KSA-AN-2300 ZC-06/001

# KERNBRENNSTOFF: GESAMTHEITLICHE BETRACHTUNG DER NEUEREN ENTWICKLUNG

Bericht erstellt für Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen

> Hans-Urs Zwicky Sten Lundberg

27. September 2006

Zwicky Consulting GmbH Mönthalerstr. 44 CH-5236 Remigen Switzerland Tel. +41 (0)56 284 16 94 Fax +41 (0)56 284 16 93 hans-urs.zwicky@bluewin.ch



### **GEBRAUCH UND WEITERVERBREITUNG**

Der vorliegende Bericht wurde von Zwicky Consulting GmbH für die Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen (KSA) erstellt. Bei Gebrauch und Weiterverbreitung des Berichts als Ganzes oder von Teilen davon ist er wie folgt zu zitieren: H.U. Zwicky, S. Lundberg, Kernbrennstoff: Gesamtheitliche Betrachtung der neueren Entwicklung, Bericht erstellt für Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen, Zwicky Consulting GmbH, ZC-06/001, 27. September 2006

# KERNBRENNSTOFF: GESAMTHEITLICHE BETRACHTUNG DER NEUEREN ENTWICKLUNG

Bericht erstellt für Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen (Vertrag Nr. 151707)

> Hans-Urs Zwicky Sten Lundberg<sup>1</sup> 27. September 2006

## HAFTUNG

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> S. Lundberg Consulting, Humboldtstr. 12, DE-90542 Eckenthal, Deutschland

Zwicky Consulting GmbH erstellte diesen Bericht durch fachlich qualifiziertes Personal nach bestem Wissen und Gewissen. Der Inhalt widerspiegelt die Auffassung der Verfasser. Allfällige Ersatzansprüche, welche sich aus direkt oder indirekt durch den Bericht hervorgerufenen Schäden ergeben, sind auf die Auftraggeberin und die für den Auftrag bezahlte Summe beschränkt.

# INHALTSVERZEICHNIS

| 1.  | Einlei                | tung   | 1  |
|-----|-----------------------|--|----|
| 2.  | Der Brennstoffzyklus2 |  |    |
| 3.  | Treib                 | ende Kräfte und Rahmenbedingungen für Veränderungen          | 5  |
| 3.1 | Wirts                 | chaftlichkeit  | 5  |
| 3.2 | Sicher                | heitskriterien   |    |
|     | 3.2.1                 | Grundsätzliches  |    |
|     | 3.2.2                 | Verhindern des Filmsiedens                                   |    |
|     | 3.2.3                 | Reaktivitätskoeffizient                                      |    |
|     | 3.2.4                 | Abschaltsicherheit   |    |
|     | 3.2.5                 | Thermomechanische Begrenzung                                 |    |
|     | 326                   | Pellet Cladding Interaction"                                 | 14 |
|     | 327                   | Störfallkriterien  | 15 |
| 33  | Mode                  | lle und Rechennrogramme                                      | 25 |
| 34  | Brenn                 | elementauslegung   | 26 |
| 5.7 | 341                   | Grundsätzliches  | 26 |
|     | 3.4.1                 | Integrität von Brennstah und Brennelement                    | 20 |
|     | 3/1/3                 | Anlagenhetrieh und Anlagensicherheit                         |    |
|     | 3.4.3                 | Entsorgungsföhigkeit   | 20 |
| 25  | J.4.4<br>Entwi        | eldung der Sieherheitsehetönde                               | 21 |
| 3.5 | LIIU                  | cklung der Sichernensabstande                                |    |
| 4.  | Stand                 | der Brennelement-Technik                                     |    |
| 4.1 | Druck                 | wasserreaktor  |    |
|     | 4.1.1                 | Typisches Druckwasserreaktor-Brennelement                    |    |
|     | 4.1.2                 | Betriebsbedingungen  | 35 |
|     | 4.1.3                 | Entwicklung des Entladeabbrandes                             | 35 |
|     | 4.1.4                 | Spaltgasfreisetzung  |    |
|     | 4.1.5                 | Hüllrohrentwicklung  |    |
|     | 4.1.6                 | Strukturmaterialien  | 55 |
| 4.2 | Siedev                | vasserreaktor  | 56 |
|     | 4.2.1                 | Entwicklung des Entladeabbrandes und der Betriebsbedingungen |    |
|     | 4.2.2                 | Entwicklung der Brennelementkonstruktion                     |    |
|     | 4.2.3                 | Spaltgasfreisetzung  |    |
|     | 4.2.4                 | Hüllrohrentwicklung  |    |
|     | 4.2.5                 | Strukturmaterialien  | 74 |
| 4.3 | Uran-                 | Plutonium-Mischoxid-Brennstoff                               |    |
| _   |                       |  | 00 |
| 5.  | Geolo                 | gische Tiefenlagerung  |    |
| 5.1 | Einlei                | tung   |    |
| 5.2 | Wärn                  | eleistung des Lagergutes                                     |    |
| 5.3 | Freise                | tzung und Ausbreitung von Kadionukliden                      | 83 |
| 6.  | Mode                  | llrechnungen   |    |
| 6.1 | Einlei                | tung   |    |
| 6.2 | Besch                 | reibung der Brennelemente, Berechnungen                      |    |

| 6.3 | Kernl                    | berechnungen  |     |
|-----|--------------------------|---|-----|
|     | 6.3.1                    | Referenzszenario                                    |     |
|     | 6.3.2                    | Hochabbrandszenario                                 | 94  |
|     | 6.3.3                    | Hochabbrandszenario mit 30% MOX                     |     |
|     | 6.3.4                    | Zusammenfassung der Abbrandresultate                |     |
|     | 6.3.5                    | Betriebsfähigkeit                                   |     |
| 6.4 | Aktiv                    | itätsinventar, Nachzerfallswärme                    |     |
|     | 6.4.1                    | Berechnungen  |     |
|     | 6.4.2                    | Kerninventar am Ende des Gleichgewichtszyklus       |     |
|     | 6.4.3                    | Aktivitätsinventar am Ende des Gleichgewichtszyklus |     |
|     | 6.4.4                    | Nachzerfallswärme des Reaktorkerns                  |     |
|     | 6.4.5                    | Nachzerfallswärme entladener Brennelemente          |     |
|     | 6.4.6                    | Aktivität entladener Brennelemente                  |     |
| 7.  | Konse                    | equenzen für Betrieb und Entsorgung                 |     |
| 7.1 | Norm                     | albetrieb   |     |
|     | 7.1.1                    | Brennstoffverhalten                                 |     |
|     | 7.1.2                    | Hüllrohr- und Strukturmaterialien                   |     |
|     | 7.1.3                    | Kernauslegung und Kernüberwachung                   |     |
|     | 7.1.4                    | Brennstoffhandhabung und -lagerung                  |     |
| 7.2 | Störfä                   | älle  |     |
|     | 7.2.1                    | Reaktivitätsstörfall                                |     |
|     | 7.2.2                    | Kühlmittelverluststörfall                           |     |
|     | 7.2.3                    | Aktivitätsfreisetzung nach schwerem Unfall          |     |
| 7.3 | Zwisc                    | henlagerung   |     |
| 7.4 | Geolo                    | gische Tiefenlagerung                               |     |
|     | 7.4.1                    | Nachzerfallswärmeleistung                           | 116 |
|     | 7.4.2                    | Nuklidinventar                                      |     |
|     | 7.4.3                    | Freisetzung von Radionukliden                       |     |
| 8.  | Schlu                    | ssfolgerungen                                       |     |
| 9.  | Verda                    | ankungen  |     |
| 10. | Refer                    | enzen   |     |
| 11. | Abkürzungen, Begriffe126 |   |     |

## FIGUREN

|          |  | Seite |
|----------|--|-------|
| Figur 1  | Brennstoffzyklus (Übersicht) [Ref. 3]  | 4     |
| Figur 2  | Historischer Verlauf der Häufigkeit von Brennstabschäden in GE/GNF-<br>Brennstoff [Ref. 4]   | 5     |
| Figur 3  | Struktur der Jahreskosten für Kernkraftwerk Gösgen im Jahr 2004 [Ref. 5]   | 6     |
| Figur 4  | Entwicklung des Uranpreises (US\$/lbU3O8) seit 1969 [Ref. 8]   | 8     |
| Figur 5  | Entwicklung des Spotpreises für Konversion (US\$/kg als UF <sub>6</sub> ) [Ref. 8]   | 9     |
| Figur 6  | Entwicklung des Spotpreises für Anreicherungsdienste (US\$/SWU) [Ref. 8].  | 9     |
| Figur 7  | Zusammenhang zwischen Zykluslänge, Entladeabbrand,<br>Anfangsanreicherung und Nachlademenge für einen Beznau-Reaktor<br>[Ref. 7]   | 9     |
| Figur 8  | Jährliche Einsparungen in einem Beznau-Reaktor für verschiedene<br>Szenarien im Vergleich mit Referenz-Szenario (18-Monate-Zyklus mit<br>Nachlademenge von 24 Brennelementen pro Jahr) [Ref. 7]                                    | 10    |
| Figur 9  | Sicherheitsabstand am Beispiel eines Siedewasserreaktors   | 11    |
| Figur 10 | Vorschlag für revidierte Grenzwertkurven zum Aufrechterhalten der<br>Kühlbarkeit und zum Begrenzen der Hüllrohrschäden [Ref. 20]   | 17    |
| Figur 11 | HSK-RIA-Grenzwerte für Uran- und MOX-Brennstoff [Ref. 18]  | 18    |
| Figur 12 | FALCON/CSED-Modell: Vergleich von berechneter und gemessener<br>Verformung in radialer (links) und axialer Richtung für CABRI- und<br>NSRR-RIA-Simulationsversuche [Ref. 21]   | 19    |
| Figur 13 | Für CABRI- und NSRR-RIA-Simulationsversuche in Funktion des<br>Verhältnisses von Oxidschicht- und Hüllrohrdicke berechnete SEDs für<br>heisse (links) und kalte Bedingungen; Vergleich mit entsprechenden<br>CSED-Kurven [Ref. 21] | 20    |
| Figur 14 | Vergleich verschiedener Hüllrohrdefekt-Grenzwertkurven für Nulllast heiss [Ref. 23]  | 21    |
| Figur 15 | RIA, RSK-Stellungnahme: Zulässige Enthalpieerhöhung für Brennstäbe mit und ohne Oxidabplatzung [Ref. 24]   | 21    |
| Figur 16 | Verlauf eines Kühlmittelverluststörfalls [Ref. 25]   | 22    |
| Figur 17 | Ergebnis von ANL-Duktilitätstests mit Zircaloy-4, ZIRLO <sup>™</sup> und M5 <sup>™</sup><br>[Ref. 22]  | 24    |
| Figur 18 | HTP-Druckwasserreaktor-Brennelement von AREVA NP [Ref. 35]   | 34    |
| Figur 19 | Entwicklung des Entladeabbrandes und der Betriebsbedingungen in von<br>Siemens gebauten Druckwasserreaktoren [Ref. 36]   | 35    |
| Figur 20 | Spaltgasfreisetzung in Druckwasserreaktor-Brennstäben mit einer<br>Anfangsanreicherung von 3.5 – 4.2% <sup>235</sup> U als Funktion des mittleren<br>Stababbrands [Ref. 38]  | 37    |
| Figur 21 | Xenon-Konzentration in der Brennstoffmatrix als Funktion des relativen<br>Tablettenradius im Vergleich mit der während der Bestrahlung erzeugten<br>Menge [Ref. 38]  | 38    |
| Figur 22 | Gasporen in der Randzone von Druckwasserreaktor-Brennstofftabletten mit einem Abbrand von 102 und 67 MWd/kgU [Ref. 38]   | 38    |
| Figur 23 | Dicke der Randstruktur als Funktion des Tablettenabbrands [Ref. 38]  | 39    |

## ZC-06/001

| Figur 24 | Beiträge der verschiedenen Tablettenzonen zur integral freigesetzten<br>Spaltgasmenge in Funktion des Abbrandes [Ref. 38]   |
|----------|---|
| Figur 25 | Oberfläche von Standard-Zircaloy-4-Hüllrohren nach 3 Zyklen im<br>Kernkraftwerk Gösgen [Ref. 39]40  |
| Figur 26 | Oxidschichtdicke auf Materialproben nach zweijähriger Bestrahlung im<br>Druckwasserreaktor in Abhängigkeit der Konzentration von Zinn und<br>Übergangselementen [Ref. 41]41 |
| Figur 27 | Korrosion verschiedener Materialien im Siedewasserreaktor [Ref. 40]   |
| Figur 28 | Korrosion verschiedener Materialien in 0.01 m LiOH bei 350 °C [Ref. 40]43   |
| Figur 29 | Korrosionsverhalten fortgeschrittener, von Siemens entwickelter<br>Hüllrohrmaterialien unter anforderungsreichen Betriebsbedingungen  |
| Figur 30 | Oberfläche von Standard-Duplex-HPA-4-Hüllrohren nach 4 Zyklen im<br>Kernkraftwerk Gösgen [Ref. 39]45  |
| Figur 31 | Hydridverteilung in Duplex ELS-Hüllrohr im Vergleich zur Verteilung in<br>Hüllrohr aus Vollmaterial [Ref. 42]   |
| Figur 32 | Oxidschicht auf Duplex-Hüllrohr mit künstlich beschädigter äusserer<br>Schicht [Ref. 42]  |
| Figur 33 | Kriechversagen von Duplex- und Vollmaterial-Hüllrohren [Ref. 42]  |
| Figur 34 | Relatives Wachstum von Westinghouse-Brennstäben mit verschiedenen<br>Hüllrohrvarianten im Kernkraftwerk Grohnde [Ref. 44]46   |
| Figur 35 | Korrosionsverhalten von M5 <sup>TM</sup> in verschiedenen Reaktoren [Ref. 45]47   |
| Figur 36 | Wasserstoffgehalt in M5 <sup>™</sup> -Hüllrohr bis zu einem Abbrand von<br>70 MWd/kgU [Ref. 45]   |
| Figur 37 | Niederkriechen von M5 <sup>TM</sup> -Hüllrohr in verschiedenen Reaktoren mit<br>17×17-Brennstoff nach 1 oder 2 Reaktorzyklen [Ref. 46]48                                    |
| Figur 38 | Niederkriechen von M5 <sup>TM</sup> -Hüllrohr mit unterschiedlichem Schwefelgehalt<br>im Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 47]   |
| Figur 39 | Resultate von integralen CABRI-RIA-Tests [Ref. 45]  |
| Figur 40 | Ringzugversuche, bestrahltes M5 <sup>™</sup> im Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 45]50  |
| Figur 41 | Korrosion von M5 <sup>™</sup> und Zircaloy-4 mit unterschiedlichem<br>Wasserstoffgehalt bei 1200 °C [Ref. 45]51   |
| Figur 42 | Korrosion verschiedener Legierungen bei 360 °C in Gegenwart von 70 ppm<br>Lithium [Ref. 48]   |
| Figur 43 | Abbrandverteilung von ZIRLO <sup>™</sup> Brennelementen (Stand: Dezember 2001)<br>[Ref. 44]   |
| Figur 44 | ZIRLO <sup>TM</sup> in amerikanischen Druckwasserreaktoren [Ref. 48]  |
| Figur 45 | Korrosionsverhalten von Zircaloy-4 und ZIRLO <sup>™</sup> als Funktion des<br>"Modified Fuel Duty Index" [Ref. 48]  |
| Figur 46 | Wachstum von Brennelementen (links) und Brennstäben: ZIRLO <sup>TM</sup> - im<br>Vergleich mit Zircaloy-4 und Zr1%Nb [Ref. 49]55  |
| Figur 47 | Hydridorientierung in voll rekristallisiertem (RXA) SWR-Hüllrohr und in spannungsarm geglühtem (SRA) ZIRLO™ [Ref. 48]55   |
| Figur 48 | Längenwachstum von Brennelementen mit Führungsrohren aus<br>rekristallisiertem PCAm RX im Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 50]56  |

| Figur 49 | Entwicklung von Entladeabbrand und Zykluslänge in amerikanischen<br>Anlagen [Ref. 51]  |
|----------|--|
| Figur 50 | Entwicklung des Entladeabbrandes in Siedewasserreaktor-Brennstoff von<br>Framatome ANP [Ref. 52]   |
| Figur 51 | Anzahl amerikanischer Anlagen mit Zinkdosierung, Wasserstoffeinspeisung und "Noble Metal Chemical Addition" (NMCA, NobleChem <sup>TM</sup> ) [Ref. 51]59                 |
| Figur 52 | Zwei Beispiele moderner Siedewasserreaktor-Brennelemente:<br>SVEA-96 Optima2 [Ref. 54] (links,), GNF260  |
| Figur 53 | Beispiele für die Anordnung der Brennstäbe in Siedewasserreaktor-<br>Brennelementen  |
| Figur 54 | Kritische Leistung von ASEA/ABB/Westinghouse-Siedewasserreaktor-<br>Brennelementen in Funktion des Kühlmittelflusses [Ref. 53]62   |
| Figur 55 | Spaltgasfreisetzung in ASEA/ABB/Westinghouse-Siedewasserreaktor-<br>Brennstäben; 8×8-Brennstoff (oben) im Vergleich zu 10×10-Brennstoff<br>[Ref. 57]                     |
| Figur 56 | Spaltgasfreisetzung in Siemens/Framatome-ANP-Siedewasserreaktor-<br>Brennstäben [Ref. 58]  |
| Figur 57 | Siedewasserreaktor-Betriebserfahrung von Framatome ANP bis Dezember<br>2003 [Ref. 66]  |
| Figur 58 | Korrosionsverhalten von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial von<br>Framatome ANP [Ref. 66]   |
| Figur 59 | Ergebnisse von Rampenversuchen mit Eisen-Liner-Hüllrohr im Vergleich<br>mit publizierten Daten von Versuchen mit Reinst-Zirkon-Liner-Hüllrohr<br>[Ref. 67]               |
| Figur 60 | Korrosionsverhalten von GE/GNF-Hüllrohrmaterial [Ref. 61]  |
| Figur 61 | Optimierung der LK-Hüllrohrmaterialien in Bezug auf Eisengehalt und<br>Grösse der Sekundärphasenpartikel [Ref. 70]   |
| Figur 62 | Tests von Linermaterial im Autoklaven; Gewichtszunahme in Funktion des<br>Eisengehalts im Liner [Ref. 69]  |
| Figur 63 | Mittlere Oxidschichtdicke in Funktion des Abbrands für LK2-, LK2+- und LK3-Hüllrohrmaterial von Westinghouse [Ref. 44]   |
| Figur 64 | Korrosion (oben) und Längenwachstum von Zircaloy-4- und Zircaloy-2-<br>Brennelementkästen [Ref. 70]  |
| Figur 65 | Spaltgasfreisetzung in MOX-Brennstoff, hergestellt mit verschiedenen<br>Verfahren und bestrahlt in französischen Reaktoren, im Vergleich mit<br>Uranbrennstoff [Ref. 74] |
| Figur 66 | Spaltgasfreisetzung in MOX-Stäben, bestrahlt im Kernkraftwerk Beznau<br>[Ref. 75]  |
| Figur 67 | Mikrostruktur von MIMAS-MOX-Brennstoff bei 55 MWd/kgSM [Ref. 74]78   |
| Figur 68 | SBR-MOX-Brennstabwachstum in Funktion des Abbrandes [Ref. 77]79  |
| Figur 69 | Spaltgasfreisetzung in SBR-MOX-Brennstäben nach drei und vier Zyklen in<br>Beznau 1 in Funktion der maximalen Stableistung im dritten Zyklus<br>[Ref. 77]                |
| Figur 70 | Berechnete maximale Brennstofftemperatur im höchstbelasteten M504-Stab<br>in Funktion des Abbrands im Vergleich mit der Vitanza-Kurve [Ref. 77]80                        |
| Figur 71 | Typischer Verlauf der linearen Stableistung bei Rampenversuch in Petten<br>[Ref. 77]   |

## ZC-06/001

| Figur 72 | Ergebnisse der Rampenversuche im Vergleich mit UO <sub>2</sub> -Versuchen;<br>Leistungsanstieg in Funktion der Konditionierungsleistung [Ref. 77]80   |
|----------|---|
| Figur 73 | Ergebnisse der Rampenversuche im Vergleich mit UO <sub>2</sub> -Versuchen;<br>Rampenendleistung in Funktion des Abbrands [Ref. 77]81  |
| Figur 74 | Axiale Gammascans: Aktivitätsverteilung vor und nach Rampenversuch<br>[Ref. 77]81   |
| Figur 75 | Einfluss der Wärmeleitfähigkeit von Bentonit auf den Temperaturverlauf in einem geologischen Tiefenlager [Ref. 79]  |
| Figur 76 | Ungefähre Zeiträume, über die verschiedene Phänomene wirksam sind,<br>welche zur Sicherheitsfunktion eines geologischen Tiefenlagers beitragen<br>[Ref. 78]   |
| Figur 77 | Beitrag einzelner Radionuklide zum Abfallinventar in bestrahltem<br>Brennstoff, ausgedrückt als Radiotoxizitätsindex (RTI), in Funktion der Zeit<br>[Ref. 78]   |
| Figur 78 | Entwicklung und Verteilung des Radiotoxizitätsindexes in den verschie-<br>denen Komponenten des Nahfelds, des Opalinustons und der Bereiche<br>ausserhalb der oberen und unteren Grenzen des Wirtgesteins [Ref. 78] |
| Figur 79 | Freisetzung von Radionukliden aus abgebranntem Brennstoff [Ref. 78]   |
| Figur 80 | Auslegung des SVEA-96-Optima2-Referenzbündels (4.13-14Gd4.0)  |
| Figur 81 | Auslegung des SVEA-96-Optima2-Hochabbrand-Bündels (4.65-8Gd4.0-8Gd3.0)  |
| Figur 82 | Auslegung des ATRIUM <sup>TM</sup> 10B-MOX-Bündels (0.88-8Gd3.0-Pu)90   |
| Figur 83 | Radiale Auslegung des SVEA-96-Optima2-Brennstabbündels90  |
| Figur 84 | Radiale Auslegung des ATRIUM <sup>TM</sup> 10B-MOX-Brennstabbündels91   |
| Figur 85 | Vergleich des Reaktivitätsverlaufs ( $k_{\infty}$ ) in Funktion des Abbrandes   |
| Figur 86 | Beladung des Referenzkerns  |
| Figur 87 | Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des<br>Referenzszenarios mit 124 frischen SVEA-96-Optima2-Bündeln   |
| Figur 88 | Im Referenzzyklus verwendete Steuerstäbe  |
| Figur 89 | Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des<br>Hochabbrandszenarios mit 108 frischen SVEA-96-Optima2-Bündeln94  |
| Figur 90 | Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des<br>Hochabbrandszenarios mit 76 frischen SVEA-96-Optima2- und<br>32 frischen ATRIUM10B-MOX-Bündeln   |
| Figur 91 | Maximaler radialer Peaking-Faktor in den drei diskutierten Szenarien im<br>Zyklusverlauf  |
| Figur 92 | Berechnungsbeispiel: Totalaktivität am Ende des Gleichgewichtszyklus im Referenzszenario  |
| Figur 93 | Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis<br>400 Tage und 50 Jahre  |
| Figur 94 | Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br>Abklingzeiten bis 400 Tage und 50 Jahre109   |
| Figur 95 | Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 400 Tage<br>und 50 Jahre  |

# TABELLEN

|            | Seite  |
|------------|--|
| Tabelle 1  | Fabriken für Leichtwasserreaktor-Brennstoff in Europa und U.S.A4   |
| Tabelle 2  | Mittlere Stableistung und mittlerer Stababbrand der untersuchten<br>Brennstäbe [Ref. 37]                                     |
| Tabelle 3  | Entwicklung fortschrittlicher Materialien für den Einsatz im<br>Druckwasserreaktor durch Siemens (Übersicht) [Ref. 40]41     |
| Tabelle 4  | Das Siedewasserreaktor-Hüllrohrentwicklungsprogramm von Siemens<br>[Ref. 40]   |
| Tabelle 5  | Akkumulierte ATRIUM <sup>TM</sup> -Betriebserfahrung (Dezember 2003) [Ref. 66]67   |
| Tabelle 6  | Zusammensetzung der Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterialien von<br>Westinghouse [Ref. 44]                                     |
| Tabelle 7  | Zusammenfassung der Abbrandresultate; Referenzszenario96   |
| Tabelle 8  | Zusammenfassung der Abbrandresultate; Hochabbrandszenario96  |
| Tabelle 9  | Zusammenfassung der Abbrandresultate; Hochabbrandszenario mit 30% MOX  |
| Tabelle 10 | Relative Leistung während der Abreicherungszyklen in ORIGEN-2  |
| Tabelle 11 | Anfangsmengen (in Gramm) von spaltbarem Material, Verunreinigungen<br>und Sauerstoff pro 1000 kg Uran                        |
| Tabelle 12 | Relative Schwermetallzusammensetzung (Gewichtsprozent)   |
| Tabelle 13 | Basisdaten für das Referenzszenario (Zykluslänge: 6.632 MWd/kgU)101  |
| Tabelle 14 | Basisdaten für das Hochabbrandszenario (Zykluslänge: 6.568 MWd/kgU) 101  |
| Tabelle 15 | Basisdaten für das MOX-Szenario (Zykluslänge: 6.529 MWd/kgSM) 102  |
| Tabelle 16 | Relative Mengenanteile am Ende des Gleichgewichtszyklus  |
| Tabelle 17 | Aktivität im Kern am Ende des Gleichgewichtszyklus   |
| Tabelle 18 | Aktivität der bedeutendsten Aktivierungsprodukte in einem entsprechenden<br>Bündel am Ende des Gleichgewichtszyklus          |
| Tabelle 19 | Aktivität der bedeutendsten Actiniden in einem entsprechenden Bündel am<br>Ende des Gleichgewichtszyklus                     |
| Tabelle 20 | Aktivität der bedeutendsten Spaltprodukte in einem entsprechenden Bündel<br>am Ende des Gleichgewichtszyklus                 |
| Tabelle 21 | Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis<br>400 Tage  |
| Tabelle 22 | Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis 50 Jahre   |
| Tabelle 23 | Für ORIGEN_2-Bündelrechnungen verwendete relative Leistungsdichten 106   |
| Tabelle 24 | Nachzerfallswärmeleistung des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 400<br>Tage; Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten |
| Tabelle 25 | Nachzerfallswärmeleistung des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 50<br>Jahre; Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten |
| Tabelle 26 | Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br>Abklingzeiten bis 400 Tage                          |
| Tabelle 27 | Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br>Abklingzeiten bis 50 Jahre                          |

| Tabelle 28 | Dominierende Beiträge [W] einzelner Nuklide zur<br>Nachzerfallswärmeleistung   |
|------------|--|
| Tabelle 29 | Dominierende Beiträge [W] einzelner Nuklide zur<br>Nachzerfallswärmeleistung nach einer Abklingzeit von 10'000 Jahren110 |
| Tabelle 30 | Totalaktivität des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 400 Tage;<br>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten        |
| Tabelle 31 | Totalaktivität des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 50 Jahre;<br>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten        |
| Tabelle 32 | Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 400 Tage 111   |
| Tabelle 33 | Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 50 Jahre 112   |
| Tabelle 34 | Aktivität [GBq] ausgewählter Nuklide in abgebranntem Brennelement nach<br>einer Abklingzeit von 10'000 Jahren            |

# 1. EINLEITUNG

Lange Zeit hat sich die Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen (KSA) nur am Rande mit Fragen des Brennstoffeinsatzes in Kernkraftwerken beschäftigt. Dies änderte sich zu Beginn der Neunzigerjahre, unter anderem ausgelöst durch das Gesuch des Kernkraftwerks Leibstadt für eine Erhöhung der thermischen Leistung um fast 15% auf 3600 MW. Etwa zur gleichen Zeit, also noch vor der Freigabe der Leistungserhöhung, wurden einerseits der Entladeabbrand des eingesetzten Brennstoffs erhöht und die mechanische und nukleare Auslegung der eingesetzten Brennelemente wesentlich verändert, andererseits traten in Leibstadt vermehrt defekte Hüllrohre auf, welche oft zu schweren Sekundärschäden wie langen Rissen oder abgebrochenen Brennstäben führten. In der Folge führte die Kommission im Oktober 1998 eine Klausurtagung mit international anerkannten Experten durch, wo sie sich intensiv mit Abbranderhöhung, verlängerten Betriebszyklen und dem Einsatz von Uran-Plutonium-Mischoxid-(MOX)-Brennstoff befasste [Ref. 1]. Seither hat sich die Technik weiterentwickelt. Der Trend zu höherem Entladeabbrand hat sich weltweit eher verstärkt.

Nach einem Überblick über den Brennstoffzyklus geht die Studie vorerst auf den Rahmen für Veränderungen im Bereich von Brennstoffeinsatz und Brennelemententwicklung ein, die von wirtschaftlichen Überlegungen getrieben werden. Die Bedeutung der wichtigsten Sicherheitsund Störfallkriterien sowie der rechnerischen Methoden und der bei der Brennelementauslegung zu beachtenden Kriterien wird erläutert. Bevor auf den Stand von Brennelementtechnik und Betriebserfahrung eingegangen wird, werden Betrachtungen zur Entwicklung der Sicherheitsabstände im Reaktorbetrieb angestellt.

Angelehnt an das Projekt Opalinuston der Nagra wird erläutert, welche Brennstoffparameter bei der geologischen Tiefenlagerung von besonderer Bedeutung sind. Um zu illustrieren, wie sich Nuklidinventar und Nachzerfallswärmeleistung von Reaktorkern und entladenen Brennelementen in Funktion von Brennstofftyp und Entladeabbrand ändern, werden Resultate von Modellrechnungen für einen hypothetischen, einer grossen schweizerischen Siedewasseranlage ähnlichen Reaktor präsentiert. Schliesslich werden die Auswirkungen dieser Veränderungen auf Anlagenbetrieb und Störfallanalysen sowie auf Zwischenlagerung und geologische Tiefenlagerung der abgebrannten Brennelemente diskutiert.

# 2. DER BRENNSTOFFZYKLUS

Figur 1 zeigt den Brennstoffzyklus in der Übersicht. Uranerz (Pechblende) wird im Tageoder Untertagebau oder aber durch Auslaugen ("in situ leach", ISL) abgebaut. Die ergiebigsten heute bekannten ausbeutbaren Uranvorkommen befinden sich in Australien (30%), Kasachstan (17%) und Kanada (12%) [Ref. 2]. Durch Brechen, Mahlen und Auslaugen wird das Uranerz gereinigt, aufkonzentriert und als  $U_3O_8$  ("yellow cake") in den Handel gebracht.

Um im Leichtwasserreaktor als Brennstoff eingesetzt werden zu können, muss das Uran einen höheren als den natürlichen Anteil des Isotops <sup>235</sup>U (0.72%) enthalten. Dazu muss  $U_3O_8$  vorerst konvertiert werden in Uranhexafluorid (UF<sub>6</sub>). Die vier grössten Konversionsanlagen werden von Minatom in Russland, von Comurhex in Frankreich, von ConverDyn in den U.S.A. und von Cameco in Kanada betrieben, je etwa mit einem Fünftel der Weltkapazität. Daneben betreibt BNFL eine etwa halb so grosse Anlage in Springfields. China hat zur Deckung des Eigenbedarfs ebenfalls eine Konversionsanlage. Schliesslich haben auch noch Argentinien und Japan Kapazität, aber eher im "Prototyp"-Bereich.

UF<sub>6</sub> sublimiert bei 57 °C. Die Anreicherung geschieht in gasförmigem Zustand entweder durch Gasdiffusion oder in Gaszentrifugen. Dabei entsteht einerseits abgereichertes Uran ("tails"), andererseits leicht angereichertes ("low-enriched") UF<sub>6</sub> mit einem Gehalt von bis zu 5% <sup>235</sup>U. Die grössten Anbieter von Anreicherungsdiensten sind TENEX in Russland, die staatliche United States Enrichment Corporation (USEC), Eurodif in Frankreich (kontrolliert von AREVA), sowie Urenco mit Standorten in England, Holland und Deutschland. Kleinere Anlagen in China und in Japan beliefern nur den einheimischen Markt. Neben den in industriellem Massstab etablierten Anreicherungsmethoden sind auch verschiedene, auf selektive Anregung durch Laser basierende Methoden in Entwicklung.

Das angereicherte Uran wird als  $UF_6$  in Stahlzylindern, welche bis zu etwa 1.5 t Uran fassen, in die Brennelementfabrik geliefert. Dort wird es mittels eines nasschemischen oder trockenen Prozesses in  $UO_2$ -Pulver umgewandelt. Vor dem Verpressen zu Tabletten werden rezykliertes und aufoxidiertes  $U_3O_8$  sowie allenfalls Porenformer und weitere Zusätze beigemischt. Bei Bedarf können in diesem Schritt auch verschiedene Anreicherungen miteinander gemischt werden. Die "grünen" Presslinge werden unter reduzierenden Bedingungen zu keramischen Tabletten gesintert. Vor dem Einfüllen in Hüllrohre werden die Tabletten auf den spezifizierten Durchmesser heruntergeschliffen. Anschliessend werden die Brennstäbe mit Helium gefüllt, dicht verschweisst und zu Brennelementen zusammengebaut. Die nukleare Auslegung der Brennelemente, d.h. der Anreicherungsgrad des Brennstoffs sowie die Verteilung verschiedener Anreicherungsstufen und von "brennbaren" Neutronenabsorbern, wird massgeschneidert für den vorgesehenen Einsatz festgelegt.

Durch verschiedene Übernahmen hat sich das Gesicht der Brennstoff-Fabrikations-Industrie in den letzten Jahren radikal geändert und wird sich in naher Zukunft weiter ändern. In Europa und den U.S.A. gibt es nur noch zwei Anbieter von Druckwasserreaktor-(DWR)-Brennstoff (AREVA NP und Westinghouse) und drei Anbieter für Siedewasserreaktor-(SWR)-Brennstoff (AREVA NP, Westinghouse und Global Nuclear Fuel (GNF)). AREVA NP (bis Ende Februar 2006 Framatome ANP) ist ein Gemeinschaftsunternehmen von AREVA und Siemens und entstand durch die Zusammenlegung der nuklearen Aktivitäten von Framatome und Siemens. Westinghouse ist seit 1999 im Besitz der staatlichen British Nuclear Fuel Limited (BNFL), wird aber von Toshiba übernommen. Die nuklearen Tätigkeiten von ABB in Deutschland, Schweden und den U.S.A. gingen 2000 an BNFL und wurden in Westinghouse integriert. Global Nuclear Fuel (GNF) schliesslich ist ein "joint venture" von General Electric (GE)

Nuclear Energy, Toshiba und Hitachi, in dessen Rahmen weltweit Siedewasserreaktor-Brennstoff entwickelt, vermarktet und hergestellt wird. Neben den erwähnten Firmen und Anlagen gibt es in mehreren Ländern Gesellschaften oder Anlagen, die ausschliesslich einheimische Märkte beliefern, wie Korea Nuclear Fuel Company (KNFC, LWR- und CANDU-Brennstoff), Industrias Nucleares do Brasil (INB), BNFL Springfields (Brennstoff für AGR- und Magnox-Reaktoren), Atomic Energy of Canada Limited (AECL, CANDU-Brennstoff), FCN in Rumänien (CANDU-Brennstoff), Nuclear Fuel Complex (NFC) in Hyderabad, Indien, und China Nuclear Energy Industry Corporation. Die Brennelemente der Hauptlieferanten werden in mehreren Anlagen hergestellt, teilweise unter Lizenzverträgen. So beliefert die spanische ENUSA den einheimischen Markt in eigener Regie mit Brennstoff, welcher dem Westinghouse- respektive GNF-Design für Druckwasser- und Siedewasserreaktoren entspricht. Zusätzlich werden im Auftrag von Westinghouse und GNF Brennelemente für europäische Kunden ausserhalb Spaniens hergestellt. Mit dem russischen Brennelementlieferanten TVEL hat AREVA NP einen Vertrag zur Fabrikation von Brennstoff aus wiederaufgearbeitetem Uran. Für den japanischen Markt arbeitet Westinghouse mit Mitsubishi zusammen; auch mit KNFC besteht ein Lizenzvertrag. AREVA NP teilt die Technologie in Japan mit Nuclear Fuel Industry (NFI); Lizenzverträge gibt es ebenfalls mit KNFC sowie mit INB. Die Komponenten wie Hüllrohr, Abstandhalter, Kopf- und Fussstücke werden oft ebenfalls dezentral hergestellt. Uran-Plutonium-Mischoxid-Brennstoff stellt BNFL in Sellafield her; die AREVA-Tochter FBFC International verfügt über Produktionsmöglichkeiten in Dessel und in Marcoule (MELOX). Die Anlage in Cadarache stellte 2003 den kommerziellen Betrieb ein. In Tabelle 1 sind die europäischen und amerikanischen Anlagen für die Brennstoffherstellung zusammengestellt. Daraus geht auch hervor, wo der Brennstoff für die Schweizer Kernkraftwerke fabriziert wird.

Nach dem Einsatz im Reaktor verbleiben die abgebrannten Brennelemente vorerst einige Jahre im Brennelementlagerbecken des Kraftwerks, mindestens so lange, bis die Nachzerfallswärmeleistung so weit abgenommen hat, dass ein Transport ohne allzu grosse Einschränkungen möglich ist. Im geschlossenen Brennstoffzyklus, für den die Schweizer Kernkraftwerke nach ursprünglicher Vorstellung konzipiert waren, werden die abgebrannten Brennelemente in eine Wiederaufbereitungsanlage transportiert. Dort werden sie zerkleinert. Der Brennstoff wird aufgelöst. Plutonium und Uran werden aus der Lösung abgetrennt. In der Form von Uran-Plutonium-Mischoxid-(MOX)-Brennelementen respektive als wiederaufgearbeitetes Uran (WAU; englisch: enriched reprocessed uranium, ERU) werden sie in den Brennstoffzyklus zurückgeführt. Die zurückbleibenden Spaltprodukte und höheren Actiniden (Neptunium, Americium und Curium) werden kalziniert, zu einem Borosilicatglas weiterverarbeitet und in Stahlkokillen abgefüllt. Die Kernkraftwerksbetreiber müssen diese hochaktiven Abfälle zurücknehmen. Da die Wärmeentwicklung erst nach Dutzenden von Jahren so weit abgenommen hat, dass diese Abfälle in ein geologisches Tiefenlager verbracht werden können, müssen sie zwischengelagert werden, beispielsweise im Zwischenlager Würenlingen. Auch die metallischen Rückstände (Hüllrohrstücke, Brennelementstrukturteile) sowie Betriebsabfälle aus der Wiederaufarbeitungsanlage müssen grundsätzlich durch die Kraftwerksbetreiber entsorgt werden.

Aus wirtschaftlichen und politischen Gründen werden abgebrannte Brennelemente möglicherweise nicht wiederaufgearbeitet, sondern direkt der Endlagerung zugeführt ("offener Brennstoffzyklus"). Deshalb werden abgebrannte Brennelemente ebenfalls zwischengelagert, und zwar in der Schweiz in trockenen Transport- und Lagerbehältern. Vor der Einlagerung in einem geologischen Tiefenlager müssen sie nach einem noch zu definierenden Verfahren konditioniert und verpackt werden.



Nuclear fuel cycle flowchart

Figur 1Brennstoffzyklus (Übersicht) [Ref. 3]

| Tabelle 1 | Fabriken für I | Leichtwasserreaktor | r-Brennstoff in l | Europa und U.S.A. |
|-----------|----------------|---------------------|-------------------|-------------------|
|           |                |                     |                   |                   |

| Anlage, Ort                | Besitzer           | Bemerkungen                                |  |
|----------------------------|--------------------|--|--|
| Dessel Belgien             | FBFC International | DWR-Brennstoff, MOX-Brennstoff             |  |
|                            | (AREVA NP)         | (u.a. für Gösgen, Beznau)                  |  |
| Romans Frankreich          | FBFC International | DWR-Brennstoff                             |  |
|                            | (AREVA NP)         |  |  |
| MELOX Marcoule Frankreich  | FBFC International | MOX (11 a für Gösgen Beznau)               |  |
|                            | (AREVA NP)         | inorr (unit für Gösgen, Dezhuu)            |  |
| Lingen Deutschland         | ANF GmbH           | DWR- und SWR-Brennstoff (u.a. für Gösgen,  |  |
|                            | (AREVA NP)         | Beznau, Vorläuferelemente für Leibstadt)   |  |
| Richland, Washington       | AREVA NP Inc.      | DWR- und SWR-Brennstoff für U.S.A.         |  |
|                            |                    | SWR-Brennstoff für europäische Anlagen     |  |
| Västarås                   | Westinghouse       | (u.a. für Leibstadt), DWR-Brennstoff für   |  |
| vasteras                   | Electric Sweden AB | europäische Anlagen (vor allem Frankreich, |  |
|                            |                    | Belgien, Deutschland)                      |  |
| Columbia South Carolina    | Westinghouse       | DWR- und SWR-Brennstoff für USA            |  |
| Columbia, South Caronna    | Electric Company   | DWR- und SWR-Dichitstoni für C.S.A.        |  |
| Sellafield MOX Plant,      | BNFL               | MOX (u.a. für Beznau)                      |  |
| MOX Demonstration Facility | DIVIL              |  |  |
| Wilmington North Carolina  | GNF                | SWR-Brennstoff für U.S.A. und Taiwan sowie |  |
|                            | 0101               | Mühleberg                                  |  |
|                            |                    | Brennstoff für spanische DWR und SWR       |  |
|                            | ENUSA              | (ausser Trillo); SWR-Brennstoff für        |  |
| Juzbado Spanien            |                    | europäische Anlagen im Auftrag von GNF     |  |
| Juzbado, Spanien           |                    | (ausser Mühleberg); DWR-Brennstoff für     |  |
|                            |                    | europäische Anlagen (v.a. Frankreich) im   |  |
|                            |                    | Auftrag von Westinghouse                   |  |
| Flaktrostal                | TVEI               | U.a. WAU-Brennstoff im Auftrag von         |  |
| LICKUUSIAI                 | IVEL               | AREVA NP, z.B. für Gösgen, Beznau          |  |

# 3. TREIBENDE KRÄFTE UND RAHMENBEDINGUNGEN FÜR VERÄNDERUNGEN

## 3.1 WIRTSCHAFTLICHKEIT

Neben den Bemühungen zur Verbesserung der Zuverlässigkeit ist die stärkste treibende Kraft für Veränderungen auch im Bereich Kernbrennstoff zweifellos das Streben nach verbesserter Wirtschaftlichkeit. Wirtschaftlichkeit und Zuverlässigkeit sind in der Regel positiv miteinander korreliert. Ein offensichtliches Beispiel aus dem Brennstoffbereich ist der historische Verlauf der Häufigkeit von Brennstoffschäden, in Figur 2 illustriert am Beispiel von GE respektive GNF. Der trotz dreimal höherem Entladeabbrand viel zuverlässigere Brennstoff trägt wesentlich zur besseren Verfügbarkeit der Anlagen bei.



Figur 2 Historischer Verlauf der Häufigkeit von Brennstabschäden in GE/GNF-Brennstoff [Ref. 4]

Figur 3 zeigt die Struktur der Stromerzeugungskosten für das Kernkraftwerk Gösgen im Jahr 2004, wie sie im Geschäftsbericht dargestellt wurden [Ref. 5]. Der Produktionspreis wurde mit 4.07 Rp./kWh ausgewiesen. Daraus lassen sich Brennstoffkosten von 0.53 Rp./kWh und Entsorgungskosten von 0.75 Rp./kWh herleiten. Für das Kernkraftwerk Leibstadt lassen sich für die gleiche Periode ähnliche Zahlen ermitteln [Ref. 6]. Der höhere Produktionspreis von 5.77 Rp./kWh in Leibstadt ist primär auf die höheren Kapital- und Abschreibungskosten zurückzuführen.

Die direkt mit dem Brennstoff in Zusammenhang stehenden Kosten setzen sich zusammen aus den genau berechenbaren Beschaffungskosten und den Kosten für die nukleare Entsorgung. Letztere enthalten neben den laufenden Entsorgungskosten auch eine Rückstellung zur Äufnung des Entsorgungsfonds. Die effektiven Entsorgungskosten lassen sich einstweilen nur grob abschätzen. Dementsprechend sind Überlegungen zur Kostenoptimierung für den Beschaffungsteil zuverlässiger als der auf groben Schätzungen und Annahmen basierende Anteil der Entsorgung. Insgesamt machen brennstoffbezogene Aufwendungen etwa ein Drittel der Gesamtkosten aus.



### Figur 3 Struktur der Jahreskosten für Kernkraftwerk Gösgen im Jahr 2004 [Ref. 5]

Die Brennstoffbeschaffungskosten setzen sich zusammen aus den Kosten für das Uranoxid  $(U_3O_8)$ , für dessen Umwandlung in Uranhexafluorid (Konversion in UF<sub>6</sub>), für die Anreicherung<sup>2</sup> von <sup>235</sup>U sowie den Brennelement-Fabrikationskosten. Vor allem die drei erstgenannten Teilschritte unterliegen starken Preisschwankungen, wie die nachfolgenden Figuren illustrieren. Der Uranpreis erreichte den bisherigen Tiefststand von etwa 6.5 US\$/lbU<sub>3</sub>O<sub>8</sub> im Jahre 2001 (Figur 4). Seither stieg er auf deutlich über 30 US\$/lbU<sub>3</sub>O<sub>8</sub>, was allerdings immer noch weit weniger ist als der um 1980 erreichte Höchstwert von über 40 \$, was inflationsbereinigt einem Preis von deutlich über 100 \$ entspricht. Figur 5 zeigt, dass der Spotpreis für Konversion seit 2001 fast proportional zum Uranpreis verlief. Etwas weniger stark stieg der Preis für Anreicherungsdienste (Figur 6).

Die Nordostschweizerischen Kraftwerke (NOK) führten im Zusammenhang mit dem Übergang vom temporär eingeführten 18-Monate-Zyklus zum Hybridzyklus mit jährlichem Brennstoffwechsel detaillierte Kostenberechnungen durch. Die Ergebnisse wurden teilweise veröffentlicht [Ref. 7]. Der mittlere Entladeabbrand, die Anzahl der für einen Brennstoffwechsel benötigten Brennelemente, deren Anreicherung und die Länge des Reaktorzyklus sind voneinander abhängig. In Figur 7 sind die Zusammenhänge für einen Reaktor des Kernkraftwerks Beznau dargestellt. Zahlreiche Einrichtungen für den Transport, die Handhabung und die Lagerung von angereichertem Uran sind für eine maximale Anreicherung von 5%<sup>235</sup>U ausgelegt oder lizenziert. Da eine Erhöhung dieser Grenze mit sehr hohem Aufwand und entsprechenden Kosten verbunden wäre, kann angenommen werden, dass in absehbarer Zukunft kein Leichtwasserreaktor-Brennstoff mit höherer Anreicherung erhältlich sein wird. Das Szenario C1 fiel deshalb ausser Betracht. Diese Begrenzung bedeutet ausserdem, dass bei Jahreszyklen (etwa 330 Volllasttage) der mittlere Entladeabbrand maximal 65 MWd/kgU beträgt (Punkt A1). Bei 18- oder 24-Monate-Zyklen liegt der erreichbare mittlere Entladeabbrand entsprechend tiefer. Zum Zeitpunkt der Studie wurden die Anlagen in Beznau in 18-Monate-Zyklen mit einer Begrenzung des Brennelement-Entladeabbrandes auf 50 MWd/kgU betrieben. Dies bedingte

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Einheit für Anreicherung: Separative Work Unit (SWU)

eine Nachlademenge von 36 Brennelementen oder 24 Brennelementen pro Jahr (Punkt B2). Als realistische Option wurde eine Erhöhung des maximalen mittleren Brennelementabbrandes auf 60 MWd/kgU ins Auge gefasst. Deshalb wurde auch Szenario A1 nicht weiter analysiert. Folgende Fälle wurden schliesslich miteinander verglichen: 12-Monate-Zyklus mit einer Nachlademenge von 20 (Punkt A2), 22 (Punkt A3) und 24 Brennelementen, 18-Monate-Zyklus mit 22 (nahe bei Punkt B1) und 24 (Punkt B2, Referenzfall) Brennelementen pro Jahr, sowie 24-Monate-Zyklus mit 22 (Punkt C2) und 24 (Punkt C3) Brennelementen pro Jahr.

Figur 8 fasst das Ergebnis der Studie zusammen: Unter den Rahmenbedingungen von 1999 konnten beim Übergang vom 18-Monate-Zyklus zum 12-Monate-Hybridzyklus ohne Erhöhung des Entladeabbrandes für jede Anlage Einsparungen von 2.9 Millionen Franken erwartet werden. Mit einer gleichzeitigen Erhöhung des maximalen mittleren Brennelementabbrandes auf 60 MWd/kgU konnten zusätzlich 7.1 Millionen Franken gespart werden. Aus heutiger Sicht kann die Studie wie folgt beurteilt werden:

- Uranpreis: Da die zur Erzeugung einer kWh nötige Natururanmenge mit steigendem Abbrand abnimmt<sup>3</sup>, vergrössert ein höherer Uranpreis das Sparpotenzial durch Abbranderhöhung.
- Konvertierung: Für die Konvertierungskosten gilt dasselbe wie für den Uranpreis.
- Anreicherung: Die Kosten für Anreicherungsdienste haben sich nicht dramatisch verändert. Somit gelten die Annahmen der NOK-Studie auch heute noch.
- **Fabrikationskosten:** Die Fabrikationskosten sind grundsätzlich nur abhängig von der zu verarbeitenden Uranmenge und nicht von dessen Anreicherung. Das Sparpotenzial ergibt sich direkt aus der nötigen Anzahl Brennelemente.
- **Betriebskosten:** Die Betriebskosten dürften primär durch Verfügbarkeit und Revisionslänge bestimmt werden. Der Unterschied zwischen 18-Monate- und Hybridzyklus ist wahrscheinlich nicht sehr gross. Seit der Studie dürften sich die Verhältnisse kaum geändert haben.
- Entsorgung: Der Studie wurde ein einfaches Kostenmodell für die Entsorgungskosten mit einem gewissen Betrag pro kg Uran zugrunde gelegt. Dies entspricht kaum der Wirklichkeit. Die Kosten für die Endlagerung dürften nahezu unabhängig von der einzulagernden Menge sein, weil die Erstellungskosten für ein geologisches Tiefenlager von anderen Faktoren als vom Lagervolumen dominiert werden. Alle anderen Bestandteile der Entsorgung sind dagegen mehr oder weniger stark von der zu entsorgenden Menge abhängig. Dies bedeutet, dass eine kleinere Anzahl zu entsorgender Brennelemente zwar weniger Kosten verursacht, aber das Sparpotenzial nicht so gross ist wie in der NOK-Studie angenommen.
- Wechselkurse: Insbesondere der Wechselkurs des US\$ beeinflusst die Uran-, Konvertierungs- und Anreicherungskosten. Der sinkende Kurs hat den Einfluss der stark gestiegenen Uran- und Konvertierungskosten etwas gedämpft.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Je höher der Abbrand, desto grösser wird der Anteil der durch Spaltung von Plutonium gewonnenen Energie. Plutonium wird aus <sup>238</sup>U erbrütet.

Ingesamt gilt die Schlussfolgerung der NOK-Studie, wonach der wirtschaftlich optimale Brennelement-Entladeabbrand eine Anfangsanreicherung oberhalb 5% bedingen würde, auch heute noch. Die steigenden Preise von Uran und Konvertierung dürften das Optimum eher noch weiter nach oben getrieben haben.

Ermöglicht wurde eine Erhöhung des Entladeabbrandes u.a. durch die Entwicklung besserer Materialien für Hüllrohr und Brennelementkomponenten, im Siedewasserreaktor durch die bessere Moderatorverteilung, sowie durch verbesserte Kenntnisse des Hochabbrandverhaltens von Brennstoff und Komponenten, welche bei der Auslegung von Brennstab und Brennelement berücksichtigt werden konnten. Die tiefen Preise für Uran und Anreicherung wirkten insofern unterstützend, als im Zweifelsfall Brennelemente für höheren Abbrand ausgelegt und gebaut wurden, bevor alle entsprechenden Fragen geklärt waren, weil die Zusatzkosten im Vergleich zum potenziellen Nutzen klein waren.



Figur 4 Entwicklung des Uranpreises (US\$/lbU<sub>3</sub>O<sub>8</sub>) seit 1969 [Ref. 8]



Figur 5 Entwicklung des Spotpreises für Konversion (US\$/kg als UF<sub>6</sub>) [Ref. 8]



Figur 6 Entwicklung des Spotpreises für Anreicherungsdienste (US\$/SWU) [Ref. 8]



Figur 7 Zusammenhang zwischen Zykluslänge, Entladeabbrand, Anfangsanreicherung und Nachlademenge für einen Beznau-Reaktor [Ref. 7]



# Figur 8Jährliche Einsparungen in einem Beznau-Reaktor für verschiedene Szenarien im<br/>Vergleich mit Referenz-Szenario (18-Monate-Zyklus mit Nachlademenge von<br/>24 Brennelementen pro Jahr) [Ref. 7]

### 3.2 SICHERHEITSKRITERIEN

### 3.2.1 Grundsätzliches

Bei der Planung des Brennstoffeinsatzes in einem Kernkraftwerk und beim Reaktorbetrieb sind zahlreiche im Zusammenhang mit dem Brennstoff stehende Sicherheitskriterien zu berücksichtigen. Im Rahmen der Brennstoff- und Kernauslegung wird danach getrachtet, unter Einhaltung aller Kriterien den Brennstoff möglichst gut auszunützen. Dank Betriebserfahrung, verbesserten Rechenmodellen sowie Forschung und Entwicklung können Unsicherheiten verringert werden. Dies erhöht oft den Abstand zu den Limiten, liefert aber andererseits den Anreiz, Brennstoff- und Kernauslegung ebenfalls zu verfeinern und den Brennstoff noch besser zu nutzen, beispielsweise durch verfeinerte mechanische und nukleare Auslegung von Brennstab und Brennelement oder durch eine schrittweise Erhöhung des Entladeabbrandes.

In der folgenden Übersicht werden einige Sicherheitskriterien, ausgehend von [Ref. 9], kurz erläutert.

### 3.2.2 Verhindern des Filmsiedens

Sowohl im Druckwasser- wie im Siedewasserreaktor muss sichergestellt werden, dass die im Brennstoff erzeugte Wärme effizient über die Hüllrohroberfläche abgeführt wird. Dazu muss das Hüllrohr immer mindestens mit einem dünnen Wasserfilm bedeckt sein. Bei zu hoher Wärmestromdichte beginnt auch der dünne Wasserfilm zu sieden (Filmsieden). Beim Übergang vom Blasen- zum Filmsieden verschlechtert sich der Wärmeübergang markant. Das Hüllrohr überhitzt und die trockene Oberfläche oxidiert rasch. Dies wiederum führt zum Versagen des Hüllrohrs. Dieses Phänomen wird Siedekrise ("Departure from Nucleate Boiling", DNB; "Dry Out") genannt. Der Übergang zum Filmsieden ist u.a. abhängig von der Auslegung der Brennelemente. Bei der Einführung eines neuen Brennelement- oder Abstandhalter-Typs wird das Filmsiede-Verhalten in der Regel in Versuchsreihen ermittelt. Die Ergebnisse bilden die Grundlage für die brennelementspezifische Korrelation, die den kritischen Wärmefluss mit den Reaktorbetriebsparametern verknüpft. Um die thermische Limite zur Vermeidung des Filmsiedens unabhängig vom Brennelementtyp zu machen, wird mit dem Verhältnis des Wärmeflusses, bei dem Filmsieden auftritt, zum effektiven Wärmefluss gearbeitet. Das DNB-Verhältnis (DNB Ratio, DNBR) ist somit ein Mass für den Abstand zum kritischen Wärmefluss. Während beim Druckwasserreaktor mit der DNBR gearbeitet wird, verwendet man im Siedewasserreaktor die "Critical Power Ratio" (CPR), definiert als Verhältnis der Bündelleistung, bei welcher irgendwo Filmsieden einsetzen kann, zur aktuellen Bündelleistung. Heute wird der CPR/DNBR-Sicherheitsgrenzwert in der Regel mittels statistischer Methoden bestimmt. Dabei wird von den tatsächlichen Brennelementeigenschaften und der tatsächlichen Kernbeladung ausgegangen. In den meisten Ländern wird der Grenzwert so festgelegt, dass mit 95% Wahrscheinlichkeit höchstens 0.1% der Brennstäbe beschädigt werden.

In Deutschland ist für Betriebszustände, bei denen der kritische Siedezustand ausgeschlossen werden soll, der minimal zulässige Abstand zum kritischen Siedezustand so festzulegen, dass mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% mindestens 95% der betroffenen Brennstäbe vor Filmsieden oder Austrocknen geschützt sind [Ref. 10].

CPR/DNBR werden ausserdem benutzt, um bei Auslegungsstörfällen das Ausmass der Brennstoffschäden abzuschätzen und damit den Quellterm zur Abschätzung der Strahlendosis ausserhalb des Zauns festzulegen. Dabei nimmt die U.S. NRC an, dass alle Hüllrohre undicht werden.

Um im Normalbetrieb einen genügenden Sicherheitsabstand aufrecht zu erhalten, wird die Sicherheitslimite mit einem Zuschlag versehen, welcher der Zunahme des Wärmeflusses bei der begrenzenden Betriebsstörung entspricht (Figur 9). Die Einhaltung dieses Betriebsgrenzwerts wird während des Anlagenbetriebs administrativ überwacht.



Figur 9 Sicherheitsabstand am Beispiel eines Siedewasserreaktors

## 3.2.3 Reaktivitätskoeffizient

Mit Reaktivitätskoeffizienten wird das Verhalten der Reaktivität bei Änderung verschiedener physikalischer Parameter beschrieben. In Bezug auf die Sicherheit von Leichtwasserreaktoren gilt generell das Kriterium, dass die verschiedenen Reaktivitätskoeffizienten bei Leistungsbetrieb insgesamt negativ sein müssen, das heisst, eine Leistungszunahme muss zu einer Reaktivitätsabnahme führen<sup>4</sup>.

Die Reaktivitätskoeffizienten sind eine Funktion der folgenden mehr oder weniger voneinander unabhängigen Parameter:

- Brennstofftemperatur,
- Moderator- oder Kühlmitteltemperatur,
- Dampfblasenanteil im Kühlmittel ("void fraction"),
- Borgehalt im Kühlmittel.

Eine Erhöhung der Brennstofftemperatur führt zu einer Doppler-Verbreiterung der Resonanzen von Kernreaktionen, zu einer thermischen Ausdehnung und zu einem härteren Neutronenspektrum. Die beiden letzteren Effekte sind in Leichtwasserreaktoren so klein, dass sie in der Regel vernachlässigt werden können. Der Doppler-Effekt führt insgesamt mit steigender Temperatur zu einer Zunahme der Resonanzabsorption. Vorzeichen und Grösse des Brennstofftemperaturkoeffizienten werden bestimmt durch die zueinander in Konkurrenz stehenden Prozesse Neutroneneinfang und neutroneninduzierte Spaltung. In heutigen Leichtwasserreaktoren überwiegt die Zunahme des Neutroneneinfangs, insbesondere durch <sup>238</sup>U und <sup>240</sup>Pu, weshalb der Brennstofftemperatur-Reaktivitätskoeffizient negativ ist.

Eine Erhöhung der Kühlmitteltemperatur führt grundsätzlich zu einer Dichteabnahme des Moderators und damit zu einer Verschlechterung der Moderation, sowie zu einem härteren Neutronenspektrum und veränderten effektiven Neutroneneinfangsquerschnitten. Ist der Borgehalt im Kühlmittel hoch genug, so kann der Temperaturkoeffizient auch positiv werden.

In einem Druckwasserreaktor mit stark boriertem Kühlmittel ist der Moderatortemperaturkoeffizient bei Betriebstemperatur unter Leistung negativ. Bei tieferer Temperatur und Nulllast sowie fehlender Xenon-Vergiftung kann er leicht positiv sein. Steigender Brennstoffabbrand und fallende Borkonzentration führen zu stärker negativem Moderatortemperaturkoeffizient gegen Ende des Zyklus. Bei der Zyklusauslegung muss dieser Tatsache beispielsweise bei der Notkühlung nach einem Kühlmittelverlust-Störfall Rechnung getragen werden, da durch die Abkühlung Reaktivität zugeführt wird.

Im Siedewasserreaktor ist der Moderatortemperaturkoeffizient mindestens zu Beginn eines Betriebszyklus über den ganzen Temperaturbereich negativ. Mit steigendem Abbrand kann er bei tieferen Temperaturen leicht positiv werden. Dies ist insbesondere in Reaktoren der Fall, welche mit Brennelementen betrieben werden, die einen zentralen Wasserkanal und teillange Stäbe haben. Das Verhältnis von Moderator zu Brennstoff wird dadurch so gross, dass der

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> *Criterion 11--Reactor inherent protection*: The reactor core and associated coolant systems shall be designed so that in the power operating range the net effect of the prompt inherent nuclear feedback characteristics tends to compensate for a rapid increase in reactivity [Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.].

Kern bei tiefer Temperatur leicht übermoderiert ist. Auch die Tatsache, dass bei höherem Abbrand weniger Überschussreaktivität durch eingefahrene Steuerstäbe kompensiert werden muss, führt zu höherem Verhältnis von Moderator zu Brennstoff. Das bedeutet, dass durch die bei einem Temperaturanstieg abnehmende Dichte des Moderators vorerst Reaktivität zugeführt wird. Dieser Effekt spielte bei einem im Jahr 2004 im Kernkraftwerk Leibstadt eingetretenen Ereignis eine Rolle. Beim Wiederanfahren nach einer kurzen Abstellung gegen Ende des Zyklus wurde die zulässige Aufheizrate überschritten, weil der Einfluss des unterhalb 140 °C positiven Moderatortemperaturkoeffizienten zu wenig beachtet wurde [Ref. 11].

Ein erhöhter Dampfblasenanteil führt immer zu einer starken Abnahme der Moderation. Der entsprechende Reaktivitätskoeffizient ist somit immer negativ. Im Siedewasserreaktor wird dieser Effekt im Leistungsbetrieb zur Selbstregulierung der Leistung genutzt.

Im Siedewasserreaktor sind Systemdruck und Sättigungstemperatur des Moderators miteinander gekoppelt. Ein Druckverlust führt zu einer raschen Zunahme des Dampfanteils. Umgekehrt kann ein schneller Druckanstieg, beispielsweise verursacht durch einen Turbinentrip, zu einer kurzzeitigen Reaktivitätszunahme führen. Im Druckwasserreaktor ist der Dampfblasenkoeffizient von untergeordneter Bedeutung.

### 3.2.4 Abschaltsicherheit

Durch einen genügend hohen Reaktivitätswert der Steuerstäbe und allenfalls eine genügend hohe Borkonzentration im Kühlmittel muss sichergestellt sein, dass ein Reaktor unterkritisch gefahren werden kann. Die Abschaltsicherheit wird durch Festlegen eines genügend grossen Abstandes zur Kritikalität gewährleistet ("shutdown margin", SDM). SDM ist definiert als Abstand zur Kritikalität mit allen Steuerstäben im Kern ausser demjenigen mit der grössten Wirkung. Der Abstand muss so gross sein, dass der Reaktor in heissem Zustand mindestens auf Nullleistung hinunter gebracht werden kann. Für den Siedewasserreaktor muss die Marge auch im kalten Zustand mit einem xenonfreien Kern genügen. Im Druckwasserreaktor ist dazu eine Erhöhung der Borkonzentration im Kühlmittel nötig. Typische in den Technischen Spezifikationen festgelegte SDM-Werte<sup>5</sup> liegen im Bereich 0.3 – 0.5%  $\Delta k/k$ . Dadurch werden Unsicherheiten bei der Bestimmung des Multiplikationsfaktors k<sub>eff</sub> und Toleranzen bei der Herstellung der Steuerstäbe berücksichtigt. Der Kernauslegung wird typischerweise ein Wert von 1%  $\Delta k/k$  zugrunde gelegt.

Analog wird für den Notfall eine Marge definiert, die erlaubt, Unterkritikalität in einem xenonfreien Kern ohne Steuerstabbewegung, nur durch Noteinspeisung von boriertem Kühlmittel zu erreichen. Typische Werte für die Notfall-SDM liegen bei 1 bis 4% $\Delta$ k/k, je nach Methode, welche für den Nachweis eingesetzt wird. Typischerweise wird die Analyse zyklusspezifisch im Rahmen der Nachladelizenzierung durchgeführt.

Verfeinerte Kernauslegung, beispielsweise mit höherer Urananreicherung und mit Einsatz abbrennbarer Neutronenabsorber wie Gadolinium, hat im Laufe der Zeit zu einem geringeren Abstand zu den SDM-Kriterien geführt. Im Gegenzug wurden allerdings moderne Brennelemente auch in Bezug auf Abschaltsicherheit optimiert. In Siedewasserreaktor-Brennelementen wurden deshalb beispielsweise teillange Stäbe möglichst an der Aussenseite und benachbart zu zentralen Wasserkanälen angeordnet.

<sup>&</sup>lt;sup>5</sup> k: Neutronenmultiplikationsfaktor (k = 1 entspricht kritischem Reaktor)

Der Einsatz von MOX-Brennstoff verringert die Wirksamkeit von Steuerstäben und Bor. In einigen Fällen führte dies zu Anlageänderungen wie erhöhter Kapazität von Borsystemen, dem Gebrauch von angereichertem Bor oder in einzelnen Fällen sogar zum Einsatz höher wirksamer Steuerstäbe oder einer Erhöhung der Anzahl Steuerstäbe.

Als Kriterium zur Verhinderung eines Reaktivitätsstörfalles dient das Verhältnis zur prompten Kritikalität. Hierbei bleiben bei MOX-Einsatz die Verhältnisse praktisch gleich.

## 3.2.5 Thermomechanische Begrenzung

Beim Festlegen einer zulässigen maximalen Stableistung in Funktion des lokalen Abbrandes, der "Thermal Mechanical Operating Limit" (TMOL) werden verschiedene Phänomene, welche die Integrität des Brennstabes gefährden könnten, berücksichtigt. U.a. betrifft dies:

- **Thermomechanische Hüllrohrbelastung:** Insbesondere während einer Transiente dehnt sich die Brennstofftablette rascher aus als das Hüllrohr. Dadurch wird das Hüllrohr mechanisch belastet. Mit Modellrechnungen muss nachgewiesen werden, dass gewisse Maximalwerte, beispielsweise 1% elastische und plastische Verformung in Umfangsrichtung, nicht überschritten werden. Die verwendeten Modelle werden laufend anhand neuer experimenteller Daten überprüft.
- **Stabinnendruck:** Die TMOL wird so festgesetzt, dass sich die Betriebsbedingungen innerhalb der für die Stabauslegung angenommenen Grenzen bewegen.
- **Ermüdung:** Bei der Stabauslegung nimmt man eine maximale Anzahl zyklischer Belastungen mit einer gewissen Maximalamplitude an. Mit der TMOL wird sichergestellt, dass die entsprechende Grenze nicht überschritten wird.
- **Brennstoffschmelzen:** Die TMOL soll garantieren, dass die Brennstofftemperatur auch im Zentrum der Tablette den abbrandabhängigen Schmelzpunkt nicht erreicht.
- **Hüllrohrkorrosion:** Die Geschwindigkeit der Hüllrohrkorrosion ist u.a. von der Temperatur und vom Wärmefluss abhängig. Die TMOL stellt sicher, dass die Auslegungsbasis nicht überschritten wird.

Die TMOL muss die Auswirkungen einer Betriebstransiente abdecken. Traditionellerweise wurde die Limite so festgelegt, dass Unsicherheiten bei Materialien, experimentellen Daten Modellen und Leistungsgeschichten durch konservative Annahmen abgedeckt wurden. Heute werden auch hier statistische Methoden eingesetzt. Alle Parameter gehen als Verteilungen in die Rechnungen ein. Mittels Monte-Carlo-Berechnungen werden wichtige Parameter ebenfalls als Verteilungen berechnet und darauf basierend entsprechende Grenzwerte definiert.

## 3.2.6 "Pellet Cladding Interaction"

Mit "Pellet Cladding Interaction" (PCI) wird ein Brennstab-Versagensmechanismus bezeichnet, der insbesondere beim Betrieb von Siedewasserreaktoren, aber bis zu einem gewissen Grad auch bei Druckwasserreaktoren im Lastfolgebetrieb wichtig ist. PCI-Schäden können dann auftreten, wenn nach einem raschen Anstieg die lokale Leistung hoch bleibt. Durch die mechanische Beanspruchung ("Pellet Cladding Mechanical Interaction", PCMI) können sich auf der Innenoberfläche des Hüllrohrs mikroskopische Risse ("incipient cracks") bilden. Der Leistungsanstieg bewirkt ausserdem, dass flüchtige Spaltprodukte wie Iod freigesetzt werden, welche bei Spannungsrisskorrosion als aktives Medium wirken können. Wird die Belastung lange genug aufrechterhalten, so kommt es durch das Zusammenwirken von Spannung und chemisch aktiven Spezies zum Versagen des Hüllrohrs.

Um dieses Phänomen zu kontrollieren, wurden in den frühen 80er Jahren ausgeklügelte Betriebsregeln ausgearbeitet. Die "Preconditioning Interim Operating Management Recommendations" (PCIOMRs) berücksichtigen u.a., dass sich Brennstoff mit der Zeit an ein gewisses Leistungsniveau "gewöhnt", er also durch Betrieb bei konstanter Leistung für dieses Niveau konditioniert werden kann, dass nach einer Leistungsreduktion oder einem Herunterfahren des Reaktors der konditionierte Zustand nicht sofort, sondern nur langsam wieder verloren geht, und dass die maximal zulässige Leistungszunahme abhängig ist vom Grad der Konditionierung, dem Leistungsniveau und dem lokalen Abbrand. Dank dieser Regeln konnten PCI-Schäden weitgehend vermieden werden. Allerdings wurde dadurch die Betriebsflexibilität recht stark eingeschränkt. Mit der Einführung von Liner- oder Barrier-Brennstoff konnte die Versagensgrenze so weit nach oben verschoben werden, dass andere Faktoren wie beispielsweise die TMOL begrenzend wurden. Die bessere Resistenz gegen PCI wird durch eine dünne Schicht aus weicherem Zirkonium auf der Innenoberfläche des Hüllrohrs erreicht. Vom raschen Anstieg der lokalen Leistung verursachte Spannungen werden darin abgebaut, bevor die Mikrorisse das Zircaloy-2-Grundmaterial erreichen und der Mechanismus der Spannungsrisskorrosion wirksam werden kann.

### 3.2.7 Störfallkriterien

Im Hinblick auf Störfälle muss sichergestellt werden, dass die Kühlbarkeit des Reaktorkerns aufrechterhalten bleibt und dass die Zahl der beschädigten Brennstäbe den Auslegungswert nicht übersteigt, welcher für die Berechnung der radiologischen Konsequenzen für Personal und Umgebung angenommen wurde. Deshalb wurden für den Reaktivitätsstörfall und den Kühlmittelverluststörfall spezielle den Brennstoff betreffende Kriterien definiert.

In der Schweiz werden möglicherweise auch den Brennstoff betreffende technische Akzeptanzkriterien in die Verordnung Nr. 1 oder in die HSK-Richtlinie A01 aufgenommen. Beide Dokumente befinden sich gegenwärtig in Arbeit. Sie sollen die spezifischen Gefährdungsannahmen und die Bewertungskriterien bei Störfällen in Kernanlagen festlegen sowie Methodik und Randbedingungen für die Störfallanalyse regeln.

### Reaktivitätsstörfall

Durch Fehlausfahren einer Steuerelement-Bank im Druckwasserreaktor oder eines Steuerstabs im Siedewasserreaktor sowie durch Auswurf respektive Herausfallen eines Steuerelements wird dem Reaktorkern unbeabsichtigt Reaktivität zugeführt. Dies führt zu einem kurzzeitigen Anstieg der lokalen Leistung, bevor insbesondere der negative Brennstofftemperaturkoeffizient zu einer Reaktivitätsabnahme führt. Der Störfall wird also inhärent beherrscht.

Als Auslegungskriterien zur Beherrschung des Reaktivitätsstörfalls ("Reactivity Initiated<sup>6</sup> Accident", RIA) werden üblicherweise ein Sicherheitsgrenzwert für die Brennstoffenthalpie und ein Brennstabdefekt-Grenzwert verwendet. Mit dem Sicherheitsgrenzwert soll verhindert werden, dass massive Hüllrohrschäden und explosionsartige Brennstofffreisetzung den Reaktorkern derart schädigen, dass dessen Kühlbarkeit gefährdet ist. Basierend auf Experimenten mit unbestrahltem und niedrig abgebranntem Brennstoff war dieser Sicherheitsgrenzwert 1974 entwickelt [Ref. 12] und abbrandunabhängig auf 280 cal/g festgelegt worden. Der Grenzwert

<sup>&</sup>lt;sup>6</sup> Oft auch "Reactivity Insertion Accident"

für Brennstabdefekte wurde lieferantenspezifisch festgelegt. Für Schweizer Anlagen akzeptierte die HSK einen abbrandunabhängigen Enthalpiewert von 170 cal/g für ABB/Westinghouse- und für GE/GNF-Siedewasserreaktor-Brennstoff, während für Siemens/Framatome ANP<sup>7</sup>- und für Westinghouse-Druckwasserreaktor-Brennstoff ein Brennstab als defekt angenommen wurde, wenn Filmsieden auftrat [Ref. 13].

Zu Beginn der 90er Jahre stellten Ergebnisse von Versuchen mit höher abgebranntem Brennstoff in Frankreich und Japan die geltenden Kriterien infrage. Insbesondere das CABRI-Experiment REP Na-1, durchgeführt in einem Natriumkreislauf und mit sehr schneller Reaktivitätszufuhr, in welchem ein Brennstab mit einem Abbrand von 64 MWd/kgU bereits bei 30 cal/g Brennstoff versagte und bis zu einer maximalen Enthalpie von 115 cal/g eine bedeutende Menge Brennstoff freigesetzt wurde, führte zu kontroversen Diskussionen und in der Folge zu verschiedenen internationalen Projekten [Ref. 14]. In verschiedenen Fällen wurden verschärfte vorläufige Kriterien definiert. So verlangte beispielsweise die HSK den zyklusspezifischen Nachweis der Einhaltung folgender Kriterien [Ref. 15]:

- **Grenzwert für Kernschaden:** Ein Kernschaden muss nicht unterstellt werden, wenn im Brennstoff lokales Schmelzen ausgeschlossen werden kann, und zwar auch in der bei hohem Abbrand am Tablettenrand gebildeten Rim-Zone.
- Hüllrohrdefekt-Grenzwert: Für die radiologischen Analysen ist ein Hüllrohrdefekt anzunehmen, wenn die während des Störfalls zugeführte, radial über den Brennstoff gemittelte spezifische Brennstoffenthalpie die folgende, abbrandabhängige Grenzwertkurve überschreitet:
  - o 125 cal/g bei 0 MWd/kg
  - o 45 cal/g bei 50 MWd/kg
  - Zwischen diesen Werten soll linear interpoliert und für Abbrände >50 MWd/kg linear extrapoliert werden.

Die Schweizer Hüllrohrdefekt-Grenzwertkurve ("Swiss Curve") wurde so festgelegt, dass die Hüllrohr-Versagenswerte verschiedener Testreaktor-Versuche abgedeckt wurden. Der von der HSK definierte Grenzwert bezog sich auf die während des Störfalls zugeführte Brennstoffenthalpie und nicht auf die Gesamtenthalpie, normiert auf 0 cal/g bei 0 K. Letztere wäre um 15 cal/g höher. Mit Hinweis auf Überlegungen der U.S. NRC wäre die HSK bereit gewesen, auch andere, von Betreiberseite vorgeschlagene Kriterien zu akzeptieren, wenn damit die Einhaltung der Schutzziele nachgewiesen worden wäre. Allerdings lehnte sie ein Gesuch der Betreiber für revidierte Kriterien ab, welche auf umfangreichen amerikanischen Arbeiten basierten [Ref. 16]. Begründet wurde die Ablehnung nicht mit technischen Argumenten, sondern damit, dass bisher der Nachweis für die Einhaltung der strengeren Schweizer Werte ohne wesentliche Einschränkung gelungen sei [Ref. 17].

In erster Linie angelehnt an amerikanische Vorschläge und basierend auf der sorgfältigen Bewertung zahlreicher weiterer Versuche in Testreaktoren definierte die HSK Mitte 2004 neue RIA-Kriterien [Ref. 18]. Die Berechnungen wurden mit dem Programm FALCON zur Modellierung des Brennstoffverhaltens während Transienten durchgeführt. Als Modell für die Beurteilung der Hüllrohrintegrität während des Störfalls wurde das Konzept der spezifischen

<sup>&</sup>lt;sup>7</sup> Statt des an sich nun richtigen Firmennamens AREVA NP wird im Bericht meist Framatome ANP verwendet, da sich das Beschriebene in der Regel auf Tätigkeiten bezieht, welche unter diesem Namen erfolgten.

Formänderungsarbeit ("Strain Energy Density", SED) gewählt. Mit diesem Konzept wird u.a. der Einfluss der Verformungsgeschwindigkeit ("strain rate"), der mechanischen Eigenschaften des Hüllrohrmaterials und der Spannungszustände berücksichtigt [Ref. 19]. Als Kriterium für das Hüllrohrversagen wird die kritische spezifische Formänderungsarbeit ("Critical Strain Energy Density", CSED) herangezogen. Die CSED wird aus den mechanischen Eigenschaften des Hüllrohrmaterials hergeleitet, welche in Laborexperimenten mit bestrahltem Material ermittelt wurden. Die CSED wird in Funktion der Oxidschichtdicke und nicht in Funktion des Abbrands bestimmt. Damit werden die verbesserten Korrosionseigenschaften moderner Hüllrohrmaterialien berücksichtigt.

In [Ref. 19] wurde die SED für Laborexperimente sowie für entsprechende CABRI-REP-Naund NSRR-Versuche berechnet und das Ergebnis mit der CSED-Kurve verglichen. Dabei wurde unterschieden zwischen Hüllrohr ohne und mit Oxidabplatzungen. Die Erfolgsquote beim Unterscheiden von Versuchen mit oder ohne Hüllrohrversagen mit dem FALCON/SED-Modell war recht hoch. In der Folge wurde 2003 ein Vorschlag für neue Kriterien veröffentlicht [Ref. 20]. Figur 10 zeigt die vorgeschlagenen Grenzwertkurven zum Aufrechterhalten der Kühlbarkeit und zum Begrenzen der Hüllrohrschäden. Die Kurven entsprechen weitgehend den von der HSK definierten Kriterien für Uranbrennstoff. Sie sind anwendbar für

- Zircaloy-2 und -4 sowie Hüllrohrmaterial mit mindestens gleichwertiger Duktilität,
- Brennstäbe mit höchstens 100 µm Oxid ohne Abplatzungen,
- eine Temperatur oberhalb 280 °C.
- eine Pulsbreite von mehr als 20 ms.

Nicht anwendbar sind die Kriterien auf den Steuerstabfall im Siedewasserreaktor in kaltem Zustand. Für diesen Fall wurde auf der Basis der japanischen Versuche im NSRR für einen Abbrand bis 40 MWd/kgU ein Defektgrenzwert von 170 cal/g festgelegt. Für höheren Abbrand gilt ein Grenzwert von 60 cal/g. Dieses Kriterium gilt für Uranbrennstoff. MOX-Brennstoff wird momentan in keinem Schweizer Siedewasserreaktor eingesetzt.



Figur 10 Vorschlag für revidierte Grenzwertkurven zum Aufrechterhalten der Kühlbarkeit und zum Begrenzen der Hüllrohrschäden [Ref. 20]

Zur Definition der Kriterien für MOX-Brennstoff wurde das FALCON-Modell auf der Basis der CABRI-MOX-Versuche erweitert. Dabei wurde berücksichtigt, dass MOX-Brennstoff

inhomogen ist und in den plutoniumreichen Agglomeraten lokal ein sehr hoher Abbrand mit einer entsprechend porösen Mikrostruktur erreicht werden kann. Übersteigt der Spaltgasdruck in den Poren des Brennstoffs einen kritischen Wert, so wird die Brennstoffstruktur instabil und die freigesetzten Spaltgase tragen wesentlich zur Hüllrohrbelastung während des RIA bei. Figur 11 zeigt die neuen, in der Schweiz geltenden RIA-Grenzwerte.



### Figur 11 HSK-RIA-Grenzwerte für Uran- und MOX-Brennstoff [Ref. 18]

Qualitativ lässt sich der Verlauf der Grenzkurven wie folgt begründen:

- Weil oberhalb von 35 MWd/kg die Gefahr des Schmelzens von Brennstoff in der Randzone steigt, nimmt der Kühlbarkeits-Grenzwert für Uranbrennstoff allmählich ab.
- Der Hüllrohrdefekt-Grenzwert für Uranbrennstoff nimmt oberhalb von 40 MWd/kgU ab, weil die Brennstofftablette in harten Kontakt mit dem Hüllrohr kommt und weil durch Korrosion die Duktilität des Hüllrohrs abnimmt. Dadurch steigt das Risiko für Hüllrohrschäden durch mechanische Wechselwirkung zwischen Brennstoff und Hüllrohr ("Pellet Cladding Mechanical Interaction", PCMI).
- Für MOX-Brennstoff ist der Kühlbarkeits-Grenzwert unterhalb 45 MWd/kg tiefer als für Uranbrennstoff, weil der Schmelzpunkt tiefer liegt. Oberhalb von 45 MWd/kg wird die Instabilität der Brennstoffstruktur begrenzend, weshalb der Grenzwert drastisch abnimmt.
- Für die rasche Abnahme der Hüllrohrdefekt-Grenzkurve für MOX zwischen 30 und 45 MWd/kg ist neben der abnehmenden Hüllrohrduktilität vor allem die beim MOX stärker zunehmende Brennstoff-Hüllrohr-Wechselwirkung massgebend. Oberhalb von 45 MWd/kg ändert sich die Duktilität nicht mehr, während die Hüllrohrbelastung durch Spaltgasfreisetzung etwas mehr zunimmt als im Uranbrennstoff.

Erste Erfahrungen bei der Kernauslegung für die Betriebszyklen 2005/06 zeigten, dass die Kriterien für Uranbrennstoff auch bei hohem Abbrand ohne Einschränkungen erfüllbar sind.

Dagegen können die relativ tiefen Werte für Hochabbrand-MOX zu einem gewissen Flexibilitätsverlust bei der Kernauslegung führen.

Mit dem FALCON/CSED-Modell wurden zahlreiche in CABRI und im NSRR durchgeführte Experimente ausgewertet. Die Testserien umfassten Uran- und MOX-Brennstoff. Neben Zircaloy wurden auch einige Proben mit M5<sup>TM</sup> und ZIRLO<sup>TM</sup> getestet. Die Pulsbreite erstreckte sich von 4.4 – 7.3 ms im NSRR bis zu maximal 75 ms in CABRI. Die bisherigen CABRI-Versuche wurden in fliessendem Natrium bei 280 °C durchgeführt, was Wärmeübertragungsbedingungen in einem typischen 17×17-Druckwasserreaktor-Brennstab entspricht. Hingegen kann offensichtlich kein Filmsieden auftreten. Im NSRR begannen die Versuche bei Raumtemperatur in stehendem Wasser und Umgebungsdruck. Bei Enthalpiewerten über 80 cal/g trat deshalb in mehreren Versuchen Filmsieden auf, was die Hüllrohrtemperatur auf über 600 °C ansteigen liess. In [Ref. 21] sind die Resultate im Detail zusammengestellt. Wie Figur 12 zeigt, wird für Versuche ohne Filmsieden die mechanische Verformung des Hüllrohrs recht gut modelliert. Figur 13 zeigt berechnete SEDs als Funktion des Verhältnisses von Oxidschicht- zu Hüllrohrwanddicke. Dieses Verhältnis dient als Mass für den meist nicht analysierten Wasserstoffgehalt und damit die Duktilität des Hüllrohrs. In den CABRI-Tests versagten Hüllrohre mit Oxidabplatzungen. In beiden Fällen liegen die SEDs oberhalb der entsprechenden Grenzkurve. Im Falle der bei weniger als 150 °C durchgeführten NSRR-Versuche sind die Verhältnisse weniger klar. Mit Ausnahme von TK2, bei dem möglicherweise die Versuchsbedingungen nicht richtig ermittelt worden waren, liegen die Fälle mit Hüllrohrversagen nahe an der Grenzkurve. Andererseits überlebten einige Proben den Test, obwohl der SED-Wert wesentlich oberhalb der Grenzkurve lag. Dies wird damit erklärt, dass sich das Hüllrohr während des Versuchs so weit erwärmte, dass die Duktilität gross genug war, um einem Hüllrohrversagen vorzubeugen, während der Grenzkurve sprödes Material zugrunde gelegt wurde.



Figur 12 FALCON/CSED-Modell: Vergleich von berechneter und gemessener Verformung in radialer (links) und axialer Richtung für CABRI- und NSRR-RIA-Simulationsversuche [Ref. 21]



Figur 13 Für CABRI- und NSRR-RIA-Simulationsversuche in Funktion des Verhältnisses von Oxidschicht- und Hüllrohrdicke berechnete SEDs für heisse (links) und kalte Bedingungen; Vergleich mit entsprechenden CSED-Kurven [Ref. 21]

In [Ref. 22] wurden, ausgehend von den CABRI- und NSRR-Versuchen, eigene Korrelationen für Hüllrohrdefekt-Grenzwertkurven für Nulllast heiss und kalt sowie Teil- und Volllastbetrieb hergeleitet. Im Gegensatz zur HSK wird die Notwendigkeit einer separaten Kurve für MOX verneint. In [Ref. 23] wird die Kurve für Nulllast heiss mit entsprechenden, von verschiedenen Organisationen eingeführten oder vorgeschlagenen Grenzkurven verglichen, darunter auch die neue HSK-Kurve (Figur 14). Letztere liegt bei tiefem Abbrand etwas tiefer, bei höherem Abbrand etwas höher als die meisten vorgeschlagenen Kurven. Die Kurven "US RIL 0401" und "NSC Japan" berücksichtigen vermutlich auch Hüllrohrmaterial mit Oxidabplatzungen. Zieht man in Betracht, dass für Hochabbrand-Brennstoff in Schweizer Anlagen fortgeschrittene Hüllrohrmaterialien mit guten mechanischen und Korrosionseigenschaften eingesetzt werden, kann gefolgert werden, dass die von EPRI für die U.S.A. vorgeschlagene und von der HSK eingeführte Grenzkurve gut geeignet ist, um die radiologischen Konsequenzen eines Reaktivitätsstörfalls zu begrenzen.

Die deutsche Reaktorsicherheitskommission (RSK) hat im Januar ebenfalls eine Stellungnahme verabschiedet zu Sicherheitsaspekten des Einsatzes hochabgebrannter Brennelemente unter RIA-Bedingungen. Bei der Neubewertung von Kriterien, welche die RSK 1998 in einer Stellungnahme zum Einsatz von Brennelementen mit hohem Abbrand akzeptiert hatte, berücksichtigt sie auch die Ergebnisse der CABRI-Versuche REP-Na-1 und -7 (MOX), bei denen es zu Dispersion von Brennstoff gekommen ist. Obwohl die Freisetzung von Brennstofffragmenten in fester Form die Kühlbarkeit des Brennstoffs kaum infrage stellen dürfte, empfiehlt die RSK, die abbrandabhängige maximal zulässige Enthalpieerhöhung weiter zu senken und die in Figur 15 gezeigten Grenzkurven anzuwenden. Nach Ansicht der RSK muss nicht zwischen MOX- und Uranbrennstoff unterschieden werden. Um die RSK-Kurven mit den in Figur 14 gezeigten Kurven zu vergleichen, müssen die RSK-Werte um 15 cal/g erhöht werden. Die Kurve für Brennstäbe ohne Abplatzungen verläuft dann oberhalb 35 MWd/kgSM etwa wie die Kurve von PNL Battelle. Die Kurve für Brennstäbe mit Abplatzungen wäre bei hohem Abbrand vergleichbar mit den Grenzkurven von KAERI und aus US RIL 0401. Die RSK betrachtet ihren Vorschlag als Zwischenergebnis und empfiehlt, die Beratung über die RIA-Defektgrenze in etwa drei Jahren wieder aufzunehmen [Ref. 24]

Bezüglich CABRI-Versuchs REP Na-1 sind sich die Experten inzwischen einig, dass viele Parameter, unter anderem der Zustand des Hüllrohrs vor dem Versuch, nicht genügend gut bekannt sind. Dementsprechend soll dieser Versuch bei der Neubeurteilung der RIA-Kriterien nicht mitberücksichtigt werden.



Figur 14 Vergleich verschiedener Hüllrohrdefekt-Grenzwertkurven für Nullast heiss [Ref. 23]



Figur 15 RIA, RSK-Stellungnahme: Zulässige Enthalpieerhöhung für Brennstäbe mit und ohne Oxidabplatzung [Ref. 24]

#### Kühlmittelverluststörfall

Ein Kühlmittelverluststörfall ("Loss-of-Coolant Accident", LOCA) ist die Folge des Bruchs einer grossen Dampf- oder Umwälzleitung, welche zum Abblasen und zum Verlust des Reaktorkühlmittels und des Reaktordrucks führt (Figur 16). Die Brennstofftemperatur steigt, gleichzeitig fällt der Kühlmitteldruck, was zu einem Überdruck in den Brennstäben führt. Das Hüllrohr wird plastisch verformt. In Bereichen, wo es ballonartig aufgeblasen wird ("ballooning"), kommt es möglicherweise zum Hüllrohrversagen. Ausserdem lagern sich Brennstofffragmente innerhalb des "Ballons" so um, dass die Reaktivität beeinflusst werden könnte. Die Hüllrohrwand wird rasch oxidiert, im Fall von Hüllrohrversagen, von beiden Seiten. Das Material versprödet. Sobald die Notkühlsysteme genügend Kühlmittel eingespeist haben, werden die Brennstäbe abgeschreckt ("quenching"). Dabei kann das spröde Hüllrohr brechen und zu einer Brennstoffgeometrie führen, welche den Zutritt des Kühlmittels erschwert und dadurch die Kühlbarkeit des Kerns gefährdet.



### Figur 16 Verlauf eines Kühlmittelverluststörfalls [Ref. 25]

Die heute noch gültigen, den Brennstoff betreffenden Kriterien zur Beherrschung eines Kühlmittelverluststörfalls wurden in den 60er und frühen 70er Jahren entwickelt, basierend auf Versuchen mit unbestrahltem oder nur wenig bestrahltem Brennstoff. Dabei wurde unterstellt, dass ein gewisser Anteil der Brennstäbe versagt und Spaltprodukte freisetzt, dass jedoch die Notkühlsysteme in der Lage sein müssen, Brennstofffragmentierung zu verhindern und eine kühlbare Geometrie zu erhalten sowie längerfristig den Kern zu kühlen. Die in [Ref. 26] dargelegten NRC-Kriterien werden in den meisten Ländern der Anlagen- und Brennstoffauslegung zugrunde gelegt:

- Maximale Hüllrohrtemperatur: Die berechnete maximale Brennstabhüllrohrtemperatur darf 2200 °F (1204 °C) nicht übersteigen.
- **Maximale Hüllrohroxidation:** Die berechnete totale Oxidation des Hüllrohrs darf nirgends grösser sein als 0.17-mal die Gesamtdicke des Hüllrohrs vor der Oxidation<sup>8</sup>. Der Begriff "totale Oxidation" bedeutet in diesem Zusammenhang die Gesamtdicke des Hüllrohrmetalls, welches lokal in Oxid umgewandelt würde, wenn aller vom Hüllrohr absorbierte und mit ihm reagierende Sauerstoff lokal in stöchiometrisches Zirkonoxid umgewandelt würde. Falls Hüllrohrversagen unterstellt wird, soll, beginnend mit dem Zeitpunkt des Versagens, auch die Hüllrohrinnenoberfläche miteinbezogen werden. Unter der Gesamtdicke vor der Oxidation wird der radiale Abstand zwischen Innen- und Aussenseite des Hüllrohrs verstanden nach allfällig berechnetem Versagen oder Schwellen, aber vor Einsetzen von signifikanter Oxidation. Wo die berechneten transienten Druck- und Temperaturbedingungen zur Vorhersage von Schwellen führen, mit oder ohne Hüllrohrversagen, soll die Dicke des nicht oxidierten Hüllrohrs

<sup>&</sup>lt;sup>8</sup> Es scheint nicht ganz klar zu sein, wie die sich während des Normalbetriebs bildende Oxidschicht zu berücksichtigen ist.

definiert werden als Hüllrohrquerschnittsfläche in einer horizontalen Ebene auf dem Niveau des Versagens, falls es geschieht, oder auf dem Niveau der höchsten Hüllrohrtemperatur, wenn kein Versagen prognostiziert wird, geteilt durch den mittleren Umfang auf diesem Niveau. Bei versagendem Hüllrohr schliesst der Umfang die Öffnung des Risses nicht mit ein.

- Maximale Wasserstoffproduktion: Die berechnete gesamte Wasserstoffmenge, welche durch die chemische Reaktion des Hüllrohrs mit Wasser oder Dampf produziert wird, darf nicht grösser sein als 0.01 mal die hypothetische Menge, welche produziert würde, wenn alles Metall in den Hüllrohrzylindern, welche den Brennstoff umgeben, reagieren würde, wobei der Anteil, welcher das Plenum umgibt, nicht zu berücksichtigen ist.
- Kühlbare Geometrie: Berechnete Veränderungen in der Kerngeometrie sollen so sein, dass der Kern für die Kühlung zugänglich bleibt.
- Langzeitkühlung: Nach berechnetem erfolgreichem Betrieb des Notkühlsystems soll die Kerntemperatur so lange auf einem akzeptierbaren tiefen Niveau gehalten und die Nachzerfallswärme abgeführt werden, wie dies die im Kern verbliebene langlebige Radioaktivität erfordert.

Das Kriterium für die maximale Wasserstoffproduktion soll eine Wasserstoffexplosion verhindern und damit die Containment-Integrität sicherstellen.

Bis gegen Ende der 90er Jahre wurde die Erfüllung dieser Kriterien durch den eingesetzten Brennstoff kaum infrage gestellt. Als sich in den 80er Jahren der dringende Bedarf ergab, für von Siemens gebaute Reaktoren Hüllrohre mit besseren Korrosionseigenschaften zu entwickeln, wurde das Duplex-Konzept eingeführt. Das Hüllrohr besteht aus zwei Komponenten, nämlich aus einem Zircaloy-4-Rohr mit einer dünnen äusseren Schicht aus einem fortgeschrittenen Material. Die für das Verhalten unter Unfallbedingungen wichtigen mechanischen Eigenschaften des Duplex-Hüllrohrs wurden bestimmt durch das Wandmaterial Zircaloy-4, welches jedoch durch die Schicht aus korrosionsresistentem Material vor exzessiver Korrosion geschützt wurde. Dadurch entfielen zeitaufwändige Versuche zum Nachweis der Eignung auch unter Unfallbedingungen. Allerdings entwickelten alle Druckwasserreaktor-Brennstofflieferanten parallel zur Einführung von Duplex-Hüllrohren fortgeschrittene Materialien ausserhalb der ASTM-Spezifikationen für Zircaloy-4. Dies führte zur Einführung von M5™ (Framatome ANP) und von ZIRLO<sup>TM</sup> (Westinghouse). Als die U.S. NRC im Rahmen des Lizenzierungsprozesses für diese beiden Materialien "Phenomena Identification and Ranking Tables" (PIRT) erstellte, stiess sie auf Ergebnisse deutscher Forschungsarbeiten zum Hochtemperaturverhalten von Zircaloy-4 und dem russischen Hüllrohrmaterial E110, welche zum Schluss kamen, dass letzteres die NRC-LOCA-Kriterien nicht erfüllen würde [Ref. 27]. Weil M5<sup>™</sup> wie E110 eine Zirkonium-Legierung mit 1% Niob ist und auch ZIRLO<sup>™</sup> neben anderen Bestandteilen 1% Niob enthält, stellte NRC die volle Gültigkeit der von Framatome ANP und Westinghouse eingereichten Nachweise zum LOCA-Verhalten infrage [Ref. 28]. In der Folge wurden zahlreiche Untersuchungsprogramme initiiert, in denen nicht nur die Frage untersucht wird, ob M5<sup>TM</sup> und ZIRLO<sup>TM</sup> sich unter LOCA-Bedingungen gleich oder besser verhalten wie Zircaloy-4, sondern auch, ob die in [Ref. 26] formulierten Kriterien für hochabgebrannten Brennstoff hinreichend sind.

In [Ref. 22] wird der gegenwärtige Stand zusammengefasst. In den meisten Ländern werden zur Bestimmung der LOCA-Sicherheitslimiten Duktilitätstests herangezogen. Dabei werden

Hüllrohrproben beidseitig im Dampf oxidiert. Versuchsparameter sind Temperatur und Zeitdauer. Anschliessend wird mittels eines Ringkompressionsversuchs festgestellt, ob das Material spröde oder noch teilweise duktil ist. In einer anderen Testmethode, die beispielsweise in Japan angewandt wird, werden unter Druck stehende Hüllrohrproben zuerst Hochtemperaturkorrosionsbedingungen ausgesetzt und anschliessend abgeschreckt. Dabei kann es während der Hochtemperaturphase, wie bei einem LOCA unterstellt, zum Aufblähen ("ballooning") und Hüllrohrversagen kommen. Um den Einfluss der Abstandhalter zu simulieren, wird beim Abschrecken der Freiraum in axialer Richtung begrenzt. Verschiedene Laboratorien, so auch das Argonne National Laboratory (ANL) sind daran, verfeinerte Testverfahren zu entwickeln. Das ANL führte Duktilitätstests an Hüllrohrmaterial durch, welches von Brennstäben mit einem Abbrand von 64 MWd/kgU stammte. Die Oxidschicht war etwa 70 µm dick. Zwischen 9 und 13% ECR<sup>9</sup> wurde das Material spröd. Dies würde bedeuten, dass die maximal zulässige Hüllrohrtemperatur bei hohem Abbrand etwa 80 K tiefer sein müsste als für unbestrahlten Brennstoff. In Japan und am ANL wurden auch Abschreckversuche mit Proben von bestrahlten Brennstäben durchgeführt. In diesen Tests wurde das 17%-ECR-Kriterium erfüllt. Allerdings waren die Oxidschichtdicke und damit auch der Wasserstoffgehalt bei diesen Proben wesentlich kleiner als in den Proben für die ANL-Duktilitätstests. In verschiedenen Laboratorien mit unterschiedlichen Testmethoden durchgeführte Versuche mit unbestrahltem vorhydriertem Material bestätigten den markanten Einfluss des Wasserstoffgehalts. Allerdings scheinen die Resultate auch von der angewandten Methode beeinflusst zu werden.

Zahlreiche Versuche mit M5<sup>TM</sup> und ZIRLO<sup>TM</sup> in verschiedenen Laboratorien haben gezeigt, dass bezüglich Duktilitätsverlust gegenüber Zircaloy-4 kein Unterschied besteht. Beispielhaft zeigt Figur 17 die Ergebnisse der im ANL durchgeführten Versuche.



Figur 17 Ergebnis von ANL-Duktilitätstests mit Zircaloy-4, ZIRLO<sup>TM</sup> und M5<sup>TM</sup> [Ref. 22]

In [Ref. 22] werden für verschiedene Datensätze Korrelationen für LOCA-Kriterien in Funktion des Abbrands hergeleitet. Der Verlauf der Kurven hängt dabei entscheidend ab von der Annahme bezüglich Einfluss des vor dem LOCA vorhandenen Wasserstoffs auf die Duktilität und vom Grad der für die Wasserstoffproduktion verantwortlichen Hüllrohrkorrosion. Daraus wird gefolgert, dass mehr Hochabbranddaten benötigt werden, um zu verlässlichen Schlüssen zu kommen. Aufgrund des besseren Korrosionsverhaltens kann erwartet werden, dass sich ZIRLO<sup>TM</sup> und M5<sup>TM</sup> unter LOCA-Bedingungen besser verhalten als Zircaloy-4.

Für eine umfassende Betrachtung des Brennstoffverhaltens unter LOCA-Bedingungen und Hintergrundinformationen betreffend der LOCA-Kriterien sei auf [Ref. 29] verwiesen.

<sup>&</sup>lt;sup>9</sup> Equivalent Clad Reacted (siehe NRC-LOCA-Kriterien, "Maximale Hüllrohrkorrosion")
### 3.3 MODELLE UND RECHENPROGRAMME

Rechnerische Methoden sind in allen Bereichen der Kernenergienutzung wichtige Werkzeuge. Zur Ermittlung thermischer und mechanischer Grössen im einzelnen Brennstab während dem Normalbetrieb werden Rechenprogramme eingesetzt, die auf zahlreichen Modellen und Korrelationen für einzelne Phänomene basieren. Die Modelle und Korrelationen beschreiben Phänomene wie den Wärmeübergang vom Brennstoff ins Hüllrohr, thermische Leitfähigkeit und spezifische Wärme der verschiedenen Materialien, radiale Leistungsverteilung, mechanische Eigenschaften und mechanisches Verhalten (Spannungszustände, Verformung, Kriechen), Brennstoffverdichten und -schwellen, Hüllrohrkorrosion, Wasserstoffaufnahme, usw. Berechnet werden u.a. das radiale Temperaturprofil, Spaltgasfreisetzung, Durchmesser- und Längenänderung, Gasdruck, Oxidschichtdicke, aber auch Ausgangszustände zur Berechnung des Verhaltens während Transienten, wie gespeicherte Energie für LOCA-Analysen oder die Aufteilung der Spaltgase auf Kornstruktur, Korngrenzen und Poren für die Modellierung des Verhaltens während eines RIA. Die Programme zur Berechnung des Stabverhaltens während Transienten enthalten ähnliche Modelle und Korrelationen, wobei primär schnelle Phänomene modelliert werden, welche während des Normalbetriebs nicht von grosser Bedeutung sind, während langsame Veränderungen wie Kriechen nicht eingeschlossen werden.

Rechenprogramme wie HELIOS oder CASMO werden eingesetzt, um für jedes Brennelement die neutronischen Daten bereitzustellen, die zur Berechnung des Reaktorkerns benötigt werden. Unter anderem berechnen diese Programme die Nuklidzusammensetzung des Brennstoffs als Funktion des Abbrandes. Dabei wird die heterogene Struktur des Brennelements ebenso berücksichtigt wie der Einfluss abbrennbarer Neutronenabsorber. Mit Hilfe der Kernmodelle wird die Leistungs- und Neutronenflussverteilung im Reaktorkern abgebildet. Zur Berechnung der Kühlmittelverteilung innerhalb der einzelnen Brennelemente werden Rechenprogramme benötigt, welche beispielsweise den Wärmeübergang von der Hüllrohroberfläche ins Kühlmittel im Detail berücksichtigen. Teilweise werden die Kernmodelle mit Hilfe lokaler Leistungsmessungen kalibriert. Sie liefern die Informationen, die nötig sind, um die Einhaltung der Betriebs- und Sicherheitslimiten zu überwachen. Die gleiche Art von Modellen wird auch für die Kern- und Zyklusauslegung eingesetzt. Auch zur Berechnung wichtiger Grössen wie Neutronenfluss- und Leistungsverteilung oder maximale lineare Stableistung während Transienten werden Rechenprogramme mit geeigneten Modellen verwendet. Je nach zu analysierendem Ereignis sind dies kinetische Punktmodelle, eindimensionale kinetische Modelle oder multidimensionale Modelle. Insbesondere im Druckwasserreaktor können globale Veränderungen gut mit Punktmodellen berechnet werden, während im Siedewasserreaktor wegen der axialen Änderungen die gleichen Ereignisse ein eindimensionales Modell erfordern. Lokale Ereignisse wie der Steuerstabauswurf im Druckwasserreaktor oder der Steuerstabfall und lokale Leistungsschwingungen im Siedewasserreaktor erfordern in jedem Fall eine detaillierte dreidimensionale Modellierung.

Programme, welche thermohydraulische Grössen wie Durchfluss, Temperatur und Druck für grosse Reaktorsysteme berechnen, enthalten typischerweise kinetische Punkt- respektive eindimensionale Modelle, um die Leistung des Druckwasser- und Siedewasserreaktorkerns zu modellieren. Der Brennstab wird mindestens mit einem einfachen eindimensionalen Modell, je nach zu analysierendem Ereignis jedoch auch entsprechend detaillierter, modelliert.

Am Anfang waren alle diese Modelle relativ einfach und mit recht grossen Unsicherheiten behaftet. Um beispielsweise die Hüllrohrintegrität mit grosser Sicherheit zu gewährleisten, mussten deshalb Sicherheits- und Betriebslimiten mit ziemlich grosser Marge festgelegt werden. Einerseits dank zunehmender Betriebserfahrung, andererseits dank besserer Rechnerleistung konnten die Modelle laufend verfeinert werden. Dadurch verringerten sich die Unsicherheiten. Dies wiederum erlaubte die Margen zu verkleinern.

# 3.4 BRENNELEMENTAUSLEGUNG

# 3.4.1 Grundsätzliches

Der Schutz von Mensch und Umwelt vor Gefährdungen durch ionisierende Strahlen basiert in einem Kernkraftwerk auf zahlreichen Barrieren zur Rückhaltung von Spalt- und Aktivierungsprodukten. Als erste Barriere gilt die keramische Uranoxid-Brennstoffmatrix. Sie hält sogar die flüchtigsten Spaltprodukte, die Edelgase Argon und Xenon, zum grössten Teil zurück. Auch bei hohem Abbrand und anforderungsreicher Leistungsgeschichte wird in der Regel weniger als ein Fünftel der gebildeten Gase aus der Matrix freigesetzt. Neben den Edelgasen werden nur wenige weitere Spezies nicht vollständig zurückgehalten. Dazu gehören Iod sowie die Alkalimetalle Rubidium und Cäsium. Die zweite Barriere ist das Hüllrohr des Brennstabes. Entsprechend wichtig sind deshalb stabile, gut kontrollierte Fertigungsprozesse für Hüllrohrmaterial und Brennstab sowie gute Materialeigenschaften, insbesondere in Bezug auf Korrosion und Hydrierung unter Betriebsbedingungen.

Bei der Einführung eines neuen Brennelementtyps ist der Nachweis zu erbringen, dass dies keinen negativen Einfluss auf die Sicherheit der Anlage hat [Ref. 30]. Änderungen an Brennelementen dürfen auch nicht das Risiko für Störungen des bestimmungsgemässen Anlagebetriebs erhöhen. Schliesslich muss nachgewiesen werden, dass die modifizierten Brennelemente noch entsorgungsfähig sind.

# 3.4.2 Integrität von Brennstab und Brennelement

Aus der kritischen Beurteilung der Auslegungskriterien für Brennstab und Brennelement kann abgeleitet werden, dass deren Integrität vor allem durch folgende von der Einsatzzeit und dem Abbrand abhängige Grössen gefährdet werden kann: Zu hoher Innendruck im Brennstab, Korrosion von Hüllrohr und Brennelementkomponenten, sowie durch Veränderungen der Brennelementgeometrie (z.B. Längenwachstum, Verbiegung, verschlechterte Brennstablagerung).

# Zu hoher Innendruck im Brennstab

Die Freisetzung von gasförmigen Spaltprodukten aus dem Brennstoff erhöht den Innendruck im Brennstab. Würde der Innendruck so stark ansteigen, dass das Hüllrohr rascher nach aussen kriecht als die Schwellrate der Brennstofftablette, so würde durch den sich vergrössernden Spalt die Wärmeübertragung vom Brennstoff ins Kühlmittel verschlechtert. Dadurch würde die Brennstofftemperatur ansteigen, was zu weiterer Spaltgasfreisetzung und damit Druckerhöhung führen würde. Mit der Forderung, den Stabinnendruck so zu begrenzen, dass das Hüllrohr nicht den Kontakt mit dem Brennstoff verliert ("lift-off"-Kriterium), wird dieser Rückkopplung vorgebeugt, welche die Integrität des Brennstabes gefährden könnte. Die Auswirkungen eines Überdrucks im Brennstab wurden unter anderem in einer Serie von Experimenten in Studsvik studiert (Rod Over Pressure Experiments, ROPE). Dabei zeigte sich, dass ein gewisser Überdruck zugelassen werden kann, ohne die Integrität des Brennstabes zu gefährden. Die ROPE-Resultate werden in modernen Modellen zur Brennstabauslegung berücksichtigt.

Im "Instrumented Fuel Assembly" IFA-610 laufen gegenwärtig in Halden Versuche zum Studium der Freisetzungsmechanismen von Spaltgas aus hoch abgebranntem Uran- und MOX-Brennstoff. Die ersten Ergebnisse wurden unter [Ref. 31] publiziert. Die Brennstäbe waren in kommerziellen Reaktoren zu hohem Abbrand vorbestrahlt worden. Es wird ermittelt, bis zu welchem Betrag der Stabinnendruck den Systemdruck übersteigen darf, ohne dass die Brennstofftemperatur unzulässig zunimmt. Der erste Test wurde mit Uranbrennstoff (52 MWd/kgU) durchgeführt. Der gemessene Temperaturverlauf zeigt, dass ein Überdruck von 120 – 140 bar nötig ist, um die Brennstofftemperatur nachhaltig zu erhöhen. Die detaillierte Analyse aller gesammelten Daten lässt vermuten, dass ein einfaches Modell mit den Komponenten Brennstofftablette, Tabletten-Hüllrohr-Spalt und Hüllrohr nicht in der Lage ist, alle Beobachtungen korrekt vorherzusagen.

Die Spaltgasfreisetzung hängt unter anderem von der Mikrostruktur, insbesondere von der Korngrösse des Brennstoffs ab. Durch Vergrösserung des Korns lässt sich die Spaltgasfreisetzung u.a. wegen der längeren Diffusionswege an die Korngrenzen etwas reduzieren. Bei der Brennstabauslegung wird der zu erwartenden Spaltgasfreisetzung durch Anpassung des freien Volumens Rechnung getragen.

#### Korrosion von Hüllrohr und Brennelementkomponenten

Korrosion ist unvermeidbar, jedoch in der Regel gut prognostizierbar und kann deshalb bei der Auslegung berücksichtigt werden. Durch Korrosion wird das Hüllrohr geschwächt. Dies darf nur bis zu einem der Auslegung zugrunde gelegten Mass geschehen. Die Hüllrohrkorrosion ist nur indirekt eine Funktion des Abbrandes. Sie hängt vor allem ab von den Eigenschaften des Hüllrohrmaterials, der Temperatur des Kühlmittels, der Wärmestromdichte, der Dicke der bereits bestehenden Oxidschicht, der Wasserchemie und der Einsatzgeschichte. Mit Ausnahme der Hüllrohreigenschaften sind diese Faktoren anlagespezifisch. Insbesondere im Druckwasserreaktor wurde die Hüllrohrkorrosion wegen der im Vergleich zum Siedewasserreaktor höheren Wärmestromdichte und der höheren Kühlmitteltemperatur bei der Erhöhung des Entladeabbrands begrenzend. Es mussten deshalb Hüllrohrmaterialien mit besseren Korrosionseigenschaften entwickelt werden.

Bei den Brennelementkomponenten entfällt die Wärmestromdichte als beeinflussender Faktor. Dafür kann der Korrosionsangriff in der Regel von zwei Seiten her erfolgen. Auch im Falle der Komponenten wird die korrosionsbedingte Schwächung bei der Auslegung berücksichtigt.

Eine direkte Folge der Korrosion ist die Hydrierung von Zirkoniumlegierungen. Ein Teil des bei der Korrosion gebildeten Wasserstoffs wird vom Metall aufgenommen. Dies führt zu einer Veränderung der Materialeigenschaften und beim Überschreiten der Löslichkeitslimite zur Ausscheidung von Hydriden. Zirkonhydrid hat eine wesentlich geringere Dichte als Zircaloy. Ausserdem ist es spröde. Exzessive Wasserstoffaufnahme kann deshalb die Funktionsfähigkeit von Hüllrohr und Brennelementkomponenten gefährden.

#### Mechanische Integrität des Brennelements

Die mechanische Integrität eines Brennelementes ist gefährdet, wenn dessen Verformung zu unzulässiger mechanischer Wechselwirkung mit Kerneinbauten, Nachbarelementen oder Steuerelementen oder zu verschlechterter Brennstablagerung führt. Insbesondere im Siedewasserreaktor beeinflusst die Verbiegung des Brennelementkastens die Verteilung des Moderators und damit die Leistungsverteilung. Um die Einhaltung der thermischen Limiten zu gewährleisten, darf deshalb die Verbiegung ein gewisses, der Kernauslegung respektive der Kernüberwachung zugrunde gelegtes Mass nicht überschreiten. Strahlungsinduziertes anisotropes Längenwachstum der Strukturmaterialien, verursacht durch Bestrahlung mit schnellen Neutronen, sowie die Aufnahme eines Teils des durch Korrosion gebildeten Wasserstoffs sind die treibenden Kräfte für Dimensionsveränderungen. Im Druckwasserreaktor wird der Längenzuwachs des Brennelements während des Reaktoreinsatzes bestimmt durch das Verhalten der Führungsrohre. Je stärker der Längenzuwachs, desto grösser wird die durch die Kerneinbauten verursachte auf das Brennelement wirkende kompressive Spannung. Durch strahlungsinduziertes Kriechen wird die Spannung in den Führungsrohren abgebaut, was zum Verbiegen des Brennelements führt. Dies wiederum kann zu erhöhter Reibung zwischen Führungsrohr und Steuerelementen und damit im schlimmsten Fall zu einer Gefährdung der Abschaltsicherheit führen.

Im Siedewasserreaktor wird das Längenwachstum, je nach Konstruktion, entweder durch das Wachstum der tragenden Brennstäbe oder durch das Wachstum des zentralen Wasserkanals bestimmt. Auch das Längenwachstum des Brennelementkastens kann wichtig sein. Da die Brennelemente im Siedewasserreaktor nicht mit Niederhaltefedern gehalten werden müssen und frei im Kerngitter stehen, ist der Spielraum für Längenzuwachs wesentlich grösser als im Druckwasserreaktor. Von grösserer Bedeutung ist die Verbiegung der Brennelementkästen, hervorgerufen durch Neutronenflussgradienten und allenfalls ungleichmässige Korrosion. 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 Abschaltsicherheit gefährdet werden kann. Andererseits beeinflussen verbogene Kästen die Moderatorverteilung und dadurch die Leistungsverteilung im Reaktor.

Insbesondere im Druckwasserreaktor hat die Verschlechterung der Brennstablagerung im Abstandhalter zu einer grossen Zahl von undichten Brennstäben geführt. Unter dem Einfluss der Neutronenstrahlung nimmt die Kraft der Abstandhalterfedern ab. Ausserdem verringert sich der Durchmesser der Brennstäbe durch Niederkriechen des Hüllrohrs. Durch Vibration des schlecht gelagerten Brennstabs im Kühlmittelfluss reiben Hüllrohroberfläche sowie Abstandshalterfedern und -auflagepunkte gegeneinander. Dadurch kann das Hüllrohr so stark beschädigt werden, dass der Brennstab undicht wird.

#### 3.4.3 Anlagenbetrieb und Anlagensicherheit

#### Anreicherungsbegrenzung für frische Brennelemente

In jedem Kernkraftwerk gibt es Einrichtungen, in denen unbestrahlte Brennelemente gelagert werden können. In der Regel handelt es sich dabei um ein Trockenlager für unbestrahlte Brennelemente und um Lagerbecken, in denen sowohl frische wie bestrahlte Brennelemente unter Wasser gelagert werden können. Beim Bau der Anlagen werden diese Lagereinrichtungen für einen gewissen maximalen Gehalt an Spaltstoffen ausgelegt, wobei rechnerisch nachgewiesen wird, dass auch unter ungünstigsten Annahmen Unterkritikalität gewährleistet wird. Vor allem in älteren Anlagen entsprach die Auslegungsgrenze den späteren Bedürfnissen nicht. Um trotzdem Brennstoff mit höherem Spaltstoffgehalt lagern zu können, wurden deshalb eine oder mehrere der folgenden Möglichkeiten genutzt:

- Verbesserter Nachweis der Unterkritikalität: Bei der Auslegung wurde der Nachweis der Unterkritikalität oft mit einfachen Methoden und sehr konservativen Annahmen geführt. Mit modernen Methoden kann die Reaktivität mit viel kleineren Unsicherheiten berechnet werden. Dies wiederum ermöglicht das Verkleinern unnötig grosser Sicherheitszuschläge und damit eine Erhöhung der maximalen Spaltstoffmenge ohne bauliche Massnahmen und ohne Verlust an Sicherheit.
- **Bauliche Massnahmen:** In älteren Anlagen wurden die Lagergestelle so gebaut, dass die Stellplätze für einzelne Brennelemente so weit voneinander entfernt waren, dass unter keinen Umständen eine kritische Anordnung entstehen konnte. Eine andere Möglichkeit zum Vermeiden einer kritischen Anordnung ist die Verwendung von

Neutronenabsorbern, beispielsweise von Bor in boriertem Stahl. Diese Möglichkeit wurde oft genutzt, um die Lagerkapazität zu erhöhen, indem die ursprünglichen Lagergestelle durch Kompaktlagergestelle ersetzt wurden, die Neutronenabsorber enthielten. In der Regel wurde gleichzeitig auch die maximal zulässige Menge Spaltstoff pro Brennelement erhöht.

• Abbrandkredit: In einem Nasslagerbecken werden neben mindestens teilweise abgebrannten nur eine begrenzte Anzahl frischer Brennelemente gelagert. Bei der ursprünglichen Auslegung blieb diese Tatsache unberücksichtigt. Indem man die Tatsache ausnützt, dass ein (teilweise) abgebranntes Brennelement weniger reaktiv ist als ein frisches, kann man unter Einhaltung gewisser Randbedingungen zulassen, dass auch höher angereicherte frische Brennelemente gelagert werden, d.h. man nützt den Abbrandkredit ("burnup credit"). Im konkreten Fall wird der Nachweis der Unterkritikalität beispielsweise für den begrenzenden Fall geführt, dass eine maximale Anzahl frischer Brennelemente mit höherer Anreicherung in einem Block gelagert wird, umgeben von Brennelementen mit gleich hoher Anfangsanreicherung, aber einem gewissen minimalen Abbrand. Durch entsprechende Regelungen in der Technischen Spezifikation wird sichergestellt, dass die Randbedingungen eingehalten werden. Durch entsprechende Programmierung der heute allgemein üblichen Hilfsprogramme zum Erstellen der Brennelementbewegungslisten kann das Risiko für einen (menschlichen) Fehler gering gehalten werden.

#### Auswirkungen des veränderten Aktivitätsinventars

Gefährdungspotenzial bei Aktivitätsfreisetzung nach schwerem Unfall: Wird der Entladeabbrand des Brennstoffs erhöht, so steigt auch der durchschnittliche Abbrand des Reaktorkerns und damit die Menge der im Brennstoff enthaltenen langlebigen Spalt- und Aktivierungsprodukte. Bei einer Nachlademenge von 24 Brennelementen und einem maximalen Bündelabbrand von 50 MWd/kgSM würde in einem Reaktor des Beznau-Typs im Betrieb mit Jahreszyklen der mittlere Kernabbrand am Zyklusende etwa 30 MWd/kgSM betragen. Wird die Nachlademenge auf 20 Brennelemente reduziert und der maximale Bündelabbrand auf 60 MWd/kgSM erhöht, so steigt der mittlere Kernabbrand am Ende des Zyklus um etwa 5 MWd/kgSM. Nun wird aber das Gefährdungspotenzial bei einer Aktivitätsfreisetzung als Folge eines schweren Unfalls von kurzlebigen Spaltprodukten dominiert. Deren Kerninventar ist nicht vom Abbrand, sondern von der Reaktorleistung abhängig. Deshalb steigt das radiologische Risiko bei einem schweren Unfall nicht proportional zum mittleren Kernabbrand.

Mit dem Ziel, die Einhaltung der in den Richtlinien R-11 und R-100 [Ref. 32, Ref. 33] festgelegten Dosisgrenzwerte zu überwachen, hat die HSK die Konsequenzen der als Folge von MOX-Einsatz und neuen Kernbeladungsstrategien veränderten Aktivitätsmenge und Isotopenzusammensetzung laufend verfolgt [Ref. 34]. Da jedoch die fest-gelegten Dosisgrenzwerte eingehalten wurden, verlangte die HSK bei Änderungen in der Brennstoffbewirtschaftung keine systematische, zusätzliche Bewertung des geänderten Gefährdungspotenzials beziehungsweise der zusätzlichen zu erwartenden Dosis. Aufgrund von verschiedenen Studien, die im Verlaufe der letzten 30 Jahre bei der Einführung von MOX und höheren Abbränden durchgeführt worden sind, kann dennoch Folgendes festgehalten werden:

- Bezüglich des Normalbetriebes wurde Anfang der 80er Jahre eine ausgedehnte Studie verfasst mit dem Ziel, die Folgen des MOX-Einsatzes in einer mit KKB vergleichbaren europäischen Druckwasseranlage zu untersuchen. Aus dieser Studie ergeben sich eine Verminderung der Belastungen auf dem Luftpfad und eine leichte Erhöhung der flüssigen Abgaben, die jedoch durch die geringere Luftbelastung mehr als kompensiert wird.
- Im Rahmen einer Actinidenstudie wurden 1991 die Auswirkungen der Actiniden im Rahmen der Auslegung untersucht. Speziell wurde darin der Dampferzeuger-Heizrohrbruch bei Einsatz von MOX-Brennstoff analysiert. Unter der Voraussetzung, dass keine zusätzlichen Brennstoffschäden auftreten, ergab die Studie, dass die Dosisbelastung beim MOX-Kern gesamthaft etwas kleiner ausfällt als beim Uran-Kern, allerdings mit steigendem Anteil der Actiniden an der Gesamtdosis.
- Tendenziell zeigte sich bei Abklärungen, die im Zusammenhang mit der im Abschnitt 3.1 erwähnten Studie der NOK Mitte der 90er Jahre durchgeführt wurden, dass der Einsatz von 40% MOX gegenüber einen reinen UO<sub>2</sub>-Kern zu geringeren Edelgas- sowie zu den erwarteten grösseren Actiniden-Inventaren führt und dass Caesium als Spaltprodukt mit steigendem Abbrand proportional (<sup>137</sup>Cs) oder gar überproportional (<sup>134</sup>Cs) zunimmt. Gleichzeitig wird auch das Inventar an Actiniden und an einzelnen Edelgasnukliden grösser.
- Für die Notfallschutzplanung wurde eine Vielzahl von Störfallsequenzen analysiert und abdeckende Referenzquellterme definiert. Die HSK sieht derzeit keinen Anlass, aufgrund von höheren Abbränden oder von MOX-Einsatz eine Anpassung dieser Referenzquellterme beziehungsweise der Notfallschutzplanung vorzunehmen.
- Nachzerfallswärmeleistung: Eine Erhöhung des Entladeabbrandes führt wegen des höheren Inventars an Spalt- und Aktivierungsprodukten auch zu einer höheren Nachzerfallswärmeleistung. Bei einer entsprechenden Änderung der Brennelementauslegung muss deshalb nachgewiesen werden, dass die Kapazität des Kühlsystems für das Brennelementlagerbecken ausreicht.

#### 3.4.4 Entsorgungsfähigkeit

#### Zwischenlagerkapazität

Eine Erhöhung des Entladeabbrandes führt zu einer entsprechenden Reduktion der Anzahl Brennelemente, die beim Brennelementwechsel ersetzt werden müssen. Andererseits erfordern MOX-Brennelemente und höher abgebrannte Uranbrennelemente eine längere Abklingzeit, bevor sie in einen Transport- und Lagerbehälter verbracht werden können. Dies kann unter Umständen den Bedarf an Nasslagerkapazität im Kraftwerk und an Stellplätzen für Transportund Lagerbehälter im Zwischenlager beeinflussen.

#### Wiederaufarbeitung

Die Möglichkeit der Wiederaufarbeitung kann bei der Einführung eines neuen Brennelementtyps nur offen gehalten werden, wenn die Wiederaufarbeitungsanlagen für die Annahme und Verarbeitung von Brennelementen mit entsprechendem Abbrand ausgelegt sind.

# Endlagerfähigkeit

Der Sicherheitsnachweis für ein geologisches Tiefenlager für radioaktive Abfälle basiert auf gewissen Annahmen bezüglich Aktivitätsinventar des Lagerguts. Bei Änderungen der Brennelementauslegung muss deshalb sichergestellt werden, dass dadurch nicht Abfälle entstehen, welche die Basis für den Sicherheitsnachweis infrage stellen würden. Auf diese Frage wird in den Kapitel 5 und Abschnitt 7.4 näher eingegangen.

## 3.5 ENTWICKLUNG DER SICHERHEITSABSTÄNDE

Wie im Abschnitt 3.2.1 dargelegt, tragen Betriebserfahrung, verbesserte Rechenmodelle sowie Forschung und Entwicklung dazu bei, Unsicherheiten und Konservatismen zu verringern. Dadurch kann oft der Abstand zu den Limiten vergrössert werden. Andererseits steigt jedoch der Anreiz, Brennstoff- und Kernauslegung ebenfalls zu verfeinern und den Brennstoff noch besser zu nutzen, beispielsweise durch verfeinerte mechanische und nukleare Auslegung von Brennstab und Brennelement oder durch eine schrittweise Erhöhung des Entladeabbrandes. In diesem Abschnitt wird die Entwicklung thermischer und anderer Betriebslimiten und der Abstände zu diesen Limiten während der letzten zehn bis zwanzig Jahre diskutiert, der heutige Stand dargelegt und ein Ausblick in die Zukunft gemacht.

Die rasche Entwicklung von Programmen für die Kernauslegung und -überwachung über die letzten Jahrzehnte hat dazu geführt, dass die Genauigkeit der Analysen markant verbessert wurde. Zumindest teilweise trug dies zum Bau besserer Brennelemente und zu einer fundierteren Betrachtung von Limiten und Sicherheitsabständen bei.

Mitte der Achtzigerjahre beruhten die Kernberechnungsprogramme auf so genannten 1.5-Energiegruppen-Modellen. Beispiele solcher Programme waren POLCA-4, CM-PRESTO und SIMULATE-2. Die nuklearen Eigenschaften wurden in der schnellen Energiegruppe modelliert, während die Resultate für die thermische Gruppe auf Approximationen beruhten. Die Beziehung zwischen schnellem und thermischem Neutronenfluss wurde durch den Spektrumindex beschrieben. Mit Blick auf den Detaillierungsgrad ergab dies relativ grobe nodale<sup>10</sup> Eigenschaften. Auch die hydraulische Darstellung des Reaktorkerns wurde stark vereinfacht.

Im Lauf der letzten zehn Jahre wurden dreidimensionale Modelle entwickelt, welche auf zwei Energiegruppen (schnelle und thermische Neutronen) beruhten. In den meisten Modellen wird mit einem Diskontinuitätsfaktor gearbeitet, um die Neutronenströme zwischen benachbarten Knoten zu beschreiben. An den Knotenoberflächen wurde die Kontinuität des Neutronenstroms als Randbedingung eingeführt. Einen weiteren Beitrag zu höherer Genauigkeit lieferte die Möglichkeit zum Rekonstruieren der detaillierten Leistungsverteilung in einem Brennstabbündel bis hinunter auf die Knotenebene. Auf Seite der Thermohydraulik wurden "best estimate"-Modelle eingeführt und stetig verbessert, in denen der Druckabfall über den Reaktorkern und die Verteilung des Kühlmitteldurchflusses mit Hilfe von Fliesswiderstandskoeffizienten berechnet wird. Die dank verbesserter Methoden kleiner gewordenen Unsicherheiten in den Berechnungsresultaten eröffneten grundsätzlich die Möglichkeit, die Abstände zu thermischen und anderen Grenzwerten zu verkleinern. Allerdings wurde dies, wie weiter unten dargestellt, nicht ausgenützt.

<sup>&</sup>lt;sup>10</sup> Für die Modellierung wird der Kern aus würfelförmigen "nodes" oder Knoten aufgebaut. Ein Brennelement besteht aus etwa 25 Knoten.

Die Entwicklung von Brennelementen mit verbesserter Neutroneneffizienz beeinflusste Limiten und Sicherheitsabstände ebenfalls. Beim Siedewasserreaktor bestand die wohl wichtigste Änderung im Übergang zu einer Anordnung von vorerst 7×7, dann 8×8, und später von 9×9 und 10×10 Brennstäben bei gleichen Brennelementaussenmassen. Beim Druckwasserreaktor war etwas Ähnliches für bestehende Anlagen nicht möglich, weil hier die Steuerstäbe nicht zwischen die Brennelemente, sondern in das Brennelement selber eingeführt werden und die Anordnung der Führungsrohre deshalb die Freiheit bezüglich Anordnung der Brennstäbe einschränkt. Da die äusseren Dimensionen eines Siedewasserreaktor-Brennelements vorgegeben sind, ergibt sich aus einer Erhöhung der Anzahl Stäbe bei gleich bleibender Bündelleistung eine geringere durchschnittliche Stableistung und somit ein grösserer Abstand zu thermischen Limiten. Bei etwa gleich bleibendem Brennstoffgehalt pro Brennelement nimmt bei einer Erhöhung der Brennstabanzahl der Stabdurchmesser ab. Auch dadurch ändern sich zahlreiche, für das Brennstoffverhalten wichtige Parameter. So verringert sich beispielsweise die Temperatur des Brennstoffs im Zentrum, was wiederum einen positiven Einfluss auf die Spaltgasfreisetzung und die Entwicklung des Stabinnendrucks hat.

Für die Brennstabauslegung respektive für das Festlegen der maximal zulässigen Brennstabbelastung werden ebenfalls Rechenmodelle eingesetzt. Zunehmende Betriebserfahrung, Hotzellenuntersuchungen, sowie Versuche in Testreaktoren und in speziellen Experimentiereinrichtungen mit ständig verbesserten Auswertungsmethoden erlaubten es, auch diese Modelle laufend weiter zu entwickeln. Die verbesserten Möglichkeiten der Brennstabauslegung zusammen mit der reduzierten Stableistung wurden vor allem ausgenützt, um den Entladeabbrand der Brennelemente zu erhöhen, indem die Anfangsanreicherung erhöht wurde. Um 1995 lag die Anreicherung typischerweise im Bereich von 3.5 - 4.0%. Heute liegt sie etwa 0.5% höher, mit steigender Tendenz. Die obere Grenze wird bestimmt durch die in vielen Bereichen der Brennstoffversorgung, -lagerung und -handhabung geltende Limite von 5.0% (entspricht in der Praxis 4.95%). Im Druckwasserreaktor ist dies auch die maximal mögliche mittleren Anreicherung eines Brennelements. Im Siedewasserreaktor-Brennelement nicht eine homogene Anreicherung eingesetzt werden kann, ohne die optimierte Leistungsverteilung innerhalb des Elements zu gefährden.

Wie oben angedeutet, wurden bessere Berechnungsmöglichkeiten nie zur Reduktion von Sicherheitsabständen eingesetzt. Nach wie vor werden der Auslegung von Nachladungen die gleichen Abstände zugrunde gelegt. Vielmehr dienten die verbesserten Methoden der genaueren Bestimmung der Limiten. Da dank der Verbesserungen auch die Streuung vieler Parameter kleiner wurde, können allerdings im heutigen Reaktorbetrieb mehr Brennstäbe und Brennelemente mit minimalem Abstand zu den Grenzwerten betrieben werden. Ein illustratives Beispiel ist die Verringerung der Streuung im Entladeabbrand in den beiden finnischen Siedewasserreaktoren in Olkiluoto<sup>11</sup> von  $\pm 5$  MWd/kgU auf  $\pm 2$  MWd/kgU. Dies bedeutet, dass mehr Brennelemente mit dem gleichen Abstand zu den Limiten betrieben werden als früher. Dies ist allerdings nur dank guter Werkzeuge für die Optimierung der Kernbeladung und dank konsistenter Betriebsstrategie möglich.

Dank der kleineren Stabbelastung konnte der radiale Peaking-Faktor vergrössert werden. Dies beeinflusst direkt die "Critical Power Ratio" (CPR). Ohne Optimierung der mechanischen Brennelementauslegung wäre dies nicht möglich gewesen. Insbesondere die Verfeinerung der Abstandshalterkonstruktion, beispielsweise die Einführung von Mischfahnen, die Erhöhung

<sup>&</sup>lt;sup>11</sup> Kernauslegung und Kernüberwachung mit CASMO-4/SIMULATE-3

der Anzahl Abstandshalter, sowie die Einführung teillanger Stäbe und die verbesserte Struktur der internen Wasserstäbe und –kanäle führten zu verbessertem Filmsiedeverhalten. Auch die Korrelationen zum Berechnen des CPR-Verhalten der Brennelemente wurden verfeinert. Dies war dank verbesserter Testkreisläufe mit vielfältigeren Möglichkeiten zum Steuern der axialen und lokalen Leistungsverteilung und zur Datenerfassung möglich. Dadurch konnten die radialen Peaking-Faktoren von 1.3 bis 1.5 in den Bereich von 1.6 bis 1.8 erhöht werden, ohne den Abstand zum Filmsieden zu verringern.

Die Erhöhung der Anzahl Brennstäbe im Siedewasserreaktor-Brennelement hatte auch einen Nachteil, indem das Stabilitätsverhalten negativ beeinflusst wurde. Vergrösserte radiale und axiale Peaking-Faktoren, geringere Brennstoffzeitkonstante<sup>12</sup> und Verschiebung des Verhältnisses von Einphasen- zu Zweiphasen-Druckabfall verringerten den Abstand zu den Stabilitätslimiten. Allerdings konnte dies mindestens zum Teil kompensiert werden durch Erhöhung des Einphasendruckabfalls, indem die Konstruktion der unteren Gitterplatten verfeinert wurde. Auch durch teilweise eingefahrene Steuerstäbe ("shallow rods") in Positionen mit reaktiveren Brennelementen kann das Stabilitätsverhalten kontrolliert werden, allerdings auf Kosten eingeschränkter Betriebsflexibilität.

Der Entladeabbrand ist kein eigentliches Sicherheitskriterium, sondern wird es erst im Zusammenhang mit Störfallanalysen, wie beispielsweise Reaktivitätsstörfällen. Trotzdem kann es sein, dass einzelne nukleare Behörden eine (zeitweilige) Grenze vorgeben, wenn gemäss ihrer Auffassung der Zusammenhang zwischen Abbrand und geltenden Kriterien zu wenig erforscht ist.

Der Entladeabbrand konnte in erster Linie dank verbesserter Methoden und optimierter Brennelementauslegung erhöht werden. Wie in Abschnitt 3.2.7 dargelegt, kann er allerdings heute begrenzt sein durch die Konsequenzen des Reaktivitätsstörfalls. Hier ist neben der Verbreiterung der experimentellen Datenbasis auch die Entwicklung verbesserter Methoden zum Modellieren des Ereignisses wichtig. Insbesondere der Behandlung des transienten hydraulischen Verhaltens in den Rechenprogrammen kommt grosse Bedeutung zu. Die Lösung könnte in der Verwendung so genannter "sub channel models" liegen. Dies ist allerdings nur mit Hochleistungsrechnern möglich.

Auf die Bedeutung der Materialentwicklung im Zusammenhang mit der Erhöhung des Entladeabbrandes wird im nachfolgenden Kapitel eingegangen.

Es wird angenommen, dass die Entwicklung sicherheitsrelevanter Aspekte in Zukunft nicht mehr ganz so rasant weitergeht wie in den vergangenen zehn Jahren. Der Grund ist teilweise darin zu suchen, dass die praktisch mögliche maximale Anreicherung von 5% <sup>235</sup>U fast erreicht ist und eine Erhöhung dieser Grenze mit sehr hohem Aufwand verbunden wäre. Materialverbesserungen, Detailoptimierung der mechanischen Auslegung und Weiterentwicklung der analytischen Methoden werden allerdings zu einer weiteren Verbesserung der Bennstoffausnützung führen. Beim Siedewasserreaktor-Brennelement bieten Anzahl, Länge und Anordnung der teillangen Stäbe weitere Optimierungsmöglichkeiten. Auch der Druckabfall über die Abstandshalter dürfte weiter verkleinert werden. Dadurch kann das Verhältnis von Einphasen- zu Zweiphasendruckabfall und damit das Stabilitätsverhalten weiter verbessert werden.

<sup>&</sup>lt;sup>12</sup> Mass für die Zeit, bis die thermische Leistung im Brennstab mit dem umgebenden Kühlmittel in Wechselwirkung tritt.

# 4. STAND DER BRENNELEMENT-TECHNIK

# 4.1 DRUCKWASSERREAKTOR

## 4.1.1 Typisches Druckwasserreaktor-Brennelement

Figur 18 zeigt ein modernes Brennelement für Druckwasserreaktoren. Die Struktur eines DWR-Brennelements besteht aus Brennelement-Fuss und -Kopf, zusammengehalten durch die Führungsrohre, und aus den Abstandhaltern. In Brennelementen, welche im Reaktorkern an Steuerelementpositionen stehen, nehmen die Führungsrohre die Steuerstäbe auf. An den übrigen Positionen sind die Führungsrohre leer. Fuss, Kopf und Abstandhalter sind fest mit den Führungsrohren verbunden. Die Niederhaltefedern halten das Brennelement in Position und verhindern ein Anheben durch den Kühlmittelfluss. Die Brennstäbe werden so in die Abstandhalter eingeschoben, dass in unbestrahltem Zustand sowohl zum Fuss wie zum Kopf ein Abstand von wenigen Zentimetern besteht. Während des Betriebs können die Stäbe wegen der nachlassenden Federkraft in den Abstandhaltern nach unten rutschen und auf dem Fuss aufstehen.





### 4.1.2 Betriebsbedingungen

Im Druckwasserreaktor ist der Kühlkreislauf geschlossen. Durch das Zudosieren von Wasserstoff werden reduzierende Bedingungen aufrechterhalten. Die durch Radiolyse gebildeten Gase Wasserstoff und Sauerstoff bleiben im Kreislauf und rekombinieren ausserhalb des Strahlenfeldes schnell wieder. Radioaktive Spaltgase aus der Spaltung von Tramp-Uran oder freigesetzt aus einem undichten Hüllrohr zerfallen im Primärkreislauf, sofern er nicht, beispielsweise vor einem Brennelementwechsel, bewusst entgast wird. Die Wasserchemiebedingungen in verschiedenen Reaktoren unterscheiden sich kaum voneinander.

## 4.1.3 Entwicklung des Entladeabbrandes

Wie Figur 19 zeigt, hat sich der Entladeabbrand von Druckwasserreaktor-Brennstoff beispielsweise in von Siemens gebauten Anlagen seit 1980 im Durchschnitt um etwa 1 MWd/kgU pro Jahr erhöht. Die Verringerung der Nachlademenge führt zwangsläufig zu einer grösseren Streuung in der Bündelleistung, ausgedrückt als radialer Peaking Factor, dem Verhältnis der maximalen Bündelleistung zur durchschnittlichen Leistung aller Bündel im Kern. Insbesondere in Reaktoren mit hoher Leistungsdichte führt eine höhere maximale Leistung zu einem höheren Dampfblasenanteil in den am meisten belasteten Brennelementen. Diese Entwicklung war nur möglich, weil die Struktur- und Hüllrohrmaterialien so verbessert wurden, dass sie den steigenden Anforderungen gewachsen waren. Diese Entwicklung betraf nicht nur Siemens, sondern alle Brennstofflieferanten.



Figur 19 Entwicklung des Entladeabbrandes und der Betriebsbedingungen in von Siemens gebauten Druckwasserreaktoren [Ref. 36]

#### 4.1.4 Spaltgasfreisetzung

Bereits Ende der Achtziger Jahre hat Siemens zusammen mit dem Kernkraftwerk Gösgen Brennelemente mit entsprechend hoher Anreicherung über vier Jahreszyklen bis zu Brennelementabbränden von nahezu 60 MWd/kgU eingesetzt. Ausgewählte Brennstäbe wurden in Brennelemente mit höherer Reaktivität umgesetzt und teilweise bis zu Stababbränden um 100 MWd/kgU weiter betrieben. Bis ins Jahr 2000 waren etwa 55 derart bestrahlte Stäbe mit Abbränden von 20 – 98 MWd/kgU in Hotzellen untersucht worden. Dabei wurde u.a. die integrale Spaltgasfreisetzung in das freie Stabvolumen (in % des während der Bestrahlung gebildeten Spaltgases) bestimmt. An ausgewählten Proben wurden detaillierte Untersuchungen durchgeführt. Dabei wurde unter anderem mit einer Elektronenmikrosonde der Restgehalt des Spaltgases Xenon als Funktion des Tablettenradius in der Brennstoffmatrix bestimmt und mit der Mikrostruktur des Brennstoffs in Beziehung gebracht. Mit diesen Untersuchungen wurden Daten gewonnen, um die Modelle zur Spaltgasfreisetzung zu validieren und um ganz allgemein das Brennstabverhalten abzusichern [Ref. 37, Ref. 38].

Tabelle 2 zeigt die mittlere Stableistung und den akkumulierten Abbrand der untersuchten Stäbe während ihres Reaktoreinsatzes. Die Anfangsanreicherung des Brennstoffs lag zwischen 3.5 und 4.2% <sup>235</sup>U. Während der vier ersten Zyklen fielen die Stableistungen und damit die Brennstofftemperatur deutlich. Nach dem Umsetzen der Stäbe in ein anderes Brennelement blieben die Stableistungen während der restlichen Einsatzzeit relativ hoch. Weil die thermische Leitfähigkeit des Brennstoffs mit steigendem Abbrand abnimmt und der Brennstoff in der Randzone poröser wird, lag die Temperatur im Zentrum des Brennstoffs während der zweiten Hälfte der Bestrahlung konstant bei 1000 °C.

| Zyklus | mittlere Stableistung<br>[W/cm] | akkumulierter Abbrand<br>[MWd/kgU] |
|--------|---------------------------------|------------------------------------|
| 1      | 270 - 340                       | 15 – 19                            |
| 2      | 260 - 290                       | 19 – 37                            |
| 3      | 210 - 230                       | 41 - 48                            |
| 4      | 180 - 200                       | 51 – 59                            |
| 5      | 170 - 180                       | 60 - 67                            |
| 6      | 160 - 170                       | 71 - 72                            |
| 7      | 150 - 160                       | 78 - 82                            |
| 8      | 140                             | 90                                 |
| 9      | 140                             | 98                                 |

| Tabelle 2 | Mittlere Stableistung und mittlerer Stababbrand der untersuchten Brennstäbe |
|-----------|---|
|           | [Ref. 37]   |

Figur 20 zeigt die Ergebnisse der integralen Spaltgasfreisetzungsmessungen. Bis zu einem Abbrand von etwa 50 MWd/kgU steigt der Anteil des freigesetzten Spaltgases etwa linear auf einen Wert von 7%. Danach nimmt die prozentuale Gasfreisetzung exponentiell zu und erreicht bei 100 MWd/kgU etwa 28%. Aus den Ergebnissen der Elektronenmikrosondenanalysen (Figur 21) kann geschlossen werden, aus welchen Bereichen des Brennstoffs das Spaltgas freigesetzt wurde. Bei einem Tablettenabbrand von 50 MWd/kgU steigt die Xenonkonzentration von etwa 0.2% im Zentrum mit steigendem Radius an und erreicht ab  $r/r_0 = 0.7$  den lokal erzeugten Wert, d.h. aus dem äusseren Teil der Tablette wurde kein Spaltgas freigesetzt. Bei höheren Abbränden liegen die gemessenen Xenonkonzentrationen überall unter dem lokal erzeugten Wert. Dies bedeutet allerdings nicht, dass der nicht erfasste Anteil ins freie Stabvolumen freigesetzt wurde. Schliffbilder zeigen, dass im Bereich 0.7 <  $r/r_0$  < 0.9 das Spaltgas in einer grossen Zahl von geschlossenen Gasporen zurückgehalten wird. Am Tablettenrand werden die geschlossenen Poren mit steigendem Abbrand grösser. Der Volumenanteil erreicht bei einem Tablettenabbrand von 102 MWd/kgU etwa 24%. Bei 67 MWd/kgU ist am Tablettenrand die ursprüngliche Kornstruktur des Brennstoffs in eine Subkornstruktur mit Korngrössen

von  $0.2 - 0.3 \,\mu\text{m}$  und Gasblasen mit einem mittleren Durchmesser von  $1 - 2 \,\mu\text{m}$  umgewandelt worden (Figur 22). Die Randstruktur wird mit steigendem Abbrand dicker (Figur 23). Der mittlere Gasblasendurchmesser steigt auf 4  $\mu\text{m}$  an, mit Blasen bis zu 10  $\mu\text{m}$  in den äussersten 100  $\mu\text{m}$  (Figur 22).

Die Analysen zeigen, dass zwei verschiedene Mechanismen zur Spaltgasfreisetzung beitragen. Bis zu 90% des Spaltgases, welches sich im Bereich  $0 < r/r_0 < 0.4$  bildet, wird ins freie Stabvolumen freigesetzt. In dieser Zone bildet sich ein Gleichgewicht zwischen der Bildungsrate und der Freisetzungsrate von Spaltgas. Das Gas dürfte über ein offenes System von Korngrenzen-Kanälen freigesetzt werden, welches sich bei hoher Stableistung rasch ausbildet und während der ganzen Bestrahlung erhalten bleibt. Der Beitrag dieses Mechanismus zur prozentualen Spaltgasfreisetzung steigt linear mit dem Abbrand. Den zweiten Beitrag zur Spaltgasfreisetzung liefert der Bereich  $0.4 < r/r_0 < 0.7$ . Er wird mit dem Überschreiten von Sättigungskonzentrationen erklärt, die temperaturabhängig sind. Mit steigendem Abbrand werden die Sättigungskonzentrationen in immer grösseren Bereichen überschritten. Beträgt dieser Beitrag bei 50 MWd/kgU noch etwa 10% der Gesamtfreisetzung, so steigt er über 40% bei 78 MWd/kgU auf 65% bei 100 MWd/kgU.

Der Beitrag der Zone mit ausgebildeter Randstruktur ist unbedeutend. Einerseits deuten die schnell grösser werdenden Gasblasen darauf hin, dass die Gase zurückgehalten werden und zu grosser Innendruck durch Koalieren kleinerer Poren zu grossen Blasen abgebaut wird. Andererseits zeigt eine einfache Rechnung, dass das Freisetzen von nur 10% der in der äussersten Zone gebildeten Gase die integrale Gasfreisetzung verdoppeln würde. Wegen des im Vergleich zum Mittelwert sehr hohen lokalen Abbrandes an der Tablettenperipherie wird ein wesentlicher Teil der insgesamt produzierten Gasmenge dort gebildet.

Bis hin zu einem Tablettenabbrand von über 100 MWd/kgU verändert sich die Mikrostruktur kontinuierlich und vorhersagbar. Dies bedeutet, dass die Spaltgasfreisetzung auch bei hohem Abbrand mit den bestehenden Rechenmodellen beschrieben werden kann. Deshalb ist es möglich, die Spaltgasfreisetzung bei der mechanischen Auslegung der Brennstäbe dem Zielabbrand entsprechend zu berücksichtigen. Dies hat nicht zuletzt die im Rahmen des Hochabbrandprogramms im Kernkraftwerk Gösgen gesammelte Erfahrung gezeigt.



Figur 20 Spaltgasfreisetzung in Druckwasserreaktor-Brennstäben mit einer Anfangsanreicherung von 3.5 – 4.2%<sup>235</sup>U als Funktion des mittleren Stababbrands [Ref. 38]



Figur 21 Xenon-Konzentration in der Brennstoffmatrix als Funktion des relativen Tablettenradius im Vergleich mit der während der Bestrahlung erzeugten Menge [Ref. 38]



Figur 22 Gasporen in der Randzone von Druckwasserreaktor-Brennstofftabletten mit einem Abbrand von 102 und 67 MWd/kgU [Ref. 38]



Figur 23 Dicke der Randstruktur als Funktion des Tablettenabbrands [Ref. 38]



Figur 24Beiträge der verschiedenen Tablettenzonen zur integral freigesetzten<br/>Spaltgasmenge in Funktion des Abbrandes [Ref. 38]

#### 4.1.5 Hüllrohrentwicklung

#### Entwicklungsbedarf

Bereits in den frühen Achtziger Jahren zeichnete sich ab, dass Standard-Zircaloy-4, wie es damals als Hüllrohrmaterial in allen Druckwasserreaktoren eingesetzt wurde, den steigenden Anforderungen, insbesondere in den Reaktoren der damals neusten Generation, nicht mehr gewachsen war. So wurden im Kernkraftwerk Gösgen auf Brennstäben mit 3.50% Anfangsanreicherung bei einem Abbrand von weniger als 40 MWd/kgU Oxidschichtdicken um 100 µm gemessen. Die Oxidschicht platzte grossflächig ab (Figur 25).



Anfangsanreicherung 3.50% <sup>235</sup>U, Abbrand: 35.8 MWd/kgU ("historische" Aufnahme aus dem Jahr 1989)



#### Materialentwicklungsprogramm von Siemens

Wie alle Brennstofflieferanten arbeitete auch Siemens deshalb intensiv an der Verbesserung der Materialeigenschaften. Einerseits wurden die Herstellungsprozesse verbessert, indem die Prozessparameter, insbesondere die chemische Homogenität der Ausgangsmaterialien und die Wärmebehandlungsschritte, verbessert und dadurch die Unterschiede in den Materialeigenschaften verringert wurden. Andererseits wurden, nachdem offensichtlich wurde, dass Zircaloy-4 innerhalb der ASTM-Spezifikation den steigenden Anforderungen niemals genügen würde, das Duplex-Konzept sowie neue Materialien mit besseren Korrosionseigenschaften entwickelt. Parallel dazu wurden auch die Strukturmaterialien für das Brennelementskelett weiterentwickelt. Tabelle 3 skizziert die Meilensteine des Materialentwicklungsprogramms von Siemens (heute Framatome ANP GmbH).

Ein bedeutendes Hindernis bei der Einführung fortschrittlicher Hüllrohrmaterialien war die Forderung, befriedigendes Verhalten sei auch für Unfallsituationen wie beispielsweise bei Kühlmittelverlust ("Loss of Coolant Accident", LOCA) nachzuweisen. Für Zircaloy-4 (und Zircaloy-2 für den Einsatz im Siedewasserreaktor) war dieser Nachweis erbracht worden. Bei der Lizenzierung beispielsweise für den LOCA diente deshalb Zircaloy als Referenzmaterial. Um eine neue Legierung ausserhalb der ASTM-Zircaloy-Spezifikation für Vollmaterial-Hüllrohre einzuführen, sind deshalb zeitaufwändige Versuche zum Nachweis der Eignung auch unter Unfallbedingungen nötig. Weil die dazu nötige Zeit damals nicht zur Verfügung stand, entwickelte Siemens und etwas später auch ABB Atom (heute: Westinghouse Electric Sweden) das Duplex-Konzept. Das Hüllrohr besteht aus zwei Komponenten, nämlich aus einem Zircaloy-4-Rohr mit einer dünnen äusseren Schicht aus einem fortgeschrittenen Material. Die für das Verhalten unter Unfallbedingungen wichtigen mechanischen Eigenschaften des Duplex-Hüllrohrs werden bestimmt durch das Wandmaterial Zircaloy-4, welches jedoch durch die Schicht aus korrosionsresistentem Material vor exzessiver Korrosion geschützt wird. Parallel zur Einführung des Duplex-Konzeptes für die Vor-Konvoi- und die Konvoi-Anlagen von Siemens-KWU entwickelten alle Brennstofflieferanten fortschrittliche Materialien für Vollmaterial-Hüllrohre mit einer Zusammensetzung ausserhalb der ASTM-Spezifikation, so auch Westinghouse Electric (ZIRLO<sup>TM</sup>) und Framatome (M5<sup>TM</sup>).

| Randbedingung  | Hüllrohr <sup>(*)</sup>  | Strukturmaterial <sup>(*)</sup>         |
|--|--|---|
| Der ASTM-Spezifikation entsprechend <sup>(**)</sup> :<br>Optimierung von Zircaloy-4  | Low-Sn Zircaloy-4<br>(PCA-1) (1987)<br>Optimized Zircaloy-4<br>(PCA-2a) (1989) | Low-Sn Zircaloy-4<br>(1989)             |
| Insgesamt der ASTM-Spezifikation<br>entsprechend <sup>(**)</sup> : Duplex-Konzept (DX)   | Duplex Extra-Low-Sn<br>(0.5–0.8%) (DX ELS, DX D4)<br>(1989/90)                 |   |
| Möglichst wenig abweichend von ASTM-Spe-<br>zifikation <sup>(**)</sup> : Entwicklung einer fortschrittlichen<br>Zircaloy-Variante                          | Modified Zircaloy-4<br>(PCA-2b) (1995)   | Modified Zircaloy-4<br>(PCAm-SC) (1997) |
| Hochabbrand, hohe Brennstoffbelastung,<br>Zusammensetzung unabhängig von ASTM-<br>Spezifikation: Entwicklung von Hochleistungs-<br>Legierungen (seit 1985) | Zr1Nb, DX Zr2.5Nb<br>Zr0.6SnFeV (HPA-4,<br>DX und Vollmaterial)                | Zr0.6SnFeV<br>(HPA-4)                   |

# Tabelle 3Entwicklung fortschrittlicher Materialien für den Einsatz im Druckwasserreak-<br/>tor durch Siemens (Übersicht) [Ref. 40]

<sup>(\*)</sup> in Klammern: Zeitpunkt der Einführung in Nachlademengen

(\*\*) aus Gründen der Lizenzierung

Figur 26 illustriert einige wichtige Zusammenhänge. Im Allgemeinen führt eine Erhöhung des Zinngehaltes zu stärkerer Korrosion. Die Zulegierung der Übergangselemente Eisen, Chrom und Vanadium wirkt sich unabhängig vom Zinngehalt günstig auf das Korrosionsverhalten aus, falls der Gesamtgehalt mindestens 0.3% beträgt. Ist die Konzentration an Übergangselementen zu tief, steigt die Korrosionsrate rasch an. Für Niob wurde ein ähnlicher Effekt beobachtet wie für die Übergangselemente, allerdings nur, wenn die Zinnkonzentration nicht grösser als 0.3% ist. Diese Erkenntnisse bildeten eine der Grundlagen für das Materialentwick-lungsprogramm von Siemens.



Figur 26 Oxidschichtdicke auf Materialproben nach zweijähriger Bestrahlung im Druckwasserreaktor in Abhängigkeit der Konzentration von Zinn und Übergangselementen [Ref. 41]

Wie in Figur 19 gezeigt, ging die Erhöhung des Entladeabbrandes einher mit höherer Stableistung und lokal höherem Dampfanteil. In vielen Fällen erfordert eine veränderte Betriebsstrategie auch eine höhere Lithiumkonzentration im Reaktorwasser. Es ist bekannt, dass zumindest unter Laborbedingungen Lithium die Korrosion erhöhen kann. Ein höherer Dampfanteil birgt ausserdem das potenzielle Risiko für nodulare Korrosion, wie sie im Siedewasserreaktor bei gewissen Materialien beobachtet wird. Deshalb wurden Materialproben im Autoklaven in Gegenwart von LiOH getestet und während sechs Jahren in einem Siedewasserreaktor bestrahlt. Wie Figur 27 zeigt, sind ELS und die meisten binären ZrNb-Legierungen unter oxidativen Bedingungen weniger beständig als beispielsweise HPA-4. Allerdings konnte im Druckwasserreaktor auch bei 20% Dampfanteil bei keinem Material nodulare Korrosion beobachtet werden. Ein geringer Zinngehalt fördert die Korrosion in Gegenwart von Lithium (Figur 28). Zumindest oberhalb von 0.5% Sn wird dieser Effekt durch einen hohen Gehalt an Übergangsmetallen kompensiert. Mit Ausnahme des hoch kalt verformten, in der α-Phase geschmiedeten Zr2.5Nb sind alle binären ZrNb-Legierungsvarianten auf Lithium empfindlich. Nachbestrahlungsuntersuchungen von Brennstäben mit verschiedenen Materialien, die unter hoher Belastung bestrahlt worden waren, haben zwar gezeigt, dass der Lithiumgehalt am Übergang von Oxid zu Metall abhängt von Wärmefluss, Oxidschichtdicke und Zusammensetzung des Hüllrohrmaterials. Im Reaktor wurde allerdings noch nie ein negativer Einfluss von Lithium auf die Korrosion beobachtet.

Wie Figur 29 zeigt, korrodieren die Materialien, welche im Laufe des Siemens-Entwicklungsprogramms unter anforderungsreichen Betriebsbedingungen als Hüllrohr eingesetzt wurden, im Vergleich zu Standard-Zircaloy-4 viel weniger. Ein Teil des Wasserstoffs, der sich bei der Korrosionsreaktion bildet, wird vom Hüllrohr aufgenommen ("Hydrogen Pickup Fraction", HPUF). Nachbestrahlungsuntersuchungen haben gezeigt, dass die HPUF bei den fortgeschrittenen Materialien gleich oder kleiner ist als bei Standard-Zircaloy-4 [Ref. 40]. Wegen des besseren Korrosionsverhaltens bedeutet dies insgesamt weniger Wasserstoff im Hüllrohr. Deshalb bleiben die mechanischen Eigenschaften des Hüllrohrs, welche durch exzessive Wasserstoffaufnahme negativ beeinflusst würden, bis zu viel höherem Abbrand erhalten.

Die Siemens-Erfahrung bei Entwicklung und Einsatz von Duplex-Hüllrohren wurde in [Ref. 42] zusammengefasst. Figur 30 zeigt das Aussehen aktueller Standard-Hüllrohre nach vierjährigem Einsatz im Kernkraftwerk Gösgen. Trotz höherer durchschnittlicher linearer Stableistung und längerer Einsatzzeit ist der Zustand viel besser als derjenige von Zircaloy-4 nach drei Zyklen (Figur 25).

Wasserstoffaufnahme und Hydridverteilung sind in Duplex- und in Vollmaterial gleich. Dies haben Untersuchungen von Hüllrohren gezeigt, welche Seite and Seite im selben Brennelement bestrahlt worden waren (Figur 31).

Überraschenderweise wird das gute Korrosionsverhalten von Duplex-Hüllrohren auch durch eine Beschädigung der äusseren Schicht nicht beeinträchtigt. Dies haben Labor- und Bestrahlungsversuche mit Hüllrohren gezeigt, bei welchen die Schicht künstlich beschädigt war. Offenbar schützt das korrosionsresistente Material der äusseren Schicht auch das exponierte Grundmaterial vor Korrosionsangriff, wie Figur 32 zeigt.

Um nachzuweisen, dass sich Duplex-Hüllrohr bei einem LOCA gleich verhält wie ein Zircaloy-4-Vollrohr, wurde das Kriechversagen verglichen. Ausserdem wurde die Korrosion von induktiv beheizten Duplex-Rohrproben im Dampf zwischen 1000 und 1200 °C studiert. Wie Figur 33 zeigt, besteht beim Kriechversagen kein Unterschied. Auch in den Hochtemperatur-Korrosionsversuchen wurde kein Unterschied gefunden. Gewichtszunahme, Oxidschichtdicke und die Dicke der durch Sauerstoff in der  $\alpha$ -Phase stabilisierten Schicht waren für beide Materialien gleich. Daraus kann geschlossen werden, dass Duplex-Hüllrohre sich bei einem LOCA gleich verhalten würden wie Zircaloy-4.

FOCUS-Brennelemente mit Duplex-Hüllrohren stehen inzwischen in dreizehn verschiedenen Anlagen in Nachlademengen im Einsatz. Der maximal erreichte Brennelement-Abbrand beträgt 72 MWd/kgU (Kernkraftwerk Gösgen). Noch in weiteren drei Anlagen lag der höchste Wert über 60 MWd/kgU.









Figur 28 Korrosion verschiedener Materialien in 0.01 m LiOH bei 350 °C [Ref. 40]





Figur 29Korrosionsverhalten fortgeschrittener, von Siemens entwickelter Hüllrohr-<br/>materialien unter anforderungsreichen Betriebsbedingungen



Anfangsanreicherung 4.94%<sup>235</sup>U, Abbrand: 61.4 MWd/kgU, 30–40 µm Oxid

Figur 30 Oberfläche von Standard-Duplex-HPA-4-Hüllrohren nach 4 Zyklen im Kernkraftwerk Gösgen [Ref. 39]



Duplex cladding (V1-3)

Through wall cladding (V2

Figur 31Hydridverteilung in Duplex ELS-Hüllrohr im Vergleich zur Verteilung in<br/>Hüllrohr aus Vollmaterial [Ref. 42]



Figur 32 Oxidschicht auf Duplex-Hüllrohr mit künstlich beschädigter äusserer Schicht [Ref. 42]



Figur 33 Kriechversagen von Duplex- und Vollmaterial-Hüllrohren [Ref. 42]

#### **Duplex-Hüllrohr von Westinghouse**

Die Untersuchungsergebnisse der von Westinghouse unter anderem im Kernkraftwerk Grohnde eingesetzten Duplex-Hüllrohrvarianten bestätigen die Tauglichkeit des Duplex-Konzeptes [Ref. 43]. Es wurden zwei verschiedene Materialien für die äussere Schicht getestet: D4 (Zr0.5Sn0.5Fe0.2Cr0.03Ni, Duplex A) und 3b+ (Zr0.8Sn0.4Fe, Duplex B). In beiden Fällen bestand das Grundmaterial aus Zircaloy-4 mit 1.43 – 1.51% Sn. Ausgewählte Stäbe waren nach der Grundbestrahlung in Brennelemente mit höherer Reaktivität umgesetzt und bis etwa 68 MWd/kgU weiterbestrahlt worden. Eine Variante von Duplex 3b+, Duplex 3b (Zr0.5Sn0.4Fe, Duplex C) wurde mit Grundmaterial aus Zircalov-4 mit nur 1.26 – 1.28% Sn ebenfalls in Grohnde bis etwa 50 MWd/kgU eingesetzt. Insgesamt verhalten sich Duplex A und Duplex B fast gleich: Maximale Oxidschichtdicke 40 – 50 µm, 240 – 290 ppm Wasserstoff (HPUF 21 – 26%), Stabwachstum maximal um 0.4%. Etwas stärker wachsen Stäbe mit Duplex C und innerer Komponente mit tieferem Zinngehalt und Vollrohre aus demselben Zircaloy-4. Westinghouse erklärt den Unterschied mit unterschiedlichem Kriechverhalten. Zircaloy-4 mit tiefem Zinngehalt kriecht schneller und kommt damit rascher in Kontakt mit dem Brennstoff. Nach dem Schliessen des Spalts zwischen Hüllrohr und Brennstofftablette wird das Längenwachstum des Stabes durch das Schwellen der Brennstoffsäule bestimmt. Deshalb wachsen diese Stäbe etwas mehr, wie Figur 34 illustriert.



(Duplex 3b: Duplex C with low tin Zircaloy-4; Duplex 3b+: Duplex B; Duplex D4: Duplex A)

Figur 34Relatives Wachstum von Westinghouse-Brennstäben mit verschiedenen<br/>Hüllrohrvarianten im Kernkraftwerk Grohnde [Ref. 44]

#### M5<sup>TM</sup> von Framatome

Bereits vor dem Zusammengehen mit Siemens hatte Framatome auf der Basis von Zr1Nb ein fortgeschrittenes Material für Hüllrohre und Brennelementstruktur entwickelt. Es handelt sich um eine im α-Bereich bearbeitete, rekristallisierte Legierung mit wohl kontrolliertem Gehalt an Schwefel, Sauerstoff, Eisen und Kohlenstoff. Mit über 650'000 bereits entladenen oder noch im Einsatz stehenden Brennstäben in etwa 60 Nachladungen besteht eine breite Betriebserfahrung [Ref. 45]. Die heute im Einsatz stehende Variante von M5<sup>TM</sup> zeichnet sich aus durch geringe Korrosion und gute mechanische Stabilität. Figur 35 fasst das Korrosionsverhalten in verschiedenen Reaktoren zusammen. Wie Figur 36 zeigt, ist die Wasserstoffkonzentration auch bei 70 MWd/kgU noch kleiner als 100 ppm. Im Vergleich zu Zircaloy-4 kriecht M5<sup>TM</sup> unter dem Einfluss der Neutronenstrahlung weniger rasch, wobei die Kriechgeschwindigkeit vom Innendruck im Brennstab abhängt (Figur 37). Auch der Schwefelgehalt scheint das Kriechverhalten entscheidend zu beeinflussen (Figur 38).

Das vor allem in deutschen und schweizerischen Anlagen eingesetzte, von Siemens entwickelte Duplex-Hüllrohrmaterial wurde in Deutschland bereits weitgehend durch M5<sup>™</sup> ersetzt. Mit einer Ausnahme wurde auslegungsgemässes Verhalten beobachtet. Einzig in Philippsburg-2 trat lokal erhöhte Korrosion auf. Die Ursachenabklärung ergab eine Korrelation mit dem Eisengehalt des Materials und mit der lokalen Leistungsverteilung. Das Problem wird auf einen einmaligen Fehler bei der Hüllrohrfabrikation zurückgeführt.



Figur 35 Korrosionsverhalten von M5<sup>TM</sup> in verschiedenen Reaktoren [Ref. 45]



Figur 36 Wasserstoffgehalt in M5<sup>TM</sup>-Hüllrohr bis zu einem Abbrand von 70 MWd/kgU [Ref. 45]



**Fast Fluence (10<sup>24</sup> n/m<sup>2</sup>)** (vor Schliessen des Spalts zwischen Hüllrohr und Brennstoff) (Pint = Fülldruck des Stabs bei Fabrikation)

Figur 37Niederkriechen von M5<sup>TM</sup>-Hüllrohr in verschiedenen Reaktoren mit<br/>17×17-Brennstoff nach 1 oder 2 Reaktorzyklen [Ref. 46]



Figur 38Niederkriechen von M5<sup>TM</sup>-Hüllrohr mit unterschiedlichem Schwefelgehalt im<br/>Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 47]

Im Rahmen der Vorbereitungen zur Lizenzierung von M5<sup>TM</sup> wurden zahlreiche Versuche durchgeführt. Unter anderem muss das bestimmungsgemässe Verhalten beim Steuerstabauswurf ("Reactivity Initiated Accident", RIA) und bei einem LOCA nachgewiesen werden. In [Ref. 45] wurden die bisher erzielten Resultate zusammengefasst. Zur Demonstration des Verhaltens bei einem RIA sind neben dem Vergleich der mechanischen Eigenschaften von bestrahltem Material mit Zircaloy-4 insbesondere die Ergebnisse von CABRI-Tests massgebend. In zwei Versuchen blieben die Proben mit einem lokalen Abbrand von 63.5 respektive 74.5 MWd/kgU intakt. Die Resultate von unter ähnlichen Bedingungen durchgeführten CABRI-Tests sind in Figur 39 zusammengefasst. Bei einem RIA wird das Hüllrohr mechanisch durch das rasche Ausdehnen des Brennstoffs belastet ("Pellet-Cladding Mechanical Interaction", PCMI). Deshalb ist für das Verhalten des Hüllrohrs primär dessen Duktilität massgebend, die beispielsweise die Verlängerung des Materials vor dem Bruch in Ring-Zugversuchen beeinflusst. Das Verhalten vom M5<sup>TM</sup>, das während 3 – 5 Jahreszyklen bestrahlt worden war, wurde mit entsprechenden Zircaloy-4-Proben verglichen. Wie Figur 40 zeigt, ist M5<sup>TM</sup> im überlappenden Temperaturbereich duktiler als Zircaloy-4. CABRI-Tests und Laborversuche deuten darauf hin, dass sich M5<sup>™</sup> bei einem RIA auslegungsgemäss verhalten würde.



Figur 39 Resultate von integralen CABRI-RIA-Tests [Ref. 45]



Figur 40 Ringzugversuche, bestrahltes M5<sup>TM</sup> im Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 45]

Um das Verhalten von M5<sup>TM</sup> unter LOCA-Bedingungen zu charakterisieren, wurden folgende Phänomene studiert:

*Phasenübergänge, mechanische Eigenschaften.* Insbesondere die Temperatur des Phasenübergangs von der  $\alpha$ - in die ( $\alpha$ + $\beta$ )-Phase sinkt mit zunehmendem Wasserstoffgehalt. Die Abhängigkeit ist für M5<sup>TM</sup> und Zircaloy-4 etwa gleich. Weil jedoch M5<sup>TM</sup> auch bei hohem Abbrand nur wenig Wasserstoff enthält, geschieht bei einem LOCA die Phasenumwandlung bei M5<sup>TM</sup> bei höherer Temperatur als bei Zircaloy-4. Insgesamt zeigten die Versuche, dass die für unbestrahltes Material entwickelten Prognosemodelle auch für bestrahltes M5<sup>TM</sup> anwendbar sind.

*Oxidationskinetik bei hoher Temperatur.* Das Korrosionsverhalten von frischem M5<sup>TM</sup> und Zircaloy-4 zwischen 700 und 1400 °C und von hydrierten Proben (bis 300 ppm) ist gleich. Beispielhaft zeigt Figur 41 die Daten für 1200 °C.

*Verhalten beim Abschrecken*. Das Defektverhalten von M5<sup>TM</sup>-Proben nach beidseitigem Oxidieren im Temperaturbereich 1000 – 1300 °C ist gleich wie dasjenige von entsprechenden Zircaloy-4-Proben.

*Mechanische Eigenschaften nach dem Abschrecken*. Auch die mechanischen Eigenschaften von M5<sup>TM</sup> und Zircaloy-4 nach dem Abschrecken unterscheiden sich nicht wesentlich voneinander.

Zusammenfassend kann aus den Versuchen geschlossen werden, dass sich M5<sup>TM</sup> bei einem LOCA gleich verhalten würde wie Zircaloy-4. Möglicherweise wären die Eigenschaften von M5<sup>TM</sup> bei hohem Abbrand sogar günstiger, weil der Wasserstoffgehalt kleiner wäre als in Zircaloy-4 bei entsprechendem Abbrand.



Figur 41Korrosion von M5<sup>TM</sup> und Zircaloy-4 mit unterschiedlichem Wasserstoffgehalt bei<br/>1200 °C [Ref. 45]

#### ZIRLO<sup>TM</sup> von Westinghouse

Wie Framatome entwickelte auch Westinghouse bereits vor der Übernahme von ABB Atom ein fortgeschrittenes Hüllrohrmaterial. Bei der Entwicklung von ZIRLO<sup>TM</sup> wurden mehr als vierzig verschiedene Legierungsvarianten in Labor und Reaktor miteinander verglichen. Schliesslich wurde ZIRLO<sup>TM</sup> ausgewählt, weil es bezüglich Korrosionsverhalten sowie strahlungsinduziertem Kriechen und Wachsen klar besser war als Zircaloy-4. Binären Legierungen wurde es vorgezogen, weil es unter anderem in Laborversuchen in Gegenwart von Lithium weniger korrosionsanfällig war (Figur 42). Das ursprünglich eingesetzte ZIRLO<sup>TM</sup> enthielt 1% Sn, 0.1% Fe and 1% Nb. Wie im Falle von Zircaloy-4 führte eine kleinere Zinnkonzentration zu besserem Korrosionsverhalten. Andererseits war Material mit sehr wenig Zinn in Gegenwart von Lithium nicht mehr korrosionsbeständig. So wurde schliesslich für modernes ZIRLO<sup>TM</sup> ein Zinngehalt von 0.67% festgelegt.

Unterdessen sind während über 16 Jahren mehr als 2.5 Mio Brennstäbe mit ZIRLO<sup>TM</sup>-Hüllrohr in 48 Reaktoren im Einsatz oder bereits entladen. Der maximale erreichte Abbrand liegt über 70 MWd/kgU. Figur 43 zeigt die gesamte ZIRLO<sup>TM</sup>-Betriebserfahrung in Funktion des Abbrandes, Figur 44 illustriert die Durchdringung des amerikanischen Marktes.





Figur 42 Korrosion verschiedener Legierungen bei 360 °C in Gegenwart von 70 ppm Lithium [Ref. 48]



Figur 43

Abbrandverteilung von ZIRLO<sup>TM</sup> Brennelementen (Stand: Dezember 2001) [Ref. 44]



Figur 44 ZIRLO<sup>TM</sup> in amerikanischen Druckwasserreaktoren [Ref. 48]

Figur 45 zeigt Oxidschichtdicken als Funktion des "Modified Fuel Duty Index" (FDI) für Zircaloy-4 und ZIRLO<sup>TM</sup> mit 1% Zinn. Mit weniger als 90 µm Oxid wurden die Anforderungen bezüglich Korrosion auch unter anspruchsvollen Betriebsbedingungen erfüllt. Moderneres ZIRLO<sup>TM</sup> dürfte sich noch besser verhalten. Der FDI berücksichtigt neben dem Abbrand auch Hüllrohrbetriebstemperatur und unterkühltes Dampfblasensieden. Er ist wie folgt definiert:

### FDI = $[1,8/100 \cdot (T_{avg} - 304) \cdot (H/1000)]^2 + \alpha M_t$

#### where

- $T_{avg}$  = Time average oxide surface temperature, °C if  $T_{avg}$  < 304 °C, then  $T_{avg}$  = 304 °C
- H = Irradiation time, hours
- α = Constant

#### M<sub>t</sub> = Total mass evaporated per unit area, kg/m<sup>2</sup> (a measure of subcooled boiling)

Wie Figur 46 zeigt, wachsen Brennelemente mit ZIRLO<sup>TM</sup>-Strukturteilen und ZIRLO<sup>TM</sup>-Brennstäbe im Betrieb weniger als Brennelemente mit Zircaloy-4-Struktur und Stäbe mit Hüllrohr aus Zircaloy-4 oder Zr1Nb. Kriechverhalten und mechanische Eigenschaften von ZIRLO<sup>TM</sup> sind ähnlich wie bei Zircaloy-4.

Bei ZIRLO<sup>TM</sup> ist die Temperatur des  $\alpha/\beta$ -Phasenübergangs ähnlich wie bei Zircaloy-4. Bei Zusatz von Niob erfolgt der Phasenübergang bei tieferer Temperatur. In ZIRLO<sup>TM</sup> wirkt Zinn als Stabilisator für die  $\alpha$ -Phase und reduziert dadurch den Einfluss von Niob. Mit Korrosionsversuchen bei 815 und 1200 °C und anschliessender Duktilitätsmessung bei 20 und 135 °C konnte gezeigt werden, dass sich ZIRLO<sup>TM</sup> und Zircaloy-4 unter LOCA-Bedingungen gleich verhalten. Deshalb sind die für Zircaloy-4 geltenden LOCA-Kriterien auch auf ZIRLO<sup>TM</sup> anwendbar.

ZIRLO<sup>TM</sup> wird in spannungsarm geglühtem ("stress relief annealed", SRA) oder teilweise rekristallisiertem Zustand eingesetzt. In solchem Material werden Hydride bevorzugt in tangentialer Richtung ausgeschieden. Im Gegensatz dazu bilden sich in vollständig rekristallisiertem Material radiale Hydride (Figur 47). Das Risiko für wasserstoffinduzierte Risse während der Langzeitzwischenlagerung ist deshalb für ZIRLO<sup>TM</sup> geringer als für voll rekristallisiertes Hüllrohr.

Der wesentlichste Unterschied zwischen optimiertem und ursprünglichem ZIRLO<sup>TM</sup> liegt beim Zinngehalt. Dies ist vergleichbar mit der Reduktion der Zinnkonzentration beim Optimieren von Zircaloy-4. Dadurch wird das Korrosionsverhalten verbessert, während andere Eigenschaften unverändert bleiben. Deshalb bleibt die ZIRLO<sup>TM</sup>-Erfahrungsbasis auch für optimiertes ZIRLO<sup>TM</sup> gültig.

Vorläuferelemente mit optimiertem ZIRLO<sup>TM</sup> (allerdings mit 0.75% Sn) sind in Byron (52 MWd/kgU) und in Vandellos (47 MWd/kgU) inspiziert worden. Dabei wurde das verbesserte Korrosionsverhalten bestätigt. Mit 0.67% Sn dürfte es noch besser sein. Insgesamt laufen in etwa zehn verschiedenen Anlagen Vorläuferprogramme. Die Lieferung der ersten vollen Nachladung mit optimiertem ZIRLO<sup>TM</sup> wird für 2006 – 2008 erwartet.



Oxide thickness (µm)

Figur 45 Korrosionsverhalten von Zircaloy-4 und ZIRLO<sup>TM</sup> als Funktion des "Modified Fuel Duty Index" [Ref. 48]



Figur 46 Wachstum von Brennelementen (links) und Brennstäben: ZIRLO<sup>TM</sup>- im Vergleich mit Zircaloy-4 und Zr1%Nb [Ref. 49]



# Figur 47Hydridorientierung in voll rekristallisiertem (RXA) SWR-Hüllrohr und in<br/>spannungsarm geglühtem (SRA) ZIRLO<sup>TM</sup> [Ref. 48]

#### 4.1.6 Strukturmaterialien

Das Wachstum eines Brennelements während des Einsatzes im Reaktor wird bestimmt durch das Verhalten der Führungsrohre. Wie in Abschnitt 3.4.2 dargelegt, kommt der grösste Beitrag vom neutroneninduzierten anisotropen Wachstum des Rohrmaterials. Dieses wiederum hängt unter anderem von der Textur des Materials ab, die sich durch Variation der Herstellungsparameter beeinflussen lässt. Einen Beitrag zum Längenwachstum kann auch die Korrosion leisten, indem derjenige Anteil des bei der Korrosion gebildeten Wasserstoffs, der vom Material aufgenommen wird, zu einer Volumenzunahme führt. Entwicklungsprogramme für bessere Hüllrohrmaterialien bieten deshalb die Möglichkeit, mit kleinem zusätzlichem Aufwand auch die Strukturmaterialien zu verbessern.

Durch die Wahl von korrosionsresistenterem Material lässt sich der Beitrag des bei der Korrosion gebildeten und vom Material aufgenommenen Wasserstoffs reduzieren. Das im Vergleich zu rekristallisiertem Zircaloy-4 geringere Längenwachstum von Brennelementen mit Führungsrohren aus rekristallisiertem PCAm (modifiziertes Zircaloy-4) (Figur 48) lässt sich mit der geringeren Korrosion korrelieren.



Durch Abschrecken aus der  $\beta$ -Phase (kurz:  $\beta$ -Abschrecken) lässt sich die Textur beeinflussen. Brennelemente mit Führungsrohren aus  $\beta$ -abgeschrecktem PCAm zeigen ein sehr geringes Längenwachstum. Auch M5<sup>TM</sup> wächst sehr wenig.

In "High Thermal Performance" (HTP) -Brennelementen setzt Framatome ANP heute meist PCAm-SC als Material für Führungsrohre ein. Inzwischen stehen bereits die ersten HTP-Brennelemente mit M5<sup>TM</sup>-Führungsrohren und –Abstandhaltern im Einsatz [Ref. 50]. Es wird erwartet, dass diese Brennelemente noch weniger wachsen, teils wegen der noch geringeren Korrosion, teils weil M5<sup>TM</sup> unter dem Einfluss der Neutronenstrahlung weniger kriecht als Zircaloy-4 (siehe auch Figur 37 und Figur 38).

In Hochleistungsbrennelementen von Westinghouse bestehen die Führungsrohre und die Abstandhalter aus ZIRLO<sup>TM</sup>.



(eine "arbitrary unit" entspricht einer relativen Zunahme von etwa 0.05%)

# Figur 48Längenwachstum von Brennelementen mit Führungsrohren aus rekristallisier-<br/>tem PCAm RX im Vergleich mit Zircaloy-4 [Ref. 50]

#### 4.2 SIEDEWASSERREAKTOR

#### 4.2.1 Entwicklung des Entladeabbrandes und der Betriebsbedingungen

Der Entladeabbrand hat sich in Siedewasserreaktoren ähnlich entwickelt wie in Druckwasserreaktoren. Wie Figur 49 illustriert, betrug der jährliche Zuwachs in amerikanischen Anlagen im Mittel gut 1 MWd/kgU. In Europa gibt es markante länderspezifische Unterschiede. Grundsätzlich hat sich aber auch beim Siedewasserreaktor der Trend zu höherem Abbrand eher verstärkt (Figur 50). Auch im Siedewasserreaktor führt eine längere Einsatzzeit im Reaktor und eine kleinere jährliche Nachlademenge zu einer grösseren Streuung der Bündelleistung ("power mismatch"). Durch den vor allem in den U.S.A. vollzogenen Übergang zu längeren Zyklen ergeben sich für die Kernauslegung neue Herausforderungen. Bei Betrieb mit Zweijahreszyklen beträgt die Nachlademenge nahezu 50% des gesamten Kerns. Während eines grossen Teils des Zyklus muss die Überschussreaktivität mit eingefahrenen Steuerstäben kompensiert werden. Dadurch gewinnt die korrekte Berücksichtigung des so genannten "Control Blade History" (CBH) -Effektes an Bedeutung. Bei eingefahrenem Steuerstab werden bevorzugt thermische Neutronen absorbiert. Dadurch verändert sich das Neutronenspektrum. Im härteren Spektrum wird lokal mehr Plutonium erbrütet als in steuerstabfreien Zonen. Wird nun der Steuerstab gezogen, so führt die höhere Überschussreaktivität zu einer höheren lokalen Leistung. Wird dies in den Kernmodellen nicht korrekt berücksichtigt, so besteht das Risiko, dass thermische Limiten verletzt und Brennstäbe defekt werden. Die Tatsache, dass Brennelemente während fast zwei Jahren in derselben Position betrieben werden und dadurch unter Umständen während langer Zeit den gleichen Fluss- und Temperaturgradienten ausgesetzt sind, stellt erhöhte Anforderungen an die Qualität der Materialien.



Figur 49 Entwicklung von Entladeabbrand und Zykluslänge in amerikanischen Anlagen [Ref. 51]



#### Figur 50 Entwicklung des Entladeabbrandes in Siedewasserreaktor-Brennstoff von Framatome ANP [Ref. 52]

Der Primärkreislauf eines Siedewasserreaktors ist offen. Das Kühlmittel zirkuliert als Dampf bis zum Kondensator, wo es in der Abgasanlage entgast und anschliessend in der Kondensatreinigungsanlage gereinigt wird. Die Chemie der Gasphase kann kaum beeinflusst werden. Durch Radiolyse wird Sauerstoff gebildet. Ausserdem kann Material aus dem Kondensator, früher Kupfer aus dem Messing der Berohrung, heute das inerte Titan, bei gewissen Typen von Kondensatreinigungsanlagen in den Kreislauf gelangen und die Wasserchemie im Kern beeinflussen (siehe auch Abschnitt 4.2.4, Seite 65). Auch Lecks im Kondensator können das Kühlmittel verunreinigen und die Betriebsbedingungen der Brennelemente beeinträchtigen. Deshalb ist das Siedewasserreaktor-Brennelement verschiedenen Korrosionsmechanismen unterworfen, die im Druckwasserreaktor nicht auftreten.

Bereits von Anfang an waren die Wasserchemiebedingungen in Siedewasserreaktoren je nach Hersteller und Anlagetyp recht unterschiedlich. Im Laufe der Jahre haben sie sich markant verändert und in verschiedene Richtungen entwickelt. Während in Europa nach wie vor viele Anlagen mit "normaler" Wasserchemie betrieben werden, wurde vor allem in von GE gebauten Anlagen Wasserstoff eingespeist, um das elektrochemische Potenzial zu senken und Kerneinbauten vor strahlungsinduzierter Spannungsrisskorrosion zu schützen. Kurze Zeit später wurde in der ersten Anlage Zink zudosiert, um den Aktivitätsaufbau in den Umwälzschleifen und damit die Strahlenbelastung beim Unterhalt zu reduzieren. Mit dem Belegen der Systemoberflächen mit einer dünnen Schicht von Edelmetallen (NobleChem<sup>TM</sup>) wurde schliesslich die Wirksamkeit der Wasserstoffeinspeisung verbessert (Figur 51). Das eine oder andere Brennstoffproblem wurde möglicherweise auch durch ungenügende Kontrolle der Wasserchemie verursacht, sei es nach einer chemischen Dekontamination der Umwälzschleifen oder im Zusammenhang mit einem Leck im Kondensator.



Figur 51Anzahl amerikanischer Anlagen mit Zinkdosierung, Wasserstoffeinspeisung und<br/>"Noble Metal Chemical Addition" (NMCA, NobleChem<sup>TM</sup>) [Ref. 51]

#### 4.2.2 Entwicklung der Brennelementkonstruktion

Im Unterschied zum Druckwasserreaktor westlicher Prägung haben Siedewasserreaktor-Brennelemente einen Kasten, um Querströmung im Kühlmittel zu verhindern und um einen wassergefüllten Spalt zwischen den Brennelementen bis zuoberst im Kern sicherzustellen. Die Randbedingungen für die mechanische Auslegung von Siedewasserreaktor-Brennelementen werden deshalb durch die Aussendimensionen des Brennelementkastens, die Forderung eines korrekten Sitzes des Fusses in der unteren sowie des oberen Endes in der oberen Kerngitterplatte und durch Geometrie und Belastbarkeit des Griffs gegeben. Bezüglich Anzahl, Geometrie und Anordnung von Brennstäben, Abstandhaltern und inneren Wasserkanälen bestehen grundsätzlich keine Einschränkungen. Dementsprechend waren die Veränderungen in der mechanischen Brennelementauslegung im Laufe der Zeit im Siedewasserreaktor viel grösser als bei Druckwasserreaktor-Brennelementen. Auch die Unterschiede zwischen den verschiedenen Lieferanten sind viel augenfälliger. Die Wirtschaftlichkeit wurde in vielen Anlagen durch teilweise bedeutende Erhöhung der Reaktorleistung verbessert. Höhere Verfügbarkeit der Anlagen und Erhöhung des Brennstoffentladeabbrandes trugen ebenfalls dazu bei. Höhere Bündelleistung, höherer Entladeabbrand, längere Betriebszyklen und flexibler Anlagenbetrieb sind nur dank zielgerichteter Weiterentwicklung der Brennelemente möglich. Nicht zuletzt ist die Brennstoffzuverlässigkeit sehr wichtig, weil ein ernsthaftes Brennstoffproblem leicht jahrelange Verbesserungsbemühungen zunichte machen kann.

Um die erhöhten Anforderungen zu erfüllen, sind vor allem verbesserte thermische Limiten (Dry Out, lineare Stableistung) und Abschaltsicherheit erforderlich. Unglücklicherweise führen Massnahmen zur Verbesserung der thermischen Limiten meistens zu einer Verschlechterung der Abschaltsicherheit und umgekehrt. Die Optimierung von Siedewasserreaktor-Brennelementen ist deshalb eine Gratwanderung zum Erreichen des besten Kompromisses [Ref. 53]. Figur 52 zeigt zwei Beispiele moderner Siedewasserreaktor-Brennelemente.



Figur 52 Zwei Beispiele moderner Siedewasserreaktor-Brennelemente: SVEA-96 Optima2 [Ref. 54] (links,), GNF2

#### Anzahl der Brennstäbe pro Brennelement

Eine grössere Anzahl Brennstäbe pro Brennelement führt zu einer geringeren spezifischen linearen Stableistung, weil die gesamte Bündelleistung auf eine längere Strecke verteilt wird. Der geringere Durchmesser der Brennstäbe bedeutet auch eine wesentlich kleinere Zentrumstemperatur im Brennstoff, was die Spaltgasfreisetzung und das Risiko des Brennstoffschmelzens reduziert. Die Vergrösserung von beheizter Stablänge und -oberfläche beim Übergang von 8×8- zu 10×10-Brennstoff führte zu markant grösseren CPR- und PCI-Margen. Allerdings wurde später ein Teil der gewonnenen beheizten Länge durch die Einführung von teillangen Stäben und von Wasserkanälen wieder geopfert. Das Westinghouse-Brennelement SVEA-96 Optima mit der grössten beheizten Länge aller erhältlichen 10×10-Brennelementtypen hat 42% mehr beheizte Länge als ein 8×8-Brennelement.

Die ersten Brennelemente für kommerzielle Siedewasserreaktoren, welche Kästen mit dem heute noch gängigen Aussenmass von etwa 14×14 cm hatten, enthielten 6×6 Brennstäbe. Noch gegen Ende der 80er Jahre hatten Standardbrennelemente ein 8×8-Brennstabgitter. Mit dem Schritt direkt vom SVEA-64- zum SVEA-96- oder SVEA-100-Brennelement mit einer 10×10-Anordnung machte ASEA/ABB Atom den revolutionärsten Schritt. GE/GNF und Siemens/Framatome ANP führten vorerst 9×9-Bündel ein, bevor auch sie später zu 10×10-Brennelementen übergingen. Figur 53 zeigt einige Beispiele für die Anordnung der Brennstäbe in Siedewasserreaktor-Brennelementen.


#### Figur 53 Beispiele für die Anordnung der Brennstäbe in Siedewasserreaktor-Brennelementen

#### Teillange Stäbe

Mit teillangen Stäben wird in erster Linie die Abschaltsicherheit verbessert. Dies wiederum ist der wichtigste Parameter zur Verbesserung der Flexibilität des Anlagebetriebs. Dazu müssen die teillangen Stäbe möglichst nahe beim Moderator platziert sein. Am konsequentesten ist dies im SVEA-96-Optima2-Design umgesetzt, mit Stäben von 2/3 Länge im Zentrum des Brennelements rund um den zentralen Wasserkanal und Stäben mit 1/3 Länge in den äusseren Ecken (Figur 53). Teillange Stäbe reduzieren ebenfalls den Druckabfall der Zweiphasenströmung, weil sie den zur Verfügung stehenden Strömungsquerschnitt im oberen Teil vergrössern. Dies verbessert zusammen mit weiteren Anpassungen der Konstruktion die thermohydraulische Stabilität.

#### Abstandhalter

Neben der Funktion, die Brennstäbe in Position zu halten, sind die Abstandhalter sehr wichtig für die thermohydraulischen Eigenschaften. Neben der Erhöhung der Anzahl Stäbe pro Brennelement lieferten Verbesserungen im Abstandhalterbereich den grössten Beitrag zum verbesserten Siedeverhalten (Figur 54). Dank Verbesserungen im Abstandhalterdesign gelang es auch, den Verlust an beheizter Oberfläche im für das Siedeverhalten wichtigen oberen Teil der Brennelemente bei der Einführung teillanger Stäbe mehr als zu kompensieren, wie der Vergleich der Kurven von SVEA-96+/S und Optima2 zeigt. Dazu wurden beispielsweise die Abstandhalter mit Mischfahnen versehen, die das Kühlmittel besser verteilen, ohne dass der Druckabfall zu stark ansteigt. Auch die Anzahl Abstandhalter pro Brennelement wurde erhöht.

In den modernsten Brennelementen aller drei Lieferanten sind die Abstandhalter aus Inconel. Mit diesem Material können sehr feingliedrige Strukturen gebaut werden, welche für eine gleichmässige Durchmischung und Verteilung des Kühlmittels sorgen, ohne die mechanische Stabilität zu gefährden. In älteren Brennelementtypen wurde mindestens für die Rahmenteile der Abstandhalter Zircaloy verwendet, welches neutronische Vorteile hat, aber viel weicher ist als Inconel. Ein potenzieller Nachteil ausgeklügelter Inconel-Abstandhalter ist ein erhöhtes Risiko für Brennstabschäden. Die feinen Strukturen mit vielen Winkeln und Kanten erhöhen die Wahrscheinlichkeit, dass ein Fremdkörper hängen bleibt. Deshalb wird versucht, die Abstandhalterauslegung so weiterzuentwickeln, dass dieses Risiko kleiner wird, ohne das thermohydraulische Verhalten zu verschlechtern.



Figur 54Kritische Leistung von ASEA/ABB/Westinghouse-Siedewasserreaktor-<br/>Brennelementen in Funktion des Kühlmittelflusses [Ref. 53]

#### Brennelementkasten

Ohne Brennelementkästen wäre es wahrscheinlich nicht möglich, das als Moderator und Kühlmittel dienende Wasser im Siedewasserreaktorkern so zu verteilen, dass ein vernünftiger Reaktorbetrieb überhaupt möglich wird. Innerhalb der Kästen strömt ein Wasser-Dampf-Gemisch mit nach oben zunehmendem Dampfgehalt, während das ausserhalb der Kästen nach oben strömende nicht siedende Wasser auch im oberen Teil des Kerns noch eine genügende Moderation sicherstellt. Die mechanische Auslegung hat sich im Laufe der Zeit, ausgehend von einem einfachen vierkantigen Blechrohr aus Zircaloy-4, welches von oben über das Brennelement gestülpt wurde, stark gewandelt. Die markanteste Veränderung war die Einführung des SVEA-Konzeptes, in welchem der Brennelementkasten zur Tragstruktur wurde. Das Brennstabbündel wurde aufgeteilt in vier Teilbündel, welche frei in den vier Teilkanälen des SVEA-Kastens stehen.

#### Interne Wasserkanäle

Wasserstäbe und interne Wasserkanäle sind nötig, um den Moderator gleichmässiger im Brennstoff zu verteilen. Im SVEA-Konzept sind diese Kanäle Teil des tragenden Kastens. In den SVEA-64/100-Brennelementen waren dies schmale, doppelwandige Strukturen zwischen den einzelnen Teilbündeln. Bei den SVEA-96-Elementen wurde auf Kosten eines Eckstabes pro Teilbündel zusätzlich der diamantenförmige zentrale Wasserkanal eingeführt. Im ATRIUM<sup>™</sup>-Konzept ist der zentrale Wasserkanal, der anstelle von 3×3 Brennstäben eingeführt wurde, Teil der Brennelementstruktur mit tragender Funktion. Die modernsten GNF-Brennelemente (GE14, GNF2) enthalten zwei dicke Wasserstäbe, welche anstelle von je 2×2 Brennstäben im Zentrum des Brennstabbündels platziert sind. Sie haben keine zusätzliche Funktion. Der Lastabtrag erfolgt über die peripheren Tragstäbe.

# Fremdkörperfilter

Ins Brennelement eingedrungene und dort hängen gebliebene kleine metallische Fremdkörper sind die Hauptursache für Brennstabschäden in Siedewasserreaktoren. Eine der Massnahmen zur Verbesserung der Brennstoffzuverlässigkeit besteht im Einbau von Fremdkörperfiltern im Brennelementfuss. Alle Brennstofflieferanten bieten solche Filter an. Mit wenigen Ausnahmen sind die Betreiber der Auffassung, dass der potenzielle Nutzen der Filter das erhöhte Risiko für das Verstopfen und das Blockieren des Kühlmittelflusses aufwiegt.

## 11×11- und 12×12-Brennelemente?

Grundsätzlich wäre auch ein  $11 \times 11$ - oder  $12 \times 12$ -Siedewasserreaktor-Brennelement denkbar. Die thermischen Limiten liessen sich dadurch nochmals verbessern. Allerdings würde dieser Gewinn vermutlich mehr als kompensiert durch die Nachteile einer vergrösserten Anzahl noch dünnerer Brennstäbe [Ref. 57]. Den offensichtlichsten Nachteil stellen die höheren Fabrikationskosten dar, indem mehr Stäbe und Komponenten pro Brennelement hergestellt werden müssen. Eine Erhöhung der Gesamtoberfläche bedeutet auch mehr Reibungsfläche und dadurch grösseren Druckabfall mit zusätzlicher Verschlechterung des Stabilitätsverhaltens. Auch die kürzere Brennstoff-zeitkonstante beeinflusst das Stabilitätsverhalten negativ. Die detaillierte Betrachtung von Schadensfällen lässt vermuten, dass bei der Einführung der 10×10-Brennelemente das Risiko für Fremdkörperreibschäden zugenommen hat. Beitragende Faktoren könnten neben der oben erwähnten Abstandhalterstruktur die geringeren Abstände zwischen den Brennstäben, die grössere Hüllrohroberfläche und dünnere Hüllrohrwände sein. Eine dünnere Hüllrohrwand bedeutet auch, dass dem Korrosions- und Hydrierungsverhalten grössere Bedeutung zukommt. Dies würde zusätzliche Anstrengungen im Bereich der Hüllrohrmaterialentwicklung bedeuten. Bereits in einem 10×10-Brennelement lässt sich Brennstoff mit einer Anreicherungsgrenze von 5% annähernd optimal nutzen. Innerhalb dieser Anreicherungsgrenze wäre deshalb der zusätzlich mit einer Erhöhung der Stabanzahl zu erzielende Abbrandgewinn marginal. Solange die 5%-Limite besteht, ist deshalb kaum mit einer weiteren Erhöhung der Anzahl Brennstäbe pro Brennelement zu rechnen.

#### Nicht erfüllte Hoffnungen

Bei der Einführung des 10×10-Brennelementes wurde die Hoffnung geweckt, die geringere lineare Stableistung mache das Linerkonzept als Vorbeugung gegen PCI-Schäden überflüssig. Dies war am Anfang tatsächlich der Fall. Verbesserungen in der Thermohydraulik erlaubten jedoch wesentlich höhere Bündelleistungen. Ausserdem wurde ein Teil der beheizten Stablänge mit den teillangen Stäben wieder geopfert. Auch für Leistungserhöhungen und das Bestreben, den Brennstoff so gut wie möglich zu nutzen wurde der gewonnene PCI-Spielraum zum grossen Teil verbraucht [Ref. 57]. Deshalb verwenden heute alle Siedewasserreaktor-Brennstofflieferanten standardmässig Liner-Hüllrohr in ihren 10×10-Brennelementen.

#### 4.2.3 Spaltgasfreisetzung

Siedewasserreaktor-Brennstoff verhält sich im Reaktor nicht anders als Druckwasserreaktor-Brennstoff. Dies gilt auch für die Spaltgasfreisetzung. Die bei der Untersuchung von Druckwasserreaktor-Brennstoff gewonnenen Erkenntnisse lassen sich deshalb uneingeschränkt im Siedewasserbereich anwenden.

Die Vergrösserung der beheizten Stablänge durch die Einführung von 10×10-Brennelementen beeinflusste insbesondere auch die Spaltgasfreisetzung, wie sowohl Daten von Westinghouse (Figur 55) wie von Framatome ANP (Figur 56) bestätigen. Dies erleichtert die Brennstabauslegung für Hochleistungsbrennelemente, die bis zu hohem Abbrand eingesetzt werden sollen.







Figur 56 Spaltgasfreisetzung in Siemens/Framatome-ANP-Siedewasserreaktor-Brennstäben [Ref. 58]

# 4.2.4 Hüllrohrentwicklung

#### Entwicklungsbedarf

Die Entwicklung von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial wurde von anderen Faktoren getrieben als beim Druckwasserreaktor. Massgebend für die meisten Entwicklungsschritte waren vor allem Phänomene, welche zu einer gewissen Zeit in gewissen Reaktortypen gehäuft Brennstabschäden verursachten. So traten in den späten 70er und frühen 80er Jahren in GE-Reaktoren mit einer Berohrung der Kondensatoren aus Messing und einem gewissen Kondensatreinigungssystem eine grosse Zahl von Schäden auf, die durch nodulare Korrosion verursacht wurden ("Crud-Induced Localised Corrosion", CILC). Als Haupteinflussgrössen wurden die Grössenverteilung der Sekundärphasenpartikel im Zircaloy-2 und die Kupferkonzentration im Reaktorwasser identifiziert. Kupfer war dafür verantwortlich, dass sich anstatt der üblichen Schicht aus Hämatit eine kompakte, fest haftende Crudschicht auf dem Hüllrohr bildete. Andererseits war Hüllrohrmaterial mit grossen Sekundärphasenpartikeln anfällig auf nodulare Korrosion. Grosse Nodule hoben die Crudschicht von der Hüllrohroberfläche ab, worauf sich ein ringförmiger Hohlraum bildete, der mit stehendem Dampf gefüllt war. Dadurch wurde der Wärmeübergang behindert, das Hüllrohr überhitzte und versagte durch lokal beschleunigte Korrosion. Als wirksame Gegenmassnahme veränderten alle Hüllrohrlieferanten die Prozessparameter so, dass die Sekundärphasenpartikel kleiner wurden und das Material damit weniger anfällig war auf nodulare Korrosion. Ausserdem wurden in vielen Anlagen die Messing-Kondensatorrohre durch Titanrohre ersetzt.

In den 80er Jahren wurde ein Konzept gegen die im Abschnitt 3.2.6 beschriebenen PCI-Schäden entwickelt und schliesslich das Liner- oder Barrier-Hüllrohr mit einer dünnen Schicht aus weichem Zirkonium-Metall auf der Hüllrohrinnenoberfläche eingeführt. Zu Beginn verwendeten alle Lieferanten möglichst reines Metall als Linermaterial. Das Konzept erwies sich als wirksam. Allerdings entwickelten in den nachfolgenden Jahren Brennstäbe, die beispielsweise durch Fremdkörperreibung defekt wurden, vermehrt schwere Sekundärschäden in Form langer axialer Risse, welche zur Freisetzung erheblicher Mengen von Brennstoff in den Reaktorzyklus führten. Dabei spielte offenbar die im Vergleich zu Zircaloy-2 viel schlechtere Korrosionsresistenz des Linermaterials eine wichtige Rolle. Deshalb verbesserten alle Lieferanten das Korrosionsverhalten des Linermaterials. Details werden in den entsprechenden Abschnitten beschrieben.

Im Mai 1997 wurde im Hotlabor des PSI festgestellt, dass Hüllrohre von SVEA-96-Brennstäben, die bis August 1996 im Kernkraftwerk Leibstadt im Einsatz standen, lokal massiv beschleunigte Korrosion zeigten [Ref. 59, Ref. 60]. Weil die Korrosion bevorzugt an Stellen auftrat, wo am Anfang des Einsatzes oft Schattenkorrosion, verursacht durch die Inconel-Abstandhalter, beobachtet wird, wurde das Phänomen beschleunigte Schattenkorrosion ("Enhanced Spacer Shadow Corrosion", ESSC) genannt. Das Problem wurde wahrscheinlich verursacht durch die Kombination spezieller Wasserchemiebedingungen und eines Hüllrohrmaterials, das bei hohem Abbrand zu beschleunigter Korrosion neigte.

In River Bend kam es 1999 zu einem weiteren Ereignis, das mit Hüllrohrkorrosion zusammenhing [Ref. 61]. Sieben GE11-Brennelemente mit insgesamt mindestens 12 defekten Brennstäben wurden gefunden. Alle Defekte traten in Elementen auf, die im ersten 18-monatigen Zyklus im Einsatz standen. Eine dicke, ungleichmässige Crud-Schicht bedeckte die Hüllrohroberfläche im unteren Teil der Bündel. Die Charakterisierung des Cruds zeigte, dass die Hauptphasen zwar, wie in einer Anlage mit Zinkdosierung erwartet, Hämatit sowie die Spinelle Magnetit und Zinkferrit waren, dass aber die Schicht nahe an der Hüllrohroberfläche auch unerwartet viel Kupfer (bis 15 Gewichtsprozent) enthielt. Dies war gleichviel oder sogar mehr als auf Brennstäben, die durch CILC defekt geworden waren. Der Versagensmechanismus in River Bend war eindeutig beschleunigte Hüllrohrkorrosion, verursacht durch ungenügende Kühlung der Hüllrohroberfläche. Verschiedene Indizien deuteten darauf hin, dass der Crud sehr früh im Zyklus abgelagert worden war. Die Quelle konnte allerdings nicht identifiziert werden. So kam es nicht ganz überraschend etwa vier Jahre später (2002/2003) praktisch zu einer Wiederholung, diesmal mit sechs defekten ATRIUM<sup>TM</sup>10-Brennelementen. Trotz systematischen und sehr gründlichen Untersuchungen gelang es auch in diesem Fall nicht, die Grundursache zu identifizieren [Ref. 62].

Gegen Ende 2001 begann eine Serie von Brennstoffschäden in GE13-Brennelementen [Ref. 63]. Zuerst wurden in Vermont Yankee fünf defekte Brennstäbe in vier verschiedenen Bündeln gefunden, welche durch einen CILC-artigen Korrosionsmechanismus versagt hatten [Ref. 64]. Dann mussten während einer Zwischenabstellung im April 2002 in Browns Ferry 2 vier Brennelemente entladen werden, die ein ähnliches Schadensbild zeigten. Trotz vorsichtiger Fahrweise musste im Oktober 2002 erneut abgestellt werden, um weitere 24 defekte Brennelemente zu ersetzen. Schliesslich waren am Ende des Zyklus, im Februar 2003, nochmals 35 Elemente defekt. Auch in der Schwesteranlage Browns Ferry 3 gab es einige korrosionsbedingte Defekte [Ref. 65]. Weil in allen drei Anlagen kurz vorher NobleChem<sup>™</sup>, die Einspeisung von Edelmetallen zur Unterstützung der Wasserstoffdosierung, angewandt worden war und ausserdem in einigen Anlagen, die bereits früher NobleChem™ angewandt hatten, gewisse Hinweise auftauchten, dass dieser Prozess möglicherweise die Hüllrohrkorrosion beeinflussen könnte, konzentrierten sich die Untersuchungen auf NobleChem<sup>™</sup>. Schliesslich ergab eine systematische Ursachenanalyse, dass NobleChem<sup>TM</sup> im schlimmsten Fall einer von vielen beitragenden Faktoren ist. Allerdings gelang es bisher nicht, die Ursache für die erhöhte Korrosion zu finden.

Diese korrosionsbedingten Vorkommisse zeigten, dass das Korrosionsverhalten von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial stark von reaktorspezifischen Betriebsbedingungen, vor allem von der Wasserchemie, beeinflusst werden kann. Deshalb dürfen fortgeschrittene Materialien nicht auf ein bestimmtes Betriebsregime hin optimiert werden, sondern müssen einer immer breiteren Palette verschiedener Bedingungen gewachsen sein.

#### Framatome ANP

In [Ref. 40] wird ein Überblick über die Siedewasserreaktor-Materialentwicklung von Siemens (nun Framatome ANP) gegeben. Durch  $\beta$ -Abschreckung wurde ein Material mit kleinen Sekundärphasenpartikeln erzeugt, das gegen nodulare Korrosion resistent war. Bei höherem Abbrand tendierte dieses Material zu beschleunigter gleichmässiger Korrosion. Dieser Effekt wurde dadurch erklärt, dass durch Beschuss mit schnellen Neutronen die Sekundärphasenpartikel homogenisiert wurden, wodurch sie den günstigen Einfluss auf das Korrosionsverhalten verloren. Der "Low Temperature Process" (LTP) bildete einen guten Kompromiss und lieferte ein Material, das trotz der Widerstandsfähigkeit gegen nodulare Korrosion auch für Hochabbrandbrennstoff geeignet war.

Auf die Probleme mit langen axialen Rissen in beschädigten Brennstäben reagierte Siemens mit dem Zulegieren von Eisen zum Zirkonium-Linermaterial. Ein Eisengehalt von etwa 0.4% reduzierte die Korrosionsrate auf das Niveau von Zircaloy-2. Rampenversuche mit Material, das bis zu acht Jahreszyklen bestrahlt worden war, demonstrierten, dass die Wirksamkeit gegen PCI-Schäden erhalten blieb. Für Kunden, die kein Liner-Hüllrohr kaufen wollten, entwickelte Siemens das LTP-2-Material, ein LTP-Hüllrohr mit schärferer radialer Textur und kleinerem Korn, das gegen PCI widerstandsfähiger sein soll als ein LTP-Nichtliner-Hüllrohr.

Material mit erhöhtem Eisen- und Chromgehalt ist erfolgreich als Hüllrohr in Pfadfinderstäben und als Strukturmaterial in Vorläuferbrennelementen getestet worden. Bis jetzt wurde es aber offenbar ebenso wenig auf den Markt gebracht wie die hochfeste Zr1SnNb-Legierung.

Um die Korrosionsbeständigkeit bei hohem Abbrand zu verbessern, hat Framatome ANP das LTP-PGP+-Material mit etwas grösseren Sekundärphasenpartikeln eingeführt. "PGP+" steht für "optimised particle growth parameter" bei der Wärmebehandlung im Herstellungsprozess.

| Ziel  | Massnahme                          | Einführungszeitpunkt |
|---|------------------------------------|----------------------|
| Übermässige nodulare Korrosion vermeiden    | β-Abschrecken                      | frühe 70er Jahre     |
| Vermeiden von PCI-Schäden                   | Zirkonium-Liner                    | 1985                 |
|   | Herstellung von Hüllrohr und       |                      |
| Sowohl nodulare wie beschleunigte           | Blechen nach dem Low Temperature   | 1087                 |
| Korrosion bei hohem Abbrand vermeiden       | Process (LTP) mit optimierter      | 1707                 |
|   | Wärmebehandlung                    |                      |
| Vermeiden langer axialer Risse in defekten  | Eisenlegierter Zirconium-Liner     | 1993                 |
| Liner-Brennstäben                           |                                    |                      |
| PCI-widerstandsfähiges Hüllrohrmaterial     | Zircaloyähnliches Hüllrohrmaterial |                      |
| ohne Liner mit verbessertem Korrosions- und | mit feinem Korn und hoher Textur   | $1995^{(*)}$         |
| Wasserstoffaufnahmeverhalten                | (Fe, Cr ausserhalb ASTM)           |                      |
| Passara Widerstandsfähigkeit gegen          | Grösse der Sekundärphasenpartikeln |                      |
| beschleuniste Kemesien hei hehem Ahhmend    | den Anforderungen des hohen        | 1998                 |
| beschleumgte Korrosion bei nonem Abbrand    | Abbrandes angepasst (PGP+)         |                      |
| Für hohen Abbrand geeignete hochfeste       |                                    |                      |
| Legierung mit bestrahlungsbeständiger       | Zr1SnNb für SWR-Anwendung          | 1999 <sup>(*)</sup>  |
| Mikrostruktur für dünnwandige Bauteile      | -                                  |                      |
|   |                                    |                      |

#### Tabelle 4 Das Siedewasserreaktor-Hüllrohrentwicklungsprogramm von Siemens [Ref. 40]

<sup>(\*)</sup> Vorläuferbrennelemente und Pfadfinderstäbe

Tabelle 5 zeigt die akkumulierte Betriebserfahrung mit ATRIUM<sup>TM</sup>-Brennelementen. In Europa enthalten die meisten Brennelemente Eisen-Liner-Hüllrohr. Die Anzahl der in Betrieb stehenden Siedewasserreaktor-Brennstäbe von Framatome ANP hat im Laufe der letzten 10 Jahre signifikant zugenommen (Figur 57). Dies ist einerseits auf die Einführung von ATRIUM<sup>TM</sup> mit einer grösseren Anzahl Stäbe pro Brennelement, andererseits auf den weltweiten Markterfolg, nicht zuletzt in Skandinavien, zurückzuführen.

| FA Type                         |       | ATR           | IUM™ 9   |                    | ATRIUM <sup>TM</sup> 10 |               |          |                    |  |  |
|---------------------------------|-------|---------------|----------|--------------------|-------------------------|---------------|----------|--------------------|--|--|
|                                 | Total | Non-<br>Liner | Zr-Liner | Zr 0.4<br>Fe-Liner | Total<br>Number<br>FA   | Non-<br>Liner | Zr-Liner | Zr 0.4<br>Fe-Liner |  |  |
| Number of<br>FA Europe          | 2312  | 568           | 1180     | 564                | 4578                    | 1504          | 8        | 3066               |  |  |
| Number of<br>FA US/ Far<br>East | 4942  | 2220          | 12       | 2710               | 3170                    | 2820          | -        | 350                |  |  |
| Number of<br>FA Total           | 7254  | 2788          | 1192     | 3274               | 7748                    | 4324          | 8        | 3416               |  |  |





Figur 57 Siedewasserreaktor-Betriebserfahrung von Framatome ANP bis Dezember 2003 [Ref. 66]

Das Korrosionsverhalten von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial von Framatome ANP in Leistungsreaktoren ist gut. Auf Stäben, die in einer der Anlagen in Gundremmingen bis zu einem Abbrand von mehr als 70 MWd/kgU im Einsatz standen, wurden maximal etwa 60 µm Oxid gemessen. Figur 58 zeigt die entsprechende Datenbasis von Framatome ANP.



Figur 58 Korrosionsverhalten von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial von Framatome ANP [Ref. 66]

Rampenversuche mit Eisen-Liner-Stäben von bis zu 50 MWd/kgU Abbrand bestätigten, dass die Versagensschwelle vergleichbar ist mit derjenigen von Hüllrohr mit reinem Zirkonium-Liner (Figur 59). Die (begrenzte) Betriebserfahrung mit schadhaften Eisen-Liner-Brennstäben zeigt, dass das Sekundärschadensverhalten sich nicht von Zircaloy-2-Nichtliner-Material unterscheidet [Ref. 66].



# Figur 59 Ergebnisse von Rampenversuchen mit Eisen-Liner-Hüllrohr im Vergleich mit publizierten Daten von Versuchen mit Reinst-Zirkon-Liner-Hüllrohr [Ref. 67]

Neben Fremdkörperreibschäden und den oben erwähnten Korrosionsschäden in River Bend wurde Framatome ANP von einigen Schäden in Eisen-Liner-Brennstäben betroffen, deren Entstehen mit raschem lokalem Leistungsanstieg nach einer Steuerstabanpassung korreliert war. Untersuchungen in Studsvik haben ergeben, dass es sich dabei um "nicht klassische" PCI-Schäden handelte. In mehreren Fällen fehlte am Ort des Primärschadens ein grösserer Teil der Brennstofftablettenoberfläche [Ref. 68].

#### **Global Nuclear Fuel**

General Electric (GE) Nuclear Energy und Global Nuclear Fuel (GNF) nummerieren ihr Hüllrohrmaterial nach Fabrikationsprozessen. Als 1983 Liner- oder Barrier-Hüllrohr mit reinem Zirkoniumliner ("sponge liner") eingeführt wurde, bezeichnete man das Standardhüllrohr mit Process 3. Process-4-Material wurde 1986 eingeführt. Es zeichnete sich aus durch engere Spezifikation der chemischen Zusammensetzung (0.29% Fe+Cr+Ni, 1.20 – 1.55% Sn). 1990 folgte Process 5. Dabei blieb sich der Liner gleich, hingegen wurde die Wärmebehandlung für das Basismaterial so geändert, dass die Sekundärphasenpartikel kleiner wurden, um bessere Resistenz gegen nodulare Korrosion zu erreichen.

Im Gegensatz zu den beiden anderen Siedewasserreaktor-Brennstofflieferanten identifizierte die Task Force, welche sich mit den Gründen für die langen axialen Risse befasste, nicht die schlechte Korrosionsresistenz des Liners als Grundursache, sondern die Mikrostruktur des Grundmaterials, welche das Process-5-Material anfällig auf Rissbildung gemacht habe. Deshalb wurde 1994 vorerst Process-6-Material eingeführt, mit einer gleichen Mikrostruktur wie frühere Hüllrohrvarianten. Gleichzeitig wurde allerdings für den Liner ein minimaler Eisengehalt von 400 ppm festgelegt, weil man erkannt hatte, dass das "sponge"-Material im Laufe der Zeit immer reiner geworden war, was durchaus einen Einfluss auf das Korrosionsverhalten hätte haben können. Der spezifizierte Wert entsprach etwa dem Eisengehalt des "reinen" Materials bei der Einführung des Liner-Konzepts. Da verschiedene Kunden eher dazu neigten, die Korrosionsanfälligkeit des Liners als wichtig zu betrachten, wurde ausserdem das Triclad<sup>TM</sup>-Konzept lanciert: Eine dünne Schicht aus Zircaloy-2 sollte den Liner im Falle eines Primärschadens mit Eindringen von Wasserdampf vor einem Korrosionsangriff schützen. Erst als trotz Process-6-Hüllrohr die langen axialen Risse weiterhin auftraten, kam GNF zum selben Schluss wie die beiden anderen Lieferanten und erhöhte zur Verbesserung der Liner-Korrosionseigenschaften im Jahr 2000 den Eisengehalt im Process-7-Material auf 1000 ppm.

2003 führte GNF Process 8 ein, mit der Absicht, ein Hüllrohrmaterial zu lancieren, das die Bedürfnisse aller mit einer maximalen Anreicherung von 5% erreichbaren Möglichkeiten (hoher Abbrand, hohe Bündelleistung) erfüllen sollte. Das Material für den Liner blieb unverändert. Das Basismaterial verhält sich bezüglich nodularer und gleichmässiger Korrosion etwa wie Process-5-Material. Allerdings sind die Spezifikationen für chemische Zusammensetzung und Prozessparameter enger gesetzt, mit etwas erhöhtem Gehalt an Zinn und (Fe+Cr+Ni). Dadurch soll die Streuung der Materialeigenschaften verkleinert werden. Als Option wird Process-8-Hüllrohr auch ohne  $\beta$ -Abschrecken geliefert. Dies ergibt grössere Sekundärphasenpartikel, was für hohen Abbrand in Anlagen mit geringer Tendenz für nodulare Korrosion interessant sein kann.

Unter normalen Betriebsbedingungen weist GE/GNF-Hüllrohr ausgezeichnete Korrosionseigenschaften auf. Bis zu 50 MWd/kgU Abbrand sind die maximalen Oxidschichtdicken wesentlich dünner als 50  $\mu$ m (Figur 60). Beim Vergleich mit den Daten anderer Lieferanten darf jedoch nicht vergessen werden, dass GE ein Messverfahren anwendet, das zwischen Crud und Oxid unterscheidet, während die Werte von Framatome ANP und Westinghouse meist der Summe von Oxid und Crud entsprechen.



Figur 60 Korrosionsverhalten von GE/GNF-Hüllrohrmaterial [Ref. 61]

[Ref. 63] enthält einen gute Zusammenfassung der GNF-Betriebserfahrung und diskutiert systematisch Versagensmechanismen und andere Probleme mit dem Brennstoffverhalten. GNF ist bei weitem der grösste Siedewasserreaktor-Brennstofflieferant. Bis im Oktober 2003 standen über 1.3 Millionen Brennstäbe in etwa 19'000 9×9-Brennelementen und etwa 1 Million Brennstäbe in 14'000 10×10-Bündeln im Einsatz oder waren bereits entladen. Mit diesen Brennelementtypen gab es bis jetzt nur zwei Ereignisse mit Stabschäden im Zusammenhang mit raschem lokalem Leistungsanstieg nach einer Steuerstabanpassung. In Hatch-1 versagten insgesamt vier Brennstäbe in drei Brennelementen. Alle drei Elemente waren in Steuerstabzellen positioniert, in denen kurz vor dem Versagen bei 100% Reaktorleistung die Steuerstäbe um zwei Positionen gezogen worden waren. Offenbar wurde dieses Manöver nach einer ungewöhnlich langen Betriebsperiode ohne Änderungen des Steuerstabmusters durchgeführt, was zu einem Leistungssprung führte, der grösser war als vorausberechnet. Deshalb werden die Schäden als PCI-Schäden in Linerbrennstoff deklariert, entstanden "unter besonderen Umständen". Der zweite Fall ereignete sich im Februar 2004 in FitzPatrick in GE12-Brennelementen ohne Liner. Da FitzPatrick die einzige amerikanische Anlage mit Brennstoff von GNF ohne Liner ist, wird eine Kombination ungünstiger Betriebsbedingungen für das Stabversagen in den beiden Brennelementen verantwortlich gemacht, obwohl der Reaktor offenbar innerhalb der thermischen Limiten betrieben worden war.

In den Hotzellen von GE in Vallecitos wurden Brennstäbe aus Anlagen untersucht, welche NobleChem<sup>TM</sup> angewandt hatten. Die Ergebnisse zerstreuten die Bedenken bezüglich Brennstoffverhalten insofern, als es sich bei den beobachteten Abplatzungen um spinellartigen Crud handelte, während die darunter liegende Oxidschicht unbeschädigt blieb.

#### Westinghouse Electric Company

Die Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterialien von Westinghouse sind alle von Asea Atom und ABB Atom entwickelt worden. Sie wurden von LK0 bis LK3 nummeriert (LK steht für "låg korrosion", "tiefe Korrosion" auf Schwedisch). Wie Tabelle 6 zeigt, liegt die chemische Zusammensetzung aller Materialien innerhalb der ASTM-Spezifikation für Zircaloy-2. Figur 61 zeigt, wie die verschiedenen Hüllrohrtypen im Lauf der Zeit in Bezug auf Eisengehalt und Grösse der Sekundärphasenpartikel optimiert wurden. LK0 und LK1 waren anfällig auf nodulare Korrosion. Als der Entladeabbrand immer höher wurde, zeigte sich, dass LK2 in Bezug auf nodulare Korrosion etwas "über-optimiert" worden war und dadurch bei hohem Abbrand zu beschleunigter Korrosion neigte. LK2+ ist immer noch robust gegen nodulare Korrosion, gleichzeitig ist das Verhalten bei höherem Abbrand viel besser als bei LK2. Das heutige Westinghouse-Standardmaterial ist LK3. Beim LK3 sind die Sekundärphasenpartikel im Mittel etwa gleich gross wie bei LK0, welches sich in Anlagen bewährt hatte, die nicht zu nodularer Korrosion neigten. Der höhere Eisengehalt, homogeneres Ausgangsmaterial und bessere Kontrolle der Herstellungsparameter ergeben ein Material mit besseren Korrosionseigenschaften und kleinerer Variation der Materialeigenschaften als beispielsweise LK0 und LK1. Die Betriebserfahrung im Kernkraftwerk Leibstadt, mit so genannten "two-life rods", welche bis etwa 75 MWd/kgU bestrahlt worden waren, zeigt, dass LK3 die Anforderungen eines Betriebs mit hoher Bündelleistung bis zum mit 5% Anreicherung erreichbaren Abbrand erfüllt.

Als Massnahme gegen die langen axialen Risse in defekten Brennstäben mit Liner-Hüllrohr führte ABB Atom 1989 einen Zirkonium-Liner mit etwa 0.25% Zinn ein. Seither wurde das Liner-Material kontinuierlich verbessert. [Ref. 69] fasst u.a. den Effekt des Eisengehalts auf Korrosion, Hydrierung und PCI-Resistenz zusammen. Hüllrohrmaterial mit einem zinnlegierten Liner (0.24 - 0.30% Sn) und einem Eisengehalt zwischen 0.05 und 0.21\% wurde mit Nicht-Liner-Referenzmaterial verglichen. Neben Korrosionsversuchen im Autoklaven, Hydrierungsversuchen und Mandrel-Tests in Iodatmosphäre wurden auch Rampenversuche im R2-Reaktor in Studsvik durchgeführt. Die Korrosionsversuche zeigten, dass das Verhalten bis zu einem Eisengehalt von 600 ppm besser wird und darüber mehr oder weniger gleich bleibt (Figur 62). Durch β-Abschrecken nach dem Schmieden wird das Korrosionsverhalten negativ beeinflusst. In Laborversuchen setzt die Hydrierung bei Material mit höherem Eisengehalt im Liner früher ein. Während in Mandrel-Tests kein Zusammenhang zwischen Eisengehalt und Defektverhalten nachgewiesen werden konnte, erwies sich Hüllrohr mit hohem Eisengehalt in Rampenversuchen als weniger resistent gegen PCI-Versagen. Aus der Kombination aller Ergebnisse ergab sich ein Bereich im Eisengehalt (etwa 600 ppm), der gutes Verhalten in Bezug auf Korrosion, Hydrierung und PCI ergibt.

| Bezeichnung       | Sn         | Fe+Cr+Ni     | Zr   |  |
|-------------------|------------|--------------|------|--|
| LK0, LK1, LK2     | 1.2 - 1.7% | 0.18 - 0.38% | Rest |  |
| LK2+, LK3         | 1.2 - 1.7% | 0.26 - 0.38% | Rest |  |
| Zircaloy-2 (ASTM) | 1.2 - 1.7% | 0.15 - 0.43% | Rest |  |

Tabelle 6Zusammensetzung der Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterialien von<br/>Westinghouse [Ref. 44]



Figur 61 Optimierung der LK-Hüllrohrmaterialien in Bezug auf Eisengehalt und Grösse der Sekundärphasenpartikel [Ref. 70]



Figur 62 Tests von Linermaterial im Autoklaven; Gewichtszunahme in Funktion des Eisengehalts im Liner [Ref. 69]

Figur 63 zeigt die Resultate von Oxidschichtdickenmessungen für verschiedene Hüllrohrmaterialien in Funktion des Abbrands [Ref. 44]. Die hohen LK2-Werte stammen alle von Messungen im Kernkraftwerk Leibstadt nach dem Betrieb unter ungünstigen Wasserchemiebedingungen [Ref. 60]. Unter diesen Bedingungen wurde nicht nur im Bereich der Abstandhalter beschleunigte Korrosion beobachtet, sondern über die ganze Länge der Stäbe. Mit weniger als 30  $\mu$ m Oxid verhält sich LK3 sehr gut. Im Falle von LK2+ lagen die Werte unter 50  $\mu$ m, streuten aber mehr.

Auf den "two-life rods" wurden Schichtdicken bis zu 70 µm gemessen. Möglicherweise war die Korrosionsgeschwindigkeit bei einem mittleren Stababbrand um 70 MWd/kgU bereits erhöht. Bei der Beurteilung dieser Ergebnisse sollte allerdings berücksichtigt werden, dass die Hüllrohrkorrosion im Siedewasserreaktor wahrscheinlich nicht nur vom Abbrand, sondern auch von der Aufenthaltszeit im Reaktor abhängt. Die "two-life rods" standen während neun Jahreszyklen im Kern. Mit relativ hoher linearer Stableistung in den letzten beiden Zyklen war ausserdem die Leistungsgeschichte atypisch. Das Korrosionsverhalten dieser Stäbe dürfte deshalb eine Art schlimmster Fall darstellen.

Seit 1997, als vier Defekte in hoch abgebrannten SVEA-96-Stäben mit LK2-Hüllrohr in Leibstadt beschleunigter Korrosion zugeschrieben worden waren, gab es in Westinghouse-Siedewasserreaktor-Brennstöff nur noch Fremdkörper-Reibschäden. Das Bild der Sekundärschäden in Liner-Brennstäben entsprach etwa demjenigen in Nicht-Liner-Stäben, mit Hydridblistern als Ausgangspunkt für kurze axiale und radiale Risse, die manchmal zu komplett abgebrochenen Brennstäben führten. Dieses Verhalten ist für alle Siedewasserreaktor-Brennstabtypen typisch und wird auch in Framatome-ANP- und GNF-Brennstäben beobachtet.



Figur 63 Mittlere Oxidschichtdicke in Funktion des Abbrands für LK2-, LK2+- und LK3-Hüllrohrmaterial von Westinghouse [Ref. 44]

# 4.2.5 Strukturmaterialien

#### Kastenmaterial

Wie in Abschnitt 3.4.2 dargelegt, ist im Siedewasserreaktor die mechanische Stabilität des Brennelementkastens sehr wichtig, einerseits weil wegen zu starker Reibung zwischen Kasten und Steuerstab die Abschaltsicherheit gefährdet werden kann und weil andererseits die Leistungsverteilung im Reaktor so stark ändert, dass die Kernüberwachung die Einhaltung der thermischen Limiten nicht mehr sicherstellen kann. Ursprünglich wurden die Brennelementkästen aus Zircaloy-4 hergestellt. Mit steigender Einsatzzeit wurde jedoch das Korrosionsverhalten wichtiger, weshalb auf das korrosionsbeständigere Zircaloy-2 gewechselt wurde. Geringere Korrosion führt auch zu kleinerem Wachstum (Figur 64). Wie bei den Führungsrohren kann auch bei den Brennelementkästen durch Abschrecken aus der  $\beta$ -Phase das strahlungsinduzierte anisotrope Längenwachstum stark reduziert werden. Dies wiederum reduziert das Risiko der Kastenverbiegung.



Figur 64 Korrosion (oben) und Längenwachstum von Zircaloy-4- und Zircaloy-2-Brennelementkästen [Ref. 70]

In GE-Reaktoren der Typen BWR/4 und 5 mit C-Gitter sowie in BWR/6-Reaktoren traten etwa 2003 vermehrt Probleme mit Steuerstab-Einfahrzeiten auf. Hauptursache war unerwartet starke Kastenverbiegung. Als Gründe für die starke Verbiegung wurden einerseits Neutronenflussgradienten, andererseits Schattenkorrosion, verursacht durch eingefahrene Steuerstäbe, ins Feld geführt [Ref. 63]. Das Phänomen ist wahrscheinlich nicht einzig auf höheren Abbrand zurückzuführen, sondern dürfte mindestens teilweise durch die für 18- und 24-Monatezyklen nötigen Veränderungen im Betriebsregime verursacht sein. Als Gegenmassnahme wird unter anderem an der Verbesserung des Materials gearbeitet.

#### Interne Wasserkanäle

Die Wasserstäbe in GNF-Brennelementen bestehen aus rekristallisiertem Zircaloy-2. In ATRIUM<sup>TM</sup>-Brennelementen wurde anfangs Zircaloy-4 für den zentralen Wasserkanal eingesetzt. In Hochabbrandelementen zeigte sich, dass der Längenzuwachs, in erster Linie bedingt durch Wasserstoffaufnahme aus der Korrosion, begrenzend werden könnte. Deshalb besteht der zentrale Wasserkanal in modernen ATRIUM<sup>TM</sup>10-Brennelementen aus Zircaloy-2 mit besserem Korrosionsverhalten.

#### Abstandhaltermaterial

Weder mit Zircaloy- noch mit Inconel-Abstandhaltermaterial gab es bis jetzt grundsätzliche Materialprobleme. Bei den vereinzelt aufgetretenen Fällen konnte die Grundursache jeweils zweifelsfrei identifiziert und eliminiert werden. Die unten aufgeführten Beispiele sind willkürlich ausgewählt. Sie sind repräsentativ für die Art der beobachteten Fälle und illustrieren gleichzeitig, dass kein Bedarf für die Entwicklung neuer Materialien für Abstandhalter in Siedewasserreaktor-Brennelementen besteht.

- **Beschleunigte Korrosion von SVEA-Inconel-Abstandhaltern:** Im Bestreben, die nach der Wärmebehandlung fleckig erscheinenden Oberflächen der Abstandhalter besser aussehen zu lassen, wurde die Qualität des Vakuums verbessert. Dadurch blieb die Oberfläche der Bleche blank. Allerdings erwiesen sich die schönen Oberflächen für den Einsatz im Reaktor als untauglich, da sie viel rascher korrodierten. Eine Anpassung der Spezifikation für die Atmosphäre bei der Wärmebehandlung ergab die alte Korrosionsresistenz.
- Gebrochene Abstandhalterfedern: Gehäuft auftretende Brüche von Abstandhalterfedern in Siemens-Brennelementen waren auf strahlungsinduzierte Spannungsrisskorrosion zurückzuführen. Als Grundursache wurde ein neues Werkzeug identifiziert, mit welchem der Biegeradius eines Federteils kleiner und damit die Verformung und die Restspannung grösser wurde. Nach der Anpassung des Werkzeuges trat das Problem nicht mehr auf.
- Unerwartet hohes Wachstum von Abstandhaltern: Bei den ersten ATRIUM<sup>™</sup>10-Brennelementen wurde ein unerwartet hohes Wachstum der Zircaloy-Abstandhalter beobachtet. Dies gefährdete zwar die Integrität der Brennelemente nicht, erschwerte jedoch deren Inspektion, weil sich die Elemente teilweise nicht mehr entkasten liessen. Beim Übergang von der 9×9- zur 10×10-Geometrie wurden die Schlitze zum Zusammenstecken der einzelnen Bleche des Abstandhaltergitters etwas verkleinert. Die mechanische Belastung durch die Korrosion der Stirnseiten war offenbar gross genug, um die Abstandhalter rascher wachsen zu lassen als in der Auslegung angenommen. Nach der Anpassung der Schlitzbreite trat das Problem nicht mehr auf.

### 4.3 URAN-PLUTONIUM-MISCHOXID-BRENNSTOFF

MOX-Brennstoff muss dieselben Sicherheits- und Betriebskriterien erfüllen wie Uranoxidbrennstoff. Das Brennstoffverhalten wird vor allem bestimmt durch Schmelzpunkt, Wärmeleitfähigkeit, sowie thermischen Ausdehnungskoeffizient und Kriechverhalten. Dementsprechend sind für die Beurteilung des Brennstabverhaltens in erster Linie Brennstofftemperatur, Spaltgasfreisetzung, Verdichten und Schwellen, Bildung und Freisetzung von Helium, in erster Linie durch den  $\alpha$ -Zerfall, sowie die mechanische Wechselwirkung von Brennstoff und Hüllrohr während Transienten zu betrachten. Auch MOX-Brennstoff besteht vorwiegend aus Uranoxid. Mit Ausnahme der zusätzlichen Heliumproduktion sind deshalb die Unterschiede relativ klein. Die neutronischen Eigenschaften von Plutonium führen dazu, dass die Reaktivität im Vergleich zu Uranbrennstoff mit steigendem Abbrand weniger rasch abnimmt. Die höhere Stableistung führt zu höherer Brennstofftemperatur und grösserer Gasfreisetzung. Die etwas geringere Wärmeleitfähigkeit von MOX verstärkt diese Tendenz noch etwas. Bei der Stabauslegung kann dies jedoch problemlos berücksichtigt werden [Ref. 71].

Das Verhalten von MOX-Brennstoff wurde intensiv im Rahmen internationaler, durch Belgonucléaire koordinierter Programme studiert [Ref. 72]. Der MOX-Brennstoff wurde mit dem MIMAS-Verfahren (*Micronized Master Blend*) hergestellt. Dabei wird Plutoniumoxid in zwei Stufen mit Uranoxid vermischt. Die in der ersten Stufe hergestellte Mischung enthält maximal etwa 30% Plutonium. Der fertige Brennstoff ist nicht vollständig homogen. Er enthält plutoniumreiche Zonen, die bis 100 µm Durchmesser und bis 30% Plutonium aufweisen können.

Im FIGARO-Programm wurde die Spaltgasfreisetzung in einem Experiment im Halden-Reaktor im Detail studiert. Die verwendeten Brennstabsegmente stammten aus Stäben, die in Beznau während 5 Zyklen bestrahlt worden waren. Die Versuche bestätigten, dass im MOX-Brennstoff Spaltgase grundsätzlich durch die gleichen Mechanismen freigesetzt werden wie im UO<sub>2</sub>-Brennstoff. Thermische Freisetzung setzt bei derselben Brennstofftemperatur ein wie im Uranbrennstoff. Dementsprechend lassen sich die gleichen Modelle für die Stabauslegung einsetzen [Ref. 73].

Das Verhalten von MIMAS-MOX-Brennstoff im Normalbetrieb wurde unter anderem im Rahmen französischer Programme studiert und mit Versuchsbrennstoff aus französischer Produktion (COCA, direktes Mischen von Plutonium- und Uranoxid) verglichen. Letzterer enthält plutoniumreiche Zonen mit bis zu 100% Plutoniumoxid. Die Ergebnisse lassen eine gewisse Abhängigkeit der Gasfreisetzung vom Fabrikationsprozess und der Mikrostruktur des Brennstoffs vermuten. Den grössten Einfluss haben jedoch die Bestrahlungsgeschichte und die etwas geringere Wärmeleitfähigkeit von MOX. Figur 65 zeigt die Ergebnisse der Spaltgasmessungen. Der Einfluss der Leistungsgeschichte wird auch deutlich, wenn man die Spaltgasfreisetzung in MOX-Brennstoff, der in Beznau im Einsatz stand, vergleicht mit der Freisetzung in Uranbrennstoff in Gösgen. Die Fahrweise der beiden Anlagen im Grundlastbetrieb und damit die Anzahl der potenziell zu erhöhter Spaltgasfreisetzung führenden Leistungstransienten ist zwar ähnlich, hingegen liegt die lineare Stableistung und damit die Temperatur im Zentrum der Brennstofftabletten in Beznau wesentlich tiefer. Weil die Spaltgase aus der zentralen Zone ( $r/r_0 < 0.7$ ) thermisch freigesetzt werden und unterhalb von 70 MWd/kgU der Beitrag der Freisetzung aus dem mittleren Tablettenbereich klein ist, werden in Beznau bei vergleichbarem Abbrand weniger Spaltgase freigesetzt als in Gösgen. Deshalb war die Spaltgasfreisetzung in den im Kernkraftwerk Beznau bestrahlten M501- und M504-MOX-Stäben mit 0.3 – 2.3% bei 30 – 45 MWd/kgSM wesentlich tiefer als mit 7% in UO2-Stäben mit vergleichbarem Abbrand in Gösgen (vergleiche Figur 66 und Figur 20).







Figur 66 Spaltgasfreisetzung in MOX-Stäben, bestrahlt im Kernkraftwerk Beznau [Ref. 75]

Die Mikrostruktur von MOX-Brennstoff entwickelt sich, verglichen mit Uranbrennstoff, mit steigendem Abbrand komplexer. Eine entscheidende Rolle spielen die plutoniumreichen Zonen, in denen der Abbrand lokal bedeutend höher ist als im Mittel. Figur 67 illustriert, dass sich am Tablettenrand innerhalb der plutoniumreichen Bereiche die gleiche Hochabbrandstruktur entwickelt wie am Rand von Uranbrennstoff ("high burnup rim structure"). Gegen das Tablettenzentrum hin koagulieren die Gasporen immer mehr. Im Tablettenzentrum bildet sich oft ein grosser Hohlraum, umgeben von einer Schar kleinerer Poren. Die Grösse der intermetallischen Spaltproduktausscheidungen, in Figur 67 als helle Flecken sichtbar, nimmt gegen das Tablettenzentrum hin ebenfalls zu. Die Bedeutung der Mikrostruktur und der Homogenität der Plutoniumverteilung für die Spaltgasfreisetzung scheint nicht ganz unumstritten zu sein. Einerseits erscheint es plausibel, dass aus einer homogenen Matrix weniger Spaltgas freigesetzt wird. Andererseits führen Plutoniumbrüten in der Matrix einerseits und bevorzugtes Abbrennen des Plutoniums in plutoniumreichen Zonen andererseits dazu, dass sich Inhomogenitäten mit steigendem Abbrand ausgleichen und sich der Zustand von MOX immer mehr demjenigen von Uranbrennstoff mit entsprechend hohem Abbrand nähert.



Periphery

Mid radius



#### Figur 67 Mikrostruktur von MIMAS-MOX-Brennstoff bei 55 MWd/kgSM [Ref. 74]

Im Rahmen des Belgonucléaire-Programms M308 wurden segmentierte Brennstäbe in Beznau vorerst bis zu einem Abbrand von 55 bis 60 MWd/kgSM bestrahlt. Anschliessend wurden einige Segmente Rampenversuchen unterworfen. Keines der MIMAS-Segmente versagte. Detaillierte Nachbestrahlungsuntersuchungen zeigten, dass sich der MOX-Brennstoff nicht grundsätzlich anders verhielt als Uranbrennstoff [Ref. 72].

Im "Sellafield MOX Plant" (SMP) wird der Brennstoff nach dem Verfahren "Short Binderless Route" (SBR) hergestellt. Dabei werden Uran- und Plutoniumoxid-Pulver in einer einzigen Stufe innig gemahlen und mit Granulierungsmittel vermischt. Anschliessend wird durch Rollieren ein Granulat mit weitgehend homogener Plutoniumverteilung erzeugt, das als Ausgangsmaterial für die Tablettenherstellung dient. Um Erfahrung zu sammeln, begann BNFL bereits 1993, nach diesem Verfahren in der "MOX Demonstration Facility" (MDF) MOX-Brennstoff herzustellen. Die ersten für den Einsatz in einem Leistungsreaktor vorgesehenen Brennelemente wurden 1994 in Beznau 1 geladen. Nach drei, vier und fünf Zyklen wurden Stäbe für Hotzellenuntersuchungen entnommen. Mit Segmenten, welche aus Dreizyklenstäben hergestellt worden waren, wurden Rampenversuche durchgeführt. Über die Ergebnisse der Untersuchungen an den Dreizyklenstäben aus dem Brennelement M501 wurde unter anderem in [Ref. 76] berichtet, über die Rampenversuche sowie die nichtzerstörenden Untersuchungen und die Spaltgasanalysen an den Vierzyklenstäben aus dem Element M504 in [Ref. 77]. Die Ergebnisse der weiteren Untersuchungen, auch an den Stäben aus dem 5-Zyklen-Brennelement M502, sollen im Herbst 2006 publiziert werden.

Die bisherigen Resultate bestätigen, dass sich MOX-Stabe nicht wesentlich anders verhalten als Uranstäbe. Das Stabwachstum entspricht den für die Auslegung gemachten Annahmen (Figur 68) Die Spaltgasfreisetzung (Figur 69) war gering. Der höchste gemessene Wert von 2.3% lässt sich mit der Leistungsgeschichte des betreffenden Stabes erklären. Während des dritten Zyklus überschritt die berechnete maximale Brennstofftemperatur die Vitanza-Kurve, welche die Temperatur in Funktion des Abbrandes beschreibt, oberhalb derer thermische Gasfreisetzung einsetzt (Figur 70).

Aus zwei Stäben des Brennelements M501 wurden insgesamt acht Segmente für Rampenversuche hergestellt und in Petten getestet. Alle acht Segmente wurden mit ähnlichem Leistungsverlauf getestet (Figur 71). Die Konditionierungsleistung lag zwischen 20 und 30 kW/m, die Endleistung bei 40 bis 50 kW/m. Ein Segment wurde irrtümlich 24 Stunden länger konditioniert. Bei einem anderen Segment betrug die Haltezeit auf der Rampenendleistung statt 12 Stunden nur 20 Minuten. Alle acht Segmente blieben intakt, obwohl sie teilweise weit über

die von BNFL für UO<sub>2</sub> festgelegten Grenzkurven zur Vermeidung von PCI-Schäden hinaus belastet wurden (Figur 72, Figur 73). Gammascanning vor und nach den Versuchen zeigte typisches Verhalten mit Migration flüchtiger Spaltprodukte zu kälteren Stellen. Figur 74 illustriert, wie sich beispielsweise Cäsium an Tablettenstössen und am oberen Ende der Brennstoffsäule ansammelt. Die Neutronenradiografien zeigen, dass die Vertiefungen in den Tablettenstirnseiten aufgefüllt wurden. Ausserdem waren deutliche Längs- und Querrisse zu sehen. Die Ergebnisse stützen die These, dass bei hoher thermomechanischer Belastung von MOX-Brennstäben eher die plastischeren Tabletten verformt werden als das Hüllrohr, weshalb die Versagensgrenze im Vergleich zu Uranoxid höher liegt.







Figur 69 Spaltgasfreisetzung in SBR-MOX-Brennstäben nach drei und vier Zyklen in Beznau 1 in Funktion der maximalen Stableistung im dritten Zyklus [Ref. 77]



Figur 70Berechnete maximale Brennstofftemperatur im höchstbelasteten M504-Stab in<br/>Funktion des Abbrands im Vergleich mit der Vitanza-Kurve [Ref. 77]



Figur 71Typischer Verlauf der linearen Stableistung bei Rampenversuch in Petten<br/>[Ref. 77]



Figur 72Ergebnisse der Rampenversuche im Vergleich mit UO2-Versuchen;<br/>Leistungsanstieg in Funktion der Konditionierungsleistung [Ref. 77]



Figur 73Ergebnisse der Rampenversuche im Vergleich mit UO2-Versuchen;<br/>Rampenendleistung in Funktion des Abbrands [Ref. 77]



Figur 74 Axiale Gammascans: Aktivitätsverteilung vor und nach Rampenversuch [Ref. 77]

Die bisherigen Untersuchungen zum Verhalten von MOX-Brennstoff haben gezeigt, dass die im Normalbetrieb auftretenden Unterschiede zum Uranbrennstoff relativ gering und mit bestehenden Modellen voraussagbar sind. Ein wesentlicher Unterschied besteht in der viel grösseren Produktion von Helium in MOX-Brennstoff. Für den Normalbetrieb ist diese Tatsache von untergeordneter Bedeutung. Hingegen könnte der wesentlich höhere Gasdruck in der Brennstoffmatrix insbesondere bei einem RIA zur Gefährdung der Kühlbarkeit führen. Dies berücksichtigte die HSK bei der Festlegung der in Figur 11 gezeigten Grenzkurve. Es ist geplant, das Verhalten im Rahmen des ALPS-(Advanced LWR Fuel Performance and Safety Research)-Programms im japanischen NSRR-Reaktor sowie nach Umbau der Anlage im CABRI-Wasserloop zu untersuchen.

# 5. GEOLOGISCHE TIEFENLAGERUNG

# 5.1 EINLEITUNG

Der Einsatz von MOX sowie die Erhöhung des Entladeabbrandes beeinflussen die geologische Tiefenlagerung in zweierlei Hinsicht. Einerseits ändert sich das Gesamtinventar an Radionukliden sowohl bezogen auf die Brennstoffmenge wie auf die erzeugte Energiemenge. Dies wiederum beeinflusst die Wärmeleistung der einzulagernden Abfälle. Andererseits ändern sich die physikalischen Eigenschaften des Brennstoffs, was zu einer höheren Freisetzung von Spaltgasen und flüchtigen Spaltprodukten führt. Dies beeinflusst die Menge der Radionuklide im Spalt zwischen Hüllrohr und Brennstoff und an den Korngrenzen, welche beim Versagen des Hüllrohrs unmittelbar freigesetzt würde ("Instant Release Fraction", IRF).

Den höheren Anforderungen an die geologische Tiefenlagerung von abgebrannten MOX-Brennelementen stehen die nicht unbedingt wirtschaftlichen Vorteile der Rückführung von Plutonium zur Energiegewinnung gegenüber, insbesondere

- die Schonung der Ressourcen, indem durch den Einsatz von spaltbarem Plutonium entsprechende Mengen Uran eingespart werden,
- das Erschweren der Verwendung des Plutoniums zur Herstellung von Kernwaffen. Auch wenn die Plutoniummenge beim Einsatz als MOX nicht unbedingt verringert wird, so verändert sich die Isotopenzusammensetzung derart, dass die Herstellung von Kernwaffen kaum mehr von Interesse sein dürfte.

# 5.2 WÄRMELEISTUNG DES LAGERGUTES

Bei der Auslegung eines geologischen Tiefenlagers für hochaktive Abfälle und abgebrannte Brennelemente muss die Wärmeleistung des Lagergutes berücksichtigt werden. Thermische Effekte können zahlreiche für die Sicherheit des Lagers wichtige Prozesse beeinflussen [Ref. 78]. Die maximale Temperatur hängt ab von zahlreichen Faktoren, beispielsweise

- Umgebungstemperatur am Lagerort, abhängig vor allem vom thermischen Gradienten und somit von der Lagertiefe;
- Thermische Eigenschaften von Wirtgestein und Verfüllmaterial;
- Behälterkonzept (Beladung, Typ und Abklingzeit des Lagerguts);
- Abstand zwischen eingelagerten Behältern und zwischen einzelnen Einlagerungsstollen.

Insbesondere zum Aufrechterhalten der plastischen Eigenschaften und der Quellfähigkeit des als Verfüllmaterial vorgesehenen Bentonits scheint es wichtig zu sein, dessen Temperatur zu begrenzen. Die physikalischen Eigenschaften von Bentonit sind stark vom Sättigungsgrad mit Wasser abhängig. Material mit 2% Feuchte hat eine Wärmeleitfähigkeit von 0.4 W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup> und eine Wärmekapazität von 1.2 MJ m<sup>-3</sup> K<sup>-1</sup>. Bei gesättigtem Bentonit betragen die entsprechenden Werte 1.35 W m<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup> und 2.4 MJ m<sup>-3</sup> K<sup>-1</sup>. Die für einen einzulagernden Behälter zulässige Wärmeleistung hängt deshalb stark von den Annahmen bezüglich Zustands des Verfüllmaterials ab und ist mit entsprechenden Unsicherheiten behaftet. Dies illustriert beispielsweise Figur 75, welche den Temperaturverlauf in der Umgebung eines Kanisters mit abgebrannten Brennelementen für zwei verschiedene Wärmeleitfähigkeitswerte von Bentonit zeigt.



# Figur 75 Einfluss der Wärmeleitfähigkeit von Bentonit auf den Temperaturverlauf in einem geologischen Tiefenlager [Ref. 79]

# 5.3 FREISETZUNG UND AUSBREITUNG VON RADIONUKLIDEN

Im Referenzfall für den Entsorgungsnachweis wurde ein mittlerer Brennelementabbrand von 48 MWd/kgSM angenommen [Ref. 78]. Beim bestrahlten Brennstoff wurden die folgenden Schlüsselphänomene aufgeführt, welche für die Entwicklung des Endlagersystems wichtig sind:

- Aktivitätsinventare und Zerfallsprozesse (Wärme und Strahlung). Inventare, Halbwertszeiten und Zerfallswärme sind wohl definiert. Unter Unsicherheiten und möglichen Abweichungen werden verschiedene Behältertypen aufgeführt. Je nach Zeitpunkt des Versagens verändert sich der Anteil der Radionuklide, welche sofort freigesetzt werden (IRF). Auch eine mögliche Abbranderhöhung bis auf 75 MWd/kgSM wird erwähnt.
- Hüllrohrversagen und Korrosion. Die Art des Hüllrohrversagens (rasche Bildung langer Risse oder nur teilweises Versagen des Hüllrohrs) beeinflusst die Geschwindigkeit der Radionuklidfreisetzung. Die Freisetzung von Aktivierungsprodukten aus dem Hüllrohr wird durch die Korrosionsgeschwindigkeit kontrolliert. <sup>14</sup>C in organischer Form wird möglicherweise bevorzugt aus der Oxidschicht des Hüllrohrs freigesetzt.
- Auslaugen der IRF. Es wird unterstellt, dass die IRF unmittelbar bei Behälterversagen freigesetzt wird. Unter Unsicherheiten werden die begrenzten Kenntnisse der IRF in MOX- und Hochabbranduranbrennstoff erwähnt.
- Auflösung der Brennstoffmatrix. Es wird erwartet, dass sich die Brennstoffmatrix wegen der reduzierenden Kapazität des in grossen Mengen vorhandenen Wasserstoffs

extrem langsam löslichkeitskontrolliert auflöst. Als Unsicherheitsfaktor gilt der Einfluss der  $\alpha$ -Radiolyse, welche lokal zu oxidierenden Bedingungen führen könnte. Auch die bevorzugte Freisetzung von <sup>14</sup>C in organischer Form aus der Brennstoffmatrix stellt eine Unsicherheit dar.

• Kritikalität. Das Erreichen von Kritikalität wird durch entsprechende Auslegung (Geometrie, Abbrandkredit) von vorneherein ausgeschlossen.

Figur 76 zeigt die ungefähren Zeiträume, während denen erwartet wird, dass verschiedene, einen positiven Beitrag zu den Sicherheitsfunktionen eines geologischen Tiefenlagers leistende Phänomene wirksam sind. Durch radioaktiven Zerfall nimmt das Inventar an Radiotoxizität grundsätzlich ab. Wie beispielsweise aus Figur 77 hervorgeht, bilden sich allerdings durch Zerfall, meist über lange Zerfallsketten, auch Nuklide, die später, nach dem Zerfall der Plutoniumisotope, das Toxizitätsinventar dominieren. So sind <sup>210</sup>Po, <sup>210</sup>Pb und <sup>226</sup>Ra Glieder der Zerfallskette von <sup>238</sup>U. <sup>229</sup>Th ist eines der Glieder der Zerfallskette von <sup>237</sup>Np.

Die Lagerbehälter sollen so ausgelegt sein, dass sie die Radionuklide für mindestens 10<sup>4</sup> Jahre vollständig einschliessen. Auch nach Versagen der Lagerbehälter werden die meisten Radionuklide effizient von der sehr beständigen Brennstoffmatrix zurückgehalten. Die meisten aus dem Brennstoff freigesetzten Nuklide treten mit dem Verfüllmaterial und dem Wirtsgestein in Wechselwirkung und bewegen sich höchstens sehr langsam vom Einlagerungsort fort. Schliesslich werden sie in oberflächennahen und in Oberflächengewässern stark verdünnt.



Approximate period over which phenomena operate [a]

(SF: Spent fuel; HLW: High level waste; IRF: Instant release fraction; ILW: Intermediate level waste)

Gestrichelte Linien bedeuten, dass das Phänomen früher wirksam wäre, wenn Behälter früher versagen oder Radionuklide rascher an die Oberfläche freigesetzt würden.

# Figur 76 Ungefähre Zeiträume, über die verschiedene Phänomene wirksam sind, welche zur Sicherheitsfunktion eines geologischen Tiefenlagers beitragen [Ref. 78]

Figur 77 zeigt, welche Radionuklide zu welchem Zeitpunkt den grössten Beitrag zum Radiotoxizitätsinventar liefern. Die "nicht sicherheitsrelevanten" Nuklide zerfallen, lange bevor der Lagerbehälter versagt. Es werden Nuklide gezeigt, die im von der Nagra betrachteten Referenzfall einen Dosisbeitrag von mehr als 10<sup>-9</sup> mSv a<sup>-1</sup> ergeben oder während mindestens einem betrachteten Intervall mit mehr als 10% zur Gesamtsumme beitragen. Nur während der ersten Hundert Jahre wird das Inventar wesentlich beeinflusst von den Spaltprodukten <sup>137</sup>Cs und <sup>90</sup>Sr. Dann wird <sup>241</sup>Am dominant, bevor nach über 20'000 Jahren zuerst <sup>240</sup>Pu, dann <sup>239</sup>Pu dominieren. Nach etwa 200'000 Jahren werden die Zerfallsprodukte von <sup>238</sup>U bestimmend, unterbrochen durch eine Periode von etwa 10<sup>6</sup> Jahren, während derer etwa 50% der Toxizität vom durch Zerfall von <sup>237</sup>Np entstehenden <sup>229</sup>Th stammen.



#### Figur 77 Beitrag einzelner Radionuklide zum Abfallinventar in bestrahltem Brennstoff, ausgedrückt als Radiotoxizitätsindex (RTI), in Funktion der Zeit [Ref. 78]

In Figur 78 wird gezeigt, wie sich die Verteilung der Radionuklide im Lagersystem im Laufe der Zeit entwickelt und von welchen Nukliden in den einzelnen Komponenten der Hauptbeitrag stammt. Bis weit über den Zeitpunkt hinaus, wo die gesamte Radiotoxizität unter das Niveau von mit typischem Natururanerz verfüllten Einlagerungsstollen fällt, befinden sich praktisch alle Nuklide in der Brennstoffmatrix. Von den Radionukliden in der IRF überlebt nur <sup>129</sup>I bis zum unterstellten Zeitpunkt des Behälterversagens. Nach dem Versagen des Lagerbehälters wird praktisch das gesamte freigesetzte Inventar im Verfüllmaterial entweder sorbiert oder ausgefällt. Nur <sup>129</sup>I gelangt vorerst bis zum Wirtsgestein. Erst nach etwa 200'000 bis 300'000 Jahren ist <sup>129</sup>I auch ausserhalb des Opalinustons zu finden.

Figur 79 zeigt auch für Isotope, die in den bisherigen Figuren nicht enthalten waren, wann im Referenzszenario welche Nuklide aus welchem Teil des Lagersystems freigesetzt werden. Dabei wurde konservativerweise angenommen, Nuklide, welche das Wirtsgestein verlassen, würden direkt in die Biosphäre gelangen. Als Mass für die Freisetzungsrate wurde eine (im Falle der geologischen Komponenten hypothetische) Jahresdosis gewählt. Unmittelbar nach Behälterversagen wird die Freisetzung aus dem Brennstoff in das Verfüllmaterial von <sup>129</sup>I dominiert, das teilweise aus der IRF stammt. Anschliessend sind <sup>230</sup>Th, ein Glied der <sup>238</sup>U-Kette, sowie <sup>231</sup>Pa aus der <sup>235</sup>U-Kette vorherrschend. Die Actiniden werden im Verfüllmaterial und später auch im Wirtsgestein so stark verzögert, dass sie keinen wesentlichen Beitrag zur Freisetzung in die Biosphäre leisten. Diese wird dominiert von langlebigen Nukliden, von denen angenommen wird, sie seien gut wasserlöslich und nicht sorbierend. Das Maximum der Freisetzung in die Biosphäre wird erst nach etwa 10<sup>6</sup> Jahren erreicht. Es wird dominiert von <sup>129</sup>I und ist mit 10<sup>-4</sup> mSv a<sup>-1</sup> um mehr als drei Grössenordnungen niedriger als von der entsprechenden HSK-Richtlinie vorgegeben.



Balken zeigen, welche Radionuklide zu einer gewissen Zeit in einem gewissen System dominieren

Figur 78 Entwicklung und Verteilung des Radiotoxizitätsindexes in den verschiedenen Komponenten des Nahfelds, des Opalinustons und der Bereiche ausserhalb der oberen und unteren Grenzen des Wirtgesteins [Ref. 78]



a) in das Verfüllmaterial (Bentonit)b) vom Verfüllmaterial in den Opalinuston

c) vom Opalinuston in die Biosphäre (Barrierenfunktion von Sedimentgestein ober- und unterhalb des Wirtgesteins vernachlässigt)



# 6. MODELLRECHNUNGEN

## 6.1 EINLEITUNG

Auf der Grundlage eines Reaktors, der einem Schweizer Siedewasserreaktor sehr ähnlich ist, wurden dreidimensionale Gleichgewichtsrechnungen durchgeführt. Der Einfachheit halber wird die Anlage mit "KSA-Anlage" bezeichnet. Mit den Rechnungen sollte der Entladeabbrand typischer Siedewasserreaktor-Brennelemente in der KSA-Anlage bestimmt werden. Dazu wurden entsprechende Kerne bis zum Gleichgewicht mit dem dreidimensionalen Kernsimulator SIMULATE-3 abgereichert. Es wurden drei Szenarien analysiert:

- Im Referenzszenario wurde die Anlage mit SVEA-96-Optima2-Brennelementen mit einer mittleren Anreicherung von 4.13% <sup>235</sup>U betrieben. Dies entspricht Brennelementen, wie sie beispielsweise während des Brennelementwechsels 2003 in Nachlademenge im Kernkraftwerk Leibstadt geladen wurden.
- Im Hochabbrandszenario wurden ebenfalls SVEA-96-Optima2-Brennelemente verwendet, aber mit einer mittleren Anreicherung von 4.64% <sup>235</sup>U. Innerhalb der 5%-Anreicherungsgrenze dürfte die mittlere Anreicherung in Siedewasserreaktor-Brennstoff kaum viel höher liegen, sofern die Brennelemente auf optimalen Betrieb ausgelegt werden.
- Das dritte Szenario entspricht dem Hochabbrandfall, aber mit etwa 30% MOX-Brennstoff. Der Einsatz von MOX in schweizerischen Siedewasserreaktoren ist zwar nicht vorgesehen. Das aus der Wiederaufarbeitung von Brennstoff aus Mühleberg und Leibstadt anfallende Plutonium wird als MOX in Gösgen respektive Beznau eingesetzt. Da jedoch Nachzerfallswärme und Nuklidinventar kaum vom Anlagetyp abhängen, wurde für die MOX-Betrachtungen die gleiche Basis gewählt wie für Referenz- und Hochabbrandszenario.

Für alle drei Gleichgewichtskerne wurden mit Hilfe des Isotopenabbrandprogramms ORIGEN-2 Kerninventare, Aktivität und Nachzerfallswärmeleistung in Funktion der Abklingzeit berechnet. Die Resultate bilden die Grundlage zur Beurteilung der Konsequenzen von Hochabbrand und MOX-Einsatz auf Anlagebetrieb und Störfallanalysen sowie auf Zwischenlagerung und geologische Tiefenlagerung der abgebrannten Brennelemente.

#### 6.2 BESCHREIBUNG DER BRENNELEMENTE, BERECHNUNGEN

Die Auslegung der beiden SVEA-96-Optima2-Brennelemente ist in Figur 80 und Figur 81 zusammengefasst. Als MOX-Brennelement wurde ein ATRIUM<sup>TM</sup>10B-Design von AREVA NP gewählt (Figur 82).

Das SVEA-96-Optima2-Bündel besteht aus 96 Brennstäben. Das unterste Drittel enthält 96 Brennstäbe mit Brennstoff. Die vier Eckstäbe enden nach etwa einem Drittel. Damit verbleiben im mittleren Drittel noch 92 Brennstäbe. Auf 2/3 der Gesamthöhe enden auch die acht zentralen Brennstäbe, womit im obersten Drittel noch 84 Brennstäbe verbleiben. Figur 83 zeigt die radiale Auslegung des Bündels. Ein Übersichtsbild des SVEA-96-Optima2-Brennelements ist in Figur 52 zu finden. Figur 53 zeigt einen Querschnitt.

```
Assm. Name : B-01
Assm. Class : Fuel
Loading (gram): 178077.
# Assm in Core: 124.000
*
   Segment:93
    topref
   15.240 cm
*
   Segment:6
+
  S9602-NGD-01 Nat: Uran 0.71 w/o U-235
  15.000 cm
Segment:5
*
*
  S9602-TT-01 4.27 w/o U-235 14 Gd 4.00 *
*
   123.000 cm
*
  Segment:3
*
  S9602-MT-01 4.30 w/o U-235 14 Gd 4.00 *
*
   122.000 cm
*
   Segment:1
*
   S9602-B-01 4.23 w/o U-235 14 GD 4.00
*
   121.000 cm
****
                           0.000 cm
*
   Segment:91
*
   bottomref
*
   15.240 cm
**********
       -15.240 cm
```

#### Figur 80

Auslegung des SVEA-96-Optima2-Referenzbündels (4.13-14Gd4.0)

```
Assm. Name
       : KK3
Assm. Class : Fuel
Loading (gram): 179428.
# Assm in Core: 108.000
*
   Segment:93
*
    topref
*
   15.240 cm
        *******
*
   Segment:6
*
   S9602-NGD-01 Nat: Uran 0.71 w/o U-235
*
   15.000 cm
******
                           366.000 cm
*
   Segment:5
*
   S9602-TT-03 4.81 w/o U-235 8GD4-8Gd3 *
*
   123.000 cm
           *
*
   Segment:3
   S9602-MT-03 4.82 w/o U-235 8GD4-8Gd3 *
*
   122.000 cm
*
   Segment:1
*
   S9602-B-03 4.77 w/o U-235 8GD4-8Gd3
*
   121.000 cm
*******
                            0.000 cm
*
   Segment:91
   bottomref
   15.240 cm
   *****
                           -15.240 cm
```



Auslegung des SVEA-96-Optima2-Hochabbrand-Bündels (4.65-8Gd4.0-8Gd3.0)

```
Assm. Name
       : MOX
Assm. Class : Fuel
Loading (gram): 181001.
# Assm in Core: 30.000
 396.240 cm
   Segment:93
    top teflector
   15.240 cm
  *****
****
                                 381.000 cm
*
   Segment:6
*
  KSA-MOX-VAN 0.88 w/o U-235, 4.25 w/o Pu-fiss
          5.96 w/o Pu-tot
*
   138.000 cm
Segment:5
*
  KSA-MOX-FULL 0.82 w/o U-235, 4.30 w/o Pu-fiss
          6.04 w/o Pu-tot
*
   243.000 cm
****
                                  0.000 cm
*
   Segment:91
   bottom reflector
   15.240 cm
```



Auslegung des ATRIUM<sup>™</sup>10B-MOX-Bündels (0.88-8Gd3.0-Pu)



3: Teillanger Stab (2/3 der Gesamtlänge)

Figur 83 Radiale Auslegung des SVEA-96-Optima2-Brennstabbündels

Figur 84 zeigt die radiale Auslegung des MOX-Bündels mit einer Anordnung von  $10 \times 10$ Brennstäben und einem zentralen Wasserkanal anstelle von  $3 \times 3$  Stäben. Acht Stäbe mit 3.0 Gewichtsprozent Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub> in Uranoxid mit einer Anreicherung von 3.95% <sup>235</sup>U sind an der Peripherie angeordnet. Für die MOX-Stäbe wurde "Tails"-Uran mit 0.25% <sup>235</sup>U als Trägermaterial verwendet.

Die Wirkungsquerschnitte und andere relevante Brennstoffdaten für SIMULATE-3 wurden mit CASMO-4 nach Standardprozeduren des Programmlieferanten Studsvik Scandpower generiert.

Figur 85 zeigt den Verlauf der Reaktivität ( $k_{\infty}$ ) in Funktion des Abbrands in einem unendlichen Gitter mit 40% Dampfblasenanteil für die drei untersuchten Brennstofftypen. Im hochangereicherten Urangitter ist  $k_{\infty}$  entsprechend höher als im Referenzfall, mit gleichem Verlauf. Im MOX-Gitter beginnt die Kurve auslegungsgemäss auf demselben Niveau wie in den Urangittern, verläuft aber wesentlich flacher, mit kleinerem Peak (~10%  $\Delta k/k$ ) und geringerem Abfall zu hohem Abbrand hin.



Figur 84 Radiale Auslegung des ATRIUM<sup>TM</sup>10B-MOX-Brennstabbündels



(Unendliches Stabgitter; 40% Dampfblasenanteil) B-01: Referenzbündel; B-03: Hochabbrandbündel; MOX: MOX-Bündel

Figur 85

Vergleich des Reaktivitätsverlaufs (k<sub>∞</sub>) in Funktion des Abbrandes

# 6.3 KERNBERECHNUNGEN

Für die Kernberechnungen wurde ein Standardzyklus für die KSA-Anlage definiert mit einer Länge von 8000 effektiven Volllaststunden ("effective full power hours", EFPH). Das Ende des natürlichen Zyklus ist definiert als jener Zeitpunkt, bei welchem mit vollständig ausgefahrenen Steuerstäben ("all rods out", ARO) und 100% Kerndurchfluss letztmals 100% Leistung erreicht wird ("end of full power", EOFP). Im so genannten Streckbetrieb kann das Abfallen der Reaktorleistung verzögert werden durch Erhöhung des Kerndurchflusses ("increased core flow", ICF) über 100% hinaus und durch Absenken der Speisewassertemperatur ("final feed water temperature reduction", FFWTR). In dieser Studie wurde kein Streckbetrieb angenommen. Hingegen wurde der Reaktor nach EOFP für 500 Volllaststunden im "coast down" betrieben, was eine Gesamtzykluslänge von 8500 EFPH ergibt. Im "coast down"-Betrieb führt die sinkende Reaktorleistung zu einer Abnahme des Dampfanteils, wodurch Reaktivität freigesetzt wird und der Reaktor kritisch bleibt. In den Rechnungen wurde der "coast down" simuliert, indem k<sub>eff</sub> bei Volllast reduziert wurde.

Die einzelnen Zyklen wurden mit dem Ziel abgereichert, einen Gleichgewichtszyklus zu erreichen. Dazu wurde für jeden Zyklus die gleiche Anzahl frischer Brennstabbündel nach einem "reactivity ranking"-Schema geladen. Steuerstabmuster und andere Eingabedaten waren für alle Zyklen gleich. Insgesamt wurden für jedes Szenario 12 Zyklen berechnet.

Hauptzweck der Studie war die Bestimmung des Abbrands der entladenen Brennelemente und die Abbrandverteilung im Kern am Ende eines Gleichgewichtszyklus. Die Abbranddaten wurden zwischen elftem und zwölftem Zyklus extrahiert. Gleichgewicht wird angenommen, wenn sich  $k_{eff}$  in zwei aufeinander folgenden Zyklen kaum unterscheidet (<50 pcm).

Die Resultate der Kernberechnungen für die drei Szenarien werden unten zusammengefasst.

#### 6.3.1 Referenzszenario

Im Referenzkern wurden 124 Bündel des Designs B-01 (Figur 80) zugeladen. Deren Position folgte einem so genannten Einfachdiagonalsystem (Figur 86). Die Figur zeigt den Bündelabbrand (in MWd/kgU) des bereits bestrahlten Brennstoffs. Die Position der frischen Bündel ist mit "New" bezeichnet. Der Kern enthält insgesamt 648 Bündel.

Figur 87 zeigt die  $k_{eff}$ -Werte zusammen mit der Überschussreaktivität ("hot excess reactivity", HER) für den Gleichgewichtszyklus. Dazu wurde eine Master-Sequenz angewandt, welche so konstruiert wurde, dass in jedem berechneten Punkt der Referenzwert für  $k_{eff}$  ( $k_{eff}$  = 1.000) erreicht wurde. Der HER-Wert entspricht der Reaktivität, welche bei 100% Leistung und 100% Durchfluss durch Steuerstäbe kontrolliert wird.

Die im Gleichgewichtszyklus eingesetzten Steuerstäbe zeigt Figur 88. Das Muster entspricht demjenigen zu Beginn des Zyklus.

Die im Gleichgewichtszyklus entladenen Bündel waren 5 bis 7 Zyklen im Kern. Der durchschnittlich erreichte Abbrand beträgt 50.09 MWd/kgU. Die Kernsystemnummer ist 648/124 = 5.23, d.h. ein Brennelement verbleibt im Durchschnitt während 5.23 Zyklen im Kern. Der maximale mittlere Stababbrand am Ende von Zyklus 12 erreicht 71.53 MWd/kgU.

| 16           | 17             | 18     | 19     | 20     | 21     | 22     | 23     | 24     | 25     | 26     | 27     | 28     | 29     | 30     |
|--------------|----------------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| : 45.79      | ++<br>: 48.09: | 36.05: | :      | :      | :      | :      | :      | :      | :      | :      | :      | :      |        | :Exp   |
| : 45.34      | ++<br>: 45.27: | 43.43: | 44.32: | 41.18: | +      | +      | +      | +      | +      | +      | +      | +      |        | :      |
| ⊧<br>: 12.55 | ++<br>: 31.71: | 12.82: | 38.24: | 44.14: | 45.91: | ++     | +      | :      | ++     | +      | ++     | +      |        | :      |
| : New        | ++<br>: 12.15: | New :  | 9.83:  | 13.05: | 41.51: | 44.97: | 47.80: | +      | +      | +      | +      | +      |        | :      |
| : 22.03      | ++<br>: 23.57: | 12.13: | New :  | 36.98: | New :  | 34.94: | 41.21: | 42.40: | ++     | +      | ++     | +      |        | :      |
| : New        | ++<br>: 36.23: | New :  | 25.31: | New :  | 20.89: | 12.13: | 12.39: | 38.28: | 44.98: | :      | :      | +      |        | :      |
| +<br>: 26.55 | ++<br>: New :  | 33.79: | 12.51: | 38.84: | New :  | 32.60: | New :  | 47.68: | 41.26: | 39.40: | ++     | +      |        | :      |
| : 20.18      | ++<br>: 31.26: | New :  | 23.97: | 25.05: | 22.60: | New :  | 40.66: | 12.03: | 13.33: | 45.47: | 42.07: | +      |        | :      |
| +<br>: 37.53 | ++<br>: 12.73: | 26.51: | New :  | 26.32: | 13.39: | 36.91: | New :  | 19.18: | New :  | 49.33: | 46.13: | +      |        | :      |
| : New        | ++<br>: 32.88: | 11.54: | 41.39: | New :  | 37.81: | 21.17: | 12.62: | New :  | 21.46: | 12.76: | 44.78: | 47.51: |        | :      |
| : 22.85      | ++<br>: New :  | 25.51: | 25.71: | 31.73: | New :  | 37.80: | 12.74: | 31.76: | New :  | 31.83: | 10.79: | 36.88: | 36.92: | +      |
| : 30.52      | : 26.37:       | 11.12: | 31.43: | 23.81: | 36.10: | New :  | 44.15: | 21.34: | 34.94: | New :  | 26.00: | 39.56: | 48.48: |        |
| : 42.59      | : 21.58:       | 9.37:  | New :  | 32.41: | 13.25: | 26.50: | New :  | 36.04: | 12.05: | 37.81: | New :  | 11.51: | 48.67: | 49.31: |
| : New        | : 25.87:       | 9.88:  | 25.06: | New :  | 33.13: | New :  | 13.39: | New :  | 33.73: | New :  | 21.17: | 11.57: | 43.90  | 48.83: |
| : 33.62      | : 22.69:       | 35.60: | 22.04: | 24.80: | 24.49: | 13.33: | 44.24: | 25.25: | 13.49: | 13.70: | 12.07: | 13.49: | 46.33: | 40.78: |
| : 33.63      | : New :        | 42.60: | 30.51: | 22.85: | New :  | 37.53: | 20.18: | 26.55: | New :  | 22.03: | New :  | 12.56: | 45.34  | 45.80: |
| 22.69        | : 25.87:       | 21.58: | 26.37: | New :  | 32.88: | 12.75: | 31.26: | New :  | 36.23: | 23.57: | 12.15: | 31.73: | 45.27  | 48.09: |
| : 35.60      | · 9.88:        | 9.37:  | 11.12: | 25.51: | 11.55: | 26.52: | New :  | 33.79: | New :  | 12.13: | New :  | 12.82: | 43.43  | 36.04: |
| : 22.04      | : 25.07:       | New :  | 31.43: | 25.71: | 41.40: | New :  | 23.97: | 12.51: | 25.31: | New :  | 9.82:  | 38.24: | 44.32  | :      |
| : 24.80      | : New :        | 32.41: | 23.81: | 31.72: | New :  | 26.32: | 25.05: | 38.85: | New :  | 36.98: | 13.05: | 44.14: | 41.20  | :      |
| : 24.50      | : 33.13:       | 13.25: | 36.10: | New :  | 37.81: | 13.39: | 22.60: | New :  | 20.89: | New :  | 41.51: | 45.91: |        | :      |
| : 13.33      | : New :        | 26.51: | New :  | 37.80: | 21.17: | 36.91: | New :  | 32.59: | 12.13: | 34.93: | 44.97: | :      |        | :      |
| : 44.26      | : 13.39:       | New :  | 44.17: | 12.74: | 12.63: | New :  | 40.66: | New :  | 12.39: | 41.21: | 47.81: | :      |        | :      |
| : 25.26      | : New :        | 36.04: | 21.34: | 31.76: | New :  | 19.18: | 12.03: | 47.69: | 38.28: | 42.41: | :      | :      |        | :      |
| : 13.49      | : 33.73:       | 12.05: | 34.94: | New :  | 21.46: | New :  | 13.33: | 41.26: | 44.98: | :      | :      | :      |        | :      |
| : 13.70      | : New :        | 37.82: | New :  | 31.83: | 12.76: | 49.33: | 45.47: | 39.42: | :      | :      | :      | :      |        | :      |
| : 12.07      | : 21.17:       | New :  | 26.01: | 10.79: | 44.78: | 46.13: | 42.07: | :      | :      | :      | :      |        |        |        |
| : 13.49      | : 11.57:       | 11.51: | 39.56: | 36.89: | 47.51: | :      | :      | :      | :      | :      | :      | :      |        | :Exp   |
| 31           | 33             | 35     | 37     | 39     | 41     | 43     | 45     | 47     | 49     | 51     | 53     | 55     | 57     | 59     |

Figur 86

#### Beladung des Referenzkerns



Figur 87Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des<br/>Referenzszenarios mit 124 frischen SVEA-96-Optima2-Bündeln

| IR/JR | = 1 | 2 | 3 | 4  | 5 | 6  | 7 | 8  | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 |
|-------|-----|---|---|----|---|----|---|----|---|----|----|----|----|----|----|
| 1     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 2     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 3     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 4     |     |   |   |    |   |    |   | 24 |   |    |    |    |    |    |    |
| 5     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 6     |     |   |   |    |   | 8  |   | 14 |   | 8  |    |    |    |    |    |
| 7     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 8     |     |   |   | 20 |   | 14 |   | 10 |   | 14 |    | 24 |    |    |    |
| 9     |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 10    |     |   |   |    |   | 8  |   | 14 |   | 8  |    |    |    |    |    |
| 11    |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 12    |     |   |   |    |   |    |   | 24 |   |    |    |    |    |    |    |
| 13    |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 14    |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |
| 15    |     |   |   |    |   |    |   |    |   |    |    |    |    |    |    |

(Ziffern entsprechen Ausfahrlänge in Notches; voll ausgefahren entspricht 48, in Figur angezeigt durch --)

#### Figur 88 Im Referenzzyklus verwendete Steuerstäbe

#### 6.3.2 Hochabbrandszenario

Im Hochabbrandszenario wurden im Gleichgewicht 108 frische Bündel mit 4.64% <sup>235</sup>U geladen, und zwar grundsätzlich in dieselben Positionen wie im Referenzszenario (ausser in 16 Positionen). Das Reaktivitätsverhalten mit und ohne Steuerstäbe zeigt Figur 89. Das Reaktivitätsniveau lag in diesem Szenario etwa 200 pcm über dem Referenzwert von 1.000. Die Zykluslänge bis EOFP war etwas kürzer als im Referenzfall (etwa 300 EFPH). Für die erreichten Entladeabbrände ist dies allerdings nicht von Bedeutung.

Die im Gleichgewichtszyklus entladenen 108 Bündel waren 5 bis 7 Zyklen im Kern. Der durchschnittlich erreichte Abbrand beträgt 57.32 MWd/kgU, etwa 7.2 MWd/kgU mehr als im Referenzszenario. Eine alte Faustregel sagt, eine um 0.01% höhere Anreicherung erhöhe den Entladeabbrand mit 0.15 MWd/kgU. Dies ist etwas mehr als die in vorliegenden Fall erreichten 0.14 MWd/kgU. Die Kernsystemnummer ist 648/108 = 6.00, d.h. ein Brennelement verbleibt im Durchschnitt während 6 Zyklen im Kern. Der maximale mittlere Stababbrand am Ende von Zyklus 12 erreicht 82.92 MWd/kgU.



#### Figur 89 Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des Hochabbrandszenarios mit 108 frischen SVEA-96-Optima2-Bündeln

# 6.3.3 Hochabbrandszenario mit 30% MOX

Gegenüber dem Hochabbrandszenario wurden jeweils 32 frische SVEA-96-Optima2-Bündel durch ATRIUM<sup>TM</sup>10B-MOX-Bündel ersetzt, welche für etwa denselben Entladeabbrand ausgelegt worden waren. Damit enthielt der Gleichgewichtskern etwa 192 MOX-Elemente verschiedenen Abbrands. Figur 90 zeigt das Reaktivitätsverhalten mit und ohne Steuerstäbe. Das Reaktivitätsniveau liegt etwa 150 pcm über dem Referenzwert von 1.000. Der Gleichgewichtszyklus ist nochmals etwas kürzer (~100 EFPH). Das k<sub>eff</sub>-Verhalten (HER-Kurve) ist gleich wie im Hochabbrandszenario, allerdings mit um etwa 300 pcm geringerer Überschussreaktivität zu Beginn des Zyklus. Dies ist auf die MOX-Bündel mit flacherem Verlauf von k<sub>∞</sub> zurückzuführen.

Der mittlere Entladeabbrand beträgt 57.28 MWd/kgSM, d.h. gleichviel wie im Hochabbrandszenario. Mit 89.34 MWd/kgSM ist hingegen der maximale gemittelte Stababbrand wesentlich höher. Dieser 8% höhere Wert ist auf den flacheren Reaktivitätsverlauf in den MOX-Bündeln zurückzuführen. Im Vergleich zu einem Uranbündel führt dies zu einer höheren Reaktivität bei gleichem Abbrand. Bei einem Abbrand von 70 MWd/kgSM ist ein MOX-Bündel etwa 8000 pcm reaktiver als ein entsprechendes Uranbündel. Mit einem Reaktivitätsabfall von 1 pcm/(MWd/tSM) entspricht dies 8 MWd/kgSM. Gemäss einer Faustregel für Uranbündel entsprechen 0.150 MWd/kgU einem Anreicherungsäquivalent von 0.01% <sup>235</sup>U. Somit ergibt dies für ein MOX-Bündel einen Anreicherungsgewinn von 0.53% gegenüber einem Uranbündel. Um mit Uranbrennstoff denselben Stababbrand zu erreichen, müsste deshalb die Anreicherung um 0.53% auf 5.18% <sup>235</sup>U erhöht werden.



Figur 90 Verlauf der Überschussreaktivität im Gleichgewichtszyklus des Hochabbrandszenarios mit 76 frischen SVEA-96-Optima2- und 32 frischen ATRIUM10B-MOX-Bündeln

# 6.3.4 Zusammenfassung der Abbrandresultate

Die Ergebnisse der Abbrandrechnungen sind in Tabelle 7 (Referenzszenario), Tabelle 8 (Hochabbrandszenario) und Tabelle 9 (Hochabbrandszenario plus MOX) zusammengefasst. Für jede Nachladung wird angegeben, wie viele entsprechende Brennelemente sich am Ende von Zyklus 11 (EOC11) und am Anfang von Zyklus 12 (BOC12) im Kern befanden und welchen mittleren Abbrand sie aufwiesen. Ebenso wird gezeigt, wie viele Elemente entladen und beladen wurden und welcher mittlere, minimale und maximale Bündelabbrand erreicht wurde.

Im Referenzszenario liegt der mittlere Entladeabbrand bei 50 MWd/kgU, mit einer Streubreite von  $\pm 3$  MWd/kgU. Im Hochabbrandszenario steigt der mittlere Abbrand um 7 bis 8 MWd/kgU auf 57.3 MWd/kgU. Auch die Streubreite ist mit  $\pm 4$  MWd/kgU etwas grösser.

Im MOX-Szenario bleibt der durchschnittliche Entladeabbrand gleich, hingegen unterscheiden sich aus den oben dargelegten Gründen MOX- und Uranelemente signifikant. Der durchschnittliche Abbrand der entladenen Uranelemente liegt bei 54.5 MWd/kgU (Streuband  $\pm 3$  MWd/kgU), derjenige der MOX-Elemente bei 65.3 MWd/kgSM (Streuband -3.2/+6.2 MWd/kgSM).

| E          | 1   | В         | BOC12      |     |           | indel | Entladeabbrand [MWd/k |        |        |        |
|------------|-----|-----------|------------|-----|-----------|-------|-----------------------|--------|--------|--------|
| Nachladung |     | Abbrand   |            |     | Abbrand   | ent-  | ge-                   |        |        |        |
| 13         | #   | [MWd/kgU] | Nachladung | #   | [MWd/kgU] | laden | laden                 | Mittel | Min.   | Max.   |
| S96O2E     | 4   | 49.65     |            |     |           | 4     |                       | 49.650 | 49.441 | 49.465 |
| S96O2F     | 52  | 50.32     | S96O2F     | 12  | 48.76     | 40    |                       | 50.788 | 48.085 | 52.973 |
| S96O2G     | 96  | 48.92     | S96O2G     | 44  | 46.78     | 52    |                       | 50.731 | 47.919 | 52.845 |
| S96O2H     | 124 | 44.22     | S96O2H     | 96  | 43.13     | 28    |                       | 47.957 | 47.041 | 48.864 |
| S96O2I     | 124 | 35.00     | S96O2I     | 124 | 34.97     | 0     |                       |        |        |        |
| S96O2J     | 124 | 23.92     | S96O2J     | 124 | 23.92     | 0     |                       |        |        |        |
| S96O2K     | 124 | 12.34     | S96O2K     | 124 | 12.34     | 0     |                       |        |        |        |
|            |     |           | S96O2L     | 124 | 0         |       | 124                   |        |        |        |
| Total      | 648 | 33.69     |            | 648 | 24.10     | 124   | 124                   | 50.09  | 47.041 | 52.973 |

#### Tabelle 7 Zusammenfassung der Abbrandresultate; Referenzszenario

 Tabelle 8
 Zusammenfassung der Abbrandresultate; Hochabbrandszenario

| F          | EOC1 | .1        | В          | BOC12 |           |       |       | Entladeabbrand [MWd/kgU] |        |        |
|------------|------|-----------|------------|-------|-----------|-------|-------|--------------------------|--------|--------|
|            |      | Abbrand   |            |       | Abbrand   | ent-  | ge-   |                          |        |        |
| Nachladung | #    | [MWd/kgU] | Nachladung | #     | [MWd/kgU] | laden | laden | Mittel                   | Min.   | Max.   |
| S96O2E     | 28   | 57.42     |            |       |           | 28    |       | 57.420                   | 54.088 | 61.326 |
| S96O2F     | 80   | 56.23     | S96O2F     | 16    | 49.77     | 64    |       | 57.845                   | 54.292 | 60.996 |
| S96O2G     | 108  | 50.14     | S96O2G     | 92    | 49.29     | 16    |       | 55.028                   | 53.451 | 56.462 |
| S96O2H     | 108  | 42.22     | S96O2H     | 108   | 42.22     |       |       |                          |        |        |
| S96O2I     | 108  | 34.08     | S96O2I     | 108   | 34.08     |       |       |                          |        |        |
| S96O2J     | 108  | 23.34     | S96O2J     | 108   | 23.34     |       |       |                          |        |        |
| S96O2K     | 108  | 11.80     | S96O2K     | 108   | 11.80     |       |       |                          |        |        |
|            |      |           | S96O2L     | 108   | 0         |       | 108   |                          |        |        |
| Total      | 648  | 36.35     |            | 648   | 26.80     | 108   | 108   | 57.32                    | 53.451 | 61.326 |

 $<sup>^{13}</sup>$ Bezeichnung der Nachladungen: S96O2E … K für SVEA-96 Optima2-Nachladung E … K; ATMOXD … K für ATRIUM<sup>™</sup>10B-MOX-Nachladung D … K
| EOC11      |     |            | BOC12      |     |            | # Bündel Entladeabbrand [MW |       | Wd/kgSM] |       |       |
|------------|-----|------------|------------|-----|------------|-----------------------------|-------|----------|-------|-------|
|            |     | Abbrand    |            |     | Abbrand    | ent-                        | ge-   |          |       | -     |
| Nachladung | #   | [MWd/kgSM] | Nachladung | #   | [MWd/kgSM] | laden                       | laden | Mittel   | Min.  | Max.  |
| ATMOXD     | 4   | 66.81      |            |     |            | 4                           |       | 66.81    | 66.62 | 67.00 |
| ATMOXE     | 28  | 62.93      | ATMOXE     | 12  | 58.831     | 16                          |       | 66.00    | 62.19 | 71.54 |
| ATMOXF     | 32  | 57.08      | ATMOXF     | 24  | 55.009     | 8                           |       | 63.29    | 62.64 | 63.50 |
| ATMOXG     | 31  | 47.28      | ATMOXG     | 31  | 47.284     |                             |       |          |       |       |
| ATMOXH     | 30  | 41.48      | ATMOXH     | 30  | 41.475     |                             |       |          |       |       |
| ATMOXI     | 32  | 31.06      | ATMOXI     | 32  | 31.062     |                             |       |          |       |       |
| ATMOXJ     | 32  | 20.96      | ATMOXJ     | 32  | 20.956     |                             |       |          |       |       |
| ATMOXK     | 32  | 10.17      | ATMOXK     | 32  | 10.173     |                             |       |          |       |       |
|            |     |            | ATMOXL     | 32  | 0          |                             | 32    |          |       |       |
| S96O2F     | 44  | 55.18      |            |     |            | 44                          |       | 55.18    | 51.09 | 58.54 |
| S96O2G     | 77  | 50.32      | S96O2G     | 41  | 47.46      | 36                          |       | 53.58    | 50.20 | 56.30 |
| S96O2H     | 78  | 42.6       | S96O2H     | 78  | 42.599     |                             |       |          |       |       |
| S96O2I     | 76  | 33.94      | S96O2I     | 76  | 33.936     |                             |       |          |       |       |
| S96O2J     | 76  | 22.88      | S96O2J     | 76  | 22.875     |                             |       |          |       |       |
| S96O2K     | 76  | 11.97      | S96O2K     | 76  | 11.968     |                             |       |          |       |       |
|            |     |            | S96O2L     | 76  | 0          |                             | 76    |          |       |       |
| Total      | 648 | 36.12      |            | 648 | 26.58      | 108                         | 108   | 57.28    | 50.20 | 71.54 |

 Tabelle 9
 Zusammenfassung der Abbrandresultate; Hochabbrandszenario mit 30% MOX

### 6.3.5 Betriebsfähigkeit

Es stellt sich die Frage, ob ein Reaktorkern, wie er den diskutierten Szenarien zugrunde liegt, überhaupt betrieben werden kann. Dies kann beispielsweise durch Vergleich der maximalen radialen Peaking-Faktoren beurteilt werden. Dieser Faktor vergleicht die individuelle Bündelleistung mit dem Mittelwert des Kerns. Im Mittel beträgt beispielsweise im KKL die Bündelleistung 5.56 MW. Demzufolge wäre die Bündelleistung mit Peaking-Faktor 1.4 in einem KKL-Brennelement maximal 7.78 MW.

Figur 91 zeigt die maximalen radialen Peaking-Faktoren für die drei diskutierten Szenarien in Funktion des Zyklusabbrands im Vergleich. Während der ersten 3000 Volllaststunden weist der Hochabbrandkern die höchsten Werte auf, gefolgt vom MOX-Kern. Die geringeren Werte im MOX-Kern sind dem flacheren Reaktivitätsverlauf im MOX-Brennstoff zu verdanken. Gegen Zyklusende ist der maximale Peaking-Faktor im Referenzkern am grössten.

Der Maximalwert im Hochabbrandkern tritt in einem frischen Bündel auf. Deshalb könnte der Brennstoff relativ einfach optimiert werden durch Einführung von einem oder zwei zusätzlichen Gadoliniumstäben mit 1 bis 2% Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Dies würde die Reaktivität der frischen Bündel im ersten Teil des Zyklus und damit deren Leistung reduzieren.

Peaking-Faktoren von 1.6 – 1.7 sind für moderne Reaktorkerne mit Brennelementen, welche auf gutes Dryout-Verhalten optimiert sind, normal. Allerdings könnten solch relativ hohe Werte, insbesondere in Kombination mit hohen axialen Peaking-Faktoren, zu einem verschlechterten Stabilitätsverhalten führen. Dieser Aspekt muss jedoch auf zyklusspezifischer Basis betrachtet werden und würde den Rahmen der vorliegenden Studie sprengen.

Der radiale Peaking-Faktor kann auch als Mass für das Dryout- oder CPR-Verhalten dienen (siehe auch Abschnitt 3.2.2). Er ist umgekehrt proportional zur CPR. Auch unter diesem Betrachtungswinkel stellt die Grösse der maximalen Peaking-Faktoren kein Problem dar.



Figur 91 Maximaler radialer Peaking-Faktor in den drei diskutierten Szenarien im Zyklusverlauf

### 6.4 AKTIVITÄTSINVENTAR, NACHZERFALLSWÄRME

Das Nuklidinventar im Reaktorkern am Ende des Zyklus ist massgebend für den Quellterm, welcher der Analyse schwerer Störfälle zugrunde gelegt wird. Für Risikobetrachtungen im Brennelementlagerbecken, bei Transporten, für Fragen der Wiederaufarbeitung und zur Beurteilung von Zwischen- und Endlagerung ist das Nuklidinventar in Brennelementen mit maximal zulässigem Abbrand in Funktion der Abklingzeit massgebend. Schliesslich ist die auf ein Brennelement oder die Brennstoffmenge bezogene Nachzerfallswärmeleistung als Funktion der Abklingzeit massgebend für die minimal nötige Dauer der Zwischenlagerung, bevor ein Brennelement in ein geologisches Tiefenlager gebracht werden kann. Auch im Zusammenhang von Transport, Wiederaufarbeitung und trockener Zwischenlagerung ist die Wärmeleistung von Bedeutung.

Um diese Parameter für die drei betrachteten Szenarien abzuschätzen, wurden für die drei Gleichgewichtskerne Berechnungen mit dem Isotopenabbrandprogramm ORIGEN-2 (Version 2-2) von Oak Ridge National Laboratory [Ref. 80] durchgeführt. Mit diesem Programm können Kerninventare, Aktivität und Nachzerfallswärmeleistung in Funktion der Abklingzeit berechnet werden. In dieser Studie wurde nur der Brennstoff betrachtet, mit dem Anfangsgehalt an Uran und Plutonium sowie einem Standardvektor von im Brennstoff enthaltenen Verunreinigungen, nicht aber Strukturmaterialien.

#### 6.4.1 Berechnungen

In ORIGEN-2 wird der Reaktorbetrieb durch Bestrahlungsperioden beschrieben. Abstellungen können durch Perioden mit einer Leistung von Null simuliert werden. Für jede Periode wird eine einzige Leistungsdichte definiert. In dieser Studie wurde jeder Zyklus als eine Periode behandelt. Details sind in Tabelle 10 zu finden.

| Al-1                | Mittlere relative Leistung währen Periode |                      |                             |                     |  |  |  |  |
|---------------------|---|----------------------|-----------------------------|---------------------|--|--|--|--|
| am Ende der Periode | Referenzkern                              | Hochabbrand-<br>kern | Hochabbrand in<br>Mischkern | MOX in<br>Mischkern |  |  |  |  |
| 333                 | 1.28                                      | 1.23                 | 1.26                        | 1.06                |  |  |  |  |
| 353                 | 0   | 0                    | 0                           | 0                   |  |  |  |  |
| 686                 | 1.20                                      | 1.20                 | 1.15                        | 1.12                |  |  |  |  |
| 706                 | 0   | 0                    | 0                           | 0                   |  |  |  |  |
| 1039                | 1.16                                      | 1.13                 | 1.15                        | 1.07                |  |  |  |  |
| 1059                | 0   | 0                    | 0                           | 0                   |  |  |  |  |
| 1392                | 0.94                                      | 0.89                 | 0.94                        | 0.98                |  |  |  |  |
| 1412                | 0   | 0                    | 0                           | 0                   |  |  |  |  |
| 1745                | 0.44                                      | 0.71                 | 0.79                        | 0.92                |  |  |  |  |
| 1765                | 0   | 0                    | 0                           | 0                   |  |  |  |  |
| 2098                | 0.37                                      | 0.79                 | 0.45                        | 0.54                |  |  |  |  |
| 2118                |   |                      |                             | 0                   |  |  |  |  |
| 2451                |   |                      |                             | 0.89                |  |  |  |  |
| 2471                |   |                      |                             | 0                   |  |  |  |  |
| 2804                |   |                      |                             | 0.44                |  |  |  |  |

#### Tabelle 10Relative Leistung während der Abreicherungszyklen in ORIGEN-2

Im Referenz- und im Hochabbrandszenario verbleiben die Brennelemente 2098 Tage im Kern. Im MOX-Szenario ist die Bestrahlungsdauer für die Uranbündel gleich, während die MOX-Bündel länger eingesetzt bleiben.

Die Anfangsmengen von spaltbarem Material, Verunreinigungen und Sauerstoff pro 1000 kg Uran sind in Tabelle 11 zusammengestellt. Tabelle 12 zeigt den prozentualen Anfangsanteil der verschiedenen Actiniden.

Um das Nuklidinventar, die Aktivität und die Nachzerfallswärmeleistung am Ende des Gleichgewichtszyklus zu bestimmen, wurde die Altersverteilung der Brennelemente im entsprechenden Szenario herangezogen. Dazu wurde der Anteil frischer Brennelemente multipliziert mit den ORIGEN-Resultaten nach einem Zyklus, der Anteil der im zweiten Zyklus stehenden Elemente mit den Resultaten nach zwei Zyklen, etc. Figur 92 zeigt als Beispiel die Berechnung der Totalaktivität am Ende des Gleichgewichtszyklus im Referenzszenario.

Die verwendeten Basisdaten sind in Tabelle 13 für das Referenzszenario, in Tabelle 14 für das Hochabbrandszenario und in Tabelle 15 für das MOX-Szenario zusammengestellt. Die mittlere Leistungsdichte für die drei Szenarien liegt bei 27.19 kW/kgU, 27.00 kW/kgU und 26.91 kW/kgSM.

Im MOX-Szenario wurde der Kern auf zwei ORIGEN-2-Berechnungen aufgeteilt, um Uranund MOX-Bündel separat beschreiben zu können. Das Uranbündel hat ein Anfangsgewicht von 179.428 kg Uran, das MOX-Bündel 181.001 kg Schwermetall. Das Uranbündel, mit derselben Auslegung wie im Hochabbrandszenario, bleibt während 6 Zyklen im Kern, das MOX-Bündel während 8 Zyklen. Deshalb ändert sich das Verhältnis von Uran- zu MOX-Brennstoff am Ende des Gleichgewichtszyklus von 0.7/0.3 zu 0.653/0.347. Diese Zahlen wurden verwendet, um die Inventare am Ende des Gleichgewichtszyklus im MOX-Szenario zu bestimmen: 65.3% vom ORIGEN-2-Urankern, 34.7% vom ORIGEN-2-MOX-Kern.

| Isotop     | Isotop,        | Referenzkern  | Hochabbrand- | Hochabbrand in | MOX in     |
|------------|----------------|---------------|--------------|----------------|------------|
| (ORIGEN-2) | Verunreinigung | Kelefelizkern | kern         | Mischkern      | Mischkern  |
| 94242      | Pu-242         | 0             | 0            | 0              | 2126.7     |
| 94241      | Pu-241         | 0             | 0            | 0              | 2126.7     |
| 94240      | Pu-240         | 0             | 0            | 0              | 13975.4    |
| 94239      | Pu-239         | 0             | 0            | 0              | 40711.1    |
| 94238      | Pu-238         | 0             | 0            | 0              | 1215.3     |
| 92238      | U-238          | 958336        | 953154       | 953154         | 930770.7   |
| 92235      | U-235          | 41333.8       | 46474.6      | 46474.6        | 8399.6     |
| 92234      | U-234          | 330.67        | 371.87       | 371.87         | 67.19      |
| 83000      | Bi             | 0.4           | 0.4          | 0.4            | 0.4        |
| 82000      | Pb             | 1             | 1            | 1              | 1          |
| 74000      | W              | 2             | 2            | 2              | 2          |
| 64000      | Gd             | 66.66         | 66.66        | 66.66          | 66.66      |
| 50000      | Sn             | 4             | 4            | 4              | 4          |
| 49000      | In             | 2             | 2            | 2              | 2          |
| 48000      | Cd             | 25            | 25           | 25             | 25         |
| 47000      | Ag             | 0.1           | 0.1          | 0.1            | 0.1        |
| 42000      | Mo             | 10            | 10           | 10             | 10         |
| 30000      | Zn             | 40.3          | 40.3         | 40.3           | 40.3       |
| 29000      | Cu             | 1             | 1            | 1              | 1          |
| 28000      | Ni             | 24            | 24           | 24             | 24         |
| 27000      | Со             | 1             | 1            | 1              | 1          |
| 26000      | Fe             | 18            | 18           | 18             | 18         |
| 25000      | Mn             | 1.7           | 1.7          | 1.7            | 1.7        |
| 24000      | Cr             | 4             | 4            | 4              | 4          |
| 23000      | V              | 3             | 3            | 3              | 3          |
| 22000      | Ti             | 1             | 1            | 1              | 1          |
| 20000      | Са             | 2             | 2            | 2              | 2          |
| 17000      | Cl             | 5.3           | 5.3          | 5.3            | 5.3        |
| 15000      | Р              | 35            | 35           | 35             | 35         |
| 14000      | Si             | 12.1          | 12.1         | 12.1           | 12.1       |
| 13000      | Al             | 16.7          | 16.7         | 16.7           | 16.7       |
| 12000      | Mg             | 2             | 2            | 2              | 2          |
| 11000      | Na             | 15            | 15           | 15             | 15         |
| 9000       | Fe             | 10.7          | 10.7         | 10.7           | 10.7       |
| 8000       | 0              | 135279.67     | 135279.67    | 135279.67      | 135279.67  |
| 7000       | Ν              | 25            | 25           | 25             | 25         |
| 6000       | С              | 89.4          | 89.4         | 89.4           | 89.4       |
| 5000       | Bi             | 1             | 1            | 1              | 1          |
| 3000       | Li             | 1             | 1            | 1              | 1          |
|            | SUM            | 1135700.5     | 1135700.5    | 1135700.5      | 1135092.72 |

## Tabelle 11Anfangsmengen (in Gramm) von spaltbarem Material, Verunreinigungen und<br/>Sauerstoff pro 1000 kg Uran

 Tabelle 12
 Relative Schwermetallzusammensetzung (Gewichtsprozent)

| Isotop | Referenzkern | Hochabbrandkern | Hochabbrand in<br>Mischkern | MOX in<br>Mischkern |
|--------|--------------|-----------------|-----------------------------|---------------------|
| Pu-242 | 0.00         | 0.00            | 0.00                        | 0.21                |
| Pu-241 | 0.00         | 0.00            | 0.00                        | 0.21                |
| Pu-240 | 0.00         | 0.00            | 0.00                        | 1.40                |
| Pu-239 | 0.00         | 0.00            | 0.00                        | 4.07                |
| Pu-238 | 0.00         | 0.00            | 0.00                        | 0.12                |
| U-238  | 95.83        | 95.32           | 95.32                       | 93.08               |
| U-235  | 4.13         | 4.65            | 4.65                        | 0.84                |
| U-234  | 0.03         | 0.04            | 0.04                        | 0.01                |

| REFERENCE   | Summary A         | Activity,         | Curie for          | r 1000 kgl         | 1                  |                    |  |
|---|-------------------|-------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|--|
| End Of  | Cycle 1<br>333.0D | Cycle 2<br>686.0D | Cycle 3<br>1039.0D | Cycle 4<br>1392.0D | Cycle 5<br>1745.0D | Cycle 6<br>2098.0D |  |
| AP TOTAL  | 7.377E+03         | 5.207E+03         | 5.237E+03          | 4.963E+03          | 2.832E+03          | 2.555E+03          |  |
| ACT TOTAL   | 3.058E+07         | 3.063E+07         | 3.380E+07          | 3.153E+07          | 1.629E+07          | 1.436E+07          |  |
| FP TOTAL  | 1.668E+08         | 1.485E+08         | 1.436E+08          | 1.198E+08          | 5.904E+07          | 5.054E+07          |  |
| Total   | 1.974E+08         | 1.791E+08         | 1.774E+08          | 1.513E+08          | 7.533E+07          | 6.490E+07          |  |
| Fraction  | 0.191             | 0.191             | 0.191              | 0.191              | 0.148              | 0.086              |  |
| Total activity at end   | of cycle 6 is:    |                   |                    |                    |                    |                    |  |
| Act= (0.191*1.974E+08+0.191*1.719E+08+0.191*1.774E+08+0.191*1.513E+08+0.191*7.533E+07+<br>0.191*1.6.490E+07) = 8.455E+08 Ci |                   |                   |                    |                    |                    |                    |  |

# Figur 92 Berechnungsbeispiel: Totalaktivität am Ende des Gleichgewichtszyklus im Referenzszenario

| Tabelle 15           | Basis           | daten fur c      | las keierenzsze                       | nario (Zyk                | lusiange: 6.0        | 52 IVI VV 0/ | KgU)                        |
|----------------------|-----------------|------------------|---------------------------------------|---------------------------|----------------------|--------------|-----------------------------|
| Bündel-<br>alter [a] | Nach-<br>ladung | Anzahl<br>Bündel | Abbrand [MV<br>am Ende der<br>Periode | Wd/kgU]<br>Inkre-<br>ment | Relative<br>Leistung | Anteil       | Leistungsdichte<br>[kW/kgU] |
| 0                    | S96O2L          | 124              | 12.35                                 | 12.35                     | 1.28                 | 0.191        | 34.86                       |
| 1                    | S96O2K          | 124              | 23.90                                 | 11.55                     | 1.20                 | 0.191        | 32.60                       |
| 2                    | S96O2J          | 124              | 35.04                                 | 11.14                     | 1.16                 | 0.191        | 31.45                       |
| 3                    | S96O2I          | 124              | 44.11                                 | 9.07                      | 0.94                 | 0.191        | 25.60                       |
| 4                    | S96O2H          | 96               | 48.34                                 | 4.23                      | 0.44                 | 0.148        | 11.94                       |
| 5                    | S96O2G          | 56               | 51.93                                 | 3.59                      | 0.37                 | 0.086        | 10.13                       |

## Tabelle 13Basisdaten für das Referenzszenario (Zykluslänge: 6.632 MWd/kgU)

| 1 and $14$ Dasisuaten fut uas freenante anuszenatio (Z) kiusiange. 0.300 N V U/Kg | Tabelle 14 | Basisdaten für das Hochabbrandszenario | (Zvkluslänge: 6.568 MWd/kg |
|---|------------|--|----------------------------|
|---|------------|--|----------------------------|

| Bündel-<br>alter [a] | Nach-<br>ladung | Anzahl<br>Bündel | Abbrand [MV<br>am Ende der<br>Periode | Wd/kgU]<br>Inkre-<br>ment | Relative<br>Leistung | Anteil | Leistungsdichte<br>[kW/kgU] |
|----------------------|-----------------|------------------|---------------------------------------|---------------------------|----------------------|--------|-----------------------------|
| 0                    | S96O2L          | 108              | 11.79                                 | 11.79                     | 1.23                 | 0.167  | 33.50                       |
| 1                    | S96O2K          | 108              | 23.27                                 | 11.48                     | 1.20                 | 0.167  | 32.62                       |
| 2                    | S96O2J          | 108              | 34.09                                 | 10.82                     | 1.13                 | 0.167  | 30.75                       |
| 3                    | S96O2I          | 108              | 42.61                                 | 8.52                      | 0.89                 | 0.167  | 24.21                       |
| 4                    | S96O2H          | 108              | 49.43                                 | 6.82                      | 0.71                 | 0.167  | 19.38                       |
| 5                    | S96O2G          | 108              | 56.97                                 | 7.54                      | 0.79                 | 0.167  | 21.43                       |

| Bündel-<br>alter [a] | Nach-<br>ladung | Anzahl<br>Bündel | Abbrand [MV<br>am Ende der<br>Periode | Vd/kgSM]<br>Inkre-<br>ment | Relative<br>Leistung | Anteil | Leistungsdichte<br>[kW/kgU] |
|----------------------|-----------------|------------------|---------------------------------------|----------------------------|----------------------|--------|-----------------------------|
| 0                    | S96O2L          | 76               | 11.96                                 | 11.96                      | 1.26                 | 0.117  | 34.13                       |
| 1                    | S96O2K          | 76               | 22.96                                 | 11.00                      | 1.15                 | 0.117  | 31.39                       |
| 2                    | S96O2J          | 76               | 33.94                                 | 10.98                      | 1.15                 | 0.117  | 31.33                       |
| 3                    | S96O2I          | 76               | 42.86                                 | 8.92                       | 0.94                 | 0.117  | 25.45                       |
| 4                    | S96O2H          | 78               | 50.39                                 | 7.53                       | 0.79                 | 0.120  | 21.49                       |
| 5                    | S96O2G          | 41               | 54.71                                 | 4.32                       | 0.45                 | 0.063  | 12.33                       |
| 0                    | ATMOXL          | 32               | 10.08                                 | 10.08                      | 1.06                 | 0.049  | 28.76                       |
| 1                    | ATMOXK          | 32               | 20.8                                  | 10.72                      | 1.12                 | 0.049  | 30.59                       |
| 2                    | ATMOXJ          | 32               | 30.99                                 | 10.19                      | 1.07                 | 0.049  | 29.08                       |
| 3                    | ATMOXI          | 32               | 40.32                                 | 9.33                       | 0.98                 | 0.049  | 26.62                       |
| 4                    | ATMOXH          | 30               | 49.13                                 | 8.81                       | 0.92                 | 0.046  | 25.14                       |
| 5                    | ATMOXG          | 31               | 54.24                                 | 5.11                       | 0.54                 | 0.048  | 14.58                       |
| 6                    | ATMOXF          | 24               | 62.75                                 | 8.51                       | 0.89                 | 0.037  | 24.28                       |
| 7                    | ATMOXE          | 12               | 66.92                                 | 4.17                       | 0.44                 | 0.019  | 11.90                       |

Tabelle 15Basisdaten für das MOX-Szenario (Zykluslänge: 6.529 MWd/kgSM)

### 6.4.2 Kerninventar am Ende des Gleichgewichtszyklus

Das berechnete Kerninventar für die drei Szenarien ist in Tabelle 16 zusammengestellt. Die Gesamtmenge ist aufgeteilt auf Aktivierungsprodukte, Actiniden und deren Tochternuklide sowie Spaltprodukte. Der Unterschied zwischen Hochabbrand- und Referenzszenario ist klein. Im MOX-Szenario dagegen ist der Spaltproduktanteil mehr als doppelt so hoch. Die Veränderung geht vorwiegend zu Lasten der Actiniden. Der Grund für diesen Unterschied liegt in der unterschiedlichen Verteilung der Spaltausbeuten bei der Spaltung von <sup>239</sup>Pu im Vergleich zu <sup>235</sup>U.

| dus |
|-----|
| dus |

|                              | Referenzszenario |        | Hochabbrar | dszenario | <b>MOX-Szenario</b> |        |
|------------------------------|------------------|--------|------------|-----------|---------------------|--------|
|                              | [kg]             | [%]    | [kg]       | [%]       | [kg]                | [%]    |
| Aktivierungsprodukte         | 15746            | 11.96  | 15890      | 11.96     | 15846               | 12.18  |
| Actiniden und Tochternuklide | 112035           | 85.12  | 112822     | 84.89     | 104792              | 80.57  |
| Spaltprodukte                | 3832             | 2.91   | 4186       | 3.15      | 9427                | 7.25   |
| Summe                        | 131613           | 100.00 | 132898     | 100.00    | 130065              | 100.00 |

### 6.4.3 Aktivitätsinventar am Ende des Gleichgewichtszyklus

Tabelle 17 zeigt die Aktivität im Kern am Ende des Gleichgewichtszyklus für die drei Szenarien. Im Hochabbrandszenario ist die Gesamtaktivität 3.5% höher als im Referenzszenario. Einer Zunahme der Spaltproduktaktivität steht eine etwas geringere Aktivität von Actiniden und Tochternukliden gegenüber. Letztere ist bedingt durch den wegen der höheren Anreicherung kleineren Anteil<sup>238</sup>U. Im MOX-Szenario ist die Aktivität von Actiniden und Tochternukliden sogar fast 15% niedriger.

|                              | Referenzszenario |                       | Hochabbran | dszenario | <b>MOX-Szenario</b> |         |
|------------------------------|------------------|-----------------------|------------|-----------|---------------------|---------|
|                              | [TBq]            | relativ <sup>14</sup> | [TBq]      | relativ   | [TBq]               | relativ |
| Aktivierungsprodukte         | 2.131E+05        | 1.000                 | 2.144E+05  | 1.006     | 1.854E+05           | 0.870   |
| Actiniden und Tochternuklide | 1.188E+09        | 1.000                 | 1.169E+09  | 0.984     | 1.015E+09           | 0.855   |
| Spaltprodukte                | 5.278E+09        | 1.000                 | 5.523E+09  | 1.046     | 5.187E+09           | 0.983   |
| Summe                        | 6.466E+09        | 1.000                 | 6.692E+09  | 1.035     | 6.203E+09           | 0.959   |

 Tabelle 17
 Aktivität im Kern am Ende des Gleichgewichtszyklus

Tabelle 18 zeigt die Aktivität der bedeutendsten Aktivierungsprodukte pro Bündel für die drei Szenarien. Die entsprechenden Angaben für die Actiniden und die Spaltprodukte sind in Tabelle 19 respektive in Tabelle 20 zusammengestellt. Die unterschiedliche Bedeutung gewisser Nuklide lässt sich erklären durch die unterschiedliche Zusammensetzung des unbestrahlten Brennstoffs (Actiniden) respektive durch unterschiedliche Verteilung der Spaltausbeuten bei der Spaltung von <sup>235</sup>U und <sup>239</sup>Pu.

## Tabelle 18Aktivität der bedeutendsten Aktivierungsprodukte in einem entsprechenden<br/>Bündel am Ende des Gleichgewichtszyklus

|        | Referenz | Referenz Hochabbrand |        | MOX          |
|--------|----------|----------------------|--------|--------------|
| Nuklid | [TBq/    | [TBq/Bündel]         |        | [TBq/Bündel] |
| GD159  | 79.34    | 65.44                | GD159  | 70.0         |
| IN116  | 32.67    | 31.84                | DY165  | 69.5         |
| IN116M | 23.51    | 22.90                | HO166  | 60.7         |
| CD115  | 17.20    | 14.25                | TB161  | 49.0         |
| TB160  | 18.07    | 13.85                | DY165M | 45.0         |
| Н 3    | 13.81    | 11.01                | TB160  | 21.6         |
| NA 24  | 11.35    | 9.40                 | ER167M | 12.5         |
| TB161  | 11.33    | 9.17                 | CD115  | 12.3         |
| N 16   | 10.35    | 8.57                 | NA 24  | 8.7          |
| MN 56  | 9.69     | 8.04                 | N 16   | 8.0          |
| W187   | 8.69     | 7.36                 | GD161  | 6.4          |
| GD161  | 9.00     | 7.46                 | MN 56  | 5.7          |
| MO 99  | 8.91     | 7.39                 | MO 99  | 5.5          |
| CO 60M | 8.10     | 6.77                 | CO 60  | 5.1          |
| CO 60  | 8.33     | 6.40                 | ZN 65  | 4.4          |

<sup>&</sup>lt;sup>14</sup> Im Verhältnis zum Referenzszenario

|        | Referenz | Hochabbrand |        | MOX          |
|--------|----------|-------------|--------|--------------|
| Nuklid | [TBq/    | Bündel]     | Nuklid | [TBq/Bündel] |
| U239   | 869128   | 717007      | U239   | 527003       |
| NP239  | 868191   | 716341      | NP239  | 513729       |
| U237   | 45968    | 41074       | PU243  | 49199        |
| NP238  | 17425    | 14712       | AM244M | 47008        |
| PU243  | 12250    | 8652        | NP240  | 11069        |
| AM244M | 4573     | 3051        | U237   | 3977         |
| PU241  | 7884     | 5908        | NP238  | 3315         |
| AM242  | 3567     | 2715        | AM244  | 2356         |
| CM242  | 2162     | 1613        | NP240M | 1985         |
| CM244  | 228      | 122         | CM244  | 2069         |
|        |          |             | PU241  | 1389         |
|        |          |             | AM242  | 947          |
|        |          |             | CM242  | 624          |
|        |          |             | CM244  | 432          |

## Tabelle 19Aktivität der bedeutendsten Actiniden in einem entsprechenden<br/>Bündel am Ende des Gleichgewichtszyklus

| Tabelle 20 | Aktivität der bedeutendsten Spaltprodukte in einem entsprechenden |
|------------|---|
|            | Bündel am Ende des Gleichgewichtszyklus                           |

|        | Referenz | Hochabbrand |        | MOX          |
|--------|----------|-------------|--------|--------------|
| Nuklid | [TBq/    | Bündel]     | Nuklid | [TBq/Bündel] |
| I134   | 103711   | 92669.2     | MO 99  | 46611        |
| XE133  | 94397    | 84150.7     | I134   | 43766        |
| I133   | 94258    | 84026.7     | TC 99M | 40801        |
| I135   | 88070    | 78473.0     | RH104  | 40242        |
| CS138  | 86892    | 78087.8     | I133   | 39793        |
| MO 99  | 86559    | 77015.4     | LA140  | 39552        |
| BA139  | 84721    | 76005.9     | RH106  | 37976        |
| LA140  | 83545    | 74877.8     | TC100  | 39032        |
| CS139  | 82285    | 73986.4     | XE133  | 38264        |
| XE137  | 82310    | 73476.3     | RU103  | 38149        |
| BA140  | 81565    | 73195.7     | TC103  | 38513        |
| NB 95  | 80240    | 72729.9     | I135   | 38067        |
| NB 99  | 80590    | 71925.0     | MO103  | 37911        |
| ZR 95  | 79783    | 72333.7     | TC101  | 37150        |
| TE134  | 79436    | 72087.0     | MO101  | 37134        |
| NB 98  | 79723    | 71235.9     | TC104  | 36628        |
| XE138  | 78580    | 70821.3     | TC102  | 36559        |
| NB 97  | 78682    | 70516.5     | MO102  | 36514        |
| ZR 98  | 78461    | 70175.1     | XE137  | 35302        |
| ZR 97  | 78036    | 69966.6     | RU105  | 35190        |
| LA141  | 77420    | 69503.8     | CS138  | 34887        |
| ZR 99  | 77555    | 69343.5     | RH103M | 34351        |

## 6.4.4 Nachzerfallswärme des Reaktorkerns

Der Verlauf der Nachzerfallswärmeleistung des Reaktorkerns wurde für zwei verschiedene Zeiträume betrachtet; einerseits für die Zeit bis 400 Tage nach Abfahren des Reaktors, andererseits für die vor allem für die Zwischenlagerung und für den Zeitpunkt der Überführung in ein geologisches Tiefenlager bedeutsame Zeit bis 50 Jahre nach Abstellen.

Die Daten bis zu 400 Tagen sind in Tabelle 21 zusammengefasst, diejenigen bis zu 50 Jahren in Tabelle 22. In Figur 93 ist die Nachzerfallswärmeleistung in Funktion der Zerfallszeit

aufgezeichnet. Der Unterschied zwischen Referenz- und Hochabbrandszenario beträgt weniger als zehn Prozent. Dagegen sinkt die Nachzerfallswärme des MOX-Kerns weniger rasch; das Verhältnis zum Referenzkern steigt kontinuierlich. Nach 50 Jahren ist die Nachzerfallswärmeleistung über 1.8-mal höher.

| Abklingzeit | Wärmeleistung [kW] | les Gleichgewichtskerns f | ür Szenario | Verhältnis | MOX relativ zu |
|-------------|--------------------|---------------------------|-------------|------------|----------------|
| [d]         | Referenz           | Hochabbrand               | MOX         | Referenz   | Hochabbrand    |
| 0           | 180121             | 185395                    | 175218      | 0.97       | 0.95           |
| 1           | 16416              | 16916                     | 16223       | 0.99       | 0.96           |
| 2           | 13323              | 13741                     | 13308       | 1.00       | 0.97           |
| 5           | 9604               | 9935                      | 9848        | 1.03       | 0.99           |
| 10          | 7180               | 7450                      | 7568        | 1.05       | 1.02           |
| 20          | 5324               | 5533                      | 5763        | 1.08       | 1.04           |
| 50          | 3446               | 3587                      | 3883        | 1.13       | 1.08           |
| 70          | 2897               | 3018                      | 3321        | 1.15       | 1.10           |
| 100         | 2377               | 2479                      | 2777        | 1.17       | 1.12           |
| 200         | 1486               | 1557                      | 1810        | 1.22       | 1.16           |
| 300         | 1082               | 1137                      | 1343        | 1.24       | 1.18           |
| 400         | 858                | 904                       | 1089        | 1.27       | 1.20           |

Tabelle 21Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis 400<br/>Tage

## Tabelle 22Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis<br/>50 Jahre

| Abklingzeit | Wärmeleistung [kW] des Gleichgewichtskerns für Szenario |             |        |          | MOX relativ zu |
|-------------|---|-------------|--------|----------|----------------|
| [a]         | Referenz  | Hochabbrand | MOX    | Referenz | Hochabbrand    |
| 0           | 180121  | 185395      | 175218 | 0.97     | 0.95           |
| 0.5         | 1591  | 1665        | 1927   | 1.21     | 1.16           |
| 1           | 924   | 973         | 1152   | 1.25     | 1.18           |
| 5           | 199   | 217         | 281    | 1.42     | 1.29           |
| 10          | 134   | 147         | 208    | 1.56     | 1.42           |
| 15          | 116   | 127         | 186    | 1.61     | 1.47           |
| 20          | 104   | 114         | 172    | 1.65     | 1.51           |
| 25          | 95  | 104         | 159    | 1.68     | 1.54           |
| 30          | 87  | 95          | 149    | 1.71     | 1.57           |
| 35          | 80  | 87          | 139    | 1.74     | 1.60           |
| 40          | 74  | 80          | 131    | 1.77     | 1.64           |
| 50          | 63  | 68          | 117    | 1.84     | 1.71           |



Figur 93 Nachzerfallswärmeleistung des Gleichgewichtskerns für Abklingzeiten bis 400 Tage und 50 Jahre

### 6.4.5 Nachzerfallswärme entladener Brennelemente

Bei Planung und Optimierung der trockenen Zwischenlagerung und der Endlagerung ist die Nachzerfallswärmeleistung der entladenen Brennelemente eine Schlüsselgrösse. Die Kapazität von Transport- und Lagerbehältern wird in erster Linie bestimmt durch die zulässige Gesamtwärmeleistung des Lagerguts. In einem geologischen Tiefenlager können thermische Effekte, wie in Abschnitt 5.2 dargelegt, die Funktion von Sicherheitsbarrieren gefährden. Deshalb müssen Brennelemente mit höherer Nachzerfallswärmeleistung entweder später oder mit grösseren Abständen zwischen den einzelnen Behältern eingelagert werden.

Der Verlauf der Nachzerfallswärmeleistung ist abhängig von der Bestrahlungsgeschichte. Üblicherweise wird vereinfachend angenommen, die Bündelleistung bleibe sich während des ganzen Einsatzes gleich. In Wirklichkeit liegt sie im letzten Zyklus, welcher die Wärmeleistung massgeblich beeinflusst, unter dem Mittelwert. Um den Einfluss der vereinfachenden Annahme zu illustrieren, wurde die Nachzerfallswärmeleistung für die drei Brennelementtypen jeweils mit drei verschiedenen Leistungsgeschichten berechnet (Tabelle 23).

| Zyklus # | <b>Relative Leistungsdichte</b> |        |        |  |  |  |
|----------|---------------------------------|--------|--------|--|--|--|
|          | Fall 1                          | Fall 2 | Fall 3 |  |  |  |
| 1        | 1.00                            | 1.00   | 1.00   |  |  |  |
| 2        | 1.00                            | 1.07   | 1.15   |  |  |  |
| 3        | 1.00                            | 1.00   | 1.00   |  |  |  |
| 4        | 1.00                            | 1.00   | 1.00   |  |  |  |
| 5        | 1.00                            | 1.00   | 1.00   |  |  |  |
| 6        | 1.00                            | 0.93   | 0.85   |  |  |  |

### Tabelle 23 Für ORIGEN\_2-Bündelrechnungen verwendete relative Leistungsdichten

Die Resultate für das Referenzbündel mit einem Abbrand von 54.3 MWd/kgU sind in Tabelle 24 und Tabelle 25 für 400 Tage respektive 50 Jahre Abklingzeit zusammengestellt. Bis zu einer Abklingzeit von etwa 2 Jahren hat die Leistungsgeschichte einen wesentlichen Einfluss auf die Wärmeleistung. Erwartungsgemäss verschwindet der Unterschied für Abklingzeiten, welche grösser sind als die gesamte Bestrahlungszeit. In der Praxis bedeutet dies, dass es sich bei der Ausarbeitung der Beladepläne für die im ZWILAG einzulagernden Transport- und Lagerbehälter durchaus lohnen kann, die tatsächlichen Leistungsgeschichten zu berücksichtigen. Bei der Detailplanung der Einlagerung in einem geologischen Tiefenlager hingegen ist der Einfluss der Leistungsgeschichte vernachlässigbar.

Tabelle 26 und Tabelle 27 zeigen die Nachzerfallswärmeleistung der drei betrachteten Brennelementtypen im Vergleich für Abklingzeiten bis 400 Tage respektive 50 Jahre. In Figur 94 sind die entsprechenden Daten grafisch dargestellt. Für die Rechnungen wurde eine gleichförmige Leistungsgeschichte angenommen (Fall 1 in Tabelle 23). Der maximale Abbrand weicht etwas von den in Abschnitt 6.3.4 für die SIMULATE-3-Gleichgewichtszyklen angegebenen Werten ab. Dies liegt daran, dass die Brennelemente im Durchschnitt nicht eine ganzzahlige Anzahl Zyklen im Kern bleiben.

Bezogen auf das Referenzbündel ist die Wärmeleistung des Hochabbrandbündels während der ersten 50 Jahre um 11 bis 13% höher. Das entspricht ziemlich genau dem um 10% höheren Abbrand. Das Verhältnis der Wärmeleistung des MOX-Bündels zum Referenzbündel steigt vorerst an bis auf einen Faktor von mehr als 4.6 nach 10 Jahren, um dann wieder langsam abzunehmen. Dies zeigt, dass die MOX-Wärmeleistung vor allem bestimmt wird durch den

höheren Anteil Actiniden und nicht durch den um 31% höheren Abbrand. Dies bestätigen auch die in [Ref. 81] gezeigten Daten. Die Wärmeleistung von MOX-Bündeln mit einem Abbrand von 55 MWd/kgSM ist im Zeitraum von 10 – 80 Jahren nach Entladung 2 – 3-mal höher als die Wärmeleistung eines Uranbrennelements mit gleichem Abbrand. Dies bedeutet, dass MOX-Brennelemente, auch wenn sie in einer optimierten Kombination mit Uranbrennelementen eingelagert werden, erst Jahrzehnte später in ein geologisches Tiefenlager verbracht werden können, falls nicht die Einlagerungsdichte wesentlich reduziert wird [Ref. 81].

Tabelle 28 zeigt die grössten Einzelnuklid-Beiträge zur Nachzerfallswärme eines entladenen Brennelements unmittelbar nach Abstellen des Reaktors, nach 400 Tagen und nach 50 Jahren. Aufgeführt werden jeweils Werte für die vier dominierenden Aktivierungsprodukte, Actiniden und Spaltprodukte. Mit wenigen Ausnahmen handelt es sich um kurzlebige Nuklide, die nach dem Entladen des Brennelements aus dem Reaktor laufend durch Einfang von Neutronen aus der Spontanspaltung langlebiger Actiniden gebildet werden. Die Zusammenstellung zeigt, dass im betrachteten Zeitraum die Wärmeleistung der Aktivierungsprodukte nicht ins Gewicht fällt.

Auch nach einer Abklingzeit von 10'000 Jahren unterscheidet sich die Wärmeleistung von Referenz- und Hochabbrandbündel etwa um den abbrandbedingten Betrag, während das MOX-Bündel etwa dreimal mehr Wärme erzeugt. Wie Tabelle 29 illustriert, spielen dabei nach wie vor die bei der Spontanspaltung höherer Actiniden anfallenden Neutronen eine wichtige Rolle.

| Abklingzeit | Wärmeleistung [kW] |        | Verhältnis relativ zu Fall |        |        |
|-------------|--------------------|--------|----------------------------|--------|--------|
| [d]         | Fall 1             | Fall 2 | Fall 3                     | Fall 2 | Fall 2 |
| 0           | 288                | 268    | 248                        | 0.931  | 0.860  |
| 1           | 29.90              | 27.99  | 26.07                      | 0.936  | 0.872  |
| 2           | 24.43              | 22.90  | 21.37                      | 0.937  | 0.875  |
| 5           | 17.49              | 16.45  | 15.39                      | 0.940  | 0.880  |
| 10          | 13.02              | 12.29  | 11.54                      | 0.944  | 0.887  |
| 20          | 9.77               | 9.26   | 8.74                       | 0.948  | 0.895  |
| 50          | 6.61               | 6.31   | 6.01                       | 0.954  | 0.909  |
| 70          | 5.70               | 5.46   | 5.21                       | 0.958  | 0.914  |
| 100         | 4.84               | 4.65   | 4.46                       | 0.961  | 0.921  |
| 200         | 3.33               | 3.22   | 3.11                       | 0.968  | 0.936  |
| 300         | 2.58               | 2.51   | 2.44                       | 0.972  | 0.945  |
| 400         | 2.13               | 2.08   | 2.02                       | 0.976  | 0.951  |

Tabelle 24Nachzerfallswärmeleistung des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 400 Tage;<br/>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten

| Abklingzeit | Wärmeleistung [kW] |        |        | Verhältnis relativ zu Fall 1 |        |  |
|-------------|--------------------|--------|--------|------------------------------|--------|--|
| [a]         | Fall 1             | Fall 2 | Fall 3 | Fall 2                       | Fall 3 |  |
| 0           | 288                | 268    | 248    | 0.931                        | 0.860  |  |
| 0.5         | 3.51               | 3.40   | 3.28   | 0.967                        | 0.934  |  |
| 1           | 2.27               | 2.21   | 2.15   | 0.975                        | 0.949  |  |
| 5           | 0.61               | 0.60   | 0.60   | 0.993                        | 0.987  |  |
| 10          | 0.41               | 0.41   | 0.41   | 0.999                        | 0.997  |  |
| 15          | 0.35               | 0.35   | 0.35   | 0.999                        | 0.998  |  |
| 20          | 0.31               | 0.31   | 0.31   | 0.999                        | 0.999  |  |
| 25          | 0.28               | 0.28   | 0.28   | 0.999                        | 0.999  |  |
| 30          | 0.25               | 0.25   | 0.25   | 0.999                        | 0.999  |  |
| 35          | 0.23               | 0.23   | 0.23   | 0.999                        | 0.998  |  |
| 40          | 0.21               | 0.21   | 0.21   | 1.000                        | 0.999  |  |
| 50          | 0.18               | 0.18   | 0.18   | 0.999                        | 0.998  |  |

## Tabelle 25Nachzerfallswärmeleistung des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 50 Jahre;<br/>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten

## Tabelle 26Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br/>Abklingzeiten bis 400 Tage

| Abklingzeit | Wärmeleistu  | Wärmeleistung [kW] entladener Brennelemente |                        |          |             |  |  |
|-------------|--|---|------------------------|----------|-------------|--|--|
| [d]         | ReferenzHochabbrandMOX(54.3 MWd/kgU)(59.9 MWd/kgU)(71.3 MWd/kgSM |   | MOX<br>(71.3 MWd/kgSM) | Referenz | Hochabbrand |  |  |
| 0           | 288  | 319   | 412                    | 1.43     | 1.29        |  |  |
| 1           | 29.90  | 33.45                                       | 45.67                  | 1.53     | 1.37        |  |  |
| 2           | 24.43  | 27.33                                       | 38.10                  | 1.56     | 1.39        |  |  |
| 5           | 17.49  | 19.54                                       | 28.67                  | 1.64     | 1.47        |  |  |
| 10          | 13.02  | 14.53                                       | 22.50                  | 1.73     | 1.55        |  |  |
| 20          | 9.77   | 10.89                                       | 17.66                  | 1.81     | 1.62        |  |  |
| 50          | 6.61   | 7.35  | 12.68                  | 1.92     | 1.72        |  |  |
| 70          | 5.70   | 6.34  | 11.30                  | 1.98     | 1.78        |  |  |
| 100         | 4.84   | 5.38  | 10.04                  | 2.07     | 1.87        |  |  |
| 200         | 3.33   | 3.71  | 7.85                   | 2.36     | 2.12        |  |  |
| 300         | 2.58   | 2.89  | 6.67                   | 2.58     | 2.31        |  |  |
| 400         | 2.13   | 2.39  | 5.90                   | 2.77     | 2.47        |  |  |

## Tabelle 27Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br/>Abklingzeiten bis 50 Jahre

| Abklingzeit | Wärmeleistu   | ng [kW] entladener | Brennelemente | Verhältnis MOX relativ zu |      |  |
|-------------|---|--------------------|---------------|---------------------------|------|--|
| [a]         | ReferenzHochabbrandMOX(54.3 MWd/kgU)(59.9 MWd/kgU)(71.3 MWd/kgSM) |                    | Referenz      | Hochabbrand               |      |  |
| 0           | 288   | 319                | 412           | 1.43                      | 1.29 |  |
| 0.5         | 3.51  | 3.92               | 8.13          | 2.31                      | 2.08 |  |
| 1           | 2.27  | 2.54               | 6.14          | 2.71                      | 2.42 |  |
| 5           | 0.61  | 0.69               | 2.61          | 4.30                      | 3.78 |  |
| 10          | 0.41  | 0.46               | 1.88          | 4.62                      | 4.07 |  |
| 15          | 0.35  | 0.39               | 1.55          | 4.47                      | 3.96 |  |
| 20          | 0.31  | 0.35               | 1.32          | 4.26                      | 3.78 |  |
| 25          | 0.28  | 0.31               | 1.13          | 4.04                      | 3.60 |  |
| 30          | 0.25  | 0.29               | 0.97          | 3.83                      | 3.41 |  |
| 35          | 0.23  | 0.26               | 0.84          | 3.63                      | 3.24 |  |
| 40          | 0.21  | 0.24               | 0.73          | 3.43                      | 3.07 |  |
| 50          | 0.18  | 0.20               | 0.56          | 3.08                      | 2.76 |  |



Figur 94Nachzerfallswärmeleistung von maximal abgebrannten Brennelementen für<br/>Abklingzeiten bis 400 Tage und 50 Jahre

|             |           | Referenz |         | Н    | [ochabbra | nd      |      | MOX   |        |
|-------------|-----------|----------|---------|------|-----------|---------|------|-------|--------|
|             | 0 d       | 400 d    | 50 a    | 0 d  | 400 d     | 50 a    | 0 d  | 400 d | 50 a   |
| Aktivierung | sprodukte |          |         |      |           |         |      |       |        |
| N-16        | 1.68      |          | 0.0008  | 1.88 | 0.527     | 0.0009  | 2.43 |       | 0.0017 |
| Na-24       | 1.18      |          | 0.0001  | 1.32 | 0.025     | 0.0001  |      |       |        |
| Co-60       | -         | 0.494    |         |      |           |         |      | 1.02  |        |
| Zn-65       |           | 0.023    |         |      |           |         |      | 0.035 |        |
| Eu-154      |           | 0.003    |         |      |           |         |      |       |        |
| Gd-159      | 1.02      |          | 0.00006 | 1.14 | 0.025     | 0.00006 |      |       |        |
| Tb-160      | 0.99      | 0.021    | 0.00004 | 1.14 | 0.003     | 0.00004 | 2.93 | 0.063 | 0.0017 |
| Dy-165      |           |          |         |      |           |         | 2.38 |       | 0.0003 |
| Ho-166      |           |          |         |      |           |         | 1.97 |       | 0.0001 |
| Tm-170      |           |          |         |      |           |         |      | 0.004 |        |
| Actiniden   |           |          |         |      |           |         |      |       |        |
| U-239       | 8576      |          | 41      | 9508 | 109       | 50      | 9589 | 1472  | 226    |
| Np-238      | 666       |          | 15      | 862  | 72        | 17      |      |       |        |
| Np-239      | 7691      |          | 32      | 8526 | 105       | 31      | 8596 | 123   | 36     |
| Pu-238      |           | 60       |         |      |           |         |      |       |        |
| Pu-240      |           | 4        |         |      |           |         |      |       |        |
| Am-244m     |           |          |         |      |           |         | 758  | 15    | 9      |
| Cm-242      | 568       | 104      | 5       | 568  | 5         | 5       |      |       |        |
| Cm-244      |           | 95       |         |      |           |         | 1534 | 34    | 24     |
| Spaltproduk | te        |          |         |      |           |         |      |       |        |
| Nb-102      | 4537      |          | 7       | 5024 | 120       | 8       | 7021 | 566   | 40     |
| Tc-104      |           |          |         |      |           |         | 7450 | 1190  | 65     |
| Rh-106      |           | 519      |         |      |           |         |      |       |        |
| I-134       | 5547      |          | 35      | 6147 | 567       | 39      | 7816 | 1379  | 134    |
| Cs-134      |           | 454      |         |      |           |         |      |       |        |
| Cs-138      | 4938      |          | 33      | 5474 | 536       | 37      | 6813 | 416   | 14     |
| Cs-140      | 4790      |          | 10      | 5308 | 519       | 12      |      |       |        |
| Ba-137m     |           | 108      |         |      |           |         |      |       |        |
| Pr-144      |           | 465      |         |      |           |         |      |       |        |

| Tabelle 28 | Dominierende Beiträge [W    | 'l einzelner Nuklide zur | Nachzerfallswärmeleistung        |
|------------|-----------------------------|--------------------------|----------------------------------|
|            | Dominier ende Deitruge   !! | Childenier i annue zur   | 1 achiever land to al meterstang |

|               | Referenz | Hochabbrand | MOX   |
|---------------|----------|-------------|-------|
| Actiniden     |          |             |       |
| Np-239        | 0.01     | 0.01        | 0.03  |
| Pu-239        | 1.76     | 1.84        | 1.67  |
| Pu-240        | 1.58     | 1.78        | 3.41  |
| Pu-242        | 0.02     | 0.02        | 0.04  |
| Am-241        | 0.006    | 0.007       | 0.15  |
| Am-243        | 0.13     | 0.14        | 0.38  |
| Cm-245        | 0.006    | 0.007       | 0.14  |
| Cm-246        | 0.001    | 0.001       | 0.39  |
| Spaltprodukte |          |             |       |
| Zr-93         | 0.06     | 0.07        | 0.15  |
| Nb-93m        | 0.09     | 0.10        | 0.22  |
| Tc-99         | 1.73     | 1.90        | 3.73  |
| Sn-126        | 0.28     | 0.30        | 1.44  |
| Sb-126        | 0.58     | 0.63        | 2.99  |
| Sb-126m       | 2.83     | 3.08        | 14.74 |
| Cs-135        | 0.06     | 0.06        | 0.20  |
| Ho-166m       |          |             | 0.15  |

## Tabelle 29Dominierende Beiträge [W] einzelner Nuklide zur Nachzerfallswärmeleistung<br/>nach einer Abklingzeit von 10'000 Jahren

#### 6.4.6 Aktivität entladener Brennelemente

Wie die Nachzerfallswärmeleistung ist auch die Bündelaktivität abhängig von der Bestrahlungsgeschichte. Wie aus Tabelle 30 und Tabelle 31 hervorgeht, verschwindet erwartungsgemäss auch der Unterschied in der Aktivität nach etwa 2 Jahren.

Tabelle 32 und Tabelle 33 sowie Figur 95 zeigen den Verlauf der Totalaktivität pro Brennelement für die drei betrachteten Brennelementtypen im Vergleich für Abklingzeiten bis 400 Tage respektive 50 Jahre. Der Unterschied zwischen Hochabbrand- und Referenzbündel ist proportional zum Unterschied im Abbrand. Unmittelbar nach Abstellen des Reaktors entspricht der Unterschied zwischen MOX- und Referenzbündel ebenfalls fast dem Abbrandunterschied. Wegen der unterschiedlichen Nuklidzusammensetzung zerfällt die Aktivität im MOX-Bündel jedoch langsamer, so dass die Aktivität im MOX-Bündel nach 50 Jahren etwa dreimal grösser ist als im Standardbündel.

In Tabelle 34 ist die Aktivität pro Brennelement nach einer Abklingzeit von 10'000 Jahren für diejenigen Nuklide zusammengestellt, welche nach dem Versagen der Einlagerungsbehälter für die Radiotoxizität bestimmend sind.

| Abklingzeit | Totalaktiv | vität pro Bür | del [TBq] | Verhältnis re | lativ zu Fall 1 |
|-------------|------------|---------------|-----------|---------------|-----------------|
| [d]         | Fall 1     | Fall 2        | Fall 3    | Fall 2        | Fall 3          |
| 0           | 1114845    | 1038414       | 961323    | 0.931         | 0.862           |
| 1           | 286816     | 268103        | 249259    | 0.935         | 0.869           |
| 2           | 233050     | 218027        | 202939    | 0.936         | 0.871           |
| 5           | 156750     | 147065        | 137247    | 0.938         | 0.876           |
| 10          | 109705     | 103248        | 96791     | 0.941         | 0.882           |
| 20          | 80846      | 76431         | 71951     | 0.945         | 0.890           |
| 50          | 55129      | 52435         | 49727     | 0.951         | 0.902           |
| 70          | 46972      | 44818         | 42650     | 0.954         | 0.908           |
| 100         | 38941      | 37300         | 35653     | 0.958         | 0.916           |
| 200         | 25690      | 24847         | 23997     | 0.967         | 0.934           |
| 300         | 19945      | 19404         | 18851     | 0.973         | 0.945           |
| 400         | 16663      | 16261         | 15860     | 0.976         | 0.952           |

Tabelle 30Totalaktivität des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 400 Tage;<br/>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten

## Tabelle 31Totalaktivität des Referenzbündels für Abklingzeiten bis 50 Jahre;<br/>Einfluss verschiedener Leistungsgeschichten

| Abklingzeit | Totalaktiv | vität pro Bün | del [TBq] | Verhältnis re | lativ zu Fall 1 |
|-------------|------------|---------------|-----------|---------------|-----------------|
| [a]         | Fall 1     | Fall 2        | Fall 3    | Fall 2        | Fall 3          |
| 0           | 1114845    | 1038414       | 961323    | 0.931         | 0.862           |
| 0.5         | 27186      | 26263         | 25334     | 0.966         | 0.932           |
| 1           | 17645      | 17204         | 16762     | 0.975         | 0.950           |
| 5           | 5602       | 5568          | 5533      | 0.994         | 0.988           |
| 10          | 4019       | 4010          | 4000      | 0.998         | 0.995           |
| 15          | 3370       | 3363          | 3356      | 0.998         | 0.996           |
| 20          | 2904       | 2900          | 2895      | 0.998         | 0.997           |
| 25          | 2528       | 2524          | 2520      | 0.998         | 0.997           |
| 30          | 2211       | 2208          | 2205      | 0.999         | 0.997           |
| 35          | 1940       | 1938          | 1935      | 0.999         | 0.997           |
| 40          | 1709       | 1706          | 1703      | 0.998         | 0.997           |
| 50          | 1334       | 1332          | 1330      | 0.999         | 0.998           |

 Tabelle 32
 Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 400 Tage

| Abklingzoit | Tota                       | Totalaktivität pro Bündel [TBq] |                        |          | Verhältnis MOX relativ zu |  |
|-------------|----------------------------|---------------------------------|------------------------|----------|---------------------------|--|
| [d]         | Referenz<br>(54.3 MWd/kgU) | Hochabbrand<br>(59.9 MWd/kgU)   | MOX<br>(71.3 MWd/kgSM) | Referenz | Hochabbrand               |  |
| 0           | 1114845                    | 1240140                         | 1571795                | 1.41     | 1.27                      |  |
| 1           | 286816                     | 320591                          | 397536                 | 1.39     | 1.24                      |  |
| 2           | 233050                     | 260509                          | 324338                 | 1.39     | 1.25                      |  |
| 5           | 156750                     | 175133                          | 225623                 | 1.44     | 1.29                      |  |
| 10          | 109705                     | 122354                          | 165752                 | 1.51     | 1.35                      |  |
| 20          | 80846                      | 90023                           | 127512                 | 1.58     | 1.42                      |  |
| 50          | 55129                      | 61190                           | 91080                  | 1.65     | 1.49                      |  |
| 70          | 46972                      | 52102                           | 79561                  | 1.69     | 1.53                      |  |
| 100         | 38941                      | 43159                           | 68377                  | 1.76     | 1.58                      |  |
| 200         | 25690                      | 28434                           | 49973                  | 1.95     | 1.76                      |  |
| 300         | 19945                      | 22061                           | 41455                  | 2.08     | 1.88                      |  |
| 400         | 16663                      | 18416                           | 36177                  | 2.17     | 1.96                      |  |

| Abblingzoit | Tota                       | laktivität pro Bünde          | l [TBq]                | Verhältnis | MOX relativ zu |
|-------------|----------------------------|-------------------------------|------------------------|------------|----------------|
| [a]         | Referenz<br>(54.3 MWd/kgU) | Hochabbrand<br>(59.9 MWd/kgU) | MOX<br>(71.3 MWd/kgSM) | Referenz   | Hochabbrand    |
| 0           | 1114845                    | 1240140                       | 1571795                | 1.41       | 1.27           |
| 0.5         | 27186                      | 30101                         | 52110                  | 1.92       | 1.73           |
| 1           | 17645                      | 19512                         | 37798                  | 2.14       | 1.94           |
| 5           | 5602                       | 6152                          | 15457                  | 2.76       | 2.51           |
| 10          | 4019                       | 4404                          | 11579                  | 2.88       | 2.63           |
| 15          | 3370                       | 3696                          | 9818                   | 2.91       | 2.66           |
| 20          | 2904                       | 3191                          | 8519                   | 2.93       | 2.67           |
| 25          | 2528                       | 2782                          | 7447                   | 2.95       | 2.68           |
| 30          | 2211                       | 2437                          | 6534                   | 2.95       | 2.68           |
| 35          | 1940                       | 2142                          | 5744                   | 2.96       | 2.68           |
| 40          | 1709                       | 1887                          | 5059                   | 2.96       | 2.68           |
| 50          | 1334                       | 1476                          | 3943                   | 2.96       | 2.67           |

Tabelle 33Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 50 Jahre



## Figur 95 Totalaktivität abgebrannter Brennelemente für Abklingzeiten bis 400 Tage und 50 Jahre

Tabelle 34Aktivität [GBq] ausgewählter Nuklide in abgebranntem Brennelement nach<br/>einer Abklingzeit von 10'000 Jahren

|        | Referenz | Hochabbrand | MOX   |
|--------|----------|-------------|-------|
| U-238  | 2.05     | 2.03        | 1.60  |
| Np-237 | 13.23    | 13.81       | 10.76 |
| Pu-239 | 2124     | 2211        | 2009  |
| Pu-240 | 1892     | 2117        | 4052  |
| Am-241 | 6.61     | 7.77        | 162.3 |
| C-14   | 1590     | 1686        | 10079 |
| Cl-36  | 100      | 105         | 432   |
| Se-79  | 4.00     | 4.38        | 12.79 |
| I-129  | 0.35     | 0.38        | 1.07  |

## 7. KONSEQUENZEN FÜR BETRIEB UND ENTSORGUNG

## 7.1 NORMALBETRIEB

## 7.1.1 Brennstoffverhalten

Das Verhalten von Uranoxidbrennstoff ist bis zu einem Abbrand von über 100 MWd/kgU gut bekannt. Wie in Abschnitt 4.1.4 dargelegt, verändert sich die Mikrostruktur des Brennstoffs kontinuierlich und vorhersagbar. Die Spaltgasfreisetzung kann auch für hohen Abbrand mit bestehenden Rechenmodellen beschrieben und bei der Stabauslegung berücksichtigt werden. Das Brennstoffverhalten im Siedewasserreaktor und im Druckwasserreaktor unterscheidet sich nicht grundsätzlich. Deshalb sind die mit Druckwasserreaktor-Brennstoff gewonnenen Erkenntnisse auch auf den Siedewasserreaktor anwendbar.

Zahlreiche Einrichtungen für den Transport, die Handhabung und die Lagerung von angereichertem Uran sind für eine maximale Anreicherung von 5% <sup>235</sup>U ausgelegt oder lizenziert. Da eine Erhöhung der Grenze von 5% für die Anreicherung von <sup>235</sup>U mit sehr hohem Aufwand und entsprechenden Kosten verbunden wäre, kann angenommen werden, dass in naher Zukunft die Kenntnisse zum Brennstoffverhalten bis zum innerhalb dieser Limite erreichbaren Abbrand vertieft werden und nicht eine weitere Erhöhung angestrebt wird.

Etwas komplexer verhält sich MOX-Brennstoff (Abschnitt 4.3). Eine Hochabbrandstruktur bildet sich nicht nur am Rand der Brennstofftabletten, sondern auch in plutoniumreichen Zonen aus. Ausserdem ist die Heliumproduktion wesentlich grösser. Allerdings hat die Erfahrung gezeigt, dass sich MOX bis zu einem mittleren Stababbrand von etwa 60 MWd/kgSM nicht wesentlich anders verhält als Uranbrennstoff und ebenfalls mit bestehenden Modellen beschrieben werden kann. Ob dies auch bei höherem Abbrand der Fall ist, müssen Untersuchungen an entsprechendem Brennstoff noch zeigen.

### 7.1.2 Hüllrohr- und Strukturmaterialien

Standard-Zircaloy-4 war bezüglich Korrosion den Anforderungen von Druckwasserreaktoren, wie sie in den Achtzigerjahren gebaut wurden, nicht gewachsen. Der Herausforderung wurde einerseits mit der Entwicklung des Duplex-Konzeptes, andererseits mit neuen Materialien ausserhalb der ASTM-Spezifikation für Zircaloy-4 begegnet (M5<sup>TM</sup>, ZIRLO<sup>TM</sup>). Wie in Abschnitt 4.1.5 dargelegt, korrodieren diese neu entwickelten Materialien auch unter anforderungsreichen Bedingungen bis zum innerhalb der 5%-Anreicherungsgrenze erreichbaren Abbrand wesentlich weniger als Zircaloy-4 bei Entladeabbränden, wie sie vor 10 – 20 Jahren üblich waren. Die Auswirkungen der Abbranderhöhung auf die Hüllrohrkorrosion werden durch den Einsatz dieser modernen Werkstoffe mehr als kompensiert. Gleiches gilt für die Strukturmaterialien von Druckwasserreaktor-Brennelementen. Durch Einsatz moderner Materialien für Führungsrohre und Abstandshalter werden auch Brennelementwachstum und –verbiegung bei hohem Abbrand besser beherrscht als mit Zircaloy-4. Dem Problem der Reibung zwischen Hüllrohr und Abstandshalterfedern wird durch eine verbesserte Geometrie der Abstandshalterfedern begegnet, welche auch bei hoher Neutronendosis eine gute Brennstablagerung gewährleistet.

Obwohl die Entwicklung von Siedewasserreaktor-Hüllrohrmaterial von anderen Faktoren getrieben wurde, kann auch hier festgestellt werden, dass moderne Materialien unter anforderungsreichen Bedingungen bis zum innerhalb der 5%-Anreicherungsgrenze erreichbaren Abbrand die Anforderungen erfüllen. Vom heute für die Brennelementkästen verwendeten Material kann dies nicht uneingeschränkt gesagt werden. Insbesondere für den Hochabbrandeinsatz in 18- und 24-Monate-Zyklen sind noch Verbesserungen nötig. In modernen Siedewasserreaktor-Brennelementen wird nur noch Inconel als Abstandshaltermaterial eingesetzt. Dadurch kann auch bei hoher Neutronendosis eine genügende Brennstablagerung gewährleistet werden. Ausserdem lassen sich aus diesem Material die zur effizienten Durchmischung des Kühlmittels nötigen komplexen Strukturen leichter herstellen als mit Zircaloy, insbesondere wenn der Druckabfall über den Abstandshalter möglichst klein sein soll.

## 7.1.3 Kernauslegung und Kernüberwachung

Wie in Abschnitt 3.5 dargelegt, wurden im Lauf der letzten zehn Jahre Modelle für Brennstab- und Brennelementauslegung sowie für die Kernauslegung und Kernüberwachung markant weiterentwickelt. Dies führte zu einem Abbau von Unsicherheiten. Dadurch konnte der Entladeabbrand ohne Reduktion der Sicherheitsabstände erhöht werden. Allerdings waren dazu auch Verbesserungen bei der Brennelementkonstruktion nötig, insbesondere bei Abstandshaltern und unteren Gitterplatten. Dadurch konnte sowohl im Druckwasser- wie im Siedewasserreaktor-Brennelement das Filmsiedeverhalten wesentlich verbessert werden. Dies war nötig, um die höheren radialen Peaking-Faktoren im Reaktorkern zu ermöglichen, ohne die kein höherer Abbrand erreicht werden könnte.

Bezüglich Kernauslegung und Reaktorbetrieb stellt der Einsatz von MOX keine besondere Herausforderung dar. Die geringere Wirksamkeit von Steuerstäben und Bor kann bei Bedarf durch technische Massnahmen kompensiert werden. Dank des flacheren Reaktivitätsverlaufs in Funktion des Abbrands ist der maximale radiale Peaking-Faktor bei MOX-Einsatz sogar geringer als in einem vergleichbaren Uran-Kern.

## 7.1.4 Brennstoffhandhabung und -lagerung

Dank verbesserter Methoden zum Nachweis der Unterkritikalität konnte in vielen Fällen der für Brennstoffhandhabung und -lagerung maximal zulässige Spaltstoffgehalt ohne weitere Massnahmen erhöht werden. Falls dies nicht in gewünschtem Mass möglich war, führten bauliche Massnahmen zum Ziel, beispielsweise mit Materialien, welche Neutronenabsorber enthalten. Auch mittels administrativer Vorschriften kann durch Ausnützen des Abbrandkredits ein höherer Spaltstoffgehalt zugelassen werden.

## 7.2 STÖRFÄLLE

## 7.2.1 Reaktivitätsstörfall

Auf Seite 15 und folgenden wurde erläutert, warum die lange Zeit für den Reaktivitätsstörfall geltenden Kriterien für hoch abgebrannten und MOX-Brennstoff infrage gestellt wurden. Einerseits wurden sowohl in Frankreich wie in Japan Versuche mit hoch abgebranntem Brennstoff unter Bedingungen durchgeführt, welche nicht unbedingt repräsentativ waren für ein entsprechendes Ereignis in einem Leichtwasserreaktor. Andererseits bildeten sich während der Grundbestrahlung bei manchen getesteten Stäben Oxidabplatzungen und Hydridansammlungen, wie sie in modernem Hüllrohrmaterial auch bei hohem Abbrand nicht auftreten. Trotzdem sollten die bestehenden RIA-Kriterien, basierend auf experimentellen Ergebnissen und aktuellem Wissensstand bezüglich des Verhaltens von Hochabbrand-Brennstoff, revidiert werden. Die HSK hat im Jahre 2004 sowohl für Uran- wie für MOX-Brennstoff vorläufige abbrandabhängige Kriterien festlegt. Ein allgemeiner Konsens zu den Mechanismen, auf welchen die Kriterien basieren, dürfte allerdings erst in einigen Jahren erreicht werden, wenn die Ergebnisse weiterer geplanter Experimente vorliegen.

## 7.2.2 Kühlmittelverluststörfall

Im Gegensatz zum Reaktivitätsstörfall werden die für den Kühlmittelverluststörfall geltenden Kriterien nicht grundsätzlich infrage gestellt (siehe Seite 21ff). Vielmehr geht es um die Frage, ob die neu entwickelten Hüllrohrmaterialien (M5<sup>TM</sup>, ZIRLO<sup>TM</sup>) die Kriterien erfüllen. Bis jetzt vorliegende Ergebnisse deuten darauf hin, dass dies der Fall ist. Offenbar spielt der vor dem Ereignis im Hüllrohr vorhandene Wasserstoff für die Duktilität eine entscheidende Rolle. Aufgrund des besseren Korrosionsverhaltens kann deshalb erwartet werden, dass sich die neuen Materialien unter LOCA-Bedingungen besser verhalten als Zircaloy-4. Dieser Nachweis erfordert jedoch aufwändige Versuche, die teilweise im Rahmen internationaler Programme durchgeführt werden und noch einige Jahre dauern werden.

## 7.2.3 Aktivitätsfreisetzung nach schwerem Unfall

Das Gefährdungspotenzial bei Aktivitätsfreisetzung nach einem schweren Unfall hängt unter anderem ab vom Kerninventar und vom Verhalten gewisser leicht freisetzbarer Nuklide wie der Iodisotope mit Halbwertszeiten im Bereich von einigen Stunden und Tagen. Wie aus Abschnitt 6.4.3 hervorgeht, ist das Inventar an Spaltprodukten mit entsprechenden Halbwertszeiten nicht abhängig vom Kern- oder Entladeabbrand, sondern von der Leistungsgeschichte der allenfalls betroffenen Brennelemente während der dem Ereignis vorangehenden Tage und Wochen. Hingegen kann eine Erhöhung des Abbrandes das Verhalten der betreffenden Nuklide in der Brennstoffmatrix so beeinflussen, dass deren Anteil in der "Instant Release Fraction" (IRF) wie auch der Anteil freigesetzter Spaltgase höher wird (Abschnitt 4.1.4). Allerdings geht beispielsweise aus Figur 20 hervor, dass die Freisetzung allenfalls 2 – 3-mal, jedoch nicht um Grössenordnungen höher wird. Andererseits sind die Unsicherheiten in den Annahmen, welche zur Abschätzung der radiologischen Konsequenzen eines schweren Störfalls getroffen werden müssen, sehr gross. So werden beispielsweise für die Anzahl der undicht werdenden Brennstäbe sehr konservative Werte angenommen, ebenso für die Verteilung der Spaltprodukte in Brennstoffmatrix, Korngrenzen und Rissen sowie freiem Stabvolumen. Mit diesen konservativen Annahmen wird eine allfällig durch Abbranderhöhung beschleunigte Freisetzung von Spaltprodukten bei weitem abgedeckt.

### 7.3 ZWISCHENLAGERUNG

In der Schweiz werden abgebrannte Brennelemente vorerst für einige Jahre in den Brennelementlagerbecken der Kernkraftwerke gelagert. Anschliessend werden sie in Transport- und Lagerbehältern trocken zwischengelagert, bevor sie in ein geologisches Tiefenlager oder allenfalls in eine Wiederaufbereitungsanlage verbracht werden. Für die Kapazität eines Transportund Lagerbehälters sind in erster Linie die Dosisleistung und die Wärmeleistung massgebend. Beide Grössen hängen von der Art des Brennstoffs und dessen Abbrand ab. Wie aus den Daten in den Abschnitten 6.4.5 und 6.4.6 hervorgeht, wäre es bei Uranbrennelementen mit erhöhtem Abbrand durchaus möglich, mit der Beladung der Transport- und Lagerbehälter einige Jahre zu warten und die Behälterkapazität voll zu nutzen. Bei MOX-Brennelementen dürfte dies nicht möglich sein. Hier muss für die trockene Zwischenlagerung noch nach optimierten Lösungen gesucht werden, beispielsweise durch Einlagern zusammen mit Uranbrennelementen, allenfalls in Behältern mit etwas kleinerer Kapazität bezüglich der Anzahl Brennelemente.

## 7.4 GEOLOGISCHE TIEFENLAGERUNG

### 7.4.1 Nachzerfallswärmeleistung

In Abschnitt 5.2 wurde dargelegt, warum die Wärmeleistung des Lagerguts bei der Auslegung eines geologischen Tiefenlagers ein wichtiger Parameter ist. Auch [Ref. 81] zeigt, dass insbesondere die Art des Brennstoffs wegen der höheren Nachzerfallswärmeleistung von MOX-Brennstoff den Zeitplan der Tiefenlagerung stark beeinflussen kann. Sowohl im Projekt Opalinuston der Nagra [Ref. 78] als auch in der Studie der Arbeitsgruppe des Bundes für die nukleare Entsorgung AGNEB zum Zeitplan der Tiefenlagerung [Ref. 81] kommt jedoch zum Ausdruck, dass die höhere Wärmeleistung von MOX-Brennstoff die geologische Tiefenlagerung von abgebrannten MOX-Brennelementen nicht grundsätzlich infrage stellt. Während bei Uranbrennelementen mit höherem Abbrand durchaus eine um einige Jahre verlängerte Zwischenlagerung in Betracht gezogen werden kann, muss für MOX-Brennelemente ein anderer Ansatz gewählt werden, indem beispielsweise die Einlagerungsbehälter nur teilweise beladen und dadurch die Wärmeleistung der Einzelbehälter auf ein akzeptierbares Niveau hinuntergebracht wird. Auch durch Vergrösserung des Abstands zwischen den einzelnen Behältern kann der höheren Wärmeleistung von MOX-Brennstoff begegnet werden. Unabhängig davon, mit welcher Lösung erreicht wird, dass die Wärmeleistung nicht überschritten wird, welche pro Einheitsvolumen eines geologischen Tiefenlagers sicher akzeptiert werden kann, führt insbesondere der MOX-Einsatz jedoch, bezogen auf die Menge des einzulagernden Brennstoffs, zu höheren Entsorgungskosten. Dabei gilt es jedoch zu beachten, dass Hochabbrand und MOX-Einsatz die Menge des einzulagernden Abfalls, bezogen auf die produzierte Energiemenge, verringern.

### 7.4.2 Nuklidinventar

Im Projekt Opalinuston wird unterstellt, dass die Behälter zur Einlagerung der Brennelemente frühestens nach 10<sup>4</sup> Jahren versagen. Deshalb spielen allfällige Unterschiede im Nuklidinventar erst ab diesem Zeitpunkt eine Rolle. Aus Figur 77 geht hervor, dass der Radiotoxizitätsindex ab diesem Zeitpunkt der Reihe nach dominiert wird von <sup>240</sup>Pu, <sup>239</sup>Pu, von den <sup>238</sup>U-Töchtern <sup>210</sup>Po, <sup>210</sup>Pb und <sup>226</sup>Ra sowie von <sup>229</sup>Th, einem Tochternuklid von <sup>237</sup>Np. Zu betrachten ist auch das Spaltprodukt <sup>129</sup>I.

Tabelle 34 zeigt, dass die Aktivität von <sup>240</sup>Pu in einem MOX-Bündel etwa doppelt so hoch ist wie in einem Uranbündel, während die <sup>239</sup>Pu-Aktivität in beiden Typen etwa gleich ist. Dies bedeutet, dass der Radiotoxizitätsindex bei der geologischen Tiefenlagerung von MOX länger von <sup>240</sup>Pu dominiert wird. Die über zwanzigmal höhere Menge <sup>241</sup>Am hat in diesem Zusammenhang keine Bedeutung.

Der Gehalt von <sup>238</sup>U und von <sup>237</sup>Np ist im MOX-Brennstoff etwas geringer als im Uranbrennstoff. Dies bedeutet, dass der Radiotoxizitätsindex nach Zerfall von <sup>239</sup>Pu für MOX-Brennstoff sogar etwas geringer ist als in Figur 77 gezeigt. Auch die etwa dreimal grössere Menge <sup>129</sup>I verändert den Radiotoxizitätsindex nicht wesentlich.

## 7.4.3 Freisetzung von Radionukliden

Wie in Abschnitt 5.1 erwähnt, sind die physikalischen Eigenschaften des Brennstoffs vom Abbrand abhängig. Dies beeinflusst den Anteil der Radionuklide im Spalt zwischen Hüllrohr und Brennstoff und an den Korngrenzen, welche beim Versagen des Hüllrohrs unmittelbar freigesetzt würde. Aus dem Verhalten der Spaltgase bei hohem Abbrand (Figur 20) kann abgeleitet werden, dass mit dem Abbrand wahrscheinlich auch die IRF überproportional steigt. Wie aus Figur 79 hervorgeht, spielen von den in der IRF enthaltenen Nukliden nach Versagen des Behälters nur noch <sup>135</sup>Cs und <sup>129</sup>I eine Rolle. <sup>135</sup>Cs wird im Opalinuston zurückgehalten. Einzig von <sup>129</sup>I wird angenommen, dass es in die Biosphäre freigesetzt wird.

Vergleicht man die Angaben in Tabelle 34 mit Figur 79c), so kann man ableiten, dass die Aktivitätsfreisetzungsrate im Zeitraum, wo <sup>14</sup>C dominiert, bei MOX-Einlagerung wesentlich höher ist. Da auch das Inventar von <sup>36</sup>Cl und <sup>129</sup>I in MOX höher ist, dürfte dies auch für den Zeitraum nach 10<sup>5</sup> Jahren gelten. Eine erhöhte IRF könnte diesen Effekt noch verstärken. Hingegen trägt auch ein wesentlich höherer <sup>79</sup>Se-Gehalt kaum zu einer höheren Freisetzungsrate bei. Auch bei pessimistischen Annahmen bezüglich IRF wird jedoch die behördliche Grenze für die Freisetzungsrate bei weitem nicht erreicht.

## 8. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Brennelementtechnik und Werkzeuge für Brennstoff- und Kernauslegung haben sich im Laufe der letzten zehn Jahre rasant weiterentwickelt. Seit 1980 ist der Entladeabbrand in Leichtwasserreaktoren etwa um 1 MWd/kgU pro Jahr gestiegen. Ausserdem werden viele Anlagen, insbesondere in den U.S.A., heute in viel längeren als den ursprünglichen Einjahres-Brennstoffzyklen betrieben.

Im Druckwasserreaktor war diese Entwicklung nur dank der Einführung neuer Hüllrohrmaterialien mit stark verbessertem Korrosionsverhalten möglich. Die Auswirkungen der Abbranderhöhung auf die Hüllrohrkorrosion werden durch den Einsatz dieser modernen Werkstoffe mehr als kompensiert. Noch ausstehend ist der zweifelsfreie Nachweis, dass die neuen Materialien die RIA-Kriterien auch bei hohem Abbrand erfüllen.

Auch die Materialien für Siedewasserreaktor-Brennelemente wurden weiterentwickelt. Von grösserer Bedeutung war hier jedoch die Optimierung der mechanischen, thermohydraulischen und nuklearen Brennelementauslegung, beispielsweise durch Erhöhung der Anzahl Brennstäbe pro Brennelement, durch die Einführung teillanger Stäbe, durch bessere Verteilung des Moderators innerhalb des Bündels und durch ausgeklügelte Verbesserungen an den Abstandshaltern.

Wegen der Grenze von 5% für die Anreicherung von <sup>235</sup>U werden in naher Zukunft primär die Kenntnisse zum Brennstoffverhalten bis zum innerhalb dieser Limite erreichbaren Abbrand vertieft, bevor allenfalls eine weitere Abbranderhöhung erwogen wird.

Die rasche Entwicklung von Programmen für Brennelementauslegung sowie Kernauslegung und -überwachung hat dazu geführt, dass die Genauigkeit der Analysen markant verbessert wurde. Dies war u.a. möglich dank viel grösserer verfügbarer Rechnerleistung sowie dank markant verbreiterter Datenbasis aus Nachbestrahlungsuntersuchungen bestrahlten Brennstoffs und aus Versuchsanlagen mit verbesserten Steuerungs- und Datenerfassungsmöglichkeiten.

Der Einsatz von Uran-Plutonium-Mischoxidbrennstoff im Leichtwasserreaktor bis zu einem mittleren Stababbrand von etwa 60 MWd/kgSM hat sich durchgesetzt. Dieser Brennstoff verhält sich nicht wesentlich anders als Uranbrennstoff. Für den Hochabbrandeinsatz muss das Brennstoffverhalten noch besser charakterisiert werden, insbesondere betreffend der Entwicklung der Hochabbrandstruktur des Brennstoffs sowie der Bedeutung der gegenüber dem Uranbrennstoff signifikant höheren Heliumproduktion. Auch das Verhalten unter RIA-Bedingungen bei hohem Abbrand muss noch geklärt werden.

Bei der geologischen Tiefenlagerung ist insbesondere die im Vergleich zu Uranbrennstoff viel höhere Nachzerfallswärmeleistung von MOX zu beachten. Dies stellt zwar die geologische Tiefenlagerung abgebrannter MOX-Brennelemente nicht grundsätzlich infrage. Um die Sicherheitsfunktion von Verfüllmaterial und Wirtsgestein nicht zu gefährden, können jedoch die Einlagerungsbehälter nur teilweise beladen werden oder der Abstand zwischen den einzelnen Behältern muss vergrössert werden. Insbesondere der MOX-Einsatz führt, bezogen auf die Menge des einzulagernden Brennstoffs, zu höheren Entsorgungskosten.

Abbranderhöhung und MOX-Einsatz verändern das Inventar an Radionukliden im Reaktorkern und in den entladenen Brennelementen. Im Vergleich zu den Unsicherheiten sowohl in den Annahmen zur Abschätzung der radiologischen Konsequenzen eines schweren Reaktorstörfalls wie in den Parametern, welche die Freisetzung aus einem geologischen Tiefenlager bestimmen, sind die Unterschiede jedoch klein. Die Einhaltung der entsprechenden behördlichen Richtwerte wird weder durch Abbrand- und Leistungserhöhung noch durch den Einsatz von MOX infrage gestellt.

## 9. VERDANKUNGEN

Die Studie wurde im Rahmen eines Expertenauftrags der Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen an Zwicky Consulting GmbH erstellt.

Folgende Personen haben verschiedene Berichtsentwürfe kritisch gelesen und kommentiert sowie in lebhaften Diskussionen wesentlich zum Inhalt der Studie beigetragen:

- Die Mitglieder des Fachausschusses Ingenieurwesen (FIN) der KSA: Bruno Covelli, Werner Gilliéron, Sannakaisa Virtanen und Hans Wilhelm
- Der ständige Experte im FIN, Roman Gilli
- Der Sekretär des FIN, Otto Fischer
- Der Vertreter der HSK im FIN, Gerhard Schoen
- Alfons Badur, Leiter der Sektion Reaktor- Brennstoff- und Systemtechnik der HSK

Ronald Rusch, HSK, hat freundlicherweise dargestellt, wie die schweizerischen Behörden den Einfluss der durch MOX-Einführung und neue Kernbeladestrategien veränderten Nuklidinventare verfolgt haben. Er hat die Ergebnisse verschiedener Studien zu diesem Thema zusammengefasst.

Ihnen allen sei für ihren Beitrag ganz herzlich gedankt.

## **10. REFERENZEN**

- Ref. 1 *Kernauslegung für Kernkraftwerke: Erhöhter Abbrand, verlängerte Betriebszyklen, MOX-Brennelemente,* KSA-Klausurtagung vom 28.–30. Oktober 1998 in Meiringen, Zusammenfassender Bericht, KSA-AN-2027, Februar 2000
- Ref. 2 http://www.uic.com.au/nip75.htm
- Ref. 3 Malaysian Institute for Nuclear Technology Research, webpage (removed) http://www.mint.gov.my/policy/nuc\_energy/nuc\_fuelcycle.htm, January 2006.
- Ref. 4 R. Schneider, *GNF Materials Technology & Fuel Reliability*, N.C. State University Seminar, Fuel Reliability Applications, June 1 2006
- Ref. 5 Kernkraftwerk Gösgen-Däniken AG, 32. Geschäftsbericht 2004, www.kkg.ch → Aktuell → Geschäftsberichte
- Ref. 6 Kernkraftwerk Leibstadt AG, *Geschäftsbericht 2004*, www.kkl.ch → Aktuell → Informationen
- Ref. 7 R.W. Stratton, W. Beck, R. Meinl, G. Devillaz, S. Rizvi, C. Ott, R. Vielma, *Hybrid cycles and reduced reload batches: A contribution to reducing fuel cycle costs*, ENS TopFuel 1999 Conference, September 13–15, 1999, Avignon, France
- Ref. 8 The Ux Consulting Company, http://www.uxc.com/
- Ref. 9 Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Co-operation and Development, *Nuclear fuel safety criteria, Technical review*, ISBN 92-64-19687-0, OECD 2001
- Ref. 10 Sicherheitstechnische Regel des KTA 3101.1, Auslegung der Reaktorkerne von Druck- und Siedewasserreaktoren, Teil 1: Grundsätze der thermohydraulischen Auslegung, Fassung Februar 1980 (http://www.kta-gs.de/d/regeln/3100/3101\_1n.pdf)
- Ref. 11 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, Aufsichtsbericht 2004 über die nukleare Sicherheit und den Strahlenschutz in den schweizerischen Kernanlagen
- Ref. 12 F. Eltawila, F. Akstulewicz, *Nuclear Fuel Performance*, http://www.nrc.gov/reading-rm/doccollections/commission/slides/2005/20050224/fuelperformance\_files/fullscreen.html, Powerpoint-Präsentation, 24.2.2005
- Ref. 13 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, Verhalten von Hochabbrand-Brennstoff bei Reaktivitätsstörfällen, Brief an Schweizer Kernkraftwerke, 13.6.1994
- Ref. 14 GRS, Jahresbericht 1998, Kapitel 5.1 Brennstabverhalten unter Störfallbedingungen, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, 1998
- Ref. 15 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, *Grenzwerte für die Analyse von Reaktivitätsstörfällen*, Brief an Schweizer Kernkraftwerke, 17.11.1994
- Ref. 16 Kernkraftwerk Leibstadt AG (namens aller Schweizer Kernkraftwerksbetreiber), *Reactivity Initiated Accident operational limitations*, Brief an HSK, 21.10.1996
- Ref. 17 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, *Kriterien für die Analyse von Reaktivitätsstörfällen und Abbrandgrenzwerte*, Brief an Schweizer Kernkraftwerke, 19.12.1996

- Ref. 18 C. Maeder, H. Wand, Neue Sicherheitskriterien für Reaktivitätsstörfälle in der Schweiz, Präsentation während der 291. Sitzung des KSA-Ausschusses 2 vom 27. Januar 2005, KSA/A2-Pr. 291, Beilagen 1 und 2, 7.4.2005
- Ref. 19 R.L. Yang, R. Montgomery, N. Waeckel, Y.R. Rashid, *Industry strategy and assessment of existing RIA data*, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah
- Ref. 20 R.L. Yang, R. Montgomery, N. Waeckel, *Revised reactivity initiated accident* acceptance criteria for high burnup fuel, ENS TopFuel 2003, March 16–19, 2003, Würzburg, Germany
- Ref. 21 D. Sunderland, R. Montgomery, O. Ozer, Evaluation of recent RIA-simulation experiments with the FALCON fuel performance code, Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2000
- Ref. 22 C. Vitanza, *Considerations on burn-up dependent RIA and LOCA criteria*, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, October 2–6, 2005, Kyoto, Japan
- Ref. 23 C. Vitanza, *OECD-NEA activities and programs on high burn-up fuel*, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, October 2–6, 2005, Kyoto, Japan
- Ref. 24 RSK Stellungnahme, Sicherheitsaspekte des Einsatzes hochabgebrannter Brennelemente unter Reaktivitätsstörfall-Bedingungen, 27.01.2005
- Ref. 25 T. Fuketa, *Fuel safety research at JAEA*, Fuel Safety Research Meeting, April 20–21, 2006, Tokai, Japan
- Ref. 26 U.S. Nuclear Regulatory Commission, *NRC Regulations Title 10, Code of Federal Regulations § 50.46 Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light-water nuclear power reactors (10CFR50.46),* http://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/cfr/part050/part050-0046.html
- Ref. 27 J. Böhmert, M. Dietrich, J. Linek, Comparative studies on high-temperature corrosion of ZrNb1 and Zircaloy-4, Nuclear Engineering and Design 147 (1993) 53–62
- Ref. 28 E. Hiruno, A. MacLachlan, 1992 German research raises questions at NRC about M5, ZIRLO cladding, Nuclear Fuel Vol. 26 No. 2, January 22, 2001
- Ref. 29 H.M. Chung, *Fuel behaviour under loss-of-coolant accident situations*, Nuclear Engineering and Technology 37(4) (2005) 327–362 (http://article.nuclear.or.kr/jknsfile/v37/JK0370327.PDF)
- Ref. 30 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, Aufsicht beim Einsatz von Brennelementen und Steuerstäben in Leichtwasserreaktoren, Richtlinie für schweizerische Kernanlagen HSK-R-61, Juni 2004
- Ref. 31 W. Wiesenack, T. Tverberg, E. Kolstad, S. Béguin, *Rod overpressure / lift-off testing at Halden In-pile data and analysis*, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, October 2–6, 2005, Kyoto, Japan
- Ref. 32 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, *Strahlenschutzziele im Normalbetrieb von Kernanlagen*, Richtlinie für schweizerische Kernanlagen HSK-R-11, 30.4.2003

| Ref. 33 | Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, <i>Nachweis ausreichender</i><br><i>Vorsorge gegen Störfälle in Kernkraftwerken (Störfall-Richtlinie)</i> , Richtlinie für<br>schweizerische Kernanlagen HSK-R-100, 6.12.2004  |
|---------|---|
| Ref. 34 | R. Rusch, Persönliche Mitteilung (E-Mail vom 10.8.2006)   |
| Ref. 35 | www.areva-np.com $\rightarrow$ Produkte und Service $\rightarrow$ (select F) $\rightarrow$<br>Fuel Assemblies for PWRs  |
| Ref. 36 | A. Seibold, F. Garzarolli, R. Manzel, <i>Verification of high burnup materials behaviour</i> , ENS TopFuel 2001 Conference, May 27–30, 2001, Stockholm, Sweden  |
| Ref. 37 | R. Manzel, C.T. Walker, <i>Spaltgasfreisetzung und Pelletrand bei hohen</i><br><i>Abbränden</i> , Fachtagung der KTG-Fachgruppe "Brennelemente und<br>Kernbauteile", 29. Februar / 1. März 2000, Forschungszentrum Karlsruhe  |
| Ref. 38 | R. Manzel, C.T. Walker, <i>High burnup fuel microstructure and its effect on fuel rod performance</i> , ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah   |
| Ref. 39 | C. Wehrli, <i>Bilder von Zircaloy-4 und HPA-4 im KKG</i> , Persönliche Mitteilung (E-Mail vom 30.1.2006)  |
| Ref. 40 | A. Seibold, F. Garzarolli, R. Manzel, <i>Material development for Siemens fuel elements</i> , ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah   |
| Ref. 41 | F. Garzarolli, <i>Tendenzen in der Entwicklung von Brennstabhüllrohren</i> , SVA-<br>Vertiefungskurs "Wasserchemie und Materialverhalten", 21.–23. April 1999,<br>Brugg-Windisch  |
| Ref. 42 | F. Garzarolli, R. Manzel, R.S. Reynolds, <i>A decade irradiation experience with Duplex cladding</i> , ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah  |
| Ref. 43 | J. Arborelius, M. Dahlbäck, L. Hallstadius, P. Jourdain, T. Andersson, R. Lisdat, M. Hahn, E.H. Toscano, <i>The effect of Duplex cladding outer component tin content on corrosion, hydrogen pick-up and hydride distribution at very high burnup,</i> Zirconium in the Nuclear Industry: 14 <sup>th</sup> International Symposium, P. Rudling and B. Kammenzind, Eds., ASTM International, West Conshohocken, PA, 2004 |
| Ref. 44 | M. Limbäck, R.L. Kesterton, L.G. Hallstadius, <i>Development of alloys for high duty LWR operation</i> , Jahrestagung Kerntechnik 2003, 20.–22. Mai 2003, Berlin  |
| Ref. 45 | J.P. Mardon, A. Lesbros, C. Bernaudat, N. Waeckel, <i>Recent data on M5<sup>TM</sup> alloy under RIA and LOCA conditions</i> , Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004   |
| Ref. 46 | B. Julien, C. Delafoy, V. Rebeyrolle, S. Béguin, S. Lansiart, <i>Performance of advanced fuel product under PCI conditions</i> , Proceedings of the 2004<br>International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004  |
| Ref. 47 | A. Seibold, J.P. Mardon, <i>M5</i> <sup>™</sup> cladding experience in European PWRs, Jahrestagung Kerntechnik 2002, 14.–16. Mai 2002, Stuttgart  |

- Ref. 48 L.G. Hallstadius. R.L. Kesterton, J.P. Foster, D.J. Colburn, Alloy development for high duty PWR operations, PBNC 2002 – 13<sup>th</sup> Pacific Basin Nuclear Conference, October 21–25, 2002, Shenzhen, China
- Ref. 49 L. Hallstadius. H. Shah, K. Yueh, R. Kesterton, J. Foster, R. Comstock,
   D. Colburn, M. Dahlbäck, *Development of modern materials for PWR* applications, Jahrestagung Kerntechnik 2005, 10.–12. Mai 2005, Nürnberg
- Ref. 50 P.B. Hoffmann, E. Weber, *High thermal performance (HTP) fuel assemblies set benchmark in robustness*, Jahrestagung Kerntechnik 2004, 24.–27. Mai 2004, Düsseldorf
- Ref. 51
   R. Yang, B. Cheng, J. Deshon, K. Edsinger, O. Ozer, *Fuel R&D to improve fuel reliability*, 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting, October 2–6, 2005, Kyoto, Japan
- Ref. 52 Framatome ANP, *Further Performance Improvement With ATRIUM 10XP*, Advanced Nuclear Power No. 3, January 2002, http://www.framatech.com/envision/winter2002/nf\_02.htm
- Ref. 53 S. Helmersson, *Advances in BWR fuel development*, Nuclear Europe Worldscan No. 3-4 (2001) 24–25
- Ref. 54 A. Larsson, *Fuel for EXELON reloads*, Westinghouse World View, December 2003
- Ref. 55 Framatome ANP, *Significantly Enhanced Stability Behaviour*, Brochure "ATRIUM Technology", Order No. ANP:G-160-V1-02-ENG, 2002
- Ref. 56
   Ö. Bernander, G. Westerlund, *Fuel development and fabrication for boiling water reactors*, SVA-Vertiefungskurs "Brennstoffversorgung und -einsatz im Kernkraftwerk", 6.–8. Mai 1991, Windisch
- Ref. 57 S. Helmersson, *Does 10x10 fuel deliver what was promised?* Jahrestagung Kerntechnik 2005, 10.–12. Mai 2005, Nürnberg
- Ref. 58 P.B. Hoffmann, W. de Weerd, E.H. Toscano, *Post-irradiation examination of high burnup BWR fuel rods: Techniques and results,* Jahrestagung Kerntechnik 2005, 10.–12. Mai 2005, Nürnberg
- Ref. 59 Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen, *Stellungnahme zur erhöhten* lokalen Korrosion an SVEA96-Brennelementen im Kernkraftwerk Leibstadt (KKL), HSK 12/540, Mai 1998
- Ref. 60 H.U. Zwicky, H. Loner, B Andersson, C.G. Wiktor, J. Harbottle, *Enhanced spacer shadow corrosion on SVEA fuel assemblies in the Leibstadt nuclear power plant*, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah
- Ref. 61 G.A. Potts, *Recent GE BWR fuel experience*, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah
- Ref. 62 E.J. Ruzauskas, D.L. Smith, *Fuel failures during Cycle 11 at River Bend*, Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004

| Ref. 63 | R.J. Schneider, H.H. Yeager, C.B. Patterson, M.A. Dubecky, G.A. Potts, J.F. Schardt, <i>Recent GNF BWR fuel experience</i> , Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004   |
|---------|---|
| Ref. 64 | A. Strasser, <i>Vermont Yankee fuel performance presentation</i> , 32 <sup>nd</sup> International Utility Nuclear Fuel Performance Conference, July 22–24, 2002, Chattanooga, Tennessee   |
| Ref. 65 | T.A. Keys, J.F. Lemons, C. Ottenfeld, J. Schardt, <i>Fuel corrosion failures in the</i><br><i>Browns Ferry nuclear plant</i> , Proceedings of the 2004 International Meeting on<br>LWR Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004  |
| Ref. 66 | A. Seibold, R.S. Reynolds, <i>Performance of Framatome ANP BWR fuel rods</i> ,<br>Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance,<br>Orlando, Florida, September 19–22, 2004   |
| Ref. 67 | P.B. Hoffmann, P. Dewes, <i>Post-irradiation examination and ramp testing of fuel</i><br><i>rods with Fe-enhanced Zr liner cladding at high burnup</i> , Proceedings of the 2004<br>International Meeting on LWR Fuel Performance, Orlando, Florida,<br>September 19–22, 2004   |
| Ref. 68 | Ch. Powers, P. Dewes, M. Billaux, R. Perkins, E. Ruzauskas, E. Armstrong,<br>R. Ralph, G. Blomberg, G. Lysell, B. Cheng, <i>Hot cell examination results of non-</i><br><i>classical PCI failures at La Salle,</i> 2005 Water Reactor Fuel Performance Meeting,<br>October 2–6, 2005, Kyoto, Japan  |
| Ref. 69 | M. Dahlbäck, L. Hallstadius, M. Limbäck, G. Vesterlund, T. Andersson, P. Witt, R. Jakobsson, A.R. Massih, M. Diaz, J.L. Sacedon, AM. Alvarez, U. Engman, D. Molina, J. Izquierdo, S, Pérez, B. Remartinez, <i>The effect of liner component iron content on cladding corrosion, hydriding and PCI resistance</i> , 14 <sup>th</sup> ASTM Symposium on Zirconium in the Nuclear Industry, Stockholm, June 2004 |
| Ref. 70 | M. Limbäck, M. Dahlbäck, P. Jourdain, P. Tägtström, <i>Westinghouse optimised BWR cladding and channel materials</i> , Jahrestagung Kerntechnik 2001, 15.–17. Mai 2001, Dresden   |
| Ref. 71 | International Atomic Energy Agency, Status and advances in MOX fuel technology, Technical Report Series No. 145, Vienna, 2003   |
| Ref. 72 | D. Boulanger, M. Lippens, L. Mertens, J. Basselier, B. Lance, <i>High burnup PWR</i><br><i>and BWR MOX fuel performance: A review of BELGONUCLEAIRE recent</i><br><i>experimental programs,</i> Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR<br>Fuel Performance, Orlando, Florida, September 19–22, 2004   |
| Ref. 73 | L. Mertens, M. Lippens, <i>Study of fission gas release on high burnup MOX fuel,</i><br>Proceedings of the ENS TopFuel 2001 conference, May 27–30, 2001, Stockholm  |
| Ref. 74 | Y. Guérin, J. Noirot, D. Lespiaux, C. Struzik, P. Garcia, P. Blanpain, G. Chaigne,<br><i>Microstructure evolution and in-reactor behaviour of MOX fuel</i> , ANS<br>International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance,<br>April 10–13, 2000, Park City, Utah  |
| Ref. 75 | Ch. Ott, R.W. Stratton, <i>Overview of 25 years experience at NOK on MOX fuel: Design, performance and testing results,</i> Fachtagung der KTG-Fachgruppe "Brennelemente und Kernbauteile", 30./31.3.2004, Forschungszentrum Karlsruhe  |

- Ref. 76 P. Cook, R. Stratton, C.T. Walker, *Post irradiation examination of BNFL MOX fuel*, ANS International Topical Meeting on Light Water Reactor Fuel Performance, April 10–13, 2000, Park City, Utah
- Ref. 77 P. Cook, B. Christiansen, G. Dassel, E. Mathews, I. Robinson, R. Stratton,
   C. Walker, R. Weston, *Performance of BNFL MOX fuel*, ENS TopFuel 2003 conference, March 16–19, 2003, Würzburg
- Ref. 78 Nagra, *Project Opalinus Clay, Safety Report,* Technical Report 02-05, Nagra, Wettingen, 2002
- Ref. 79 P. Zuidema, *Zeitpläne HAA: Einfluss Wärmeleistung BE*, Präsentation für KSA-Fachausschuss Strahlenschutz und Entsorgung, 24.2.2006
- Ref. 80 A. G. Croff, *ORIGEN2: A versatile computer code for calculation of the nuclide composition and characteristics of nuclear material*, ORNL, Dec. 28, 1982
- Ref. 81 Zeitplan der Tiefenlagerung, Einflussgrössen und Randbedingungen bei der Tiefenlagerung abgebrannter Brennelemente, verglaster hochaktiver Abfälle und langlebiger mittelaktiver Abfälle in der Schweiz, Anhang V zu M. Jost, Der Weg zur Entsorgung radioaktiver Abfälle in der Schweiz, Jahresbericht 2005 der Arbeitsgruppe des Bundes für die nukleare Entsorgung (AGNEB), Bundesamt für Energie, 4.5.2006

## 11. ABKÜRZUNGEN, BEGRIFFE

| ABB                         | Asea Brown Boveri   |
|-----------------------------|---|
| AECL                        | Atomic Energy of Canada Limited                                 |
| AGNEB                       | Arbeitsgruppe des Bundes für die nukleare Entsorgung            |
| ALPS                        | Advanced LWR Fuel Performance and Safety Research Programme     |
|                             | (im japanischen NSRR-Reaktor)                                   |
| ANL                         | Argonne National Laboratory                                     |
| AREVA NP                    | Gemeinsames Unternehmen von AREVA-Gruppe und Siemens            |
| AREVA NP GmbH               | Ehemals Siemens KWU, heute Tochter von AREVA NP                 |
| ARO                         | All Rods Out  |
| ASTM                        | American Society for Testing and Materials                      |
| <b>ATRIUM</b> <sup>TM</sup> | Bezeichnung für moderne AREVA-SWR-Brennelemente                 |
|                             | (Zusatz für zuletzt entwickelte Varianten: 10XP, 10XM)          |
| Ballooning                  | Ballonartige Hüllrohrverformung als Folge von                   |
| -                           | Brennstabüberhitzung und Überdruck, z.B. während LOCA           |
| Barrier                     | SWR-Hüllrohrkonzept mit weicher Innenschicht auf                |
|                             | Zircaloy-2-Basismaterial als Vorbeugung gegen PCI               |
|                             | (bevorzugte Bezeichnung von GNF)                                |
| BNFL                        | Britisch Nuclear Fuel Limited                                   |
| BOC                         | Beginning of Cycle  |
| CABRI                       | Versuchsreaktor in Cadarache                                    |
| CASMO                       | Programm zum Bereitstellen der neutronischen Daten von          |
|                             | Brennelementen in Reaktorkern                                   |
| CBH                         | Control Blade History   |
| CILC                        | Crud-Induced Localised Corrosion                                |
| CM-PRESTO                   | Kernberechnungsprogramm   |
| COCA                        | Für Versuchsbrennstoff in Frankreich verwendetes Verfahren zur  |
|                             | MOX-Herstellung (nicht mehr angewandt)                          |
| CPR                         | Critical Power Ratio  |
| CSED                        | Critical Strain Energy Denisty, kritische spezifische           |
|                             | Formänderungsarbeit   |
| DNB                         | Departure from Nucleate Boiling (Siedekrise im DWR)             |
| DNBR                        | DNB Ratio, DNB-Verhältnis                                       |
| Dry Out                     | Siedekrise im SWR   |
| Duplex                      | DWR-Hüllrohrkonzept mit korrosionsresistenter Aussenschicht auf |
|                             | Zircaloy-4-Basismaterial  |
| DWR                         | Druckwasserreaktor  |
| ECR                         | Equivalent Clad Reacted   |
|                             | (Mass für Hüllrohrkorrosion während LOCA)                       |
| EFPH                        | Effective Full Power Hours, effektive Volllaststunden           |
| ELS                         | "Extra low Sn", optimiertes DWR-Hüllrohrmaterial von Siemens    |
| EOC                         | End of Cycle  |
| EOFP                        | End of Full Power   |
| ESSC                        | Enhanced Spacer Shadow Corrosion (Bezeichnung für Korrosions-   |
|                             | problem, das um 1995 im Kernkraftwerk Leibstadt auftrat)        |
| FDI                         | Fuel Duty Index (von Westinghouse verwendete Grösse, um das     |
|                             | Korrosionsverhalten von Hüllrohr mit unterschiedlicher Bestrah- |
|                             | lungsgeschichte zu beurteilen)                                  |
| FFWTR                       | Final Feed Water Temperature Reduction                          |
| FIN                         | Fachausschuss Ingenieurwesen der KSA                            |

| FOCUS                   | DWR-Brennelementtyp von Siemens (heute AREVA NP GmbH)          |
|-------------------------|--|
| GE                      | General Electric   |
| GE-14                   | Bezeichnung für GNF-SWR-Brennelement der zweitletzten          |
|                         | Generation   |
| GNF                     | Global Nuclear Fuel  |
| GNF-2                   | Bezeichnung für modernstes GNF-SWR-Brennelement                |
| HELIOS                  | Programm zum Bereitstellen der neutronischen Daten von         |
|                         | Brennelementen in Reaktorkern                                  |
| HER                     | Hot Excessive Reactivity, Überschussreaktivität                |
| HPUF                    | Hydrogen Pickup Fraction                                       |
| HSK                     | Hauptabteilung für die Sicherheit der Kernanlagen              |
| HTP                     | High Thermal Performance (Bezeichnung von DWR-                 |
|                         | Brennelementtyp von AREVA)                                     |
| ICF                     | Increased Core Flow  |
| IFA-xxx                 | Instrumented Fuel Assembly xxx (Bezeichnung von                |
|                         | Experimentiereinrichtungen im Halden Reaktorprojekt)           |
| INB                     | Industrias Nucleares do Brasil                                 |
| IRF                     | Instant Release Fraction                                       |
| ISL                     | In-situ leach (Erzabbau durch Auslaugen)                       |
| KAERI                   | Korean Atomic Energy Research Institute                        |
| KNFC                    | Korea Nuclear Fuel Company                                     |
| KSA                     | Eidgenössische Kommission für die Sicherheit von Kernanlagen   |
| lift-off-Kriterium      | Forderung, dass sich im Betrieb das Hüllrohr nicht schneller   |
|                         | ausdehnen darf als die Brennstabtablette                       |
| Liner                   | SWR-Hüllrohrkonzept mit weicher Innenschicht auf Zircaloy-2-   |
|                         | Basismaterial als Vorbeugung gegen PCI                         |
|                         | (bevorzugte Bezeichnung von Westinghouse und AREVA)            |
| LKx                     | Bezeichnung für SWR-Hüllrohrmaterial von Westinghouse          |
|                         | (x: verschiedene Generationen)                                 |
| LOCA                    | Loss-of-Coolant Accident, Kühlmittelverluststörfall            |
| LTP                     | Low Temperature Process  |
|                         | (Bezeichnung für SWR-Hüllrohrmaterial von AREVA)               |
| M5 <sup>TM</sup>        | Fortgeschrittenes DWR-Hüllrohrmaterial von AREVA               |
| MDF                     | MOX Demonstration Facility                                     |
|                         | (Versuchsanlage von BNFL zur Herstellung von MOX)              |
| MIMAS                   | Micronized Master Blend  |
|                         | (Verfahren von Belgonucléaire zur Herstellung von MOX)         |
| MOX                     | Uran-Plutonium-Mischoxid-Brennstoff                            |
| Nagra                   | Nationale Genossenschaft für die Lagerung radioaktiver Abfälle |
| NFC                     | Nuclear Fuel Complex, Hyderabad, Indien                        |
| NFI                     | Nuclear Fuel Industry Japan                                    |
| NMCA                    | Noble Metal Chemical Addition (NobleChem <sup>TM</sup> )       |
| NobleChem <sup>TM</sup> | Von GE entwickelte Methode zur Dosierung von Edelmetallen im   |
|                         | SWR zum Schutz von Kerneinbauten und Primärsystem vor          |
|                         | Spannungsrisskorrosion   |
| NOK                     | Nordostschweizerische Kraftwerke AG                            |
| NSRR                    | Nuclear Safety Research Reactor, japanische Versuchsanlage     |
| ORIGEN                  | Isotopenabbrandprogramm  |
| PCI                     | Pellet Cladding Interaction (Brennstab-Versagen durch          |
|                         | Spannungsrisskorrosion von der Innenseite des Hüllrohrs her)   |

| PCIOMRs         | Preconditioning Interim Operating Management Recommendations<br>(Betriebsregeln zum Verhindern von PCI-Schäden im SWR)  |
|-----------------|---|
| PCMI            | Pellet Cladding Mechanical Interaction (mechanische Hüllrohr-<br>belastung als Folge eines raschen Anstiegs der linearen Stableistung)  |
| Peaking Factor  | Verhältnis von lokaler Maximalleistung zu Durchschnittsleistung<br>(Beispiel: Radialer Peaking Factor ist Verhältnis von maximaler<br>Bündelleistung und durchschnittlicher Bündelleistung im<br>Reaktorkern) |
| PIRT            | Phenomena Identification and Ranking Tables   |
| POLCA           | Kernberechnungsprogramm   |
| PSI             | Paul Scherrer Institut  |
| REP Na-x        | Serie von RIA-Versuchen im Natriumkreislauf von CABRI   |
| RIA             | Reactivity Initiated Accident (auch: Reactivity Insertion Accident),<br>Reaktivitätsstörfall  |
| ROPE            | Rod Over-Pressure Experiments (Serie von Studsvik-Experimenten zum Studium der Auswirkungen von Überdruck in Brennstab)   |
| RSK             | (deutsche) Reaktorsicherheitskommission   |
| SBR             | Short Binderless Route (BNFL-Verfahren zur Herstellung von MOX)   |
| SDM             | Shutdown Margin, Abstand zur Kritikalität<br>(Sicherstellen der Abschaltsicherheit)   |
| SED             | Strain Energy Density, spezifische Formänderungsarbeit  |
| SIMULATE        | Kernberechnungsprogramm   |
| SMP             | Sellafield MOX Plant  |
| SRA             | Stress Relief Annealed (spannungsarm geglüht)   |
| SVEA-xx         | Bezeichnung für Westinghouse-SWR-Brennelemente  |
|                 | (Zusatz für modernste Varianten: 96 Optima2, 96 Optima3)  |
| Swiss Curve     | Schweizer Hüllrohrdefekt-Grenzkurve zur Begrenzung der  |
|                 | Konsequenzen eines RIA, etabliert durch HSK als Sofortmassnahme   |
|                 | basierend auf frühen RIA-Versuchen mit Hochabbrand-Brennstoff in<br>Frankreich und Japan  |
| SWR             | Siedewasserreaktor  |
| SWU             | Separative Work Unit (Einheit für Anreicherung)   |
| Tails           | Bei Anreicherung anfallendes abgereichertes Uran  |
| TMOL            | Thermal Mechanical Operating Limit (Begrenzung der Stableistung,<br>um Integrität des Brennstabs sicherzustellen)   |
| U.S. NRC        | U.S. Nuclear Regulatory Commission,   |
|                 | Aufsichts- und Bewilligungsbehörde der U.S.A.   |
| $U_3O_8$        | Uranoxid, Yellow cake   |
| Übermoderiert   | Verhältnis von Moderator zu Brennstoff ist so gross, dass bei<br>abnehmender Moderatordichte die Reaktivität zunimmt  |
| UF <sub>6</sub> | Uranhexafluorid   |
| Untermoderiert  | Bei abnehmender Moderatordichte nimmt die Reaktivität ab  |
| UO <sub>2</sub> | Uranoxid. Urandioxid  |
| Ŵ               | Westinghouse  |
| Zircaloy-2      | "Klassisches" SWR-Hüllrohrmaterial mit in ASTM-Standard   |
| 5               | festgelegter Zusammensetzung  |
| Zircaloy-4      | "Klassisches" DWR-Hüllrohrmaterial mit in ASTM-Standard   |
| 2               | festgelegter Zusammensetzung  |
| ZIRLOTM         | Fortgeschrittenes DWR-Hüllrohrmaterial von Westinghouse   |
|                 |   |