durch Steuerstab-Einfallversuche nachgewiesen werden. Von der Redundanz der Steuerelemente untereinander kann kein Kredit genommen werden, da eine Verformung den Gesamtkern betreffen kann. Allerdings ist für eine erfolgreiche Abschaltung bereits ein Teileinfall der Steuerelemente ausreichend.

Neben der Messung der Einfallzeit wird während des Einfalls durch Auswertung von Strom und Spannung der Magnetantriebspulen ein Laufzeitoszillogramm erstellt. Dieses kann mit bestehenden Aufzeichnungen graphisch verglichen werden und erlaubt eine Interpretation hinsichtlich Biegeform und Verformungsgrad /KLO 15/. Bei vorhandener Instrumentierung kann während des Verfahrens auch der Verlauf der Reibkräfte über den Fahrweg aufgezeichnet werden.

Die Beeinflussung der Fallzeit durch eine Verformung hängt von Biegeform, Krümmungsradien bzw. Biegeamplituden sowie Eigenschaften des Steuerelements ab. Interne Verformungen des BE, d. h. Verformungen der einzelnen Führungsrohre relativ zueinander oder plastische Deformationen der Abstandshalter, können die Einfallzeit ebenso beeinflussen /IAE 10/.

Zur Bewertung der Auswirkung statischer Verformungen auf die Einfallzeit sind in der Literatur sowohl experimentelle Untersuchungen als auch Computersimulationen beschrieben /COL 99a/, /REN 99/, /REN 09/, /AUL 05/, /BOS 05/, /AND 07/, /REN 13/. Dabei wird insgesamt deutlich, dass die Reibkraft im Falle eines verbogenen BE neben Gravitation, Auftrieb und Dämpfung in Bezug auf den Einfall nicht zu vernachlässigen ist. Signifikante Verzögerungen werden allerdings erst für höhere Biegeformen (ab S-Form) und höhere Verformungsgrade erwartet (Abb. 4.1). Diese steigen dann mit Biegeform und Verformungsgrad überproportional an /REN 99/. Eine derartige Simulation ist in Abschnitt 4.3 enthalten.

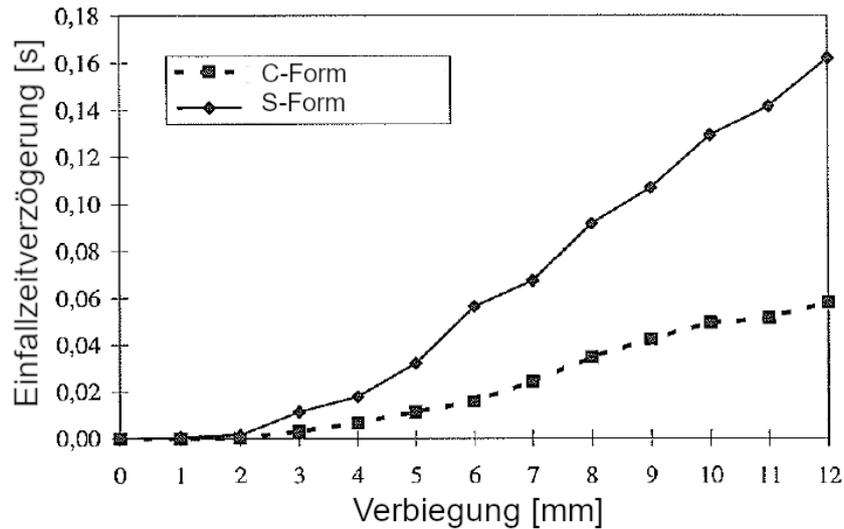


Abb. 4.1 Ergebnisse einer analytischen Modellierung des Einflusses von Verformungen auf die Einfallzeit /REN 99/

Für den Einfallvorgang im Störfall, d. h. unter seismisch bedingten Schwingungen, existieren ebenfalls experimentelle und rechnerische Untersuchungen /FUJ 87/, /KAW 90/, /COL 03/. Vorausgesetzt, dass keine bleibenden Verformungen der Geometrie, z. B. durch Stöße, auftreten, ist eine Gefährdung des Einfallerfolgs nicht zu erwarten. Je nach Untersuchung werden Verzögerungen bis zu 20 %, abhängig von der Anregungsfrequenz, beobachtet.

Die Berücksichtigung der **Belastungen durch Steuerelementeinfall** wird in KTA 3101.3 sowohl in Bezug auf die Brennelementstruktur als auch auf andere Bauteile gefordert. Die kinetische Energie des Steuerelementes soll beim Auftreffen auf den Brennelement-Kopf durch die Feder unter der Spinne des Steuerelementes aufgenommen werden, ohne dass es zu einem harten Kontakt kommt. Weiterhin dürfen durch Beschleunigen und Abbremsen der Steuerelemente keine unzulässigen Belastungen entstehen.

Während ein harter Kontakt beim Auftreffen auf die Spinne gerade durch eine verformungsbedingte Verzögerung nicht zu erwarten ist, können die infolge starker Reibung auftretenden Reaktionskräfte eine zusätzliche Belastung auf Brenn- und Steuerelementstruktur darstellen. Dies ist allerdings erst bei hohen Verzögerungen, d. h. hohen Biegeformen und Verformungsgraden, zu erwarten.

4.2 Analyse der Auswirkungen großer Verformungen auf die Festigkeit der Führungsrohre im Normalbetrieb

Um die Auswirkungen großer Brennelementverformungen und Schwingungen auf die Festigkeit des Führungsrohrs im Normalbetrieb zu quantifizieren, werden in diesem Kapitel zunächst die aufgrund äußerer Kräfte entstehenden elastischen Verformungen anhand eines einfachen Brennelementmodells betrachtet. Darauf aufbauend wird in Abschnitt 4.2.2 ein Bezug zu den Maximalspannungen innerhalb der Brennelementstruktur hergestellt. Wiederum darauf aufbauend, werden in Abschnitt 4.2.3 die Einflüsse auf die Ermüdung sowie das dynamische Verhalten der BE diskutiert.

4.2.1 Verformungen auf Brennelementebene

Zunächst wird das BE in einer zweidimensionalen FEM-Simulation vereinfacht als Balken modelliert, welcher an einer Seite fest gelagert und an der anderen Seite durch ein Loslager entlang der Balkenachse verformbar ist. Länge, Querschnittsfläche und Elastizitätsmodul werden geeignet anhand vorliegender Konstruktionszeichnungen gewählt. Die Dichte wird so bemessen, dass das Gesamtgewicht des BE abzüglich des hydrostatischen Auftriebs homogen über den Balken verteilt ist. Die äußeren Axialkräfte werden in drei Stufen aufgebracht (Abb. 4.2).

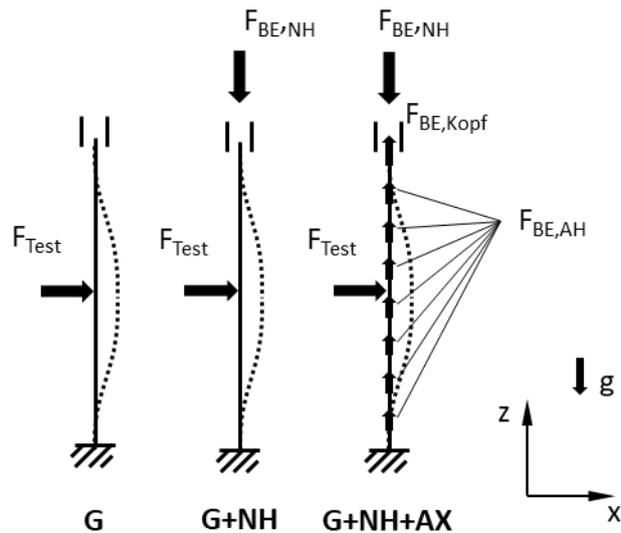


Abb. 4.2 Brennelement als ausgelenkter Stab, Berücksichtigung von Gravitation und Auftrieb (G), Niederhaltung (G+NH) und axialen Fluidkräften (G+NH+AX)

Die erste Stufe (G) repräsentiert das freistehende BE, auf das nur die Gravitation wirkt. Die zweite Stufe (G+NH) repräsentiert das BE mit Wirkung der Niederhaltung. In der dritten Stufe (G+NH+AX) werden auch Axialkräfte aus der Strömung aufgebracht. Lateralkräfte werden in Form einer Einzelkraft in der Mitte des Balkens aufgebracht. Deren Höhe ist nicht konstant, sondern ein Parameter des Modells.

Die letzte Unbekannte stellt nun das Flächenträgheitsmoment des Balkens dar, welches die laterale Steifigkeit im Wesentlichen bestimmt. Dieses lässt sich zwar grundsätzlich geometrisch anhand von Konstruktionszeichnungen berechnen, jedoch spielen hier auch Verdrehsteifigkeiten von Verbindungen, z. B. zwischen Führungsrohren und Abstandshalter, sowie Beiträge aus dem Reibkontakt der Brennstäbe im Abstandshalter eine Rolle. Daher wird basierend auf einer Literaturstudie zur Lateralsteifigkeit von BE und BE-Skeletten (Abb. 4.3) exemplarisch eine Lateralsteifigkeit von 30 N/mm als untere Abschätzung für das Modell des freistehenden BE (G) gewählt und das Flächenträgheitsmoment daran anschließend iterativ gefittet.

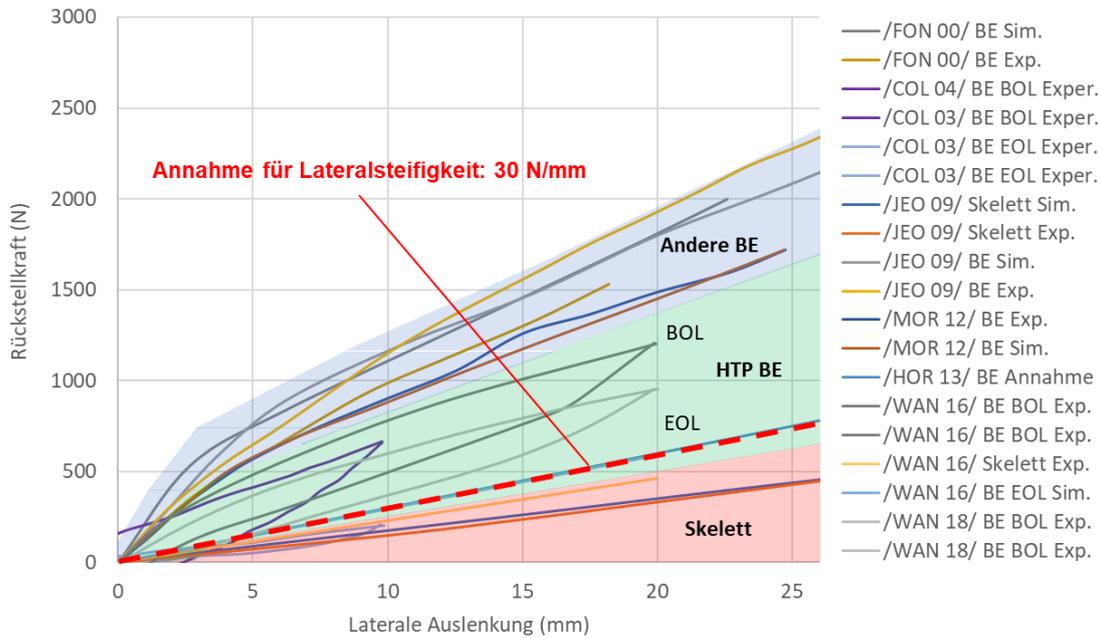


Abb. 4.3 Literaturwerte für die Lateralsteifigkeit von BE und BE-Skeletten /FON 00/, /COL 03/, /COL 04/, /JEO 09/, /MOR 12/, /HOR 13/, /WAN 16/, /WAN 18/

In Abb. 4.4 sind nun für die Modelle G, G+NH und G+NH+AX die Verläufe der lateralen Auslenkung mit der Auslenkungskraft als Parameter aufgetragen. Dieses Diagramm eignet sich zur graphischen Visualisierung der Verformung des BE unter äußeren Kräften. Die Punkte 1 bis 6 (bzw. die Pfeile dazwischen) stellen exemplarisch eine solche Visualisierung dar. Dabei wird zunächst eine beliebige (bleibende) Anfangsverformung des BE hilfsweise als elastische Verformung des Modells G angetragen (Pfeil 1 – 2). Die laterale Fluidkraft (Pfeil 2 – 3) im Betrieb führt dann zu einer weiteren elastischen Auslenkung des Modells G (Pfeil 3 – 4). Durch Niederhaltung und axiale Strömung (Modelle G+NH bzw. G+NH+AX) kommen zusätzliche elastische Auslenkungen hinzu (Pfeil 4 – 5 bzw. 4 – 6). Diese letztgenannten Anteile sind durch die in ihrer Wirkungslinie versetzten Axialkräfte bedingt und werden in der Theorie I. Ordnung nicht berücksichtigt. Für stark verformte BE ist ihr Anteil nicht mehr zu vernachlässigen.

Unabhängig von den exemplarisch gewählten Punkten 1 – 6 lässt sich unter Annahme einer maximal möglichen Auslenkung von 26 mm (aufgrund geometrischer Beschränkungen, siehe Abschnitt 3.1.1) der Maximalwert der zusätzlichen Auslenkung (Pfeil 7 – 8), hier 5 mm, ablesen. Für steifere BE sind die entsprechenden Werte wesentlich geringer (Abb. 4.5).

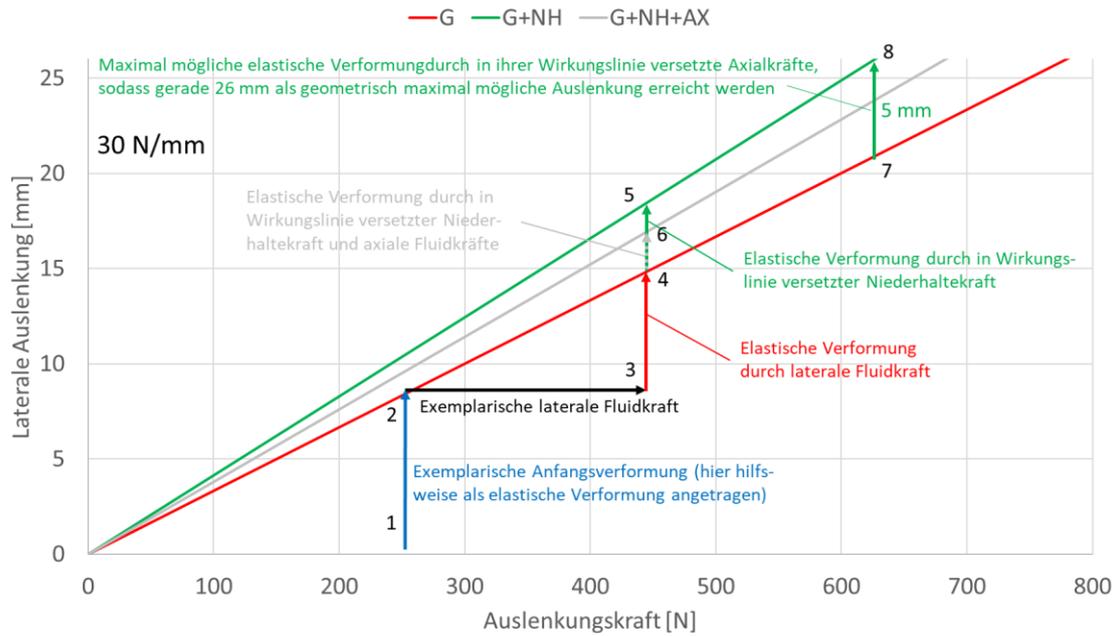


Abb. 4.4 Graphische Visualisierung der Verformung des BE unter äußeren Kräften anhand der Auslenkungskennlinie der Brennelementmodelle

Zusätzlich wurde anhand des Modells G eine Analyse der Auswirkungen einer Vorverformung auf die Knickfestigkeit des gesamten BE durchgeführt, indem die Niederhaltekraft sukzessive gesteigert wurde. Die Niederhaltekraft bei Knicken betrug für ein um 26 mm verformtes BE 29 kN gegenüber 33 kN für ein (nahezu) unverformtes BE, was einer Reduktion um 12 % entspricht, sodass eine ausreichende Sicherheitsmarge verbleibt.

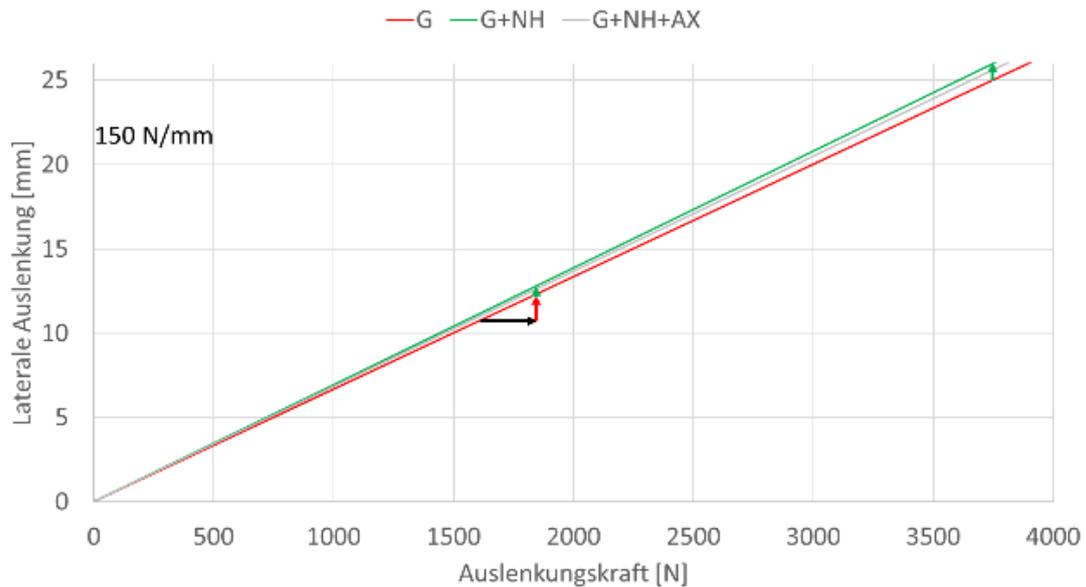
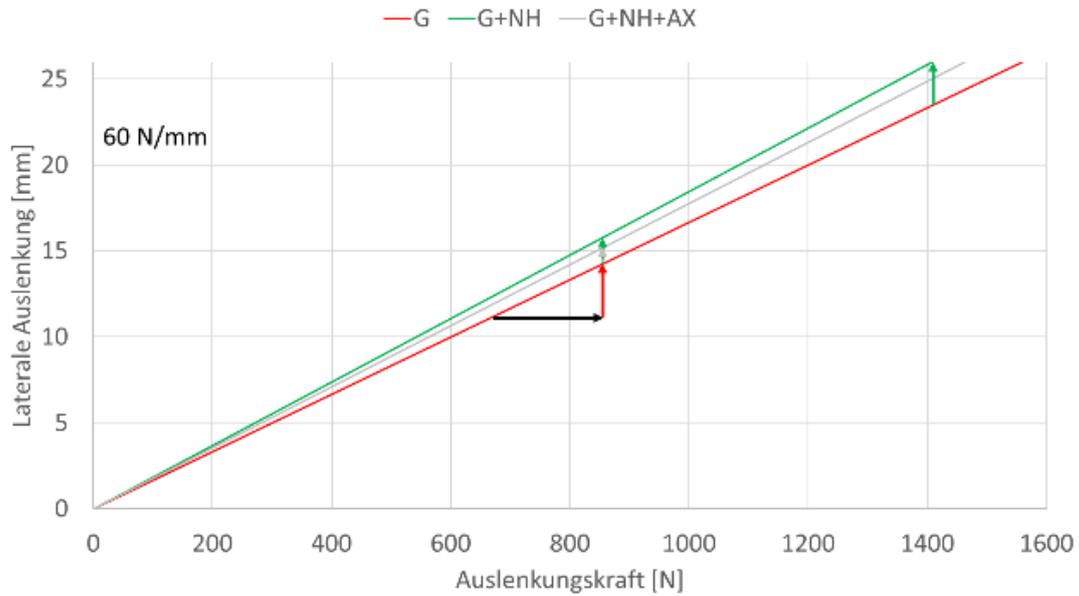


Abb. 4.5 Graphische Visualisierung der Verformung des BE unter äußeren Kräften für Brennelemente mit 60 N/mm und 150 N/mm Lateralsteifigkeit

4.2.2 Spannungen auf Führungsrohrebene

In einem nächsten Schritt wird ein Bezug zwischen elastischer Auslenkung und Maximalspannung in der Brennelementstruktur hergestellt. Dazu wird zunächst betrachtet, wie sich die Brennelementstruktur intern verformt, damit eine makroskopisch sichtbare Verformung entsteht. Abb. 4.6 zeigt drei idealisierte interne Biegeformen. Form A ist zu erwarten, wenn sich die Führungsrohre z. B. durch strahlungsinduziertes Schwellen unterschiedlich stark ausdehnen. Form B entsteht als Reaktion auf eine laterale Kraft, wenn

die Verbindungen mit den Endstücken ideal ecksteif sind, und Form C entsteht, wenn diese Verbindungen ideal drehbar sind. Die wahre Situation stellt vermutlich eine Überlagerung der idealisierten Biegeformen dar, wobei die Form, die den geringsten Widerstand aufweist, den größten Anteil beiträgt. Die Anteile können sich zwischen elastischer Auslenkung und Kriechauslenkung unterscheiden. Aufgrund der hohen Ecksteifigkeit der Verschraubungen und der hohen Steifigkeit von Form A wird hier Form B angenommen. Diese Annahme ist auch in der Literatur verbreitet /STA 99/, /PET 15/.

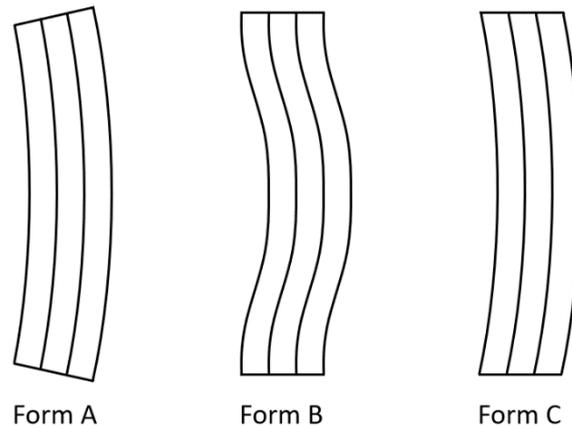


Abb. 4.6 Schematische Darstellung möglicher interner Biegeformen

Basierend auf dieser Annahme werden zur Berechnung der internen Maximalspannungen drei unterschiedliche Modelle generiert (Abb. 4.7). Dabei wird der Beitrag der Biegung der Brennstäbe zur Abtragung der Kräfte konservativ vernachlässigt. Zur Berechnung der Spannungen wird die Geometrie eines 16x16-BE mit klassischem Führungsrohr ohne korrosionsbedingte Querschnittsminderung sowie für den Elastizitätsmodul ein Wert von 100 GPa /ZWI 06/ angenommen.

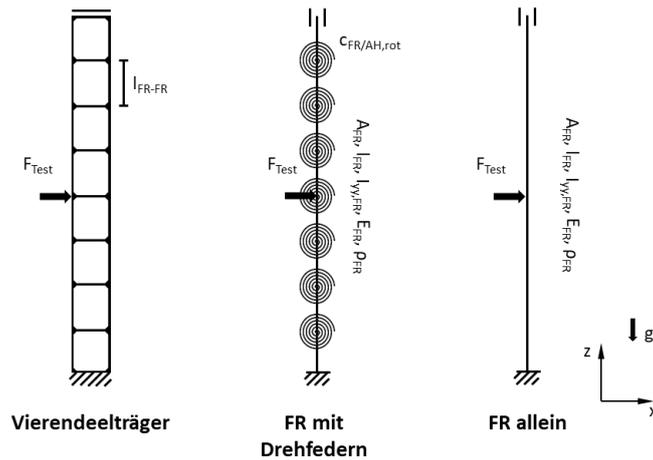


Abb. 4.7 Analytische und numerische Modelle zur Repräsentation des internen mechanischen Verhaltens der Brennelementstruktur

Das analytische Modell des Vierendeelträgers geht von einer leiterartigen Struktur mit Quer- und Längsgurten sowie ecksteifen Verbindungen aus. Die Biegemomente in den Führungsrohren lassen sich direkt aus der horizontal wirkenden Kraft analytisch errechnen (Formel (4.1)). Daraus lässt sich wiederum die maximale Biegespannung in der äußersten Faser errechnen (Formeln (4.2) und (4.3)).

$$M_{FR} = \frac{x_{BE} * k_{BE} * l_{FR-FR}}{4 * n_{FR}} \quad (4.1)$$

$$\sigma_{B,max} = \frac{M_{FR}}{I_{FR}} * r_{a,FR} \quad (4.2)$$

$$I_{FR} = \frac{\pi}{4} * (r_{a,FR}^4 - r_{i,FR}^4) \quad (4.3)$$

- M_{FR} Biegemoment im Führungsrohr
- x_{BE} Auslenkung des Brennelements
- k_{BE} Lateralsteifigkeit des Brennelements
- l_{FR-FR} Abstand zwischen den Abstandhaltern als Quergurte
- n_{FR} Anzahl der Führungsrohre als Längsgurte
- $\sigma_{B,max}$ Maximale Biegespannung
- I_{FR} Flächenträgheitsmoment des Führungsrohrs
- $r_{a,FR}$ Außenradius des Führungsrohrs
- $r_{i,FR}$ Innenradius des Führungsrohrs

Ein zweites Modell bildet ein einzelnes Führungsrohr ab, bei dem die Drehsteifigkeiten mit Drehfedern modelliert sind. Aufgrund der Symmetrie der Verformung für die

Biegeform B (Abb. 4.6) ist die Modellierung eines einzelnen Führungsrohrs hier ausreichend. Die Drehfedern werden dabei so gefittet, dass das Führungsrohr die laterale Steifigkeit aufweist, die es anteilig zur bekannten Gesamtsteifigkeit des BE beiträgt. Anhaltspunkte für Werte der Verdrehsteifigkeit sind auch in der Literatur enthalten /STA 99/. Ein drittes Modell stellt ein einzelnes Führungsrohr dar und dient lediglich zum Vergleich mit der zusammengefügteten Skelettstruktur. Abb. 4.8 zeigt die berechnete Maximalspannung abhängig von der Verformung für ein BE mit 30 N/mm Lateralsteifigkeit. Die für die Maximalauslenkung notwendige Kraft für das einzelne Führungsrohr ist wesentlich geringer als für die Modelle der Skelettstruktur, was den versteifenden Effekt deutlich zeigt. Die Spannungsverläufe der Modelle für die Skelettstruktur decken sich sehr gut. Die Spannungen konzentrieren sich an den Eckverbindungen und führen zu einer stufenförmigen Biegefigur (Abb. 4.9).

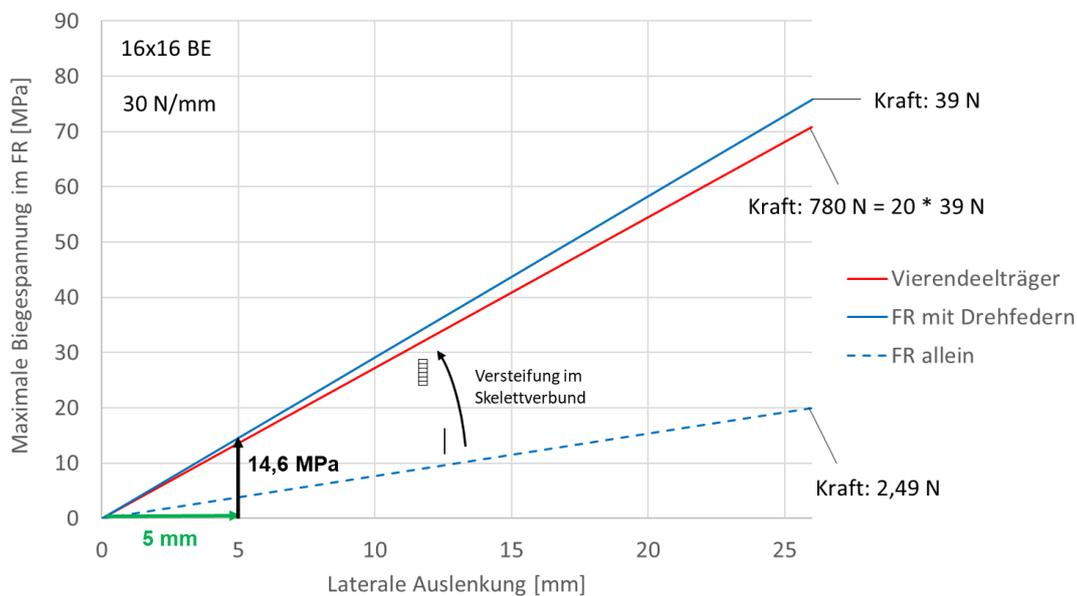


Abb. 4.8 Maximalspannungen im Brennelementskelett abhängig von der Brennelementverformung für die analytischen und numerischen Modelle

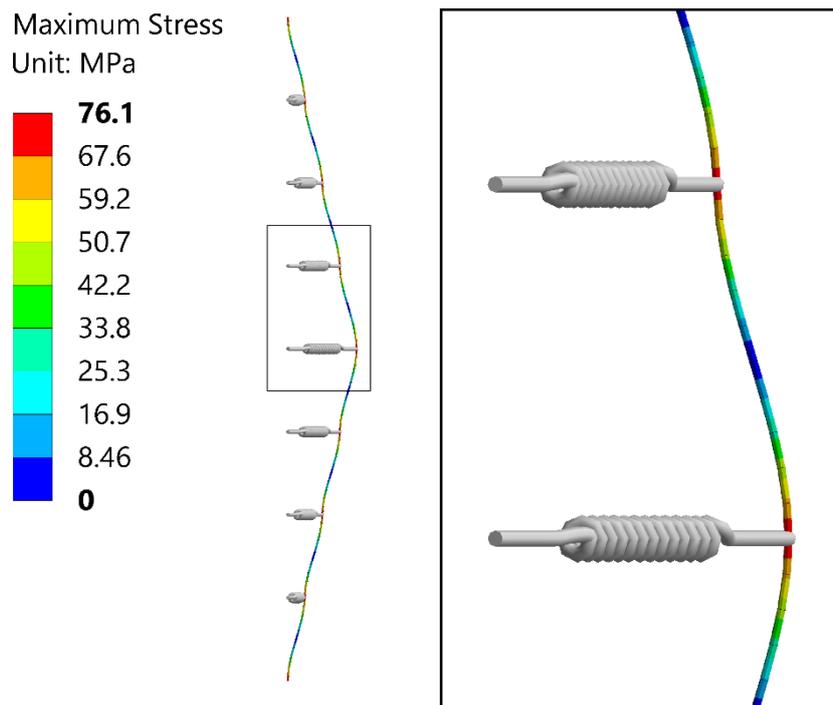


Abb. 4.9 Spannungen im FR-Modell mit Drehfedern (symbolisiert durch Zugfedern) bei 26 mm elastischer Auslenkung (Verformung um Faktor 20 überhöht)

Trägt man in Abb. 4.8 die in Abschnitt 4.2.1 berechneten maximal möglichen Verformungen durch die in ihrer Wirkungslinie versetzten Axialkräfte von 5 mm auf, erhält man eine Maximalspannung von 14,6 MPa. Für steifere BE sind die Spannungen bei gleicher Verformung höher, was aber von der geringeren elastischen Verformung (siehe Abschnitt 4.2) überkompensiert wird.

Aufgrund des linearen Verhaltens lassen sich durch geometrische Überlegung die Spannungen auch für höhere Biegeformen abschätzen. Die S-Form kann beispielsweise in erster Näherung als eine vertikal um 50 % gestauchte C-Form angesehen werden. Die resultierende doppelte Krümmung führt daher in etwa zu doppelter Spannung (Tab. 4.2).

Tab. 4.2 Biegespannungen aufgrund der in ihrer Wirkungslinie versetzten Axialkräfte

BE-Typ	Biegespannung im Führungsrohr in MPa	
	C-Biegung 26 mm	S-Biegung 26 mm
16x16	14,6	29,2

Die angegebenen zusätzlichen Spannungen entstehen durch die in ihrer Wirkungslinie versetzten Axialkräfte. Die rein von der lateralen Fluidkraft hervorgerufenen elastischen Auslenkungen und die zugehörigen Spannungen bleiben zwischen unverbogenem und verbogenem BE unverändert und wurden daher nicht betrachtet. Allerdings ist denkbar, dass die Verformung der BE die laterale Fluidkraft, z. B. durch Umlenkung des Fluidstroms, verstärkt (siehe Abschnitt 3.1.2). Eine Abschätzung anhand Abb. 4.4 und Abb. 4.8 ergibt bei einem linearen Zusammenhang 9 MPa zusätzliche Spannung je 100 N zusätzlicher Lateralkraft.

Spannungen können auch durch den Kontakt zwischen benachbarten BE aufgeprägt werden. Im Extremfall wird dabei ein gerades BE oder sogar ein in eine Richtung verformtes BE in einer Umgebung von (in die entgegengesetzte Richtung) verformten BE ausgelenkt. Die Spannungen lassen sich ebenfalls anhand von Abb. 4.4 und Abb. 4.8 abschätzen. Sie relaxieren mit zunehmendem Einsatz und die BE nehmen dabei die Form der Umgebung an, was zu den beobachteten anlagenspezifischen Verbiegemustern führt.

4.2.3 Ermüdung und dynamisches Verhalten

Wie bereits in Abschnitt 4.1.3 diskutiert, ist im Hinblick der Vermutung kernweiter korrelierter fluidinduzierter Brennelementschwingungen als Erklärung der beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschsignals in Vor-Konvoi- und Konvoi-Anlagen (siehe Abschnitt 3.2) und der mit Schwingungen in Verbindung gebrachten Schäden die Festlegung der Amplituden fluidinduzierter Schwingungen zu hinterfragen. Bei einer Schwingungsfrequenz von 1,4 Hz /POH 18/, einer Zykluslänge von 11 Monaten bei 5 Zyklen erhält man eine Lastspielzahl von circa $2 * 10^8$ (Formel (4.4)).

$$n = f_{BE} * t_{Zyklus} * n_{Zyklus} \approx 2 * 10^8 \tag{4.4}$$

- n Lastspielzahl
- f_{BE} Schwingungsfrequenz des Brennelements
- t_{Zyklus} Zykluslänge
- n_{Zyklus} Anzahl der Zyklen

Die in KTA 3101.3 angegebene Wöhlerkurve von Zircaloy endet bei 10^6 (Abb. 4.10). Geht man davon aus, dass der bei dieser Lastspielzahl angegebene Wert der Dauerfestigkeit entspricht, sind Spannungsamplituden von 90 MPa für symmetrische bzw.

50 MPa für asymmetrische Belastungen zulässig. Ausgehend von den in Abb. 4.8 berechneten Spannungen und einer maximal möglichen Amplitude von 26 mm wären daher für den dort betrachteten Fall selbst Schwingungen mit sehr großen Amplituden von der Dauerfestigkeit abgedeckt. Die Zulässigkeit für die Schrauben und Schweißverbindungen wurde dabei allerdings nicht betrachtet. Für eine exakte Quantifizierung sind zusätzliche Messungen oder eine zuverlässige Rekonstruktion der Amplituden aus dem Neutronenflusssignal notwendig (siehe Abschnitt 3.4).

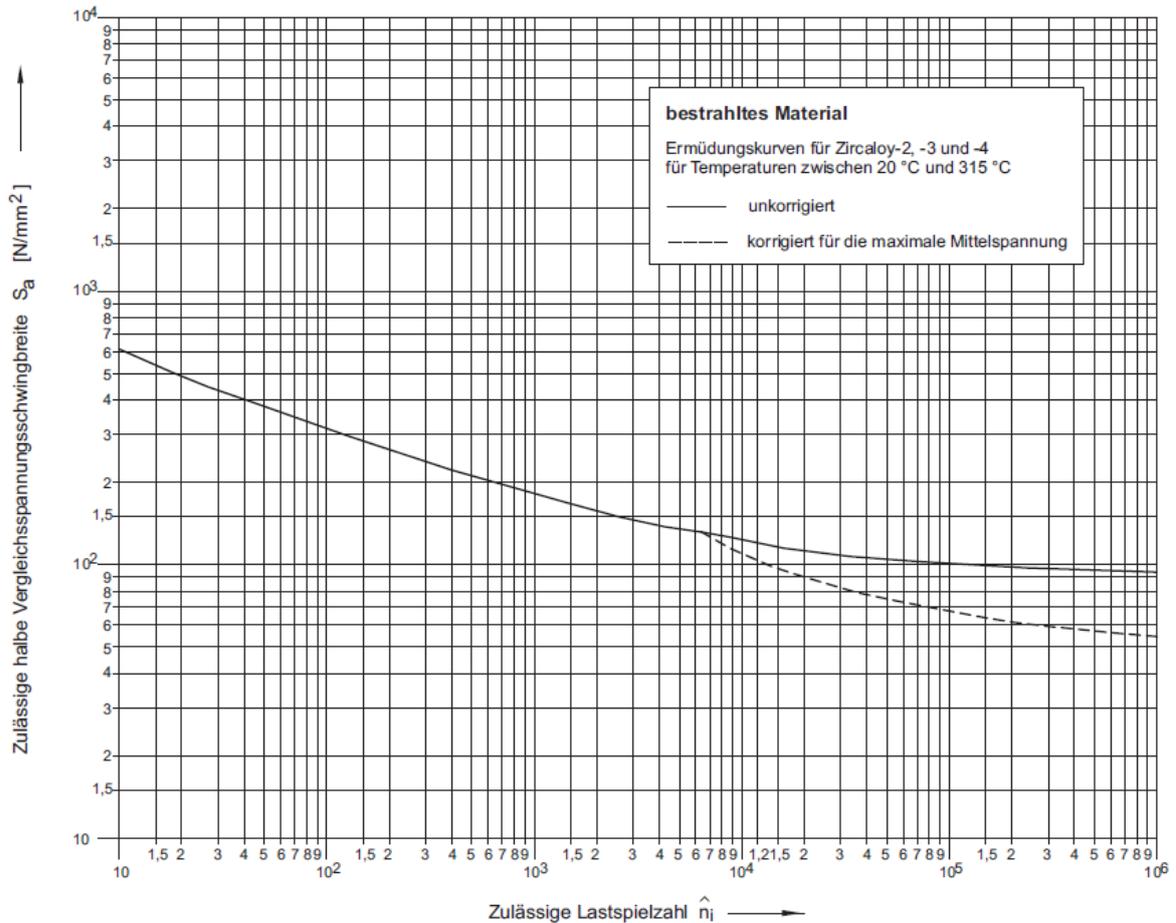


Abb. 4.10 Wöhlerkurve von bestrahltem Zircaloy in KTA 3101.3 /KTA 15a/

Das dynamische Verhalten des BE wird – von der Wechselwirkung mit dem Fluid abgesehen – im Wesentlichen durch Steifigkeit (Abb. 4.3) und Strukturdämpfung (Abb. 4.11) determiniert. Die interne Materialdämpfung, die Dämpfung durch Verschraubung sowie Squeeze-Film-Dämpfung in der Lagerung und die Energieabsorption durch Impakt tragen nur wenig zum Gesamtwert der Dämpfung bei. Der größte Anteil entsteht durch die Hysterese im Biegeverhalten, welcher mit der Schwingungsamplitude zunimmt /VIA 03b/, /COL 04/. Im Reaktor werden Schwingungen der BE relativ zum Fluid darüber

hinaus noch durch viskose Dämpfung sowie Dämpfung aufgrund interner und externer Axialströmung beeinflusst.

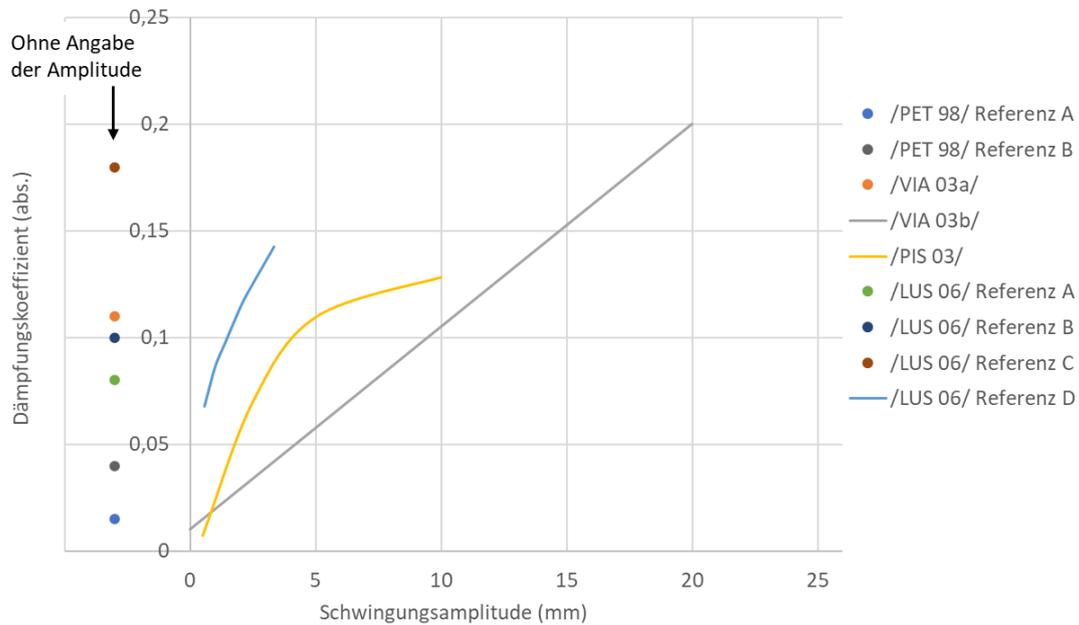


Abb. 4.11 Literaturwerte für die Strukturdämpfung von BE /PET 98/, /VIA 03a/, /VIA 03b/, /PIS 03/, /LUS 06/, Werte links ohne Angabe der Amplitude

4.3 Analyse der Auswirkungen auf den Steuerelementeinfall

Die Abschaltssysteme eines DWR haben die sicherheitstechnische Aufgabe, den Reaktor in den unterkritischen Zustand zu überführen und langfristig unterkritisch zu halten. Sie erfüllen damit einen wesentlichen Beitrag zur Erreichung des Schutzziels Kontrolle der Reaktivität. Reibkräfte aufgrund von Verformungen der Brennelemente können den Einfall von Steuerelementen verzögern und im Extremfall das Erreichen der unteren Endstellung verhindern. In diesem Kapitel werden die Auswirkung von Brennelementverformungen auf Einfallerfolg, Einfallzeit und Geschwindigkeitsverlauf anhand eines numerischen Modells untersucht. Aufgrund der eingeschränkten Datenbasis wurden eine Vielzahl von Abschätzungen und Vereinfachungen in Hinblick auf die verwendeten Geometrien, Werkstoffe und das mechanische Verhalten vorgenommen. Daher hat die durchgeführte Untersuchung generischen Charakter.

4.3.1 Modellerstellung

Mit Hilfe des CAD-Programms CATIA V5 werden zunächst 3D-CAD-Modelle eines einzelnen Steuerstabs und Führungsrohres erstellt und anschließend mit Hilfe des ANSYS-19.0-Meshers vernetzt. Der nachfolgende Simulationsprozess mit LS-DYNA verläuft in zwei Schritten. In einer impliziten Rechnung werden durch Aufbringen von Verschiebungskräften C-, S- oder W-förmige Biegelinien des Führungsrohres erzeugt. Die so entstandenen deformierten FE-Netze werden als geometrische Randbedingung für eine darauffolgende explizite Simulation des Einfallprozesses verwendet. Auf den Steuerstab wirken dabei Kräfte aus Gravitation, Reibung und Fluiddämpfung. Eine Berücksichtigung der Gravitationswirkung weiterer Bestandteile des Steuerelements wird durch einen anteiligen Zuschlag zur Dichte gewährleistet. Reibkräfte entstehen im Falle von verformten Brennelementen über spezielle Kontaktelemente an den Berührungspunkten zwischen Steuerstab und Führungsrohr. Der Wert der Fluiddämpfung wird durch Fitting an Literaturwerten ermittelt. Die errechneten Einfallzeiten und Geschwindigkeitsverläufe werden denen eines unverbogenen Brennelements gegenübergestellt und bewertet. Wesentliche Einflussfaktoren werden herausgearbeitet.

4.3.1.1 Geometriedaten

Für die Modellierung werden Geometriedaten eines modernen Brennelements verwendet, welches in vergleichbarer Form sowohl in Konvoi-Anlagen als auch in modernen Anlagen des Typs EPR eingesetzt wird /NRC 13/. Abb. 4.12 zeigt die Geometrie des verwendeten Führungsrohres. Die Gesamtlänge beträgt 4540 mm, der äußere Durchmesser 12,45 mm. Der Innendurchmesser variiert kontinuierlich zwischen 11,45 mm an der oberen Öffnung und 10,09 mm am unteren Ende. Folglich ist die innere Fläche des Führungsrohres trichterförmig, wodurch der Steuerstab beim Einfallen kontinuierlich zentriert wird. Der Bereich des Stoßdämpfers wird nicht modelliert.

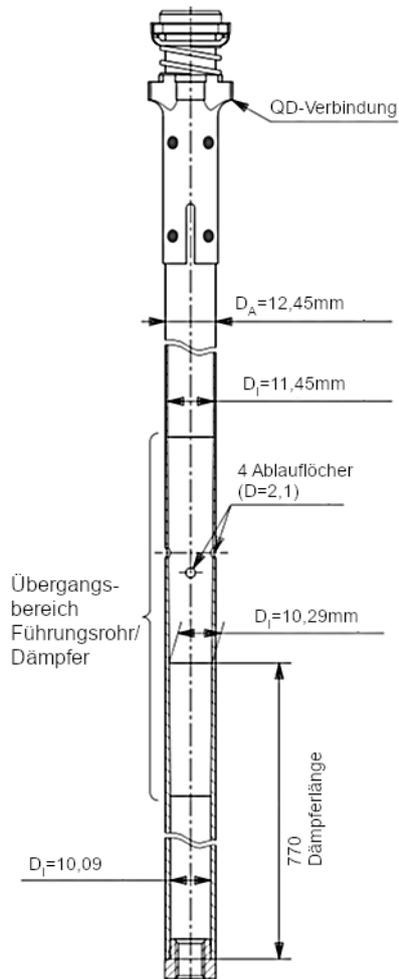


Abb. 4.12 Geometrie und Abmessungen des MONOBLOC Führungsrohrs /NRC 13/

Der Steuerstab besteht aus einem Stahlrohr (X2CrNiMo17-12-2) und einer dünnen äußeren Hülle aus der Zirkonlegierung M5 und besitzt eine Gesamtlänge von 4530 mm. Der äußere Durchmesser beträgt 8,66 mm, der Innendurchmesser wird mit 4 mm angenommen.

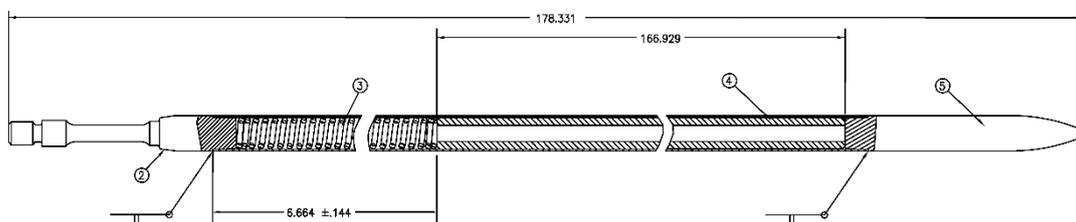


Abb. 4.13 Geometrie und Abmessungen des Steuerstabs /NRC 13/

4.3.1.2 Materialmodelle

Durch im Vorfeld durchgeführte Testrechnungen konnte ermittelt werden, dass die zu erwartenden Spannungen deutlich unterhalb der Plastifizierungsgrenze liegen. Daher können für die Werkstoffe elastische Materialgesetze verwendet werden.

Sowohl das Führungsrohr als auch die äußere Hülle des Steuerstabs bestehen aus der Zirkonlegierung M5. Untersuchungen in /NRC 00/ haben nachgewiesen, dass bis zu einer Temperatur von 700 K (427 °C) Werkstoffdaten für Zr-4 auf den Werkstoff M5 übertragbar sind, daher werden hier Werte aus /SON 13/ verwendet (Tab. 4.3).

Tab. 4.3 Physikalische Eigenschaften von Zry-4 bei 300 K /SON 13/

E-Modul [MPa]	Querkontraktionszahl	Dichte [kg/m ³]
76000	0,3	6550

Für den Reibkoeffizienten der Oberflächen der aus Zirkonlegierung gefertigten Komponenten unter Wassereinfluss wird ein Wert von 0,30 angenommen /GRO 07/. In Kapitel 4.3.2.1 wird der Einfluss des Reibkoeffizienten weiter untersucht.

Der innere Körper des Steuerstabs besteht aus dem austenitischen Stahl X2CrNiMo17-12-2 /TKS 06/. Die relevanten mechanischen Eigenschaften sind in Tab. 4.4 zusammengefasst.

Tab. 4.4 Physikalische Eigenschaften von X2CrNiMo17-12-2 bei 300 °C (573,2 K)
/TKS 06/

E-Modul [MPa]	Querkontraktionszahl	Dichte [kg/m ³]
179000	0,3	7850

Zur Vereinfachung der Rechnung wird ein fiktives homogenes Materialmodell für den gesamten Steuerstab mit innerem Körper aus X2CrNiMo17-12-2 und äußerer Hülle aus Zr-4 erstellt, in welchem die Elastizitätsmodule der beiden Werkstoffe vereinfacht anhand der Flächenanteile gemittelt werden (Tab. 4.5). Die fiktive Dichte wird anhand der gegebenen Gesamtmasse des Steuerelements (2,575 kg) und des Volumens (276316 mm³) berechnet und liegt dadurch oberhalb der Materialkennwerte von X2CrNiMo17-12-2 und Zr-4.

Tab. 4.5 Physikalische Eigenschaften des fiktiven Materialmodells der Steuerstäbe

E-Modul [MPa]	Querkontraktionszahl	Dichte [kg/m ³]
156042	0,3	9318

4.3.1.3 Vernetzung und Randbedingungen

Abb. 4.14 zeigt eine Modellübersicht sowie einen vergrößerten Ausschnitt der Stelle, an dem der Steuerstab in das Führungsrohr eintaucht. Das Führungsrohr wird mit Hilfe von 14112 Volumenelementen radial einreihig modelliert (Abb. 4.15).

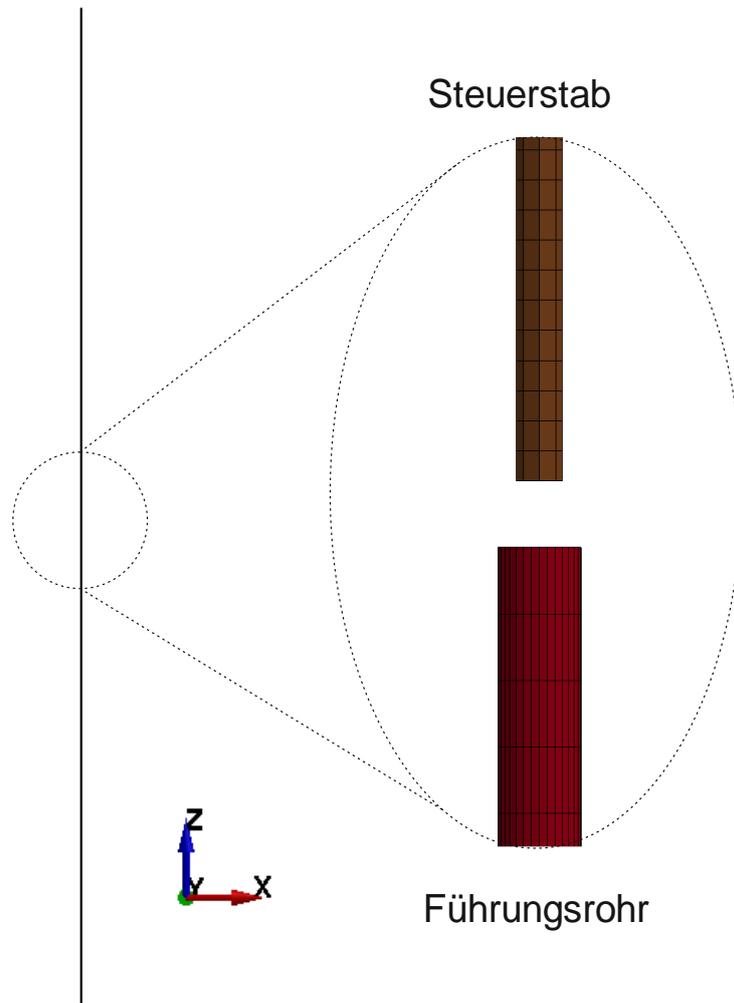


Abb. 4.14 FE-Modell von Steuerstab und Führungsrohr (Übersicht und Vergrößerung)

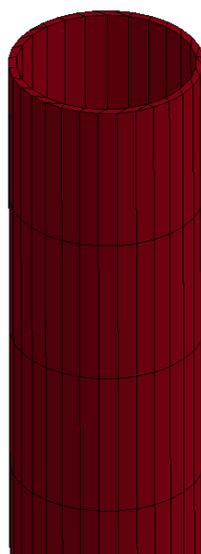


Abb. 4.15 FE-Modell des Führungsrohrs (Ausschnitt oberes Ende)

Zur Aufbringung der Vorverformung (siehe Kapitel 4.3.1.5) werden sämtliche translato-
rische und rotatorische Freiheitsgrade der oberen und unteren zwei Knotenreihen des
Führungsrohrs fixiert. Nachdem eine Vorverformung auf die Struktur aufgebracht wurde,
wird auch das restliche Führungsrohr fixiert. Dies wird vereinfacht durch die Zuweisung
des Materialmodells „*MAT_RIGID“ erreicht. In der Praxis entspricht dies der starren
Verformung eines BE in einem komplett verbogenen Kern, bei dem die Bewegungsfrei-
heit der BE durch den Kontakt mit benachbarten BE verhindert wird.

In Abb. 4.16 ist die Modellierung des Steuerstabs dargestellt. Dieser wird mit Schalen-
elementen modelliert (8000 Elemente). Es wird angenommen, dass die Vorgänge in al-
len Steuerstäben eines Steuerelements gleichartig ablaufen und keine signifikanten
Kraft- und Momentübertragungen in horizontaler und vertikaler Richtung über die
Spinne, welche die Steuerstäbe eines Steuerelements zusammenhält und die Kräfte
überträgt, zu erwarten sind. Dies setzt voraus, dass es zu keiner Abstandshalterverfor-
mung kommt und die Führungsrohre sich gleichartig verformen. Vorstudien zu Randbe-
dingungen am oberen Ende des Steuerstabs ergaben weiterhin keinen signifikanten Ein-
fluss, daher wird zur Beschleunigung der Rechnung auf eine komplexere realistischere
Randbedingung verzichtet.

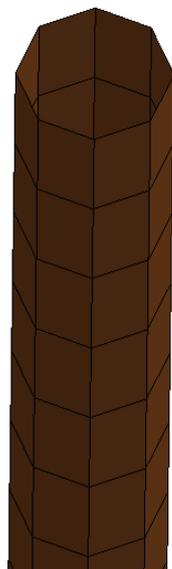


Abb. 4.16 FE-Modell des Steuerstabs (Ausschnitt oberes Ende)

Auf das gesamte Modell wird die Erdbeschleunigung von $9,81 \text{ m/s}^2$ aufgebracht. Auf-
grund der Fixierung des Führungsrohres wirkt diese nur auf den Steuerstab. Zur

Beschreibung der Reibungseigenschaften wird der Gleitreibungskoeffizient in der „*AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE“-Karte von LS-DYNA definiert.

4.3.1.4 Fitting der Fluiddämpfung

Der FE-Code LS-DYNA /LST 18/ ermöglicht die Definition einer Dämpfungskraft F_D (Keyword *DAMPING_PART_MASS):

$$F_D = D_S * m * v \quad (4.5)$$

Hierbei ist D_S die Dämpfungskonstante, m die Masse und v die Geschwindigkeit. Da für den Dämpfungskoeffizient keine Werte zur Verfügung stehen und eine direkte Modellierung zu aufwendig erscheint, wird der Wert durch Anpassung an Experimente aus der Literatur /COL 99a/ ermittelt (Abb. 4.17). Der so am geraden BE ermittelte Wert von $D_{sm} = 3,0859 \text{ 1/s}$ wird für die Simulationen mit verbogenen Brennelementen übernommen.

Zur partiellen Validierung des Modells wird weiterhin ein ungedämpfter freier Fall modelliert. Die simulierte Einfallzeit von 0,96 s in ein unverbogenes Führungsrohr ohne Dämpfungseinfluss stimmt überein mit der analytisch berechneten Einfallzeit t_e gemäß der Formel:

$$t_e = \sqrt{\frac{2 * z}{g}} = \sqrt{\frac{2 * 4550 \text{ mm}}{9810 \frac{\text{mm}}{\text{s}^2}}} = 0,96 \text{ s} \quad (4.6)$$

Bei Berücksichtigung der Dämpfung erhöht sich die Einfallzeit um 0,8 s auf 1,76 s. Somit ist die Dämpfung ein wesentlicher Einflussfaktor.

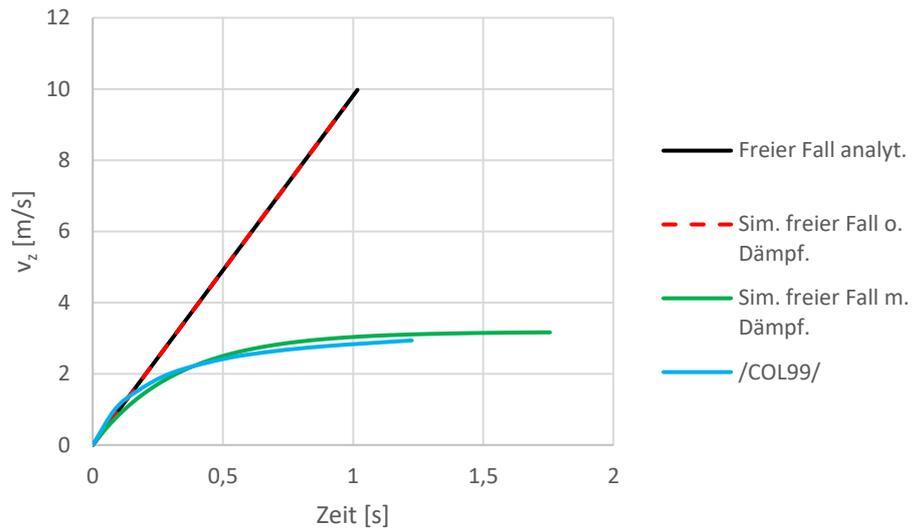


Abb. 4.17 Zeitlicher Verlauf der Geschwindigkeit /COL 99a/

4.3.1.5 Aufbringung einer Vorverformung

Es werden drei geometrische Biegemodi (C-, S- und W- Form) untersucht. Diese werden mit Hilfe von vorgelagerten impliziten FE-Berechnungen erzeugt. Abb. 4.18 zeigt das verwendete Koordinatensystem. Aufgrund von geometrischen Beschränkungen sind im realen Brennelement Gesamtverformungen von maximal 26 mm (Summe der Spalte zwischen den BE sowie Randspalte) möglich.

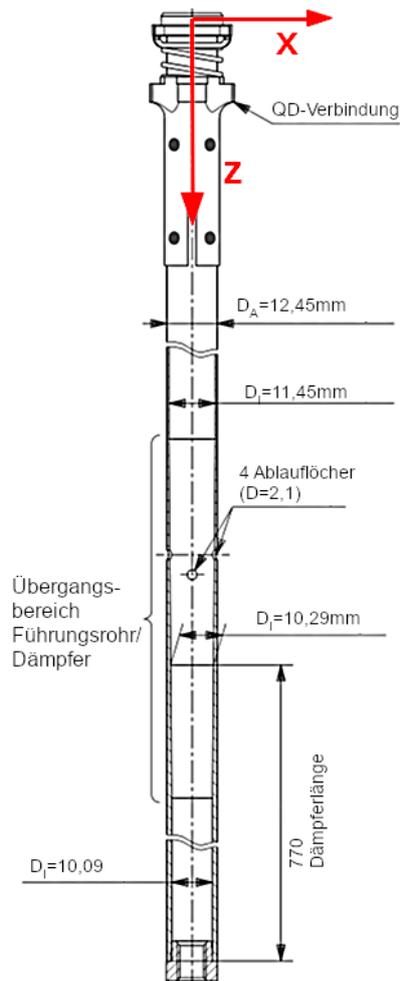


Abb. 4.18 Eingeführtes 2D-Koordinatensystem und MONOBLOC Führungsrohr

Die C-Biegung wird mit Hilfe einer mittig ($z = 2202,5 \text{ mm}$) aufgebracht Verschiebung in x-Richtung erzeugt. Abb. 4.19 zeigt eine C-Biegung von $x = 26 \text{ mm}$. Das relevante Koordinatensystem für die Verschiebungen ist in der Abb. 4.18 dargestellt.

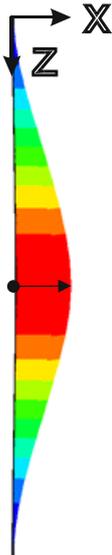


Abb. 4.19 C-Biegung des Führungsrohres ($x_1 = 26$ mm)

Die S-Biegung wird mit Hilfe von zwei aufgetragenen Verschiebungen erzeugt. Diese werden an den z-Koordinaten $z_1 = 1101$ mm und $z_2 = 3304$ mm aufgebracht. Es werden drei verschiedene Fälle der S-Biegung untersucht (Abb. 4.20):

- $x_1 = 13$ mm und $x_2 = -13$ mm
- $x_1 = 24$ mm und $x_2 = -2$ mm
- $x_1 = 2$ mm und $x_2 = -24$ mm

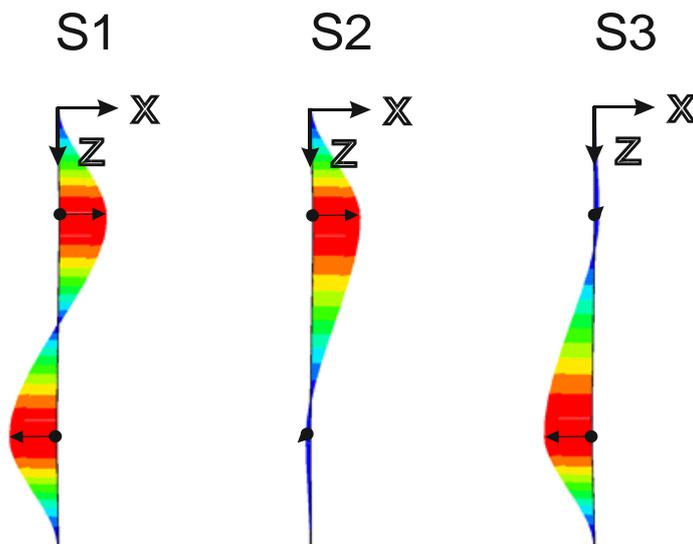


Abb. 4.20 S-Biegung des Führungsrohres S1 ($x_1 = 13$ mm, $x_2 = -13$ mm), S2 ($x_1 = 24$ mm, $x_2 = -2$ mm) und S3 ($x_1 = 2$ mm, $x_2 = -24$ mm)

Die W-Biegung wird mit Hilfe von drei aufgebracht Verschiebungen erzeugt. Diese werden an den z-Koordinaten $z_1 = 735$ mm, $z_2 = 2203$ mm und $z_3 = 3671$ mm aufgebracht. Es werden drei verschiedene Fälle der W-Biegung untersucht (Abb. 4.21):

- $x_1 = -13$ mm, $x_2 = 13$ mm, und $x_3 = -13$ mm
- $x_1 = -2$ mm, $x_2 = 24$ mm, und $x_3 = -2$ mm
- $x_1 = -24$ mm, $x_2 = 2$ mm, und $x_3 = -24$ mm

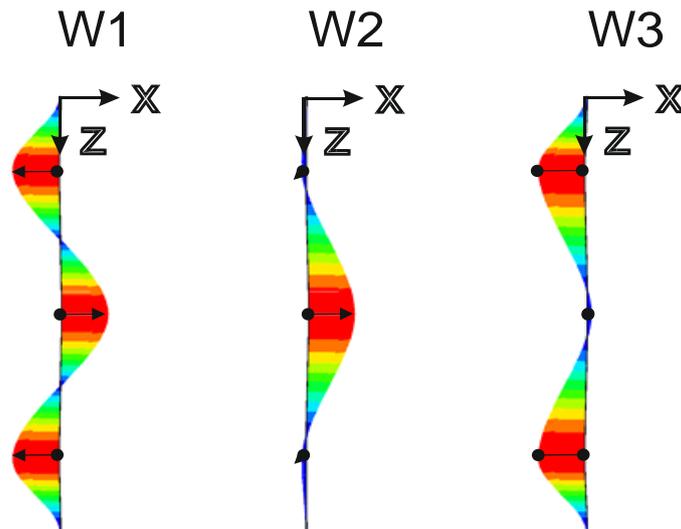


Abb. 4.21 W-Biegung des Führungsrohres W1 ($x_1 = -13$ mm, $x_2 = 13$ mm, $x_3 = -13$ mm), W2 ($x_1 = -2$ mm, $x_2 = 24$ mm, $x_3 = -2$ mm) und W3 ($x_1 = -24$ mm, $x_2 = 2$ mm, $x_3 = -24$ mm)

4.3.1.6 Modellierung des Kontakts

Zur geeigneten Modellierung des Kontakts zwischen Steuerstab und Führungsrohr wird die Kontaktdefinition „*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE“ des FE-Codes LS-DYNA verwendet /LST 18/. Alle Kontakte von LS-DYNA mit der Kennzeichnung „AUTOMATIC“ besitzen einen aufwändigen Algorithmus, der auch bei deformierten Strukturen zuverlässig Durchdringungen verhindert.

Bei Verwendung der o. g. Kontaktdefinition werden zwei Kontaktsets definiert, welche in der Kontaktdefinition als Master- und Slave-Oberflächen verwendet werden. Die Kontaktkräfte von Master- und Slave-Seite können als Ausgabe in einen separaten Textfile geschrieben werden.

Die Kontaktdefinition „*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE“ besitzt eine optionale Einstellungskarte durch welche ein modifizierter Kontaktalgorithmus mit dem Eintrag „SOFT=1“ aktiviert werden kann. Diese ermöglicht einen verbesserten Kontakt bei Kontaktpartnern mit stark unterschiedlichen Steifigkeiten. Da das Führungsrohr mit einem ideal steifen Materialmodell und der Steuerstab mit einem elastischen Materialgesetz simuliert werden, ist diese Auswahl der Option „SOFT=1“ sinnvoll, da durch den optimierten Kontaktalgorithmus auch eine bessere Möglichkeit zur Auswertung der Kontaktkräfte besteht.

Überdies wurde aufgrund der erweiterten Möglichkeiten zur Ausgabe die Kontaktdefinition „*CONTACT_FORCE_TRANSDUCER_ID“ eingesetzt, welche nur der Auswertung dient.

4.3.1.7 Validierung des Kontakts

Im Folgenden soll der verwendete Kontakt der FE-Simulation mit LS-DYNA anhand einer Auswertung der Kontaktkräfte und Vergleich mit einem einfachen analytischen Modell validiert werden. Hierzu wird eine Hälfte der punktsymmetrischen S-Biegung eines Steuerstabs betrachtet (s. Abb. 4.20), welche durch ein Fest- und Loslager mit der Umgebung verbunden ist (Abb. 4.22).

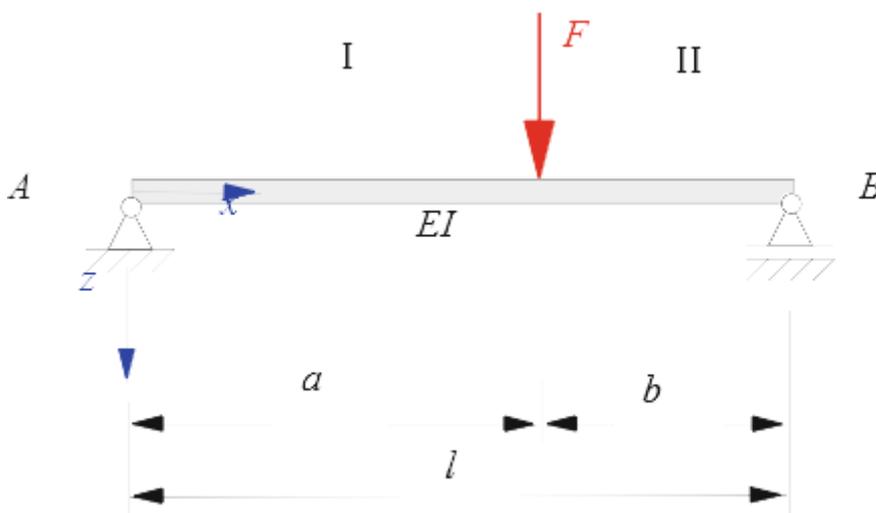


Abb. 4.22 Balken mit zwei Feldern /SCH 17/

Die Werte von a und b ergeben sich aus der z -Koordinate der S-Biegung S_3 (s. Abb. 4.20): $a = z_1 = 1101 \text{ mm}$ und $b = l - z_1 = 2265 \text{ mm} - 1101 \text{ mm} = 1164 \text{ mm}$

Die maximale Durchbiegung beträgt:

$$f_{max} = \frac{Fa\sqrt{(l^2-a^2)^3}}{9\sqrt{3}EI_y l} \quad (4.7)$$

Das verwendete Flächenträgheitsmoment wird anhand folgender Formel für das Flächenträgheitsmomente von Kreisringen berechnet:

$$I_y = \frac{1}{64}(d_a^4 - d_i^4). \quad (4.8)$$

Da die Kraft bei einer bekannten, maximalen Biegung von 13 mm berechnet werden soll, wird die Formel nach F umgeformt:

$$F = \frac{f_m 9\sqrt{3}EI_y l}{a\sqrt{(l^2-a^2)^3}} \quad (4.9)$$

Zusammengefasst werden als Parameter folgende Werte verwendet:

- Durchbiegung $f_m = 13$ mm
- Strecke $a = 1101$ mm
- Strecke $b = 1164$ mm
- Halbe Steuerstablänge $l = 2265$ mm
- Elastizitätsmodul $E = 156042$ N/mm²
- Außendurchmesser $d_a = 8,66$ mm
- Innendurchmesser $d_i = 4,00$ mm

Für das Flächenträgheitsmoment I_y ergibt sich ein Wert von 263,52 mm⁴. Eingesetzt in die Formel ergibt sich eine Kraft $F = 2,21$ N, welche für eine Biegung von 13 mm notwendig ist. Im Umkehrschluss kann daraus gefolgert werden, dass im Falle eines S-förmig um 13 mm statisch verbogenen Führungsrohrs durch die Verbiegung des Steuerstabs Kontaktkräfte in der Größenordnung von 2,21 N zwischen Steuerstab und Führungsrohr auftreten.

In Abb. 4.23 ist der zeitliche Verlauf der berechneten und daraus gemittelten Kontaktkräfte des simulierten Steuerstabeinfalls in ein S-förmig verbogenes Führungsrohr (Lastfall S3, s. Abb. 4.20) dargestellt. Zur Auswertbarkeit der Kontaktkräfte wurde der Kontaktalgorithmus mit dem Eintrag „SOFT=1“ modifiziert (Kapitel 4.3.1.6).

Eine Oszillation der Kontaktkräfte infolge der Dynamik des Einfallens ist deutlich erkennbar. Die Kontaktkräfte in der Biegeebene ergeben, bereinigt von den starken Oszillationen durch die Bildung eines gleitenden Mittelwerts, einen maximalen Wert von ca. 1 N, der in der Größenordnung der analytisch ermittelten Kontaktkraft liegt.

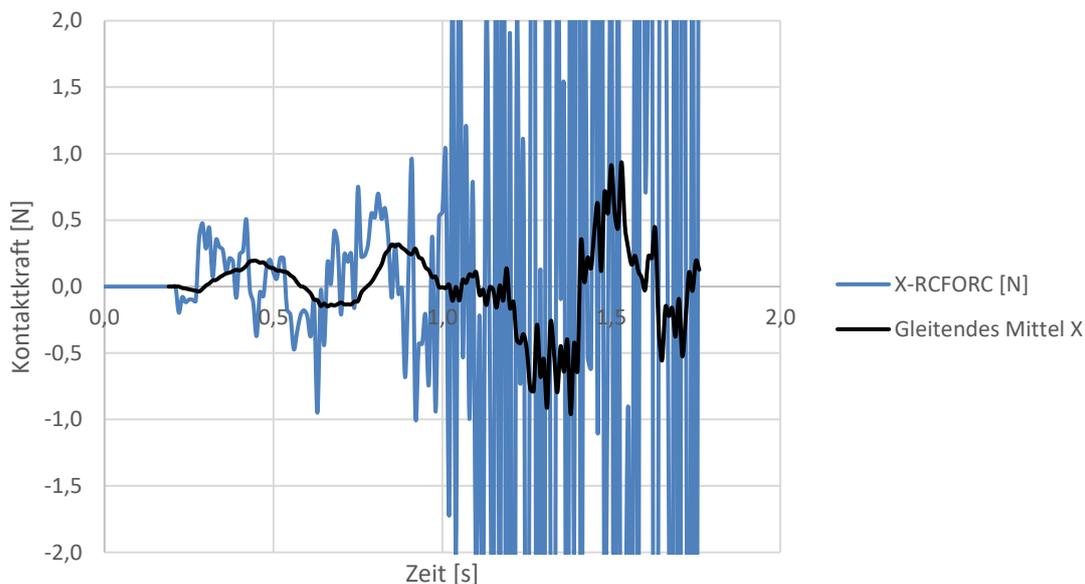


Abb. 4.23 Zeitlicher Verlauf der Kontaktkräfte in der Biegeebene

4.3.2 Ergebnisse zum Einfluss des Verformungsgrads

In Tab. 4.6 sind Einfallzeiten für verschiedene Verformungsgrade für Biegegeometrien mit C-Form gegenübergestellt. Die maximal mögliche Verformung von 26 mm bewirkt nur eine geringe Erhöhung der Einfallzeit um 0,1 s im Vergleich zur unverformten Geometrie. Erst bei hypothetischen Verformungen oberhalb von 26 mm nimmt die Einfallzeit stark zu. Bis zu einer C-Biegung von 70 mm kann ein sicheres Einfallen des Steuerstabs angenommen werden. Die C-Biegegeometrie C6, welche eine Biegung von 100 mm aufweist, wird bei einem Einfallweg von 2,5 m nach einer Einfallzeit von 1,5 s nahezu vollständig gestoppt. Bei dieser Einfalltiefe ist nur eine eingeschränkte Wirksamkeit des Steuerstabs gewährleistet.

Tab. 4.6 Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss C-Biegung und Dämpfung)

Run#	Biegegeometrie	Reibungskoeffizient	Einfallzeit
C1	C (0 mm)	0,3	1,75 s
C2	C (20 mm)	0,3	1,79 s
C3	C (26 mm)	0,3	1,85 s
C4	C (50 mm)	0,3	2,16 s
C5	C (70 mm)	0,3	3,10 s
C6	C (100 mm)	0,3	-

In Abb. 4.24 wird der zeitliche Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit dargestellt. Besonders bei stark ausgeprägten Verformungen kommt es gegen Ende des Einfallvorgangs zu starken Horizontaloszillationen des unteren Endes des Steuerstabs, die sich über die wechselnde Kontaktkraft auch auf die Vertikalgeschwindigkeit auswirken. Da die horizontale Fluiddämpfung im Modell mangels bekannter Werte gleich der vertikalen Fluiddämpfung angesetzt wurde, ist die Aussagekraft des Modells in diesem Bereich grundsätzlich eingeschränkt.

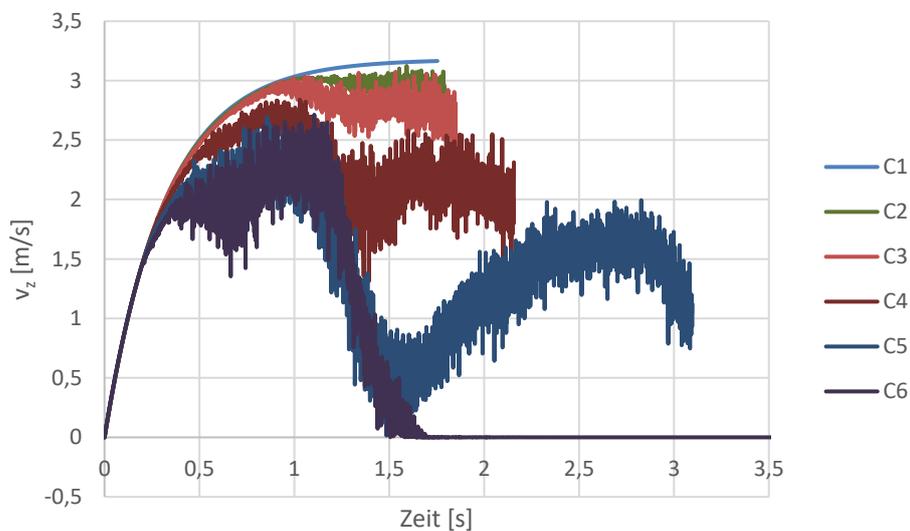


Abb. 4.24 Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss des Verformungsgrads, C-Form)

Weiterhin wird der zeitliche Verlauf des vertikalen Wegs in Abb. 4.25 dargestellt. Ab einer Einfalltiefe von ca. 2,5 m zeigt sich, entsprechend dem Beginn der Dreipunktbiegung des Steuerstabs, ein Geschwindigkeitsabfall bei allen Geschwindigkeitsverläufen.

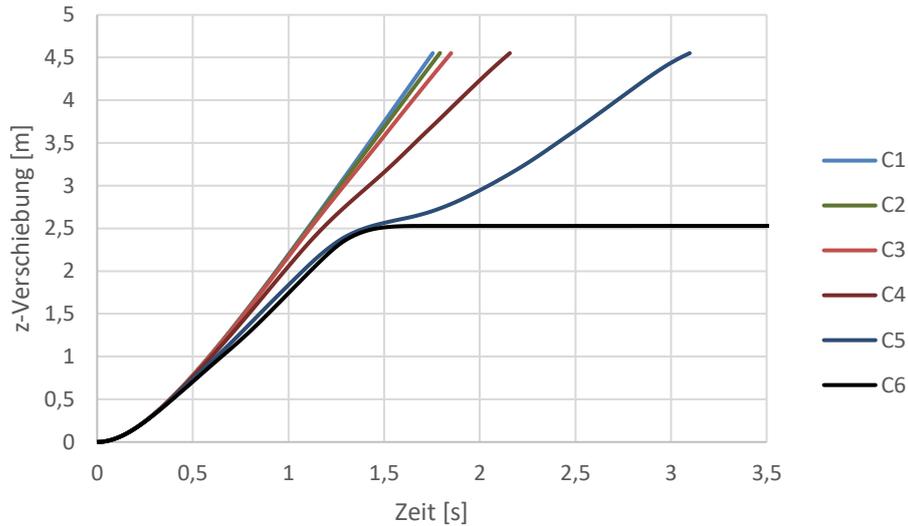


Abb. 4.25 Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss des Verformungsgrads, C-Form)

4.3.2.1 Einfluss des Reibkoeffizienten

In Tab. 4.7 sind Einfallzeiten für Biegegeometrien mit C-Form und einer Durchbiegung von 26 mm für unterschiedliche Reibungskoeffizienten gegenübergestellt. Es ist erkennbar, dass für diese Randbedingungen der Reibungskoeffizient nur einen mäßigen Einfluss auf die Einfallzeiten hat. Eine Erhöhung des Reibungskoeffizienten von 0,3 auf 1,0 bewirkt eine Erhöhung der Einfallzeit von 0,33 s.

Tab. 4.7 Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss des Reibkoeffizienten)

Run#	Biegegeometrie	Reibungskoeffizient	Einfallzeit
R1	C (26 mm)	0,3	1,85 s
R2	C (26 mm)	0,5	1,93 s
R3	C (26 mm)	0,7	2,02 s
R4	C (26 mm)	1,0	2,18 s

In Abb. 4.26 wird der zeitliche Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit, in Abb. 4.27 der Verlauf des vertikalen Wegs dargestellt.

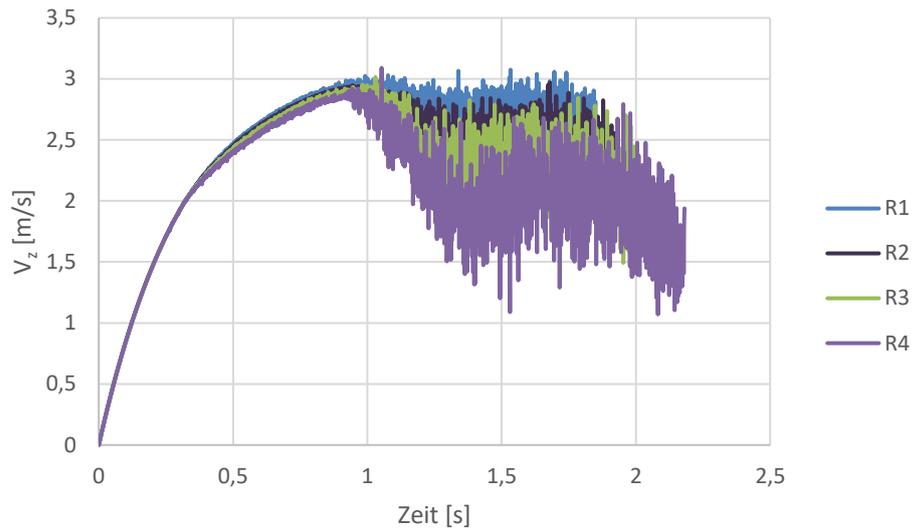


Abb. 4.26 Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss des Reibkoeffizienten)

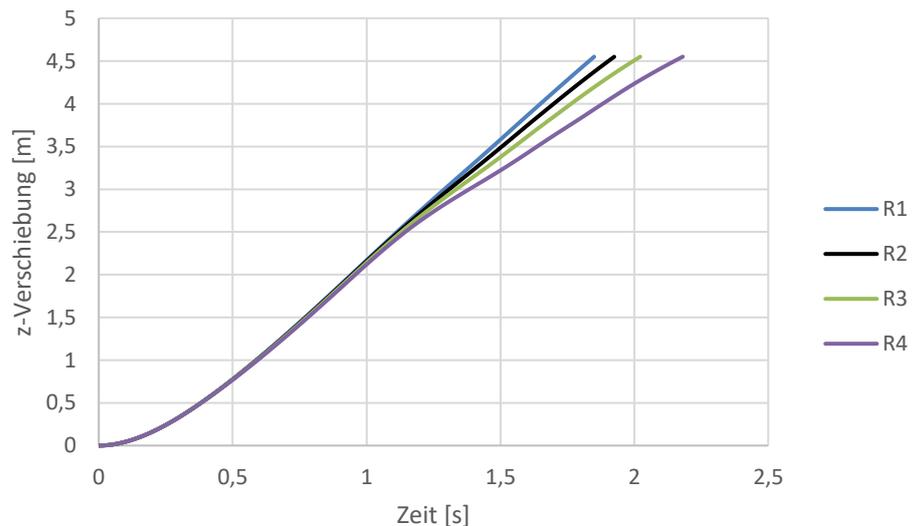


Abb. 4.27 Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss des Reibkoeffizienten)

4.3.2.2 Einfluss der Biegeform (C, S, W)

In Tab. 4.8 sind Einfallzeiten in Führungsrohren mit C-, S- und W-Biegegeometrien gegenübergestellt. Es wird für alle Biegeformen eine Gesamtverbiegung von 26 mm angenommen. Die C-Biegung mit 26 mm Verbiegung (C3) zeigt einen geringen Einfluss auf die Einfallzeit im Vergleich zur unverformten Referenz C1. Erwartungsgemäß zeigt die S-Verbiegung mit der stärkeren Ausprägung im oberen Bereich (S2) eine deutlich erhöhte Einfallzeit (0,81 s höhere Einfallzeit im Vergleich zum unverformten

Führungsrohr). Die W-Verbiegung mit den starken Umlenkungen im unteren und oberen Bereich (W3) zeigt den größten Einfluss auf das Einfallverhalten im Vergleich zum unverformten Führungsrohr, da der Steuerstab nach einem geringen Einfallweg von 0,79 m nach 0,67 s nahezu vollständig abgebremst wird und eine sichere Funktion des Steuerstabs damit nur eingeschränkt gewährleistet ist.

Tab. 4.8 Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss des Biegeform)

Run#	Biegegeometrie	Reibungskoeffizient	Einfallzeit
C1	C (0 mm)	0,3	1,75 s
C3	C (26 mm)	0,3	1,85 s
S1	S (13 mm/-13 mm)	0,3	2,02 s
S2	S (24 mm/-2 mm)	0,3	2,56 s
S3	S (2 mm/-24 mm)	0,3	1,93 s
W1	W (-13 mm/13 mm/-13 mm)	0,3	3,91 s
W2	W (-2 mm/24 mm/-2 mm)	0,3	2,13 s
W3	W (-24 mm/2 mm/-24 mm)	0,3	-

In Abb. 4.28 wird der zeitliche Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit dargestellt. Es ist erkennbar, dass die jeweiligen Biegeformen durch die erzwungenen Umlenkungen beim Einfallvorgang ein mehr oder weniger ausgeprägtes Muster der Geschwindigkeitsänderung erzeugen. Analog wird der zeitliche Verlauf des vertikalen Wegs in Abb. 4.29 dargestellt.

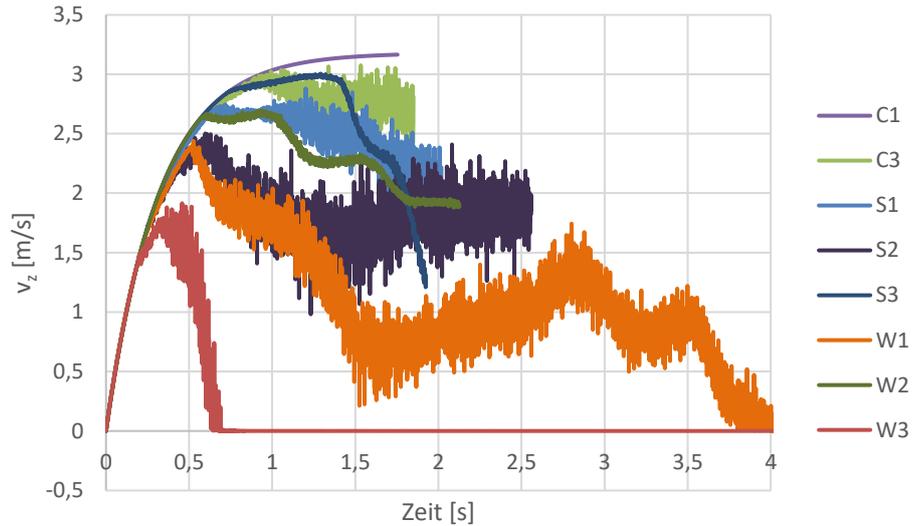


Abb. 4.28 Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss der Biegeform)

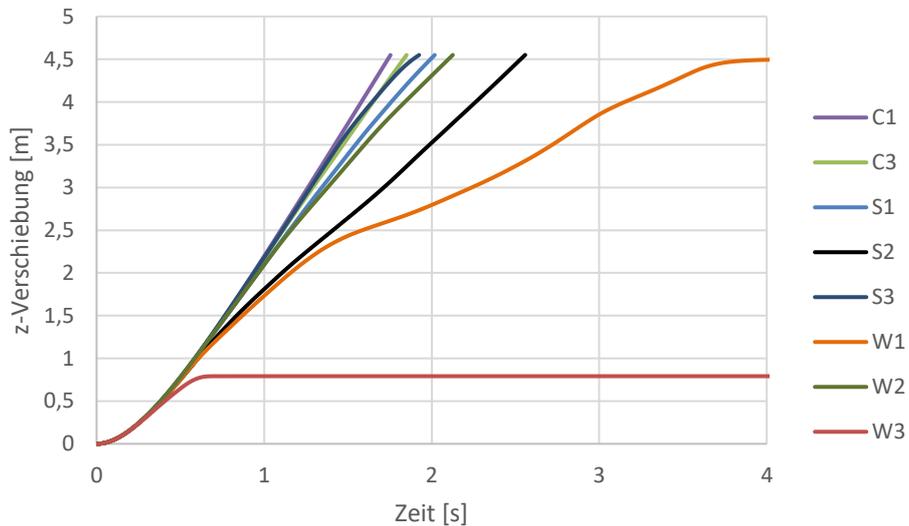


Abb. 4.29 Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss der Biegeform)

4.3.2.3 Vergleich mit Ergebnissen aus der Literatur

Der Vergleich mit Einfallzeiten und Geschwindigkeitsverläufen des Steuerstabs aus der Literatur /BOS 05/, /REN 99/ und /REN 13/ soll eine Beurteilung der Simulationsergebnisse ermöglichen.

In Tab. 4.9 werden die Ergebnisse mit Daten aus /BOS 05/ verglichen. Ein vollständiges Einfallen wird angenommen, sobald der Dämpfer erreicht wird. Dadurch sind die Einfallzeiten vergleichbar.

Die GRS-Simulationsrechnung C1 ergibt eine Einfallzeit, die gegenüber der Simulation von /BOS 05/ um 0,24 s niedriger ist. Die simulierte Einfallzeit von /BOS 05/ für eine C-Biegung von 30 mm liegt um 0,41 s höher als die von GRS berechnete Einfallzeit für C-Biegung von 30 mm (C10). Ebenfalls liegt die berechnete Einfallzeit bei einer angenommenen S-Biegung (15 mm/-12 mm) /BOS 05/ um 0,34 s über der Einfallzeit der GRS bei ähnlicher S-Biegung S1 (13 mm/-13 mm).

Tab. 4.9 Vergleich mit Einfallzeiten aus der Literatur /BOS 05/

Run# / Quelle	Biegegeometrie	Einfallzeit
C1	C (0 mm)	1,51 s
/BOS 05/	C (0 mm)	1,75 s (sim.) / 1,85 s (exp.)
C10	C (30 mm)	1,59 s
/BOS 05/	C (30 mm)	2,0 s (sim.) / 2,7 s (exp.)
S1	S (13 mm/-13 mm)	1,66 s
/BOS 05/	S (15 mm/-12 mm)	2,0 s (sim.) / 2,1 s (exp.)

In Abb. 4.30 werden die Verläufe der Einfallgeschwindigkeit gegenübergestellt. Für eine gerade Führungsrohrgeometrie besteht eine gute Übereinstimmung zwischen den Verläufen der Einfallgeschwindigkeit von /BOS 05/ und der durchgeführten GRS-Simulation C1. Im Gegensatz dazu überschätzt die Simulation C10 mit einer C-Biegung von 30 mm die Geschwindigkeit im Vergleich zum Experiment in /BOS 05/ um ca. 0,5 m/s ab einer Fallzeit von etwa 1 s.

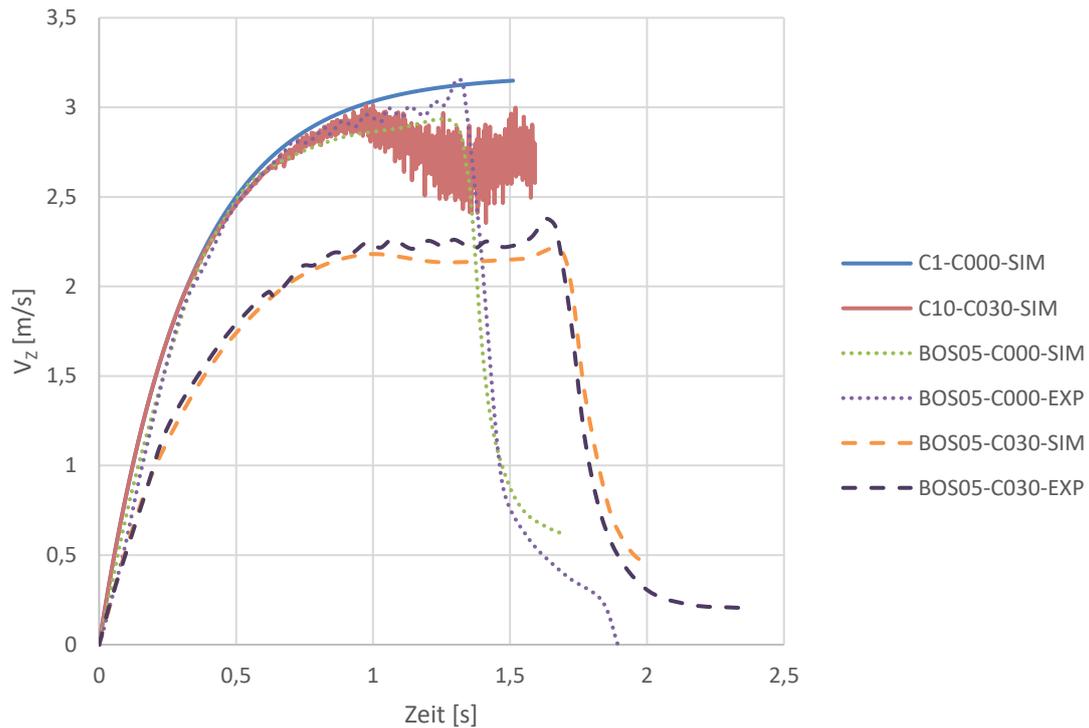


Abb. 4.30 Vergleich mit Literaturergebnissen für C-Biegungen anhand des zeitlichen Verlaufs der vertikalen Geschwindigkeit /BOS 05/

In Abb. 4.31 ist der Vergleich der Einfallgeschwindigkeiten einer berechneten S-Biegungen (13 mm/-13 mm) mit Ergebnissen einer ähnlichen S-Biegung (15 mm/-12 mm) aus /BOS 05/ dargestellt. Die S-Biegung aus /BOS 05/ zeigt sowohl bei der experimentellen als auch bei dem simulierten Geschwindigkeitsverlauf ein unterschiedliches Verhalten im Vergleich zur GRS-Simulation S1. Auffällig ist die deutlich geringere Steigung der Geschwindigkeitskurve im Bereich bis 0,6 s. Im späteren Zeitbereich kommt es bei etwa 1,7 s zu einer Annäherung der beiden Geschwindigkeitsverläufe.

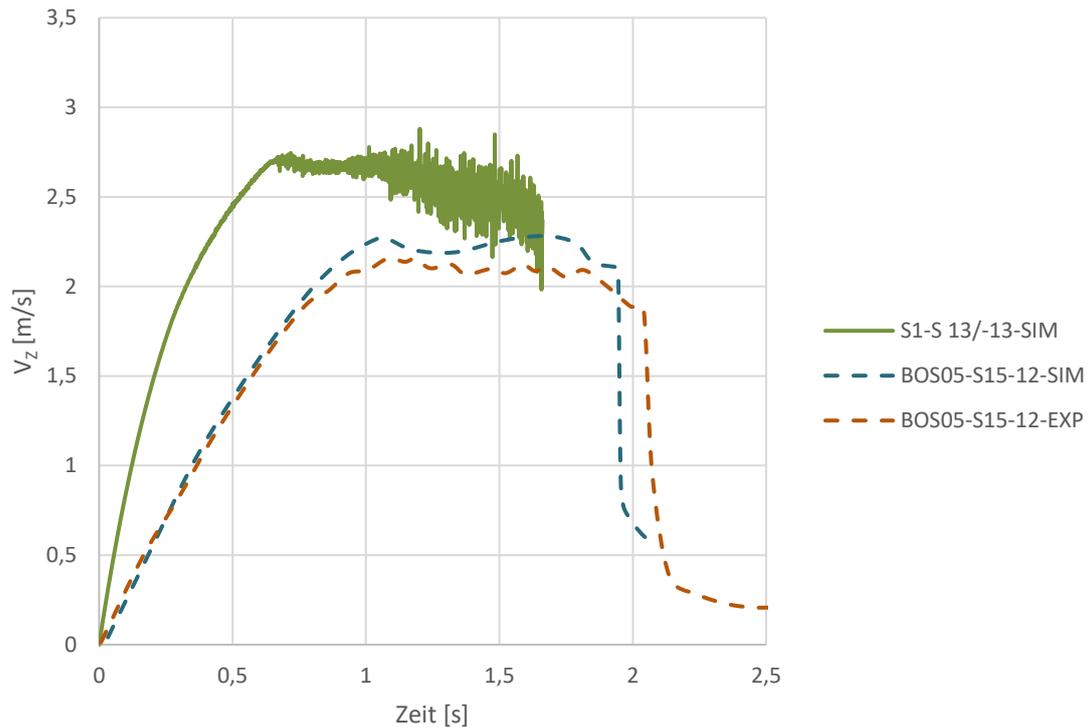


Abb. 4.31 Vergleich mit Literaturergebnissen für S-Biegungen anhand des zeitlichen Verlaufs der vertikalen Geschwindigkeit /BOS 05/

In der Abb. 4.32 ist ein Vergleich der zeitabhängigen Geschwindigkeitsverläufe mit der Literaturquelle /REN 13/ abgebildet. Die Verbiegungen der Führungsrohre werden in der Literaturquelle /REN 13/ nicht genau quantifiziert, die untersuchten Biegungen werden als kleine C-Biegung (small C-bow) und große S-Biegung (large S-bow) bezeichnet. Hier wurden zum Vergleich die GRS-Rechnungen C3 und S1 gegenübergestellt. Während die Abweichungen bis zum Eintritt in den Dämpfer für die Simulationen mit C-Biegung gering sind, weichen die Simulationen für die S-Biegung stärker voneinander ab.

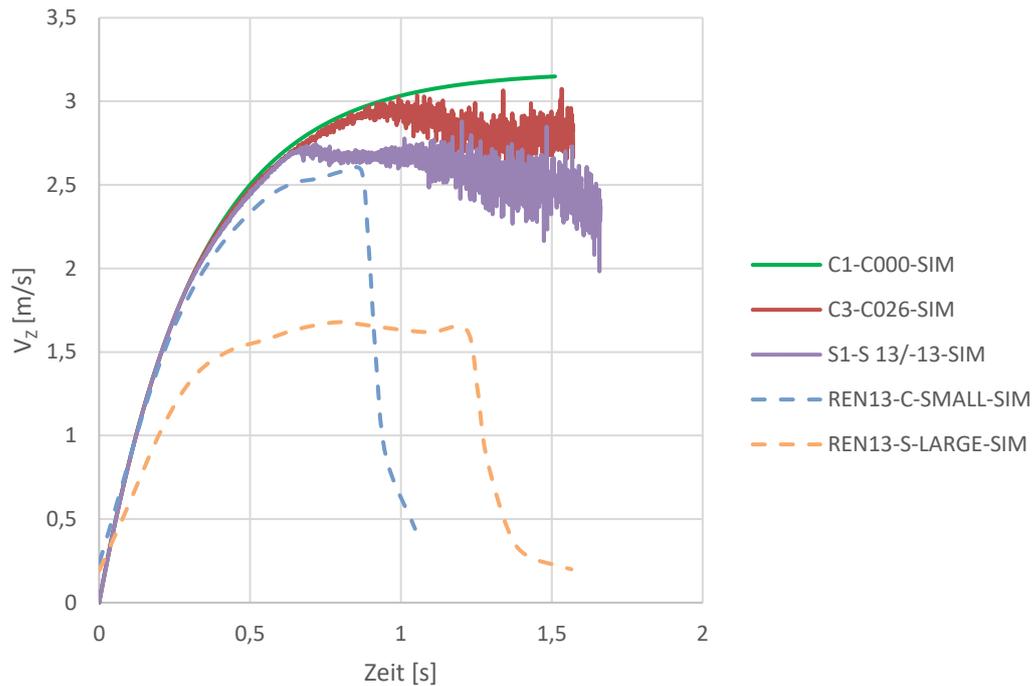


Abb. 4.32 Vergleich der zeitabhängigen Einfallgeschwindigkeiten /REN 13/

In Abb. 4.33 wird ein Vergleich zwischen den Verzögerungen in Abhängigkeit der Biegungen dargestellt. Hierzu werden Ergebnisse aus einer Literaturquelle /REN 99/ den erzielten Simulationsergebnissen gegenübergestellt. GRS-Ergebnisse für C- und S-Biegung unterschätzen die Verzögerung für Verbiegungen über 5 mm (C-Biegung) bzw. 8 mm (S-Biegung).

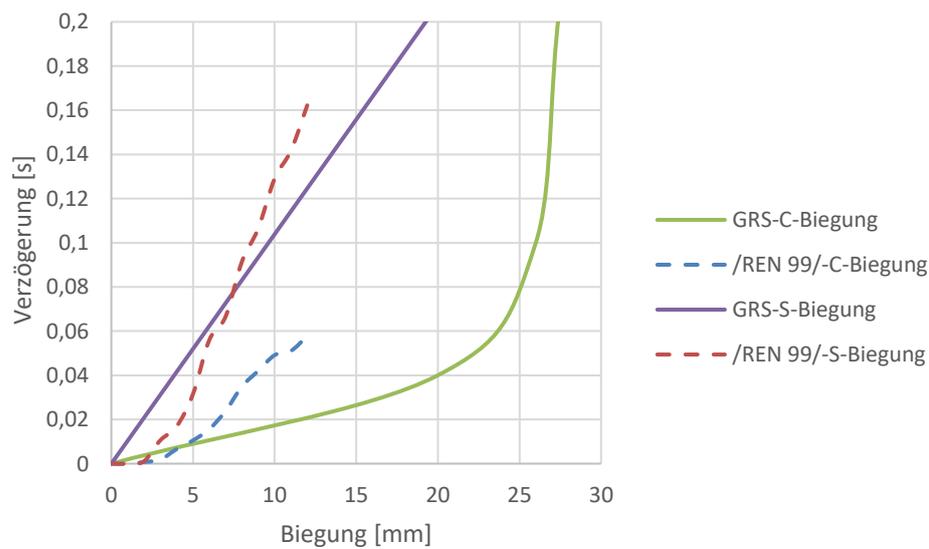


Abb. 4.33 Abhängigkeit der Verzögerung von der Biegung /REN 99/

4.3.3 Zusammenfassung und Ausblick

Es wurden die Auswirkungen von Brennelementverformungen auf Einfallerfolg, Einfallzeit und Geschwindigkeitsverlauf anhand eines numerischen Modells untersucht. Aufgrund der eingeschränkten Datenbasis wurde eine Vielzahl von Abschätzungen und Vereinfachungen in Hinblick auf die verwendeten Geometrien, Werkstoffe und das mechanische Verhalten vorgenommen. Mit Hilfe eines numerischen Analysemodells wurden Einfallerfolg, Einfallzeit und Geschwindigkeitsverlauf untersucht.

Es zeigte sich, dass Biegungsform und -grad den größten Einfluss auf die Einfallzeit haben. Eine Parameterstudie zum angenommenen Reibungskoeffizienten zeigte einen mäßigen Einfluss. Der Einfluss des geometrischen Querschnitts von Führungsrohr und Steuerstab und dessen Steifigkeit wurde nicht untersucht. Die Einfallzeit steigt überproportional mit dem Verformungsgrad an. Auch für extreme C-Verformungen und S-Verformungen erreichte der Steuerstab im Modell das untere Ende, wobei Details des Dämpferteils nicht simuliert wurden. Die Auswirkungen der BE-Verformung auf den vertikalen Geschwindigkeits- und Wegverlauf des Steuerstabs zeigten sich erst ab einer gewissen Einfalltiefe. Da anzunehmen ist, dass auch durch einen Teileinfall der Steuerstäbe eine Wirksamkeit des Abschaltsystems gewährleistet ist, deuten die Simulationen auf eine sichere Funktion auch für große Verformungen und höhere Biegeformen hin. Diskrepanzen bei Validierungsrechnungen zur Kontaktformulierung und Vergleiche mit Literaturdaten legen die Notwendigkeit einer Weiterentwicklung des Modells hinsichtlich kritischer Punkte nahe. Weiterhin enthalten die ausgewerteten Literaturstellen teilweise nicht ausreichende Informationen, um die aufgetretenen Diskrepanzen zu erklären.

Mögliche Weiterentwicklungen des numerischen Analysemodells können folgende Punkte beinhalten:

- Vertiefte Validierung der simulierten Kontakt- und Reibungskräfte
- Numerische Simulation der Fluiddämpfung mit Hilfe von Fluidelementen
- Berücksichtigung der Ovalisierungselastizität des Führungsrohrs
- Simulation des Dämpfers im unteren Bereich des Führungsrohrs
- Berücksichtigung der Steifigkeit des Führungsrohrs, z. B. mit Federelementen
- Anpassung von Randbedingungen und aufgebrauchten Kräften

- Erweiterte Möglichkeiten zur Kontaktkraftauswertung
- Erweiterte experimentelle Modellvalidierung

4.4 Diskussion und Akzeptanzkriterien für Verformungen

Im vorangegangenen Kapitel wurden zunächst Nachweiskriterien gemäß KTA 3101.3 auf einen möglichen Einfluss großer Verformungen und Schwingungen geprüft. Kriterien zur Festigkeit der Brennelementstruktur, der Kompatibilität, der Lage des Brennstoffs, der Brennstablagerung, des Steuerelementeinfalls und der daraus resultierenden Belastung wurden eingehender diskutiert.

Die im Zusammenhang mit Verformungen und Schwingungen beobachteten Schäden lassen sich durch konstruktive Maßnahmen reduzieren. Weiterhin ist mit dem Rückgang der Verformung aufgrund der eingeführten Maßnahmen auch ein Rückgang der Schäden zu erwarten.

Die Festigkeit der Brennelementstruktur gegen laterale Verformung wird überwiegend von der Ecksteifigkeit der Verbindungselemente, d. h. Verschraubung und Schweißverbindungen getragen. Diese Bauteile sind zwar mit großen Sicherheitsmargen ausgelegt, werden allerdings bei lateraler Auslenkung des Brennelements mit Lastfällen beaufschlagt, für die sie nicht primär ausgelegt sind.

Vor dem Hintergrund der Vermutung kernweiter korrelierter fluidinduzierter Brennelementschwingungen als Erklärung der beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschsignals in Vor-Konvoi- und Konvoi-Anlagen (siehe Abschnitt 3.2) und der mit Schwingungen in Verbindung gebrachten Schäden ist weiterhin die Festlegung der Amplituden fluidinduzierter Schwingungen der Brennelemente, welche der Ermüdungsberechnung zugrunde liegt, zu hinterfragen.

Berechnungen zur möglichen Zunahme von Verformungen und Spannungen in Führungsrohren für ein verformtes 16x16-Brennelement mit einer Lateralsteifigkeit von 30 N/mm im Normalbetrieb zeigten maximal mögliche zusätzliche laterale Verformungen bis zu 5 mm und daraus entstehende Spannungen bis zu 30 MPa, wobei konstruktive Veränderungen im Sinne einer konservativen Rechnung nicht berücksichtigt wurden. Zusätzliche Spannungen können durch stärkere laterale Fluidkräfte aus der

verformungsbedingt stärkeren Umlenkung sowie aus dem Kontakt mit benachbarten Brennelementen entstehen.

Berechnungen zum Steuerstabeinfall an einem dynamischen Finite Elemente Modell unter Berücksichtigung von Gravitation, Fluiddämpfung und Reibkräften zeigen einen nicht-linearen Einfluss von Biegeform und Verformungsgrad auf die Einfallzeit.

Konkrete Akzeptanzkriterien für zulässige statische Brennelementverformungen, d. h. Maximalwerte bis zu diesen ein Wiedereinsatz der betreffenden Brennelemente vertretbar ist, lassen sich nicht anhand einzelner Nachweiskriterien festlegen. Eine Begrenzung der maximalen BE-Auslenkung ist einerseits besonders relevant für die Homogenität der Leistungsverteilung, thermohydraulische Kriterien und die mechanischen Belastungen. Die Messung und der rechnerische Rückschluss auf die Verformung im Kern sind allerdings aufwendig. Eine Orientierung an Einfallzeit bzw. Reibkraftverlauf spiegelt andererseits die Sicherheit bezüglich des wichtigen Schutzziels „Kontrolle der Reaktivität/Ab-schaltbarkeit und Halten im abgeschalteten Zustand“ gut wider, weist aber eine starke Nichtlinearität auf.

In /GAB 18/ wurden Akzeptanzkriterien für die schwedische Anlage Ringhals angegeben, die beide Maße umfassen und als Anhaltspunkt dienen könnten:

- Maximale Distanz zwischen den beiden lateralen Maxima („Peak-to-peak“) bei S-Form < 15 mm
- Kumulative Verformung (Summe der Krümmungen an den Abstandshaltern, berechnet aus der Differenz zu den benachbarten Abstandshaltern) < 35 mm
- Spezifische maximale Einfallzeiten für jede Steuerelementposition bei BOC und EOC sowie maximale Differenz zwischen BOC und EOC
- Maximalwerte für die gemessene Reibkraft bei BOC und EOC (letzteres nur für Positionen mit erhöhter Fallzeit)

Grundsätzlich haben die in deutschen DWR durchgeführten Maßnahmen, insbesondere die konstruktiven Verbesserungen zusammen mit der Fortführung des Überwachungskonzepts und der Ausdehnung der Nachweise auf entsprechend große Verformungsgrade und Biegeformen zu einer Verbesserung der Situation der statischen Brennelementverformung geführt.

5 Entstehung von Schäden an Brennelementen und angrenzenden Kernbauteilen

Ausgehend von beobachteten BE-Schäden werden in diesem Kapitel verschiedene Schädigungs- und Verschleißmechanismen einschließlich empirischer Modelle zur Quantifizierung der Relevanz angesprochen.

5.1 Problemstellung

5.1.1 Beobachtungen und Motivation

Im Zusammenhang mit der etwa ab dem Jahr 2000 in KWU-DWR beobachteten Zunahme von Brennelementverformungen traten auch vermehrt Fälle von Frettingschäden an den Ecken der Abstandshalter mit unterschiedlichem Schädigungsgrad auf /RSK 15/. Diese äußerten sich durch:

- Oberflächenabträge an den Abstandshaltern
- Durchtrennung der Abstandshalterecken
- Beschädigung des Eckbrennstabs mit Freisetzung von Radionukliden
- Ablösung von Verschleißpartikeln, die Sekundärschäden verursachen können
- Handhabungsprobleme

AH-Eckenfretting entsteht, wenn diagonal benachbarte BE sich gegeneinander verformen (Abb. 5.1). Zusammen mit unvermeidbaren fluidinduzierten Schwingungen der BE kommt es zu Relativbewegungen an den Kontaktstellen. Dabei konnte weiterhin eine Abhängigkeit von Geometrie und Werkstoff des Abstandshalters beobachtet werden. Die genaue Phänomenologie ist jedoch noch nicht vollständig verstanden /RSK 15/.

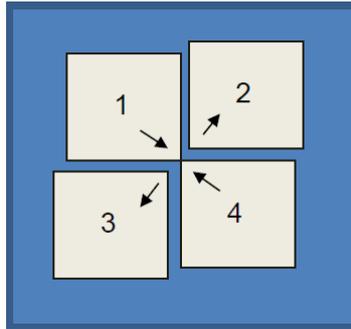


Abb. 5.1 Schematische Darstellung der geometrischen Randbedingungen, unter denen es zu AH-Eckenfretting kommen kann /RSK 15/

Im Gegensatz zu den Frettingprozessen zwischen Abstandshalter und Brennstäben (Grid-to-Rod-Fretting), ist dem AH-Eckenfretting in der Literatur bisher wenig Aufmerksamkeit gewidmet worden. Ziel der Arbeit ist es daher, die beteiligten grundlegenden Schädigungs- und Verschleißmechanismen zu identifizieren und den Gesamtprozess besser zu verstehen. Damit kann einerseits die Wirksamkeit konstruktiver und operativer Maßnahmen besser bewertet werden. Andererseits stellen die Schäden eine mögliche zusätzliche Informationsquelle zu den Bedingungen im Kern (Verformungen, Kräfte, Schwingungsamplituden) dar.

Nach Aufarbeitung der tribologischen Grundlagen wird für einzelne Schädigungs- und Verschleißmechanismen bewertet, inwiefern eine Beteiligung am beschriebenen Prozess plausibel ist. Dazu werden beispielsweise Analogiebetrachtungen zu entsprechenden Schäden aus anderen Technikbereichen angestellt. Ist dies der Fall, werden in einem zweiten Schritt einfache empirische Modelle herangezogen, um den Grad der Beteiligung abzuschätzen. Die notwendigen Eingabedaten werden der Literatur entnommen oder aus dort beschriebenen Experimenten berechnet.

5.1.2 Übersicht über Schädigungs- und Verschleißmechanismen

In der Literatur werden Reibverschleißphänomene, wie das hier betrachtete, oft mit dem Begriff Fretting bezeichnet. Der Begriff wird allerdings nicht einheitlich verwendet und bezieht sich teils auf verschiedene Schädigungs- und Verschleißmechanismen. Das ASM "Handbook on Fatigue and Fracture" definiert Fretting als einen Verschleißprozess, welcher im Kontaktbereich zweier Bauteile vorzufinden ist, welche infolge von Vibration oder einer veränderlichen Belastung eine Relativbewegung zueinander ausführen /ASM 96/. Abb. 5.2 zeigt beispielhaft einen Schaden durch Fretting an einem Stahlseil, welcher infolge hoher Reibung zwischen den einzelnen Drähten verursacht wurde.

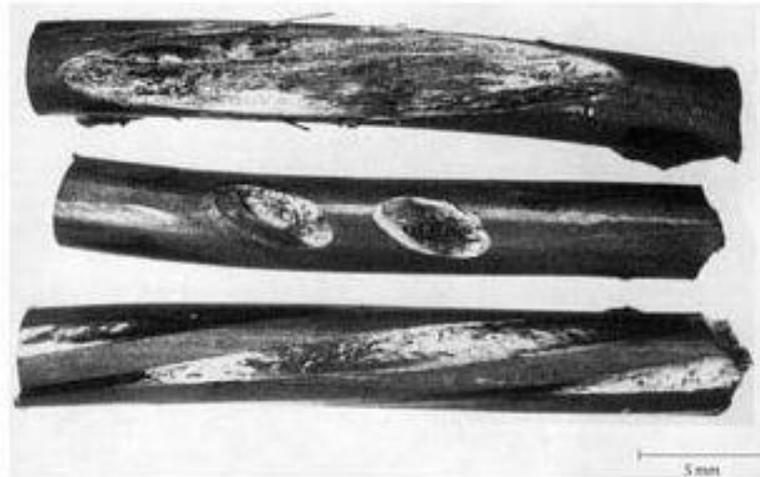


Abb. 5.2 Frettingschaden an einem Stahlseil /ASM 96/

Verschleiß kann in unterschiedlichen messtechnischen Dimensionen angegeben werden (Abb. 5.3) /CZI 10/.

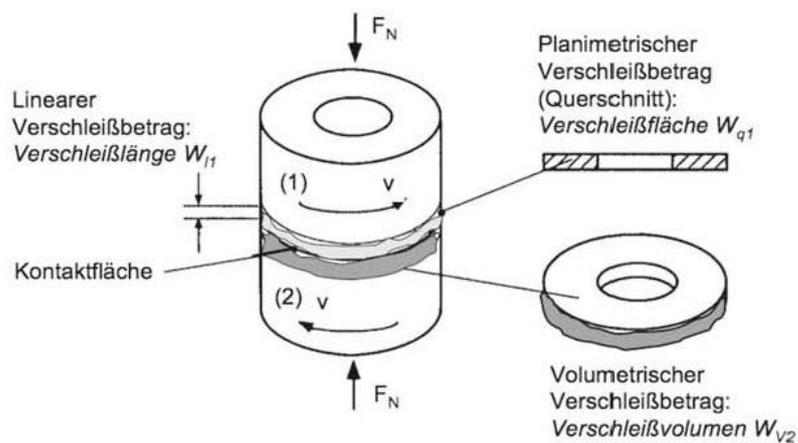


Abb. 5.3 Messgrößen für Verschleiß illustriert am Beispiel eines Systems bestehend aus zwei rotierenden Zylindern /CZI 10/

Abb. 5.4 gibt eine allgemeine Übersicht über Stoff- und Formänderungsprozesse unter tribologischer Beanspruchung. Die Mechanismen können in Abhängigkeit der Einflussgrößen einzeln auftreten, sich bei einer Änderung äußerer Parameter oder interner Prozesse ablösen, oder auch überlagert sein /CZI 10/.

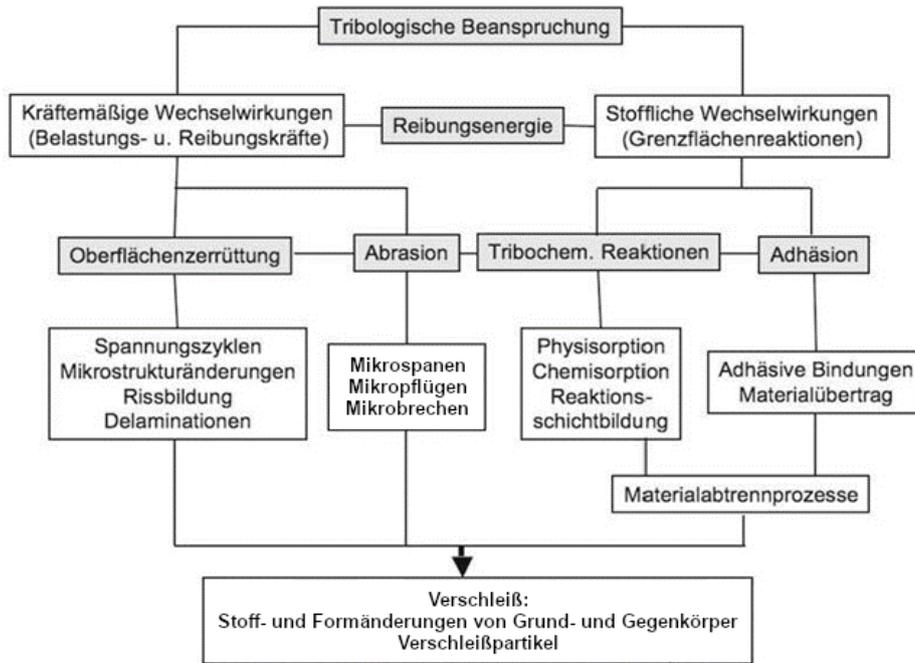


Abb. 5.4 Übersicht über Stoff- und Formänderungsprozesse unter tribologischer Beanspruchung /CZI 10/

Dabei führen kräftemäßige Wechselwirkungen primär zu den Verschleißmechanismen Oberflächenzerrüttung und Abrasion und stoffliche Wechselwirkungen zu den Verschleißmechanismen Adhäsion und Tribochemische Reaktion. Durch Oberflächenzerrüttung und Abrasion können aus den beanspruchten Oberflächen Verschleißpartikel mechanisch abgetrennt werden. Letzteres ist mit dem Eindringen eines (härteren) Reibpartners in die Randschicht des anderen verbunden. Bei den Verschleißmechanismen Adhäsion und tribochemische Reaktionen führen stoffliche Reaktionen zu Änderungen der Zusammensetzung der Werkstoffoberfläche. Adhäsion kann dabei als Wechselwirkung zwischen Festkörpern angesehen werden, während tribochemische Reaktionen durch Reaktion der Kontaktpartner mit flüssigen oder gasförmigen Bestandteilen des Umgebungsmediums zustande kommen. Für die Entstehung loser Verschleißpartikel sind zusätzlich nachgelagerte Materialabtrennprozesse verantwortlich /CZI 10/.

Abb. 5.5 zeigt schematisch den Aufbau technischer Oberflächen metallischer Werkstoffe. Die Ausprägung der Dicke und die Regeneration der einzelnen Schichten sowie die Wirtiefe der Schädigungs- und Verschleißmechanismen haben einen großen Einfluss auf die Höhe des Abtrags. Die bei vielen metallischen Werkstoffen vorhandene Oxidschicht weist in der Regel gänzlich andere Eigenschaften auf als der darunterliegende Grundwerkstoff.

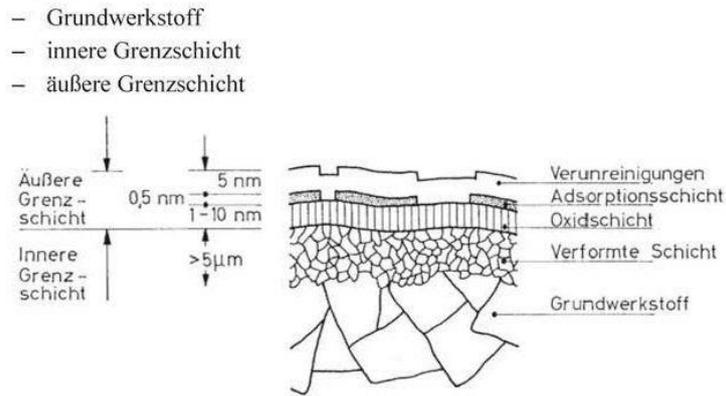


Abb. 5.5 Aufbau der Oberflächenstruktur metallischer Werkstoffe /CZI 10/

Die Identifizierung einzelner Schädigungs- und Verschleißmechanismen ist oft nicht einfach. In der Literatur existieren daher Heuristiken zur Identifizierung von Verschleißprozessen anhand ihrer charakteristischen Merkmale (Abb. 5.6). Wendet man dieses Schema auf das AH-Eckenfretting an, lässt sich der Umfang der in Frage kommenden Mechanismen bereits eingrenzen (Kreuze, Fragezeichen und Haken in Abb. 5.6).

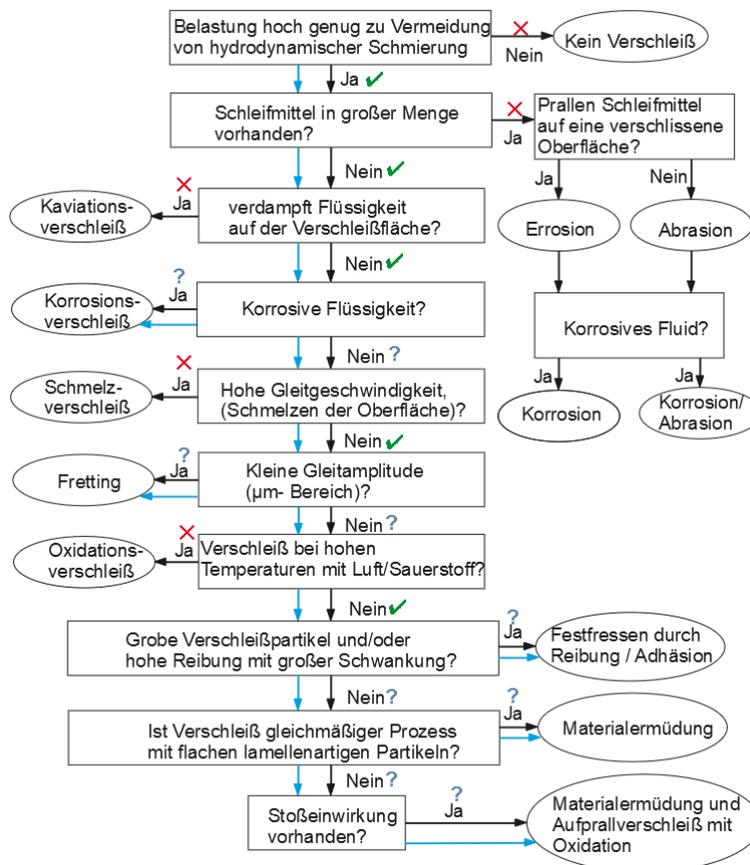


Abb. 5.6 Flussdiagramm zur Identifizierung von Verschleißmechanismen /STA 13/

5.1.3 Annahmen zu Verschleißvolumen und Gleitdistanz

Zur Verwendung in den empirischen Modellen in Abschnitt 5.2 werden nachfolgend Annahmen zu Verschleißvolumen und Verschleißweg getroffen.

Für einen beispielhaften BE-Abstandshalter (Abb. 5.7) ohne konstruktive Verbesserungen (durchgehendes Blech, vergrößerte Gleitfläche, vergrößerte Dicke) lässt sich das Verschleißvolumen für eine Abstandshalterecke bis zur vollständigen Durchtrennung in erster Näherung geometrisch abschätzen zu:

$$W_a = 2 * b * h * t$$

(5.1)

Hierbei wird die Breite der Bleche mit $b = 3 \text{ mm}$, die Höhe im Eckbereich des Abstandshalters mit $h = 23,5 \text{ mm}$ und die einfache Blechstärke mit $t = 1 \text{ mm}$ angenommen.

(5.2)

$$W_a = 2 * 3 \text{ mm} * 23,5 \text{ mm} * 1 \text{ mm} = 141 \text{ mm}^3$$

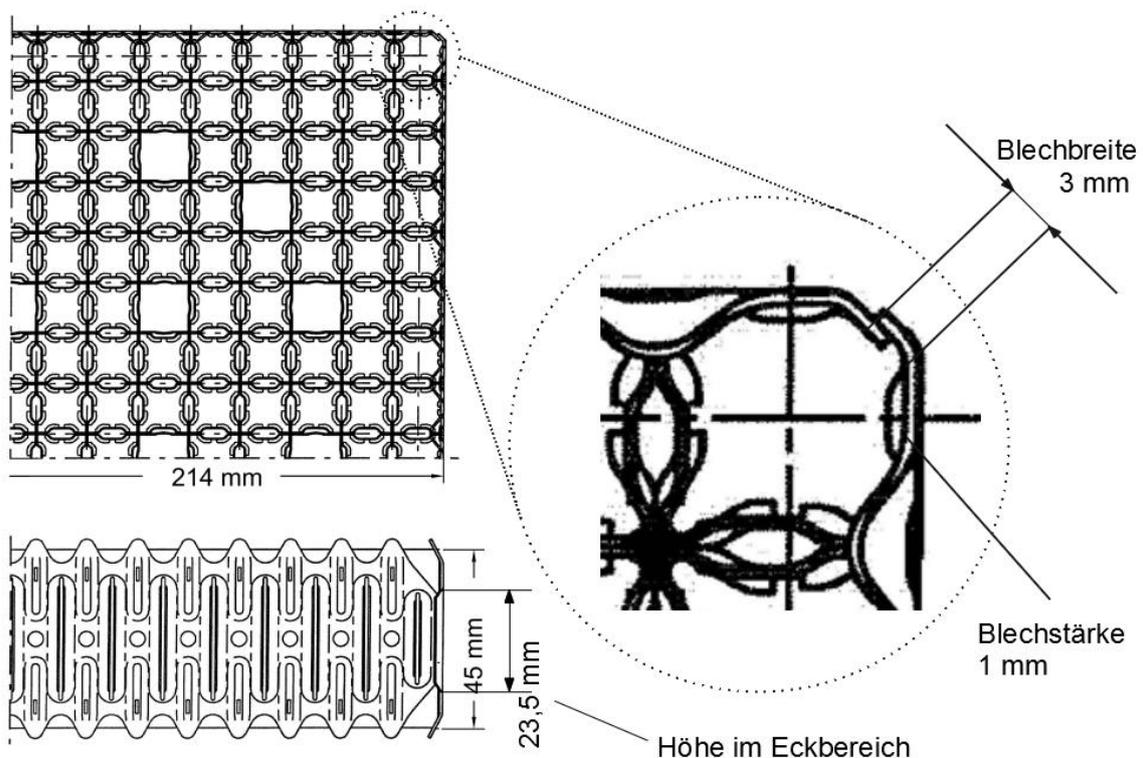


Abb. 5.7 Ansichten und Eckbereich eines HTP-Abstandsgitters /NRC 13/

Für die Schwingungsfrequenz der Brennelemente wird deren Eigenfrequenz von ca. 3 Hz /SUN 85/ und für die Dauer des Schädigungsprozesses ein Jahr (~ Maximale Dauer zwischen zwei Revisionen) angenommen. Darüber hinaus wird eine mittlere Schwingungsamplitude von 20 µm angenommen /LAG 95/. Somit lässt sich die angenommene Gleitdistanz s_e berechnen zu:

$$s_e = 3 \text{ Hz} * (365.25 * 24 * 3600 \text{ s}) * 2 * 0,02 \text{ mm} = 3786912 \text{ mm} \quad (5.3)$$

Als Werkstoff für BE-Abstandshalter werden in der Regel Zirkonlegierungen verwendet, da diese einen geringen Einfangquerschnitt für Neutronen besitzen. Verbesserte Werkstoffe und Beschichtungen sollen hier zunächst nicht betrachtet werden (siehe auch Abschnitt 5.3).

5.2 Relevanz einzelner Schädigungs- und Verschleißmechanismen

5.2.1 Adhäsion ohne und mit Verschleißpartikeln

Adhäsion ist ein Verschleißmechanismus, bei dem infolge hoher lokaler Pressungen schützende Oberflächendeckschichten durchbrochen werden und lokale Kaltverschweißungen entstehen. Diese Kaltverschweißungen können eine höhere Festigkeit besitzen als der ursprüngliche Werkstoff der Kontaktpartner. Folglich wird bei einer Relativbewegung der Kontaktpartner eine Trennung oder Verschiebung der kontaktierenden Werkstoffbereiche nicht in der ursprünglichen Kontakt-Grenzfläche, sondern im angrenzenden Volumen eines der Partner erfolgen /CZI 10/.

In der Regel nimmt bei der Oberflächenberührung die Größe der wahren Kontaktfläche und damit die Anzahl der Mikrokontakte annähernd linear mit der Normalkraft F_N zu. Bei einer Gleitbewegung nimmt zusätzlich die Anzahl der Beanspruchungen von Mikrokontakten mit dem Gleitweg s zu /CZI 10/. Unter der Annahme, dass jede Beanspruchung eines Mikrokontakts mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit zu einem Verschleißpartikel führt, schlug Archard /ARC 53/ unter zusätzlicher Berücksichtigung der dimensionslosen Härte H des weicheren Kontaktpartners (kein Verfahren zur Härteprüfung definiert) folgende Formel als empirische Relation vor:

$$W_V = K * \frac{F_N * s}{H} \quad (5.4)$$

Die Größe K (mm^3/Nm) ist dabei der sogenannte Archard'sche Verschleißkoeffizient, der in einer statistischen Deutung die Wahrscheinlichkeit des Abtrennens adhäsiver Verschleißpartikel beschreibt und je nach tribologischem System über mehrere Größenordnungen variieren kann. Der Verschleißkoeffizient K hängt von einer Vielzahl von weiteren Einflussgrößen und Parametern der beiden Kontaktpartner ab. Da die Adhäsion nur als Wechselwirkung kontaktierender Körper definiert werden kann, muss der Verschleißkoeffizient auf das betreffende tribologische System bezogen werden und kann nicht aus Werkstoffeigenschaften einzelner Partner abgeleitet werden.

K wird in der Regel anhand von Versuchen ermittelt. Dazu wurden in der vorliegenden Arbeit mehrere Literaturquellen ausgewertet, in denen Experimente zum Fretting zwischen Brennstäben und Abstandshaltern (Grid-to-Rod-Fretting) durchgeführt wurden: /KIM 01/, /JOU 01/, /WIR 16/ (Tab. 5.1).

Tab. 5.1 Verschleißkoeffizienten aus der Literatur

Quelle	Richtung	T [°C]	Last [N]	Frequenz [s^{-1}]	Zyklenzahl	Gleitweg [μm]	K-Werte [mm^3/Nm]
/KIM 01/	axial	RT	20	30	3.0E5	200	2.670E-06 1.068E-05 1.780E-05 4.628E-05
/KIM 01/	transv.	RT	20	30	3.0E5	200	7.120E-07 1.068E-06 1.424E-06 3.560E-06
/JOU 01/		310	15		1.08E7	10	1.0E-05
/WIR 16/		RT-220		20-60			8.0E-06

Für die Berechnungen wird basierend auf den Literaturwerten ein (oberer) Verschleißkoeffizient von $K = 1 \cdot 10^{-5}$ (mm^3/Nm) angenommen. Die Härte H der Zirkonlegierung wird mit der dimensionslosen Größe $\text{HRB} = 89$ (Rockwell B-Skala) angenommen /ATI 15/.

Die notwendige dauerhaft wirkende Anpresskraft F_N kann nun ermittelt werden als:

$$F_{N[a,l]} = \frac{W_a H}{K S_e} = \frac{141 \text{ mm}^3 * 89}{1,0 * 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ N}^{-1} \text{ m}^{-1} * 3787 \text{ m}} = 3,32 * 10^5 \text{ N} \quad (5.5)$$

Unter Beachtung von realistischen Größenordnungen /HOR 13/ erscheint die notwendige Anpresskraft unrealistisch hoch. Daher kann unter den getroffenen Annahmen Adhäsion ohne Verschleißpartikel nicht als relevanter Schädigungsmechanismus

angesehen werden. Da der Verschleißkoeffizient an Experimenten zum Fretting zwischen Brennstäben und Abstandshaltern gefittet wurde, muss sich der Mechanismus des AH-Eckenfretting stark von diesem unterscheiden und weitere Schädigungs- und Verschleißprozesse eine Rolle spielen.

Je nach Randbedingung, insbesondere Reibweg und Oberflächenrauheit, kann es bei Adhäsionsprozessen zur Herauslösung von Partikeln kommen (Abb. 5.8). Gemäßigter Verschleiß mit $K \approx 10^{-8}$ geht dann in schweren Verschleiß mit $K \approx 10^{-2}$ über /AGH 17/.

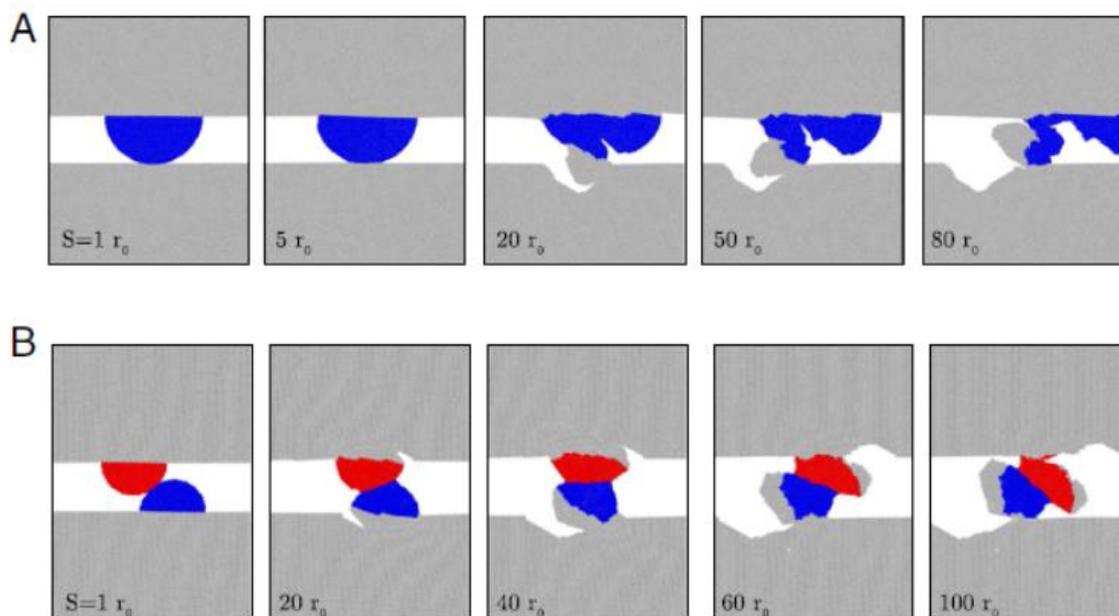


Abb. 5.8 Bildung von Bruchstücken infolge adhäsiver Prozesse /AGH 17/

Nach Einsatz des von /AGH 17/ vorgeschlagenen Wertes für Adhäsionsverschleiß mit Herauslösung von Partikeln in die Formel nach Archard, erhält man:

$$F_{N[a,l]} = \frac{W_a H}{K S_l} = \frac{141 \text{ mm}^3 * 89}{1,0 * 10^{-2} \text{ mm}^3 \text{ N}^{-1} \text{ m}^{-1} * 3787 \text{ m}} = 332 \text{ N} \quad (5.6)$$

Auch hier erscheint die notwendige Anpresskraft noch unrealistisch hoch. Entweder ist der Prozess daher unwesentlich am Verschleiß beteiligt oder die Schwingungsamplitude der Brennelemente und damit der Verschleißweg wurden zu gering angenommen.

5.2.2 Abrasion

Abrasion tritt in tribologischen Kontakten auf, wenn der Gegenkörper beträchtlich härter ist als der tribologisch beanspruchte Grundkörper oder wenn harte Partikel in einen tribologisch beanspruchten Werkstoff eingedrückt werden. Bei einer Relativbewegung der Beanspruchungspartner kann an dem weichen Grundkörper durch verschiedene Materialabtrennprozesse abrasiver Verschleiß entstehen /CZI 10/.

Im hier betrachteten Anwendungsfall weist die Oxidschicht an der Oberfläche (ZrO_2) eine wesentlich höhere Härte als der Grundwerkstoff auf, wodurch eine Paarung unterschiedlich harter Werkstoffe grundsätzlich entstehen kann, falls die Oxidschicht eines Reibpartners lokal durchbrochen wird. Für ZrO_2 kann nach /BAR 03/ ein unterer Härtewert nach Vickers von 12000 MPa angenommen werden. Der Härtewert von Zirkon von HRB = 89 (Rockwell B-Skala) kann in einem Härtewert nach Vickers von 180 MPa umgerechnet werden. Daher besitzt die Oxidkeramik ZrO_2 eine über den Faktor 66 höhere Härte als reiner Zirkon.

Für den Abrasionsprozess des idealen Mikrospanens ist in /RAB 65/ ein einfaches Modell angegeben worden (Abb. 5.9). Demnach nimmt das abrasive Verschleißvolumen linear mit der Normalkraft F_N und dem Abrasivweg s zu, wobei das Verschleißvolumen von dem Neigungswinkel des abrasiv wirkenden Teilchens und der Härte des Grundkörpers abhängt /CZI 10/.

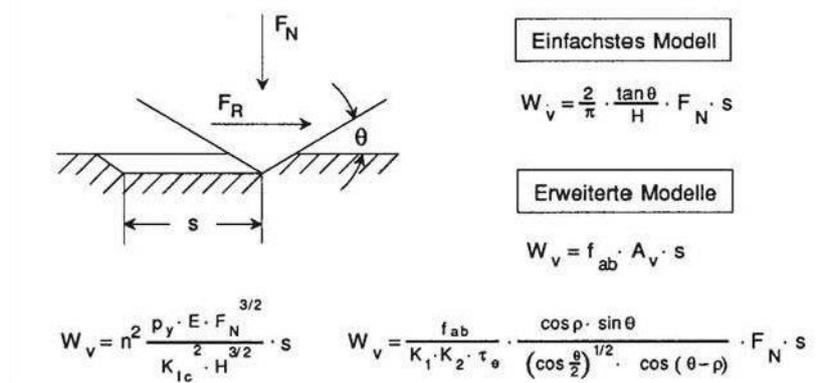


Abb. 5.9 Modelle für Abrasion in Form von Mikrospanen /CZI 10/

Das Verschleißvolumen ergibt sich anhand folgender Formel /CZI 10/:

(5.7)

$$W_V = n^2 \frac{P_y E F_N^2}{K_{IC}^2 H^2} s$$

n	Kaltverfestigungsfaktor
P_y	Streckgrenze
E	Elastizitätsmodul
F_N	Normalkraft
K_{IC}	Spannungsintensitätsfaktor
H	Härte des weicheren Werkstoffs (kein Verfahren zu Härteprüfung definiert)
s	Gleitweg

Der hier vorliegende Zwei-Körper-Abrasivverschleiß wird durch das umgebende Fluid gegenüber trockenen Bedingungen höchstens geringfügig heruntergesetzt /STA 13/.

In diesem Modell werden folgende Werte eingesetzt:

- Kaltverfestigungsfaktor $n = 0,06$ (Zr-2) /CHA 99/
- Streckgrenze $P_y = 161$ MPa (288 °C) /ATI 15/
- Elastizitätsmodul $E = 79289$ MPa bei 300 °C (Zr-2) /CHA 99/
- Spannungsintensitätsfaktor $K_{IC} = 81$ MPa m^{1/2} bei 300 °C (Zr-2) /CHA 99/
- Härtewert (Rockwell B-Skala) $HRB = 89$ N/mm² /ATI 15/

Als Härtewert H wird der Wert des Reibpartners mit der geringeren Härte verwendet, in diesem Fall also Zirkon. Nach der Normalkraft F_N aufgelöst ergibt sich:

$$F_N = \left[\frac{1}{n^2} \frac{W_V K_{IC}^2 H^2}{P_y E s} \right]^{\frac{2}{3}} = \left[\frac{1}{0,06^2} \frac{141 \text{ mm}^3 * \left(81 \text{ MPa m}^{\frac{1}{2}}\right)^2 \left(89 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}\right)^{\frac{3}{2}}}{161 \text{ MPa} * 79289 \text{ MPa} * 3787 \text{ m}} \right]^{\frac{2}{3}} \quad (5.8)$$

$$= 2,71 \text{ N}$$

Sollte es zu einem lokalen Durchbruch der Oxidschicht einer der Reibpartner kommen, ist Abrasion daher ein möglicher Mechanismus. Aufgrund der Neigung des Zirkalloys, rasch eine neue Oxidschicht aufzubauen /POH 01/, ist das Zustandekommen einer solchen ungleichen Paarung jedoch fraglich.

5.2.3 Tribochemische Reaktionen und Reibkorrosion

Als tribochemische Reaktionen werden chemischen Reaktionen von Grund- und Gegenkörper mit Bestandteilen eines Umgebungsmediums bezeichnet, welche durch eine tribologische Belastung verursacht bzw. verstärkt werden. Die entstehenden Reaktionsprodukte werden durch die Relativbewegungen permanent abgerieben und erneut aufgebaut /CZI 10/.

Tribochemische Reaktionen schließen demnach auch Korrosion als Mechanismus mit ein. Korrosion kann vielfältige Erscheinungsformen haben (Abb. 5.10) /ROO 08/.

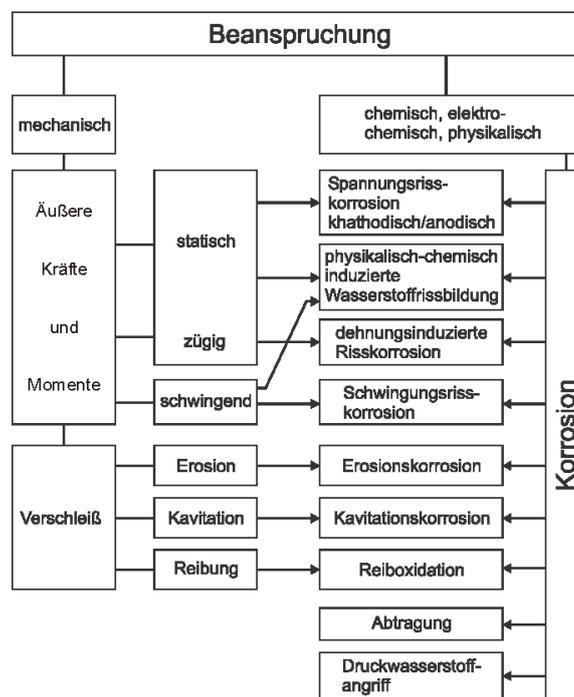


Abb. 5.10 Einteilung der Korrosion nach Beanspruchung /ROO 08/

Im hier vorliegenden Anwendungsfall kann am ehesten die Reiboxidation bzw. Reibkorrosion als möglicher durch die Reibung hervorgerufener Oxidationsprozess identifiziert werden. Reibkorrosion tritt oft an hochbelasteten Kontakten zweier Bauteile bei zu geringem Übermaß auf und wird daher oft als „Passungsrost“ bezeichnet. Die aus der Praxis bekannten hohen Kräfte sind für den hier betrachteten Anwendungsfall jedoch unplausibel, sodass auch das Vorliegen von Reibkorrosion als unwahrscheinlich erachtet werden kann. Für den Anwendungsfall konnten auch keine weiteren maßgeblichen tribologischen Reaktionen identifiziert werden. Aufgrund der komplexen Wasserchemie sind solche jedoch letztlich nicht vollständig auszuschließen.

5.2.4 Oberflächenzerrüttung und Aufprallverschleiß

In jedem tribologischen System müssen die kontaktierenden Oberflächenbereiche Kräfte aufnehmen, die in Zusammenhang mit der Relativbewegung der Kontaktpartner eine Werkstoffanstrengung verursachen. Diese Beanspruchung erfolgt häufig periodisch, so dass es in den beanspruchten Gebieten zu einer Schadensakkumulation im Sinne einer Werkstoffermüdung kommen kann /LAN 77/. Kommt es zu einer zeitweisen Trennung der Reibpartner, geht dieser Mechanismus in sogenannten Aufprallverschleiß über.

Aufprallverschleiß wird durch den wiederholten Zusammenstoß zweier gegenüberliegender Oberflächen verursacht.

Der Mechanismus des Aufprallverschleißes beinhaltet im Falle einer hohen Einschlagenergie elastische und plastische Deformationen sowie je nach Werkstoffpaarung Rissbildung und Abtrag der Oxidschicht (Abb. 5.11, /STA 13/).

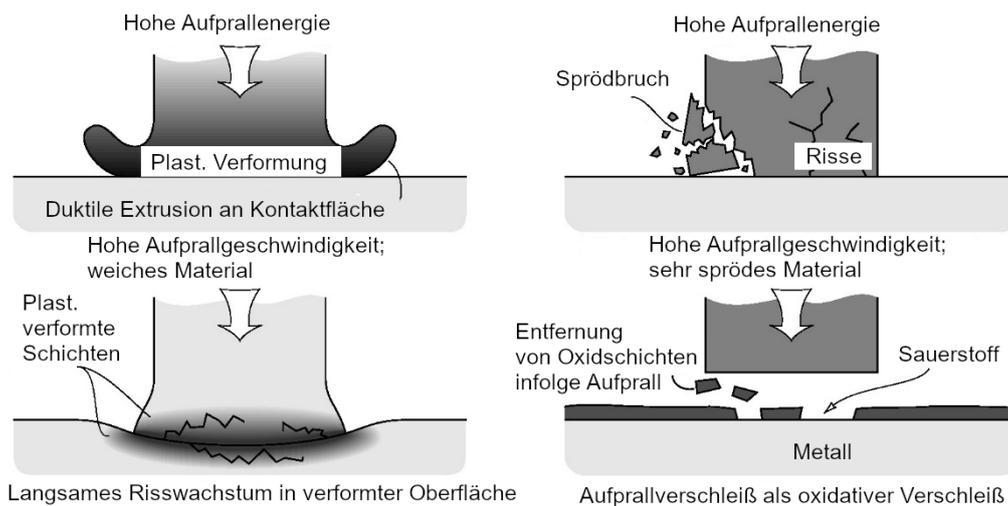


Abb. 5.11 Modell der Mechanismen des Aufprallverschleißes /STA 13/

Zirkon ist ein reaktives und weiches Material, welches dazu neigt, rasch eine schützende Oxidschicht aufzubauen /POH 01/. Bei mechanischer Belastung wird diese jedoch leicht beschädigt oder vollständig entfernt /ASM 05/. Im Hinblick auf das AH-Eckenfretting könnte man sich den Prozess daher als kontinuierlichen Wechsel zwischen Zerrüttung, Ablösung der schützenden Oxidschicht und einem Neuaufbau vorstellen (Abb. 5.11 rechts unten), was letztlich zu einer Minderung der metallischen Wandstärke führt.

Abb. 5.12 zeigt Mikroskopaufnahmen von Oxidschichten unterschiedlicher Zirkonlegierungen. Anhand der Abbildungen können die Stärken der Oxidschichten

näherungsweise abgeschätzt werden und betragen circa 22 µm bei Zr4, 14 µm bei ZIRLO und 13 µm bei Zr–2.5%.

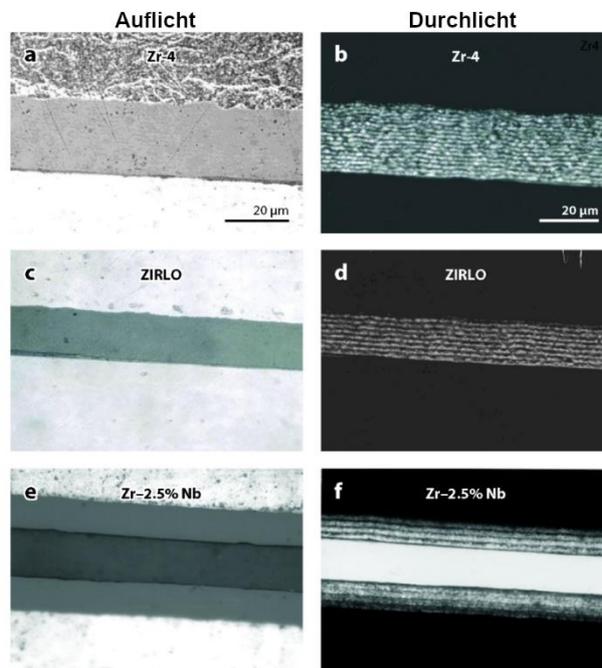


Abb. 5.12 Schliffbilder der Oxidschichten, gebildet auf (a/b) Zircaloy-4 (Zr-4), (c/d) ZIRLO, und (e/f) Zr–2.5% Nb /MOT 15/

Zur Prüfung der Plausibilität dieses Mechanismus soll nachfolgend eine einfache Berechnung erfolgen, indem der notwendige Abtrag der Oxidschicht pro Impact errechnet wird. Für die Modellannahmen kommt es im betrachteten Zeitraum zu maximal

(5.9)

$$n = 3 \text{ Hz} * (265.25 * 24 * 3600 \text{ s}) = 68752800$$

möglichen Aufprallkontakten. Geht man in einer ersten Näherung davon aus, dass sich die 22 µm starke Oxidschicht schneller aufbaut als sie durch Impact abgelöst wird und nimmt man weiter vereinfacht an, dass das Volumen des Oxids in etwa dem doppelten Volumen des Metalls entspricht, muss pro Aufprall lediglich

(5.10)

$$p = \frac{2 * 2\text{mm}}{22\mu\text{m} * 68752800} \approx 0,0003 \%$$

der Oxidschicht zerrüttet und abgetragen werden bzw. lediglich ein geringer Teil der Schwingungen muss zu einem Aufprallkontakt mit Ablösung von Oxidschicht führen. Oberflächenzerrüttung und Aufprallverschleiß gehören demnach mit hoher

Wahrscheinlichkeit zu den relevanten Schädigungs- und Verschleißmechanismen des AH-Eckenfrettings.

5.3 Abschätzung der Verschleißfestigkeit innovativer Werkstoffe

Im folgenden Kapitel sollen vier verschiedene Klassen von Werkstoffen hinsichtlich ihrer Verschleißfestigkeit verglichen werden. Dazu gehören einerseits die vorzugsweise als Beschichtung verwendeten Werkstoffe Titannitrid (TiN) und Chrom und andererseits die als Grundmaterial, z. B. für Brennstäbe, verwendeten FeCrAl-Legierungen sowie herkömmliche Zirkonlegierungen (z. B. M5). Teile dieser Werkstoffe werden in der Literatur unter dem Schlagwort Accident Tolerant Fuel (ATF) zusammengefasst, da diese für eine verlängerte Standzeit in Kernschmelzszenarien optimiert sind /OEC 18/.

5.3.1 Einführung und Beschreibung der relevanten Werkstoffe

Titannitridwerkstoffe (TiN) werden aufgrund ihrer günstigen mechanischen Eigenschaften häufig für die Oberflächenveredlung von Werkstoffen in Form dünner Schichten eingesetzt. Schichtdicken von 1 µm bis 2 µm tragen beispielsweise wesentlich zur Standzeiterhöhung metallischer Schneidwerkzeuge bei. Titannitridbeschichtungen zeichnen sich durch hohe Härte, gute Oxidations- und Medienbeständigkeit aus. Zur Erzeugung von Beschichtungen aus Titannitrid werden verschiedene Verfahren (Hochrate-Sputtern, Hohlkathodenverfahren und CVD- und PVD- bzw. PACVD-Verfahren) verwendet /MIC 94/. Titannitridwerkstoffe wurden bereits ab 1991 zur Beschichtung von Abstandshaltern der FOCUS-Brennelemente zur Verringerung von Abstandshaltereckenfretting eingesetzt und haben sich diesbezüglich bewährt /ELM 16/.

Von Westinghouse /SHA 18/ und Framatome /BIS 18/ wurden unabhängig voneinander Forschungen zu Hüllrohren aus Zirkonlegierungen, welche auf der Außenseite mit Chrom beschichtet wurden, durchgeführt. Framatome verwendet dabei die PVD-Methode (**Physical Vapor Deposition**), um eine 15 µm starke Cr-Schicht auf den M5-Grundwerkstoff aufzubringen. Durch dieses Verfahren soll die Mikrostruktur der Oberfläche des Zirkongrundwerkstoffs M5 nicht verändert werden /BIS 18/.

FeCrAl-Legierungen besitzen eine sehr hohe Korrosionsbeständigkeit, Beständigkeit gegen Spannungsrisskorrosion und strahlungsbedingtes Schwellen /FIE 17/. Sie weisen bei Raumtemperatur eine deutlich höhere Zugfestigkeit, Bruchfestigkeit und Bruchdehnung im Vergleich zu Zirkonlegierungen auf.

5.3.2 Vergleich relevanter Werkstoffkennwerte

In Tab. 5.2 werden grundlegende Werkstoffkennwerte von TiN, M5 und FeCrAl (APMT) und Cr miteinander verglichen.

Tab. 5.2 Werkstoffkennwerte bei Raumtemperatur /MIC 94/, /WHI 62/, /FIE 17/, /REB 17/, /MAR 05/, /SIL 16/, /WIN 18/, /SHE 18/, /KEC 16/

	TiN	M5	FeCrAl (APMT)	Cr
Dichte [g/cm ³]	5,4	6,5	7,25	7,19
Schmelztemperatur [°C]	2950	ca. 1900	1500	2180
Spez. Wärmekapazität (J/gK)	-	0,25	0,48	0,23
Wärmeleitfähigkeit (W/mK)	24	15	11	93,7
Härte H _v 0,05	2100	ca. 90	ca. 280	1060
E-Modul [GPa]	450 – 610	109	220	145
Streckgrenze R _{p0,2} [MPa]	-	360 – 395	580	-
Zugfestigkeit R _m [MPa]	ca.150 – 280	415 – 470	740	-
Verschleißkoeff. K [mm ³ /Nm]	8*10 ⁻⁸	1*10 ⁻⁵	1,7*10 ⁻⁵	4,9 * 10 ⁻⁶

Im Vergleich untereinander fällt die große Härte bei geringer Zugfestigkeit und Streckgrenze von TiN auf. TiN besitzt darüber hinaus mit 2950 °C den höchsten Schmelzpunkt.

In Tab. 5.3 werden die E-Module der Werkstoffe M5 und FeCrAl (APMT) bei sehr hohen Temperaturen zwischen 600 °C und 1200 °C verglichen. Hierbei weist FeCrAl (APMT) gegenüber M5 eine geringere Abnahme des E-Moduls von der Temperatur auf.

Tab. 5.3 E-Module für Werkstoffe bei hohen Temperaturen /MIC 94/, /FIE 17/, /REB 17/, /MAR 05/, /SIL 16/, /WIN 18/, /SHE 18/

Temperatur (°C)	E-Modul (MPa)	
	M5	FeCrAl (APMT)
600	75600	170000
800	65000	150000
1000	40200	130000
1200	32000	

Im Folgenden wird exemplarisch anhand der empirischen Formel nach Archard für Adhäsion (Formel 1.4) die Verschleißfestigkeit der Werkstoffe abgeschätzt. Diese Betrachtung klammert andere Schädigungs- und Verschleißmechanismen zunächst aus. Es ist

jedoch davon auszugehen, dass diese Bewertung auch für diese im begrenzten Umfang repräsentativ ist. Als dauerhaft wirkende Kraft wird exemplarisch eine laterale Fluidkraft von $F_N = 180$ N angenommen. Der Gleitweg s wird gemäß Abschnitt 5.1.3 angenommen.

Tab. 5.4 zeigt die unter diesen Annahmen berechneten Verschleißvolumina von TiN, M5, FeCrAl und Cr. Aufgrund des hervorragenden Verschleißkoeffizienten bei großer Härte weist TiN das geringste Verschleißvolumen auf. Auch für die Chrombeschichtung ist eine gewisse Resistenz gegen Adhäsionsverschleiß gegeben.

Tab. 5.4 Vergleich der Verschleißvolumina für TiN, M5, FeCrAl und Cr

Physikalische Größe	TiN	M5	FeCrAl (APMT)	Cr
Verschleißkoeff. K [mm^3/Nm]	$8 \cdot 10^{-8}$	$1 \cdot 10^{-5}$	$1,7 \cdot 10^{-5}$	$4,9 \cdot 10^{-6}$
Härte H_v 0,05	2100	ca. 90	ca. 280	1060
Normalkraft F_N [N]	180			
Gleitweg s [mm]	3786912			
Verschleißvolumen W_v [mm^3]	$4,2 \cdot 10^{-5}$	0,12	$6,6 \cdot 10^{-2}$	$1,6 \cdot 10^{-3}$

Untersuchungen von Winter /WIN 18/ zu Mikrofretting zeigten, dass die Materialpaarung von Zircaloy-4 den höchsten Verschleiß und die Materialpaarung von FeCrAl (APMT) den niedrigsten Verschleiß aufweist, daher wird dort hinsichtlich Verschleißoptimierung der Einsatz von FeCrAl empfohlen. Es wird jedoch darauf hingewiesen, dass APMT in Hinblick auf Versprödung infolge von Bestrahlung aufgrund des hohen Cr-Gehalts empfindlich ist.

Für die Eignung eines Werkstoffs sind neben der Verschleißfestigkeit gegenüber Adhäsion noch weitere Größen in Betracht zu ziehen, insbesondere:

- Eignung gegenüber weiteren Verschleißformen (z. B. Aufprallverschleiß)
- Hafteigenschaften der Beschichtung auf dem Grundmaterial
- Materialstärke und Homogenität der Beschichtung
- Änderung der Mikrostruktur des Grundwerkstoffs durch die Beschichtung
- Temperatur-, Oxidations- und Bestrahlungsbeständigkeit des Werkstoffs
- Fertigungstechnologische Aspekte

5.4 Zusammenfassung und Diskussion

Im Rahmen der zu Kapitel 5 durchgeführten Arbeiten wurden folgende Schädigungs- und Verschleißmechanismen auf ihre Relevanz für das AH-Eckenfretting untersucht:

- Adhäsion ohne und mit Verschleißpartikeln
- Abrasion
- Oberflächenzerrüttung und Aufprallverschleiß
- Tribochemische Reaktion und Reibkorrosion

Es konnte gezeigt werden, dass für das AH-Eckenfretting anders als beim Fretting in den Abstandshaltern (Grid-to-Rod-Fretting) Adhäsionsprozesse allein nicht zur Erklärung des Verschleißmechanismus ausreichen, sondern weitere Prozesse eine signifikante Rolle spielen müssen. Anhand von durchgeführten Plausibilitätsabschätzungen kommen dafür insbesondere Oberflächenzerrüttung und Aufprallverschleiß der sich ständig erneuernden Oxidschicht in Frage. Die Berechnungen legen außerdem nahe, dass in Anlagen mit vermehrtem AH-Eckenfretting Schwingungsamplituden der BE $> 20 \mu\text{m}$ und/oder entsprechend mehr Aufprallkontakte zwischen diagonal benachbarten BE aufgetreten sein könnten.

Auch wenn die Schäden an den Abstandshalterecken mit Verbiegungen und Schwingungen der Brennelemente korreliert sind und dementsprechend mit einem gleichzeitigen Rückgang gerechnet werden muss, bestehen hinsichtlich des AH-Eckenfrettings Möglichkeiten zur Verminderung durch organisatorische Maßnahmen und konstruktive Anpassungen, beispielsweise geeignetes Umsetzen, Veränderung der Eckengeometrie oder Beschichtung mit geeigneten Werkstoffen.

Weiterhin wurden innovative Werkstoffe hinsichtlich ihrer Werkstoffeigenschaften und Verschleißfestigkeiten verglichen. Titanitrid-Werkstoffe zeigen dabei mit Abstand die höchste Verschleißfestigkeit. Allerdings sind zur Werkstoffauswahl auch andere Aspekte zu beachten.

6 Zusammenfassung

Die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Arbeiten orientierten sich an den Empfehlungen der RSK vom 18.03.2015 /RSK 15/.

Neben der Aufarbeitung des relevanten Wissenstandes wurde eine Datenbasis generiert, um darauf aufbauend Plausibilitäts- und Korrelationsuntersuchungen, Modellentwicklungen und Berechnungen durchführen zu können. Dazu gehört die Zusammenstellung der aktuell im In- und Ausland eingesetzten Brennelementtypen einschließlich einer Beschreibung ihrer Konstruktionsmerkmale in Form von Geometrie, Materialauswahl, Werkstoffkennwerten sowie strukturmechanischem und strömungsmechanischem Verhalten. Parallel dazu wurde eine Übersicht über die Phänomenologie der wesentlichen Schädigungsmechanismen an Brennelementen und angrenzenden Kernbauteilen, insbesondere im Hinblick auf mögliche Wechselwirkungen mit Verformungen der Brennelemente, erstellt. Ergänzend wurde die internationale Betriebserfahrung mit Brennelementverformungen insbesondere hinsichtlich der beobachteten Biegeauslenkung, Biegemuster und Konstruktionseigenschaften der betroffenen Brennelemente sowie etwaiger damit in Verbindung stehender Schädigungen an Brennelementen und sonstigen angrenzenden Kernbauteilen aufgearbeitet. Darüber hinaus wurde der Entwicklungsstand innovativer Brennstoffe und Hüllrohrmaterialien (Accident Tolerant Fuel – ATF) zusammengefasst.

Nach einer Zusammenfassung der Beobachtungen wurden die wesentlichen Einflussfaktoren auf BE-Verformungen untersucht und die Wichtung der Einflussfaktoren herausgearbeitet, um ein verbessertes Verständnis der Phänomene zu erreichen. Die in der Literatur beschriebenen Modellierungsansätze wurden dargestellt und hinsichtlich der Reproduzierbarkeit von BE-Verformungen bewertet. Vorschläge für quantitative Bewertungsgrößen zur Beurteilung der konstruktiven Ausführung wurden basierend auf den identifizierten Einflussfaktoren erarbeitet. Die im Zusammenhang mit Verformungen und Schwingungen beobachteten Schäden lassen sich durch konstruktive Maßnahmen reduzieren. Die Festigkeit der Brennelementstruktur gegen laterale Verformung wird überwiegend von der Ecksteifigkeit der Verbindungselemente, d. h. Verschraubung und Schweißverbindungen getragen. Diese Bauteile sind zwar mit großen Sicherheitsmargen ausgelegt, werden allerdings bei lateraler Auslenkung des Brennelements mit Lastfällen beaufschlagt, für die sie nicht primär ausgelegt sind. Grundsätzlich haben die in deutschen DWR durchgeführten Maßnahmen, insbesondere die konstruktiven Verbesserungen zusammen mit der Fortführung des Überwachungskonzepts und der

Ausdehnung der Nachweise auf entsprechend große Verformungsgrade und Biegeformen zu einer Verbesserung der Situation der statischen Brennelementverformung geführt.

Darüber hinaus wurden Hypothesen für die Entstehung der in etwa zur gleichen Zeit beobachteten Erhöhung des Neutronenflussrauschens aufgestellt und auf Plausibilität geprüft. Basierend auf Vorarbeiten im GRS-Vorhaben RS1533 /BLA 16/ konnten korrelierte Schwingungen der Brennelemente als mögliche Quelle des Neutronenflussrauschens identifiziert werden. Darauf aufbauend wurden Hypothesen für das Zustandekommen einer solchen Schwingung im Sinne einer Fluid-Struktur-Interaktion zusammengetragen. Mögliche Kausalitätsbeziehungen zwischen der statischen Brennelementverformung und dem erhöhten Neutronenflussrauschen wurden diskutiert. Vor dem Hintergrund der Vermutung kernweiter korrelierter fluidinduzierter Brennelementschwingungen als Erklärung der beobachteten Zunahme des Neutronenflussrauschsignals in Vor-Konvoi- und Konvoi-Anlagen und der mit Schwingungen in Verbindung gebrachten Schäden ist weiterhin die Festlegung der Amplituden fluidinduzierter Schwingungen der Brennelemente, welche der Ermüdungsberechnung zugrunde liegt, zu hinterfragen.

Neben den Ursachen wurden auch die Auswirkungen der in der Praxis beobachteten großen Verformungen auf die Auslegungsreserven bei Normalbetrieb und Störfall, im Sinne der in der KTA 3101.3 genannten Anforderungen, untersucht. Dazu wurden zunächst die zu untersuchenden Nachweiskriterien zusammengestellt und mögliche weitere Nachweiskriterien für große Deformationen im Sinne der Schutzziele geprüft. Mit den in der generierten Datenbasis erfassten Konstruktionsparametern und mechanischen sowie thermischen Randbedingungen wurden geeignete strukturmechanische Modelle erstellt und validiert. Neben analytischen Modellen gehören dazu insbesondere Finite-Elemente (FE)-Modelle. Mit diesen Modellen wurden die zusätzlichen Spannungen abgeschätzt, denen die Führungsrohre stark verbogener Brennelemente im Normalbetrieb ausgesetzt sind. Weiterhin wurde der Einfluss der Verformung auf den Einfall der Steuerelemente und die daraus resultierende Verzögerung der Einfallzeit quantifiziert. Dynamische Berechnungen zum Steuerstabeinfall mit einem FE Modell unter Berücksichtigung von Gravitation, Fluiddämpfung und Reibkräften zeigen einen nichtlinearen Einfluss von Biegeform und Verformungsgrad auf die Einfallzeit.

Konkrete Akzeptanzkriterien für zulässige statische Brennelementverformungen, d. h. Maximalwerte bis zu diesen ein Wiedereinsatz der betreffenden Brennelemente

vertretbar ist, lassen sich nicht anhand einzelner Nachweiskriterien festlegen. Eine Begrenzung der maximalen BE-Auslenkung ist einerseits besonders relevant für die Homogenität der Leistungsverteilung, thermohydraulische Kriterien und die mechanischen Belastungen. Die Messung und der rechnerische Rückschluss auf die Verformung im Kern sind allerdings aufwendig. Eine Orientierung an Einfallzeit bzw. Reibkraftverlauf spiegelt andererseits die Sicherheit bezüglich des Schutzziels „Kontrolle der Reaktivität/Abschaltbarkeit und Halten im abgeschalteten Zustand“ gut wider, weist aber eine starke Nichtlinearität auf.

Aufbauend auf die erstellte Übersicht der Schadensmechanismen an Brennelementen und angrenzenden Kerneinbauten wurde untersucht, inwieweit BE-Verformungen Ursache für beobachtete Schäden an Brennelementen, insbesondere in Form des Abstandshaltereckenfrettings sein können. Anhand der Aufarbeitung der tribologischen Grundlagen und Analogiebetrachtungen zu entsprechenden Schäden wurden Modelle abgeleitet, um den Beitrag einzelner Schädigungsmechanismen quantifizieren zu können. Damit wurde ein verbessertes Verständnis des Schädigungsvorgangs erreicht.

Insgesamt hat das Vorhaben zur allgemeinen Weiterentwicklung des Wissenstandes zu BE-Verformungen beigetragen. Dabei haben die durchgeführten Arbeiten zu einem verbesserten Verständnis der Phänomene geführt, um Ereignisse mit Verformungen von Brennelementen oder mit Schäden an Brennelementen und Kerneinbauten wissenschaftlich zu begründen und zu bewerten.

Literaturverzeichnis

- /AGH 17/ Aghababaei, R., Warner, D.H., Molinari, J.F.: On the debris-level origins of adhesive wear, Proceedings of the National Academy of Sciences of the USA, Vol. 114(30), pp. 7935-7940, 2017.
- /ALE 17/ Aleshin, Y., Cardador, J.M.: Plant and Cycle Specific Fuel Assembly Bow Evolution Assessment, Proceedings of the 2017 TopFuel Conference, 2017.
- /ALE 18/ Aleshin, Y., O’Cain, M.B., Gabrielsson, P., Loberg, J.: Bow Evaluations to Support Fuel Assembly Design Improvements, Proceedings of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /ALT 97/ Altstadt, E., Grunwald, G., Scheffler, M., Weiß, F.-P.: Analytische Modellierung mechanischer Schwingungen von Primärkreislaufkomponenten des Druckwasserreaktors WWER-440 mit finiten Elementen, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-172, 1997.
- /AND 05/ Andersson, T., Almberger, J., Björnkvist, L.: A decade of assembly bow management at Ringhals, Structural behaviour of fuel assemblies for water cooled reactors, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2005.
- /AND 07/ Andriambololona, H., Bosselut, D., Massin, P.: Methodology for a numerical simulation of an insertion or a drop of the rod cluster control assembly in a PWR, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237(6), pp. 600–606, 2007.
- /ANP 13a/ Areva NP: U.S. EPR Fuel Assembly Mechanical Design: Topical Report, ANP-10285NP, Rev. 1, Mai 2013.
- /ANP 13b/ Areva NP: U.S. EPR Final Safety Analysis Report, ANP-10290, Rev. 1, 2013.
- /ANP 15/ Areva NP: HTP: Robust Technology for PWR Fuel Assemblies, Broschüre, 2015.

- /ARC 53/ Archard, J.: Contact and rubbing of flat surfaces, Journal of Applied Physics, Vol. 24, pp. 981, 1953.
- /ASM 96/ ASM International: ASM Handbook, Vol.19: Fatigue and Fracture, ISBN 978-0-87170-385-9, 1996.
- /ASM 05/ ASM International: ASM Handbook, Vol.13B: Corrosion: Materials, ISBN 978-0-87170-707-9, 2005.
- /ATI 15/ ATI: Reactor Grade Zirconium, Datenblatt, 2015.
- /AUL 05/ Aulló, M., Rabenstein, W.D.: European Fuel Group Experience on Control Rod Insertion and Grid to Rod Fretting, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2004.
- /AUL 12/ Aulló, M., Aleshin, J., Messier, J.: Reduction of Fuel Assembly Bow with the RFA Fuel, Proceedings of the 2012 TopFuel Conference, 2012.
- /AXI 93/ Axisa, F.: A Decade of Progress in Flow-Induced Vibration, Transactions of the SMiRT-12 Conference, 1993.
- /BAR 03/ Barsoum, W.: Fundamentals of Ceramics, 1. Auflage, Taylor & Francis, ISBN 978-1138410138, 2003.
- /BAU 88/ Bauernfeind, V.: Vibration Monitoring of a Four-Loop PWR: Model-Investigations of the Sensitivity of the Monitored Signals on Mechanical Failures, Progress in Nuclear Energy, Vol. 21, pp. 247-254, 1988.
- /BER 18/ Bergmann, U.C., Grönlund, M., Stålbom, M.: Out-Of-Pile Verification of TRITON 11 BWR Fuel, Proceedings of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /BFS 12/ Bundesamt für Strahlenschutz: Kurzbeschreibung und Bewertung der meldepflichtigen Ereignisse in Kernkraftwerken und Forschungsreaktoren der Bundesrepublik Deutschland im Zeitraum Januar 2011, 2012.

- /BIE 19/ Bieder, U., Rashkovan, A., Baffle jetting: CFD analysis of plain jets impinging on fuel rods, Progress in Nuclear Energy, Vol. 114, pp. 31-45, 2019
- /BIL 05/ Billerey, A.: Evolution of fuel rod support under irradiation – impact on the mechanical behavior of fuel assemblies, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2005.
- /BIR 12/ Birkhofer, M.: The importance of the Fuel Design, Atoms for the Future Conference, Präsentation, Paris, 2012.
- /BIS 18/ Bischoff, J. et al.: AREVA NP's enhanced accident-tolerant fuel developments: Focus on Cr-coated M5 cladding, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 50(2), pp. 223–228, 2018.
- /BLA 16/ Bläsius, C., Herb, J., Küntzel, M.: Untersuchung der Ursachen für Neutronenflussschwankungen, Abschlussbericht RS1533, GRS gGmbH, GRS-408, Januar 2016.
- /BLA 20/ Bläsius, C., Herb, J., Sievers, J., Knospe, A., Lange, C.: Modelling of FSIs for reactor vessel internals, Deliverable 1.2 zum EU Projekt CORTEX, 2020.
- /BLE 79/ Blevins, R.D.: Flow-Induced Vibration in Nuclear Reactors: A Review, Progress in Nuclear Energy, Vol. 4(1), pp. 25-49, 1979.
- /BOR 01/ Borsoi, L.: Flow-Induced Vibration of Nuclear Components - Future R&D Perspective Derived from the French Experience, Transactions of the SMiRT-16 Conference, 2001.
- /BOS 05/ Bosselut, D., Andriambololona, H., Longatte, E., Pauthenet, J.: Insertion and Drop of Control Rod in Assembly Simulations and Parametric Analysis, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2004.
- /BRO 03/ Broc, D., Queval, J.C., Viallet, E.: Seismic Behaviour of a PWR Reactor Core: Fluid Structure Interaction Effects, Transactions of the SMiRT-17 Conference, 2003.

- /CAI 13/ O'Cain, M.B.: Root Cause Analysis Summary - Krsko Cycle 26 Leaking Fuel Assemblies, CAPS 13-282-C025, 2013.
- /CAI 18/ O'Cain, M.B. et al.: Westinghouse 17x17 RFA Fuel Performance, Proceedings of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /CHA 99/ Chatterjee, S., Anantharaman, S., Batakrislman, K., Sriharsha, H.: Estimation of fracture toughness and critical crack length of zircaloy pressure tube from ring tension test, Bhabha Atomic Research Centre, BARC/1999/E/025, 1999.
- /CHA 18/ Charit, I.: Accident Tolerant Nuclear Fuels and Cladding Materials. JOM, Vol. 70(2), pp. 173–175, 2018.
- /CHE 83/ Chen, S.S.: Flow Induced Vibration and Instability of Some Nuclear Reactor System Components, Transactions of the SMiRT-7 Conference, 1983.
- /CHE 85/ Chen, S.S.: Flow-Induced Vibration of Circular Cylindrical Structures, Argonne National Laboratory, ANL-85-51, 1985.
- /COL 99a/ Collard, B.: RCCA drop kinetics test, calculation and analysis. Abnormal friction force evaluation., Proceedings of the 7th ICONNE Conference, 1999.
- /COL 99b/ Collard, B.: Rod cluster control assembly drop kinetics with seismic excitation, 7th ICONNE Conference, 1999.
- /COL 03/ Collard, B.: Rod Cluster Control Assembly Drop Kinetics With Seismic Excitation, 11th ICONNE Conference, 2003.
- /COL 04/ Collard, B.: Flow Induced Damping of a PWR Fuel Assembly, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2004.
- /CON 03/ Conner, M.E., Smith, L. D., Paramonov, D. V., Liu, B., Dzodzo, M.: Understanding and Predicting the Flow Field in a Reactor Core, Proceedings of the 2003 TopFuel Conference, 2003.

- /COR 10/ Corves, B.: Grundlagen der Maschinen und Strukturmechanik, Vorlesungsskript, RWTH Aachen, 2010.
- /COX 05/ Cox, B., Garzarolli, F., Strasser, A., Rudling, P.: Structural Behavior of Fuel and Fuel Channel Components, ZIRAT-10 Special Topics Report, Advanced Nuclear Technology International, 2005.
- /CSN 12/ Consejo de Seguridad Nuclear: Solicitud de Revisión 50 de las Especificaciones Técnicas de Funcionamiento de C. N. Trillo, Propuesta de Dictamen Técnico, CSN/PDT/CNTRI/TRI/1012/129, 2012.
- /CZI 10/ Czichos, H., Habig, K.H.: Tribologie-Handbuch, 3. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag, ISBN 978-3-8348-2236-9, 2010.
- /DAM 90/ Damiano, B., Kryter, R.C.: Current Applications of Vibration Monitoring and Neutron Noise Analysis, Oak Ridge National Laboratory, NUREG/CR-5479, 1990.
- /DAN 10/ Dangouleme, D. et al.: IAEA Review on Fuel Failures in Water Cooled Reactors, Proceedings of the 2010 TopFuel Conference, 2010.
- /DEM 18/ Demazière, C., Vinai, P., Hursin, M., Kollias, S., Herb, J.: Overview of the CORTEX project, Proceedings of the International Conference on Physics of Reactors (PHYSOR2018), 2018.
- /DEN 94/ Deniz, S.: Kräfte auf angeströmte, schwingende Profile mit Rechteck- und Achteckquerschnitt, Versuchsanstalt für Wasserbau, Hydrologie und Glaziologie der ETH Zürich, 1994.
- /DUA 17/ Duan, Z. et al.: Current status of materials development of nuclear fuel cladding tubes for light water reactors. Nuclear Engineering and Design, Vol. 316, pp. 131–150, 2017.
- /ELM 16/ Elmas, M., Faust, S., Fleck, I., Jendrich, U., Michel, F., Wenke, R.: Untersuchungen zur Zuverlässigkeit von Brennelementen und mechanischen Einrichtungen in Kernkraftwerken, GRS gGmbH, GRS-442, 2016.

- /FIE 02/ Fiedler, J.: Schwingungsüberwachung von Primärkreis Komponenten in Kernkraftwerken, Dissertation, Universität Hannover, 2002.
- /FIE 17/ Field, K. et al.: Handbook on the Material Properties of FeCrAl Alloys for Nuclear Power Production Applications, U.S. Department of Energy, ORNL/TM-2017/186, 2017.
- /FON 00/ Fontaine, B. Politopoulos, I.: Non linear model for the PWR fuel assembly seismic analysis, Nuclear Engineering and Design, Vol. 195(3), pp. 321-329, 2000.
- /FRA 16/ Framatome: GAIA Fuel Assembly, Broschüre, 2016.
- /FRY 84/ Fry, D.N., March-Leube, J., Sweeney, F.J.: Use of Neutron Noise for Diagnosis Of In-Vessel Anomalies in Light-Water Reactors, Union Carbide Corporation, NUREG/CR-3303, 1984.
- /FUJ 87/ Fujita, K. et al.: Scram Characteristics of Control Rods of PWR Under Seismic Conditions, JSME International Journal, Vol. 30(267), 1987.
- /FUJ 90/ Fujita, K.: Flow-Induced Vibration and Fluid-Structure Interaction in Nuclear Power Plant Components, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 33, pp. 405-418, 1990.
- /GAB 18/ Gabrielsson, P., Schrire, D., Suvdantsetseg, E.: Investigation of the Development of fuel assembly bow in Ringhals 3 and 4, Proceedings of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /GIR 17/ Girardin, G., Meier, R., Alander, A., Jatuff, F.: Neutron flux oscillations phenomena at Kernkraftwerk Gösgen (KKG), 48th Annual Meeting on Nuclear Technology, 2017.
- /GLA 14/ Glazoff, M.V.: Physical and Mechanical Metallurgy of Zirconium Alloys for Nuclear Applications: A Multi-Scale Computational Study, Dissertation, Idaho National Laboratory (INL), 2014.

- /GRO 91/ Grondey, G., Harms, R., Kumpf, H., Winderl, G.: Low frequency noise in a PWR and its influence on the normal operational characteristics of the plant, Proceedings of a Specialists' Meeting held in Pittsburg, USA, 1991.
- /GRO 07/ Grote, K.-H., Feldhusen, J.: Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau, Kapitel B14: Mechanik starrer Körper, 22. Auflage, ISBN 978-3-642-38891-0, 2007.
- /GRU 82/ Grunwald, G., Hessel, G., Liewers, P., Schmitt, W.: Low Frequency Pressure Oscillations in a PWR, Progress in Nuclear Energy, Vol. 9, pp. 569-579, 1982.
- /HAE 17/ Haendel, K.M.: Neutron Flux Noise In German Siemens/KWU PWR, 48th Annual Meeting on Nuclear Technology, 2017.
- /HAS 01/ Haslinger, K.H., Joffre, P.F., Nordström, L., Andersson, S.: Flow Induced Vibration Testing of a PWR Fuel Assembly, Transactions of the SMiRT-16 Conference, 2001.
- /HER 16/ Herb, J., Bläsius, C., Küntzel, M.: Untersuchungen der Ursachen für Neutronenflussschwankungen, GRS gGmbH, GRS - 408, 2016.
- /HER 17/ Herb, J. et al.: Analyses of Possible Explanations for the Neutron Flux Fluctuations in German PWR, 48th Annual Meeting on Nuclear Technology, 2017.
- /HOL 95/ Hollstein, F.: Berechnung von Neutronenflußdichteschwankungen in WWER-Druckwasserreaktoren infolge strömungsinduzierter Schwingungen, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-110, 1995.
- /HOR 13/ Horváth, Á, Dressel, B.: On numerical simulation of fuel assembly bow in pressurized water reactors, Nuclear Engineering and Design, Vol. 265, pp. 814–825, 2013.
- /IAE 10/ IAEA Nuclear Energy Series: Review of Fuel Failures in Water Cooled Reactors, IAEA Nuclear Energy Series No. NF-T-2.1, ISBN 978–92–0–102610–1, 2010.

- /INA 88/ Inada, F., Hayama, S.: A Study on Leakage-Flow-Induced Vibrations, JSME International Journal, Vol. 31, pp. 395-412, 1988.
- /JEO 09/ Jeon, S.Y. et al.: An Investigation on the Fuel Assembly Structural Performance for the PLUS7 Fuel Design, Transactions of the SMiRT-20 Conference, 2009.
- /JEO 12/ Jeon, S.Y. et al.: The Effects of Fuel Design on the Fuel Assembly Bow Characteristics in PWR, Transactions of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, 2012.
- /JOB 09/ Jobert, N. et al.: Flow Induced Vibrations for Reactor Internals of PWR: Less Art, More Science, Transactions of the SMiRT-20 Conference, 2009.
- /JOU 01/ Joulin, T., Guérout, F., Lina, A., Moinereau, D.: Effects of Loading Conditions and Types of Motion on PWR Fuel Rod Cladding Wear, Transactions of the SMiRT-16 Conference, Washington DC, 2001.
- /KAN 14/ Kaneko, S. et. al.: Flow-Induced Vibrations - Classifications and Lessons from Practical Experiences, Elsevier, ISBN 978-0-08-098347-9, 2014.
- /KAR 99/ Karlsson, L., Manngård, T.: Modelling of PWR Fuel Assembly Deformations during Irradiation, Transactions of the SMiRT-15 Conference, 1999.
- /KAR 10/ Karoutas, Z., Lang, K., Joffre, P.: Evaluating PWR Fuel Performance Using Vessel CFD Analysis, Proceedings of the 2010 TopFuel Conference, 2010.
- /KAW 90/ Kawakami, S. et al.: Control rod behavior in earthquakes, Nuclear Engineering International, Vol. 35, pp. 26-28, 1990.
- /KEC 16/ Kecek, A., Tuček, K., Holmström, S., van Uffelen, P.: Development of M5 Cladding Material Correlations in the TRANSURANUS Code, Revision 1., Joint Research Center (JRC), EUR 28366 EN, 2016.

- /KIM 01/ Kim, H.K., Kang, H.S., Yoon, K.H., Song, K.N.: Experimental Investigation on the Parameters Affecting Fuel Fretting Wear, Transactions of the SMiRT-16 Conference, Washington DC, 2001.
- /KIM 18/ Kim, H.-G. et al.: Overview of Accident Tolerant Fuel Development for LWRs, Proceedings of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /KIN 15/ King, J. et al.: Westinghouse BWR Fuel – Experience Update and Evolution of Hardware and Methods Development, Proceedings of the 2015 TopFuel Conference, 2015.
- /KLO 07/ Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren 1, Drehen, Fräsen, Bohren, 8. Auflage, Springer Verlag, ISBN 978-3-540-35834-3, 2007.
- /KLO 15/ Klouzal, J., Dostál, M.: FEM Modelling of the PWR Control Rod Drag Forces in Deformed Guide Tubes, Proceedings of the 2015 TopFuel Conference, 2015.
- /KOS 88/ Kostić, L.J., Runkel, J., Stegemann, D.: Thermohydraulics Surveillance of Pressurized Water Reactors By Experimental and Theoretical Investigations of the Low Frequency Noise Field, Progress in Nuclear Energy, Vol. 21, pp. 421-430, 1988.
- /KRA 11/ Kraus, W., Haendel, K.-M.: Consequences and Experiences of the Transition From the Core Design of the First Core to an Advanced Fuel Management in PWRs, Technical Meeting on Fuel Design and Licensing of Mixed Cores for Water Cooled Reactors held in Vienna, Austria, 2011.
- /KTA 12/ KTA 3101.3 – Auslegung der Reaktorkerne von Druck- und Siedewasserreaktoren, Teil 2: Neutronenphysikalische Anforderungen an Auslegung und Betrieb des Reaktorkerns und der angrenzenden Systeme, Fassung 2012-1, 2012.
- /KTA 15a/ KTA 3101.3 – Auslegung der Reaktorkerne von Druck- und Siedewasserreaktoren, Teil 3: Mechanische und thermische Auslegung, Fassung 2015-11, 2015.

- /KTA 15b/ KTA 3103 – Abschaltssysteme von Leichtwasserreaktoren, Fassung 2015 11, 2015.
- /LAD 04/ Ladouceur, B.: Fuel Assembly Damping for Accident Studies: An analytical approach, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2004.
- /LAG 95/ Laggiard, E. et al.: Vibration Measurements in PWR Obrigheim by Use of In-Core Accelerometers, Progress in Nuclear Energy, Vol. 29(3-4), pp. 229-238, 1995.
- /LAN 77/ Lang, O.: Surface fatigue of plain bearings, Wear, Vol. 43, pp. 25-30, 1977.
- /LAS 15/ Lascar, C. et al.: Advanced Predictive Tool for Fuel Assembly Bow based on 3D Coupled FSI Approach, Proceedings of the 2015 TopFuel Conference, 2015.
- /LEV 09/ Levasseur, B., Chaigne, G., Fernandes, R.: 3-D Modelling of Fuel Assembly Bow for EDF PWRs, Proceedings of the 2009 TopFuel Conference, 2009.
- /LIU 13/ Liu, Z.G., Liu, Y., Lu, J.: Numerical simulation of the fluid-structure interaction for two simple fuel assemblies, Nuclear Engineering and Design, Vol. 258, pp. 1-12, 2013.
- /LST 18/ Livermore Software Technology Corporation (LSTC): LS-DYNA Keyword user's manual, LS-DYNA R11, 2018.
- /LUS 06/ Lu, R.Y., Seel, D.D.: PWR Fuel Assembly Damping Characteristics, Proceedings of the 14th ICONE Conference, 2006.
- /MAR 01/ Marin, J., Aullo, M., Guitierrez, E.: Fuel assemblies mechanical behaviour improvements based on design changes and loading patterns computational analyses, Proceedings of the 9th ICONE Conference, 2001.
- /MAR 05/ Martienssen, W., Warlimont, H.: Springer Handbook of Condensed Matter and Materials Data, ISBN 978-3-540-30437-1, 2005.

- /MAR 12/ Marx, V., Wicklein, M.: Status of fuel assembly bow modeling, 43th Annual meeting on nuclear technology, 2012.
- /MIC 94/ Michalowsky, L.: Neue keramische Werkstoffe, Wiley, ISBN 978-3342004899, 1994.
- /MIT 82/ Mitzel, F., Vöth, W., Ansari, S.: Nachweis von Brennelementschwingungen in KNK II, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK 3379, 1982.
- /MIT 00/ Mitchell, D.B.: Evaluation of Advanced Cladding and Structural Material (M5) in PWR Reactor Fuel, Framatome Cogema Fuels, BAW-10227-A, 2000.
- /MOL 14/ Mollard, P. et al.: AREVA Advanced Fuel Design and Codes & Methods – Increasing Reliability, Operating Margins and Efficiency in Operation, Reunion Annual, Sociedad Nuclear Espanola, 2014.
- /MOR 12/ Morales, M., Cerracin, A., Aleshin, Y., Kim, J. H.: SAVAN3D: Improving simulation capabilities of SAVAN technology, Proceedings of the 2012 TopFuel Conference, 2012.
- /MOT 15/ Motta, A., Couet, A., Comstock, R.: Corrosion of Zirconium Alloys Used for Nuclear Fuel Cladding, Annual Review of Materials Research, Vol. 45, pp. 311-43, 2015.
- /MUL 83/ Mulcahy, T. M.: A review of leakage-flow-induced vibrations of reactor components, Argonne National Laboratory, ANL--83-43, 1983.
- /NRC 00/ U.S. NRC: Evaluation of Advanced Cladding and Structural Material (M5) in PWR Reactor Fuel, BAW-10227-A, 2000.
- /NRC 01/ U.S. NRC: SCDAP/RELAP/MOD 3.3 Code Manual: MATPRO – A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol. 4, Rev. 2, 2001.
- /NRC 13/ U.S. NRC: U.S. EPR Application Documents, AREVA Design Control Document, Fuel System Design, ML13220A677, 2013.

- /NRC 14/ U.S. NRC: Material Property Correlations: Comparison between FRAPCON-3.5, FRAPTRAN-1.5, and MATPRO, NUREG/CR-7024, Rev.1, 2014.
- /OEC 12/ OECD/NEA: Nuclear Fuel Safety Criteria Technical Review, Second Edition, NEA No. 7072, 2012.
- /OEC 18/ OECD/NEA: State-of-the-Art Report on Light Water Reactor Accident-Tolerant Fuels, NEA No. 7317, 2018.
- /PAD 81/ Païdoussis, M.P.: Fluidelastic Vibration of Cylinder Arrays in Axial and Cross Flow: State of the Art, Journal of Sound and Vibration, Vol. 76, pp. 329-360, 1981.
- /PAD 82/ Païdoussis, M.P.: A Review of Flow-Induced Vibrations in Reactors and Reactor Components, Nuclear Engineering and Design, Vol. 74, pp. 31-60, 1982.
- /PAD 06/ Païdoussis, M.P.: Real-life experiences with flow-induced vibration, Journal of Fluids and Structures, Vol. 22, pp. 741–755, 2006.
- /PAR 01/ Paramonov, D.V., Young, M.Y., Jiang, J.X.: The flow field in a reactor core and its effect on rod vibration and wear, Proceedings of a Symposium on Flow-Induced Vibration, 2001.
- /PAR 18/ Parga, C.J.: M5 Alloy Specification for TREAT Conceptual Fuel Cladding Selection, Idaho National Laboratory, INL-MIS--18-50164, Rev. 0, 2018.
- /PEN 95/ Penny, R.K., Marriott, D.L.: Design for Creep, 2nd Edition, Chapman & Hall, ISBN 978-0412590405, 1995.
- /PET 98/ Pettigrew, M.J. et al.: Flow-induced vibration: Recent findings and open questions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 185(2-3), pp. 249–276, 1998.
- /PET 15/ Petrarca, A.J. et al.: Effect of lateral hydraulic forces on fuel assembly bow, Proceedings of the 2015 TopFuel Conference, 2015.

- /PIS 03/ Pisapia, S., Collard, B., Bellizi, S., Mori, V.: Modal Testing and Identification of a PWR Fuel Assembly, Transactions of the SMiRT-17 Conference, 2003.
- /POH 01/ Pohlus, J. et al.: Zustandsdiagnose bei Komponenten und Systemen zur Erkennung von Schadensauslösern und Schadensentwicklungen während des Reaktorbetriebs, ISTec GmbH, ISTec-A-553, 2001.
- /POH 12/ Pohlus, J., Paquée, U.: Untersuchungen zum Neutronenflussrauschen in DWR-Anlagen, ISTec GmbH, ISTec-A-2420, 2012.
- /POH 18/ Pohlus, J., Paquée, U.: Untersuchung veränderter Neutronenflussschwankungen und Brennstab-Beanspruchungen in DWR-Anlagen im Rahmen der Sicherheitsforschung, TÜV Rheinland ISTec GmbH, ISTec-A -3695, 2018.
- /RAB 65/ Rabinowicz, E., Ruff, A.W.: Friction and wear of materials, 2. Auflage, Wiley, ISBN 978-0-471-83084-9, 1965.
- /REB 17/ Rebak, R. et al.: Reducing risks in nuclear power plants operation by using FeCrAl Alloys as fuel cladding, Advances in Materials Science for Environmental and Energy Technologies VI, Ceramic Transactions, Vol. 262, 2017.
- /REN 99/ Ren, M. Stabel, J.: Analytical Modeling of Control Rod Drop Behavior, Transactions of the SMiRT-15 Conference, 1999.
- /REN 09/ Ren, M., Dressel, B.: A coupled hydraulic and structure-dynamic model for prediction of RCCA drop time under hypothetical FA deformation, 40th Annual Meeting on Nuclear Technology, 2009.
- /REN 13/ Ren, M., Münch, C.: Predictions of RCCA Drop Times Under Consideration of Fuel Assembly Distortions, Transactions of the SMiRT-22 Conference, 2013.
- /RIC 09/ Ricciardi, G., Bellizzi, S., Collard, B., Cochelin, B.: Modelling Pressurized Water Reactor Cores in Terms of Porous Media, Journal of Fluids and Structures, Vol. 25, pp. 112-133, 2009.

- /RIC 16/ Ricciardi, G.: Fluid–structure interaction modelling of a PWR fuel assembly subjected to axial flow, *Journal of Fluids and Structures*, Vol. 62, pp. 156-171, 2016.
- /RIG 93/ Rigaudeau, J., Brochard, D., Benjedidia, A.: Fluid Structure Interaction in the Response of PWR Fuel Assemblies to Horizontal Seismic Loads, *Transactions of the SMiRT-12 Conference*, 1993.
- /ROO 08/ Roos, E., Maile, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure, Grundlagen, Anwendung, Prüfung*, 3. Auflage, Springer Verlag, ISBN 978-3-642-54989-2, 2008.
- /RSK 13/ DWR-Neutronenflussschwankungen, RSK-Stellungnahme, 457. Sitzung der Reaktorsicherheitskommission, 2013.
- /RSK 15/ Verformungen von Brennelementen in deutschen Druckwasserreaktoren (DWR), RSK-Stellungnahme, 474. Sitzung der Reaktorsicherheitskommission, 2015.
- /RUN 87/ Runkel, J.: *Rauschanalyse in Druckwasserreaktoren*, Dissertation, Universität Hannover, 1987.
- /SCH 00/ Schumann, P.: *Nutzung der Rauschdiagnostik für Nachweis und Überwachung der Schwingungen von Reaktordruckbehältereinbauten und zur Aufklärung ihrer Ursachen in ostdeutschen Kernkraftwerken mit WWER-440/230-Reaktoren der russischen Baureihe*, Forschungszentrum Rossendorf, FZR-304, 2000.
- /SCH 17/ Schnell, W., Gross, D., Hauger, W., Schröder, J., Wall, W.: *Technische Mechanik, Band 2: Elastostatik*, 13. Auflage, ISBN 978-3-642-36268-2, 2017.
- /SEI 15/ Seidel, M., Kosowski, K., Schüler, U., Belblidia, L.: Review of the historic neutron noise behavior in German KWU built PWRs, *Progress in Nuclear Energy*, Vol. 85, pp. 668-675, 2015.

- /SHA 18/ Shah, H. et al.: Westinghouse-Exelon EnCore® Fuel Lead Test Rod (LTR) Program including Coated cladding Development and Advanced Pellets Transactions of the 2018 TopFuel Conference, 2018.
- /SHE 18/ Sheu, H., Syu, J., Liu, Y., Hou, K., Ger, M.: A Comparison of the Corrosion Resistance and Wear Resistance Behavior of Cr-C, Ni-P and Ni-B Coatings Electroplated on 4140 Alloy Steel, 2018, International Journal of Electrochemical Science, Vol. 13, pp. 3267-3278, 2018.
- /SIL 16/ Silva, W., Souza, P., Carneiro, J.: Methods of data analysis for the ball cratering test on TiN and DLC coated steel, Materials Research, Vol. 19, pp. 9-17, 2016.
- /SON 13/ Sonnenburg, H.-G., Arndt, J., Bals, Ch., Herb, J., Sievers, J.: Rechenmethoden zu Brennstab-Schadensmechanismen im Betriebsbereich und Auslegungsfällen, GRS GmbH, GRS-A-3717, 2013.
- /STA 95/ Stabel, J., Hübsch, H.-P.: Fuel assembly bow: Analytical modeling and resulting design improvements, Transactions of the SMiRT-13 Conference, Porto Alegre, 1995.
- /STA 99/ Stabel, J., Hübsch, H.-P.: Status of Fuel Assembly Bow Modeling and Hardware Consequences, Transactions of the SMiRT-15 Conference, Seoul, 1999.
- /STA 05/ Stabel, J., Ren, M., Ladouceur, B.: New Knowledge and Experiences of Flow Induced Fretting in PWR Fuel Assemblies, Transactions of the SMiRT-18 Conference, 2005.
- /STA 13/ Stachowiak, W., Batchelor, A.: Engineering Tribology, 4. Auflage, ISBN 978-0123970473, 2013.
- /STE 95/ Stegemann, D., Runkel, J.: Experience with Vibration Monitoring in German PWRs Obrigheim, Grohnde, Brokdorf and Emsland, Institute of Nuclear Engineering and Nondestructive Testing, University of Hannover, 1995.

- /STR 14/ Strasser, A. et al.: Fuel Fabrication Process Handbook, Revision I, Advanced Nuclear Technology International, 2014.
- /SUN 85/ Sunder, R.: Sammlung von Signalmustern zur DWR Schwingungsüberwachung - Informationsgehalt der Neutronenflussrauschsignale, GRS GmbH, GRS-A-1074, 1985.
- /TKS 06/ ThyssenKrupp Materials, TK 1.4404, Werkstoffdatenblatt, 2006.
- /VDI 13/ VDI e.V.: VDI-Wärmeatlas, Springer Vieweg, ISBN 978-3-642-19980-6, 2013.
- /VIA 03a/ Viallet, E. et al.: Validation of PWR Core Seismic Models with Shaking Table Tests on Interacting Scale 1 Fuel Assemblies, Transactions of the SMiRT-17 Conference, 2003.
- /VIA 03b/ Viallet, E., Kestens, T.: Prediction of Flow Induced Damping of a PWR Fuel Assembly in Case of Seismic and Loca Load Case, Transactions of the SMiRT-17 Conference, 2003.
- /VIE 19/ Viebach, M. et al.: Simulation of low-frequency PWR neutron flux fluctuations, Progress in Nuclear Energy, Vol. 117, 2019.
- /WAC 77/ Wach, D., Sunder, R.: Improved PWR-Neutron Noise Interpretation Based on Detailed Vibration Analysis, Progress in Nuclear Energy. Vol. 1(2-4), pp. 309-322, 1977.
- /WAC 88/ Wach, D., Sunder, R.: Long-Term Vibration Trending as a Basis for Performance Assessment and Life Extension of Mechanical Components, Transactions of the SMiRT-10 Conference, Anaheim, 1988.
- /WAN 16/ Wanninger, A, Seidl, M., Macián-Juan, R.: Development of Computational Methods to Describe the Mechanical Behavior of PWR Fuel Assemblies, atw. Vol. 61(10), 2016.
- /WAN 18/ Wanninger, A.: Mechanical Analysis of the Bow Deformation of Fuel Assemblies in a Pressurized Water Reactor Core, Dissertation, Lehrstuhl für Nukleartechnik der TU München, 2018.

- /WEB 93/ Webster, G.A., Ainsworth, R.A.: High Temperature Component Life Assessment, Chapman & Hall, ISBN 978-94-017-1771-7, 1993.
- /WES 14/ Westinghouse SVEA-96-Optima3, Broschüre, 2014.
- /WHI 62/ Whitmarsh, C.L.: Review of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 Properties Relevant to N.S. Savannah Reactor Design, Oak Ridge National Laboratory, ORNL-3281,1962.
- /WIN 18/ Winter, T.: Investigation of the Fretting Wear Performance of accident tolerant cladding Options for Lightwater Reactors, Dissertation, Georgia Institute of Technology, 2018.
- /WIR 16/ Wirth, B. et al.: Update on Grid to Rod Fretting (GTRF) Challenge Problem Activities, Consortium for the Advanced Simulation of Light Water Reactors (CASL) meeting, Präsentation, 2016.
- /WIT 04/ Witters, F.: Fluid Damping on Fuel Assemblies under Axial Flow, Proceedings of a technical meeting held in Cadarache, France, IAEA-TECDOC-1454, 2004.
- /ZIE 13/ Ziegler, A., Allelein, H.: Reaktortechnik, Springer Verlag, ISBN 978-3-642-33846-5, 2013.
- /ZWI 06/ Zwicky Consulting: Kernbrennstoff: Gesamtheitliche Betrachtung der neueren Entwicklung, ZC-06/001, 2006.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	BE-Konfigurationen für verschiedene Anlagentypen /BIR 12/	6
Abb. 2.2	Typische Designmerkmale eines AREVA HTP 17x17-BE /STR 14/	7
Abb. 2.3	Aufbau von HTP-AH /ANP 13a/	8
Abb. 2.4	AH-FR-Verbindung bei BE des Typs HTP /ANP 13a/	9
Abb. 2.5	Links: MONOBLOC-FR (Abmessungen in mm); rechts oben: Quick-Disconnect-Verbindung am Kopfstück; rechts unten: FR-Verbindung am BE-Fuß /ANP 13a/	10
Abb. 2.6	FUELGUARD-Fremdkörperfilter /ANP 13a/	11
Abb. 2.7	GAIA-BE Design (links), GAIA Mischgitter (rechts oben) Abstandshalter (rechts unten) /FRA 16/	12
Abb. 2.8	GAIA-BE Design Fußstück /FRA 16/	13
Abb. 2.9	Aufbau RFA, RFA-2 /CAI 18/	14
Abb. 2.10	Entwicklung der AH bei Westinghouse DWR-BE (17x17 V5H, RFA, RFA-2) /CAI 18/	15
Abb. 2.11	BE-Fuß mit Fremdkörperfilter (RFA-2) /CAI 18/	15
Abb. 2.12	Evolutionäre SWR-BE-Weiterentwicklung (Westinghouse, TRITON11 vergrößert dargestellt) /KIN 15/	17
Abb. 2.13	SVEA Optima-3-Brennelement (Westinghouse) /KIN 15/	19
Abb. 2.14	SVEA Optima-3-Abstandshalter (Westinghouse) /WES 14/	20
Abb. 2.15	Triton 11 Brennelement (Westinghouse) /BER 18/	21
Abb. 2.16	Entwicklungsschritte der ATRIUM Bes (Framatome) /MOL 14/	21
Abb. 2.17	Atrium 11, axiale und radiale Konfiguration (links), ULTRAFLOW Abstandshalter (rechts oben) und 3. Generation FUELGUARD Fremdkörperfilter (rechts unten) /MOL 14/	22
Abb. 2.18	Zirlo-Hüllrohr (Aussenseite) mit Chrom beschichtet (a) sowie nach 20 Minuten bei 1200 °C in Heißdampf (b) /SHA 18/	28
Abb. 2.19	Brennelemente von Westinghouse-Exelon für die Erprobung von alternativen Kernbrennstoffen und Hüllrohrwerkstoffen /SHA 18/	29
Abb. 2.20	Korrosionsuntersuchung an M5-Hüllrohr mit Chrom beschichtet und unbeschichtet /BIS 18/	30

Abb. 2.21	Zugfestigkeit (Yield Stress) für die M5-Legierung in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Abbrand (LD = Probenrichtung längs, TD = Probenrichtung quer) /KEC 16/	33
Abb. 2.22	E-Modul und Poisson-Zahl für FeCrAl-Legierungen /FIE 17/	34
Abb. 2.23	AREVA-Untersuchungen zum Reibverschleiß an M5-Hüllrohren und mit Chrom beschichteten M5-Hüllrohren /BIS 18/	36
Abb. 3.1	Beispielhafte Verformung eines DWR-Brennelements (Typ AFA), wie sie schwerpunktmäßig während der 90er Jahre beobachtet wurde /BIR 12/	38
Abb. 3.2	Schematische Darstellung eines kernweiten Verformungsmusters	39
Abb. 3.3	Modellvorstellung des Verformungsmechanismus: wichtige Wirkungswege und Einflussgrößen (blaue Pfeile) sowie Rückkopplungen (rote Pfeile).....	42
Abb. 3.4	Balkenmodelle zur Simulation der BE-Verformung in den Codes KWUSTOSS (links) /STA 99/ und SAVAN (rechts) /MAR 01/	44
Abb. 3.5	Modelle zur Ermittlung der Brennelementverformung unter Berücksichtigung der Fluid-Struktur-Interaktion /MAR 12/, /LAS 15/	45
Abb. 3.6	Mechanisches Modell für das einzelne BE (links) und den Gesamtkern (rechts) in /WAN 18/	45
Abb. 3.7	Horizontale und vertikale Anordnung der Detektoren der Kerninnen- und Kerneußeninstrumentierung /HER 16/, /POH 12/.....	47
Abb. 3.8	Verlauf des Neutronenflussrauschsignals bei BOC und EOC für eine Anlage vom Typ Vor-Konvoi (oben) und Konvoi (unten) /SEI 15/.....	48
Abb. 3.9	Autoleistungsspektrum an den Excore-Positionen für eine Anlage vom Typ Vor-Konvoi (links) und Konvoi (rechts) /HER 17/	49
Abb. 3.10	Zeitverlauf des Signals für vertikal übereinanderliegende Sensoren einer Incore-Lanze /HER 17/	50
Abb. 3.11	Laterale Verteilung der Neutronenflussdichte zu einem bestimmten Zeitpunkt in der Kernmitte /POH 18/	51
Abb. 3.12	Beobachteter Zusammenhang zwischen den Vorzugsrichtungen der Brennelementverformung und des Neutronenflussrauschens /GIR 17/	52
Abb. 3.13	Übersicht der RDB-Einbauten und des Brennelementskeletts /ZIE 13/.....	53

Abb. 3.14	Abstandshalter von HTP-Brennelementen /ANP 13b/, /ANP 15/.....	54
Abb. 3.15	Fuelguard-System von HTP-Brennelementen /ANP 13b/, /ANP 15/	55
Abb. 3.16	Sichtbarkeit der Brennelementschwingungen in den Excore-Detektoren (Fläche der schwarzen Quadrate ist proportional zum Signalanteil /SUN 85/)	56
Abb. 3.17	Schematische Darstellung der Schwingungsmodes eines Brennelements	58
Abb. 3.18	Schematische Darstellung der Schwingungsmodes des Kernbehälters	58
Abb. 3.19	Schematische Darstellung des vermuteten Wirkungswegs	60
Abb. 3.20	Einteilung fluidinduzierter Schwingungen nach /KAN 14/.....	62
Abb. 3.21	Dynamische Amplitudenüberhöhung bei erzwungenen Schwingungen /COR 10/	63
Abb. 3.22	Idealisierte Antwort y_{rms} einer quer oder längs angeströmten Struktur in Abhängigkeit der dimensionslosen Geschwindigkeit U /PAD 06/	65
Abb. 3.23	Darstellung des grundlegenden Schwingungsmodes der mit Federn verbundenen Brennelementreihe, Kernbehälter links als Balken idealisiert	67
Abb. 3.24	Beispiele leckinduzierter Schwingungen /MUL 83/.....	68
Abb. 3.25	Visualisierung möglicher Strömungsformen des Fluids (Pfeile) als Auslöser selbsterregter BE-Schwingungen	69
Abb. 3.26	Prinzip der Entstehung einer Hohlraumresonanz nach /FIE 02/	70
Abb. 3.27	Vermutete fluidelastische Resonanz in einem WWER /GRU 82/	70
Abb. 3.28	Querströmungen im unteren Bereich einer Westinghouse 4-Loop-Anlage durch Brennelementverformung und Lower Plenum Anomaly /CON 03/	71
Abb. 4.1	Ergebnisse einer analytischen Modellierung des Einflusses von Verformungen auf die Einfallzeit /REN 99/.....	82
Abb. 4.2	Brennelement als ausgelenkter Stab, Berücksichtigung von Gravitation und Auftrieb (G), Niederhaltung (G+NH) und axialen Fluidkräften (G+NH+AX).....	84

Abb. 4.3	Literaturwerte für die Lateralsteifigkeit von BE und BE-Skeletten /FON 00/, /COL 03/, /COL 04/, /JEO 09/, /MOR 12/, /HOR 13/, /WAN 16/, /WAN 18/	85
Abb. 4.4	Graphische Visualisierung der Verformung des BE unter äußeren Kräften anhand der Auslenkungskennlinie der Brennelementmodelle.....	86
Abb. 4.5	Graphische Visualisierung der Verformung des BE unter äußeren Kräften für Brennelemente mit 60 N/mm und 150 N/mm Lateralsteifigkeit.....	87
Abb. 4.6	Schematische Darstellung möglicher interner Biegeformen	88
Abb. 4.7	Analytische und numerische Modelle zur Repräsentation des internen mechanischen Verhaltens der Brennelementstruktur	89
Abb. 4.8	Maximalspannungen im Brennelementskelett abhängig von der Brennelementverformung für die analytischen und numerischen Modelle	90
Abb. 4.9	Spannungen im FR-Modell mit Drehfedern (symbolisiert durch Zugfedern) bei 26 mm elastischer Auslenkung (Verformung um Faktor 20 überhöht)	91
Abb. 4.10	Wöhlerkurve von bestrahltem Zircaloy in KTA 3101.3 /KTA 15a/	93
Abb. 4.11	Literaturwerte für die Strukturdämpfung von BE /PET 98/, /VIA 03a/, /VIA 03b/, /PIS 03/, /LUS 06/, Werte links ohne Angabe der Amplitude	94
Abb. 4.12	Geometrie und Abmessungen des MONOBLOC Führungsrohrs /NRC 13/.....	96
Abb. 4.13	Geometrie und Abmessungen des Steuerstabs /NRC 13/	96
Abb. 4.14	FE-Modell von Steuerstab und Führungsrohr (Übersicht und Vergrößerung)	99
Abb. 4.15	FE-Modell des Führungsrohrs (Ausschnitt oberes Ende).....	99
Abb. 4.16	FE-Modell des Steuerstabs (Ausschnitt oberes Ende).....	100
Abb. 4.17	Zeitlicher Verlauf der Geschwindigkeit /COL 99a/	102
Abb. 4.18	Eingeführtes 2D-Koordinatensystem und MONOBLOC Führungsrohr ...	103
Abb. 4.19	C-Biegung des Führungsrohres ($x_1 = 26$ mm).....	104
Abb. 4.20	S-Biegung des Führungsrohres S1 ($x_1 = 13$ mm, $x_2 = -13$ mm), S2 ($x_1 = 24$ mm, $x_2 = -2$ mm) und S3 ($x_1 = 2$ mm, $x_2 = -24$ mm)	104

Abb. 4.21	W-Biegung des Führungsrohres W1 ($x_1 = -13$ mm, $x_2 = 13$ mm, $x_3 = -13$ mm), W2 ($x_1 = -2$ mm, $x_2 = 24$ mm, $x_3 = -2$ mm) und W3 ($x_1 = -24$ mm, $x_2 = 2$ mm, $x_3 = -24$ mm).....	105
Abb. 4.22	Balken mit zwei Feldern /SCH 17/	106
Abb. 4.23	Zeitlicher Verlauf der Kontaktkräfte in der Biegeebene	108
Abb. 4.24	Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss des Verformungsgrads, C-Form)	109
Abb. 4.25	Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss des Verformungsgrads, C-Form)	110
Abb. 4.26	Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss des Reibkoeffizienten)	111
Abb. 4.27	Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss des Reibkoeffizienten)	111
Abb. 4.28	Zeitlicher Verlauf der vertikalen Geschwindigkeit (Einfluss der Biegeform)	113
Abb. 4.29	Zeitlicher Verlauf des vertikalen Wegs (Einfluss der Biegeform)	113
Abb. 4.30	Vergleich mit Literaturergebnissen für C-Biegungen anhand des zeitlichen Verlaufs der vertikalen Geschwindigkeit /BOS 05/	115
Abb. 4.31	Vergleich mit Literaturergebnissen für S-Biegungen anhand des zeitlichen Verlaufs der vertikalen Geschwindigkeit /BOS 05/	116
Abb. 4.32	Vergleich der zeitabhängigen Einfallgeschwindigkeiten /REN 13/.....	117
Abb. 4.33	Abhängigkeit der Verzögerung von der Biegung /REN 99/.....	117
Abb. 5.1	Schematische Darstellung der geometrischen Randbedingungen, unter denen es zu AH-Eckenfretting kommen kann /RSK 15/	122
Abb. 5.2	Frettingschaden an einem Stahlseil /ASM 96/.....	123
Abb. 5.3	Messgrößen für Verschleiß illustriert am Beispiel eines Systems bestehend aus zwei rotierenden Zylindern /CZI 10/	123
Abb. 5.4	Übersicht über Stoff- und Formänderungsprozesse unter tribologischer Beanspruchung /CZI 10/	124
Abb. 5.5	Aufbau der Oberflächenstruktur metallischer Werkstoffe /CZI 10/.....	125
Abb. 5.6	Flussdiagramm zur Identifizierung von Verschleißmechanismen /STA 13/	125

Abb. 5.7	Ansichten und Eckbereich eines HTP-Abstandsgitters /NRC 13/	126
Abb. 5.8	Bildung von Bruchstücken infolge adhäsiver Prozesse /AGH 17/.....	129
Abb. 5.9	Modelle für Abrasion in Form von Mikrospanen /CZI 10/.....	130
Abb. 5.10	Einteilung der Korrosion nach Beanspruchung /ROO 08/	132
Abb. 5.11	Modell der Mechanismen des Aufprallverschleißes /STA 13/.....	133
Abb. 5.12	Schliffbilder der Oxidschichten, gebildet auf (a/b) Zircaloy-4 (Zr-4), (c/d) ZIRLO, und (e/f) Zr-2.5% Nb /MOT 15/	134

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Typische Abmessungen und Eigenschaften von DWR-Brennelementen	4
Tab. 2.2	Typische Abmessungen und Eigenschaften von SWR-Brennelementen	5
Tab. 2.3	Kommerzielle Zirkoniumbasis-Werkstoffe, die derzeit in westlichen LWR für die Bauteile von DWR- und SWR-BE verwendet werden	24
Tab. 2.4	Chemische Zusammensetzung üblicher Zirkoniumlegierungen für Hüllrohre	27
Tab. 2.5	Festigkeitskennwerte und Bruchdehnung für Zirkonium- und FeCrAl-Legierungen	32
Tab. 2.6	Weitere mechanische und thermodynamische Kennwerte für Zirkonium- und FeCrAl-Legierungen	34
Tab. 4.1	Tabellarische Zusammenfassung von Nachweiskriterien nach KTA 3101.3	76
Tab. 4.2	Biegespannungen aufgrund der in ihrer Wirkungslinie versetzten Axialkräfte	91
Tab. 4.3	Physikalische Eigenschaften von Zry-4 bei 300 K /SON 13/	97
Tab. 4.4	Physikalische Eigenschaften von X2CrNiMo17-12-2 bei 300 °C (573,2 K) /TKS 06/	98
Tab. 4.5	Physikalische Eigenschaften des fiktiven Materialmodells der Steuerstäbe	98
Tab. 4.6	Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss C-Biegung und Dämpfung)	109
Tab. 4.7	Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss des Reibkoeffizienten)	110
Tab. 4.8	Vergleich der Einfallzeiten (Einfluss des Biegeform)	112
Tab. 4.9	Vergleich mit Einfallzeiten aus der Literatur /BOS 05/	114
Tab. 5.1	Verschleißkoeffizienten aus der Literatur	128
Tab. 5.2	Werkstoffkennwerte bei Raumtemperatur /MIC 94/, /WHI 62/, /FIE 17/, /REB 17/, /MAR 05/, /SIL 16/, /WIN 18/, /SHE 18/, /KEC 16/ ...	136
Tab. 5.3	E-Module für Werkstoffe bei hohen Temperaturen /MIC 94/, /FIE 17/, /REB 17/, /MAR 05/, /SIL 16/, /WIN 18/, /SHE 18/	136
Tab. 5.4	Vergleich der Verschleißvolumina für TiN, M5, FeCrAl und Cr	137

Abkürzungsverzeichnis

AH	Abstandshalter
ATF	Accident-Tolerant Fuel
BE	Brennelement
BS	Brennstab
BOC	Begin of Cycle
CFD	Computational Fluid Dynamics
DWR	Druckwasserreaktor
EDF	Électricité de France
EOC	End of Cycle
FEM	Finite Elemente Methode
FR	Führungsrohr
FSI	Fluid-Struktur Interaktion
HMP	High Mechanical Performance
HTP	High Thermal Performance
KB	Kernbehälter
KMV	Kühlmittelverluststörfall
KTA	Kerntechnischer Ausschuss
KWU	Kraftwerk Union
LOCA	Loss of Coolant Accident
LPA	Lower Plenum Anomaly
MTK	Moderator-Temperaturkoeffizient
PCI	Pellet Cladding Interaction

RDB	Reaktordruckbehälter
RESA	Reaktorschnellabschaltung
RIA	Reactivity Insertion Accident
WWER	Wasser-Wasser-Energie-Reaktor

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

Schwertnergasse 1
50667 Köln

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum
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

ISBN 978-3-947685-82-0