

**Brennstabverhalten
im Betrieb und
bei Störfällen**

Brennstabverhalten im Betrieb und bei Störfällen

**Felix Boldt
Heinz-Günther Sonnenburg**

September 2020

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Förderkennzeichen RS1557 durchgeführt.

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

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

Deskriptoren

Auslegungsstörfälle, Brennstab, Kernverhalten

Kurzfassung

Der Bericht enthält eine detaillierte Beschreibung der wesentlichen Arbeiten und Ergebnisse für den Zeitraum von Projektbeginn am 1. August 2017 bis 30. September 2020 im Vorhaben RS1557 „Brennstabverhalten im Betrieb und bei Störfällen“. Ausführlich dargestellt werden erzielte Zwischenergebnisse und aktuelle Arbeiten.

Die Modelle des Brennstabcodes TESPА-ROD wurden für die Vorhersage von Reaktivitätstransienten überprüft. Es zeigen sich Unterschiede im transienten Brennstoffschwellen von MOX-Pellets gegenüber UO₂-Pellets. Anhand von Versuchen an dem CABRI-Reaktor konnten die Materialmodelle in TESPА-ROD für MOX-Brennstoff erweitert und verbessert werden.

Für die Analyse von Kühlmittelverluststörfällen wurde das Fragmentierungspotential von Pellets unter Abbränden > 60 GWd/t SM untersucht. Es wurde ein Schüttbettkühlungsmodell in TESPА-ROD implementiert, womit eine Bewertung der Kühlbarkeit eines postulierten Schüttbetts auf einem Abstandshalter zwischen geborstenen Brennstäben möglich wird. Die Menge ausgetretenem Brennstoff wird bisher abgeschätzt und eine Quantifizierung derselbigen steht aus.

Durch den Anstieg volatiler Stromerzeugung wird der Lastfolgebetrieb für Kernkraftwerke häufiger. Die hierbei entstehenden Lasten, wie z. B. lastabhängige Verformung von Pellets, können bisher nur bedingt abgebildet werden. Durch die Einführung einer axialen Mehrzonen-Modellierung wird es dem Brennstabprogramm möglich, detaillierte Spannungsüberhöhungen über die Pellethöhe zu betrachten. Hierbei zeigt sich eine starke Beeinflussung durch die Modelle der radialen Verlagerung von Brennstoff, wobei es zu deutlichen Verformungen des Hüllrohrs an den Pelletübergängen durch die lastabhängige Pelletverformung kommt.

Durch die Weiterentwicklung des Brennstabcodes TESPА-ROD befindet sich das Programm auf dem Stand von Wissenschaft und Technik, so wird es ermöglicht, TESPА-ROD als Werkzeug für eine ganzheitliche Sicherheitsanalyse anzuwenden. Neben der praktizierten Anwendung für die Kernschadenumfangsanalyse kann es für die Analyse verschiedener Auslegungsstörfälle und Lastrampen genutzt werden.

Abstract

The report contains a detailed description of the essential work and results for the period from its start on 1 August 2017 to 30 September 2020 in project RS1557 "Fuel rod behaviour during operation and in case of accidents". Interim results achieved and current work are presented in detail.

The models of the fuel rod code TESPА-ROD were verified for the prediction of reactivity-initiated accidents. Differences are found in the transient fuel swelling of MOX pellets compared to UO₂ pellets. Based on tests of the CABRI reactor, the material models in TESPА-ROD for MOX fuel could be extended and improved.

For the analysis of LOCAs, the fragmentation potential of pellets under burnups >60 GWd/t HM was investigated. A debris bed cooling model was implemented in TESPА-ROD, which allows for evaluating the coolability of a debris bed located on a spacer between burst fuel rods. The amount of dispersed fuel has been estimated and is not quantified yet.

Due to the increase in volatile electricity generation, load follow operation for nuclear power plants is becoming more frequent. The resulting loads, e.g. load-dependent deformation of pellets, can so far only be represented to a limited extent. Through the introduction of an axial multi-zone modelling, it became possible for the fuel rod programme to consider detailed stress peaks over the pellet height. Here, a strong influence by the models of the radial fuel displacement is shown, whereby clear deformations of the cladding tube at the pellet transitions occur due to the load-dependent pellet deformation.

Due to the further development of the fuel rod code TESPА-ROD, the computer program is at the state of the art in science and technology, hence it is possible to use TESPА-ROD as tool for a comprehensive safety analysis. Apart from the current application for core damage analysis, it can be used for the analysis of different design basis accidents and load ramps.

Inhaltsverzeichnis

	Kurzfassung.....	I
	Abstract.....	II
1	Einleitung	1
2	Reaktivitätsstörfälle (RIA)	3
2.1	CABRI Versuch CIPQ.....	4
2.2	Erweiterung der Hüllrohrmechanik zu RIA	8
2.3	Transientes Brennstoffschwellen	9
2.3.1	Theoretische Überlegung.....	10
2.3.2	Auswertung der MOX-RepNa-Versuche	12
2.3.3	Auswertung der axialen Längenänderung.....	17
2.4	Wärmeübergangsmodelle für die Hüllrohroberfläche	20
2.5	RIA-Benchmark Phase III	23
3	Kühlmittelverluststörfälle (LOCA)	27
3.1	Entwicklung eines Fragmentierungsmodells für LOCA	28
3.2	Modell für die dynamische Hydridausscheidung im Hüllrohr	32
3.2.1	Modellentwicklung	33
3.2.2	Erweiterung der Hüllrohrmechanik zu LOCA.....	39
3.2.3	Anwendung auf die Bedingungen bei LOCA.....	40
4	Lastrampen	47
4.1	Modell für axiale Zonen im Brennstoff.....	47
4.2	Erweiterung der Kriechmodelle in TESP-ROD.....	49
4.3	Modell für die lastabhängige Verformung des Pellets	51
5	Internationale Zusammenarbeit zum Thema Brennstabverhalten	61
6	Zusammenfassung	65

	Abkürzungsverzeichnis.....	69
	Literaturverzeichnis.....	71
	Abbildungsverzeichnis.....	77
	Tabellenverzeichnis.....	81
A	Schüttbettkühlung nach Lipinski.....	83

1 Einleitung

Das in diesem Projekt behandelte Brennstabverhalten umfasst alle thermo-mechanischen Phänomene, die für die Analyse des Betriebs und von Auslegungsstörfällen von Bedeutung sind. Ziel dieses Projekts ist die Weiterentwicklung des Kenntnisstands der Reaktorsicherheitsforschung zum Thema Brennstabverhalten im Allgemeinen sowie des Brennstab-Programms TESP-ROD im Speziellen. Die einzelnen Arbeitsziele sind aufgeteilt auf die Arbeitspakete Reaktivitätsstörfälle (RIA), Kühlmittelverluststörfälle (LOCA) und Lastrampen. Die technisch-wissenschaftlichen Einzelziele zum Thema RIA enthalten die Entwicklung eines Modells für das transiente Brennstoffschwellen von MOX-Pellets sowie die Weiterentwicklung derzeitiger Wärmeübergangskorrelationen von TESP-ROD.

Das Arbeitsprogramm zum Thema LOCA hat die Weiterentwicklung der Phänomene zur Beschreibung von LOCA auf Brennstabebene zum Ziel. Hierzu werden geeignete Modelle für die transiente Entwicklung des Spaltgasraums, dem Auswurf und der Verlagerung von feinkörnigem Brennstoff entwickelt. Die numerische Erweiterung der Hüllrohrmechanik zum Brennstabverhalten hat einen entscheidenden Einfluss auf das Eintreten vom Brennstabbersten und oder dem Fragmentieren desselbigen.

Das Ziel des Arbeitsprogramm zum Thema Lastrampen ist die Weiterentwicklung von TESP-ROD für die Berechnung der lastabhängigen Verformung von Brennstäben. Hierzu werden axiale Ebenen in die Modellierung des Brennstabs eingeführt, um simultan mehrere Ebenen zu berechnen. Des Weiteren sollen die Kriechmodelle erweitert werden, um das betriebliche Verhalten adäquat nachzubilden.

Das GRS-Programm TESP-ROD wurde im Vorgängervorhaben RS1518 zu den Themenschwerpunkt RIA, LOCA und Lastrampen sowie der Langzeitlagerung erweitert und entspricht dem Stand von Wissenschaft und Technik bezüglich des thermo-mechanischen Brennstabverhaltens. Der Themenbereich Langzeitlagerung wurde im Projekt RS1552 *Langzeitverhalten zwischengelagerter Brennelemente* fortgeführt. Die ersten drei Themenschwerpunkte erfuhren einen nahtlosen Übergang von RS1518 zu RS1557. Im Arbeitsprogramm RIA wird die Beteiligung an der letzten Phase des *RIA fuel code Benchmark* der OECD/NEA fortgeführt. Im Themenbereich LOCA werden die Modelle für das Phänomen des Brennstabberstens und des Auswurfs feinkörnigen Brennstoffs konsequent weiterentwickelt. Zum Thema Lastrampen werden die thermo-mechanischen Modelle zur Modellierung der Pellet-Hüllrohr-Wechselwirkung (engl. *pellet*

cladding mechanical interaction, PCMI) weiterentwickelt, so dass eine detaillierte numerische Auswertung der Spannungszustände möglich wird.

In diesem Programm gab es thematische Berührungen zu anderen BMWi-geförderten Vorhaben, die sich ebenfalls mit dem Brennstabverhalten befassen. Über die Vorhaben RS1552 und RS1557 beteiligt sich die GRS an dem *Studsвик Cladding Integrity Project* (SCIP), wobei die Themengebiete nach Betrieb und Störfällen (RS1557) sowie Zwischenlagerung (RS1552) getrennt sind. Ferner gibt es Kontakte zu dem Vorhaben RS1577 *Sicherheitstechnische Entwicklungen und Analysen zu „Accident-tolerant Fuels“*, das sich mit dem Verhalten neuartiger Brennstabkonzepte, so genannten *Accident-tolerant Fuels* (ATF) beschäftigt.

In dem Vorhaben RS1557 fand ein reger Austausch mit der internationalen Fachöffentlichkeit statt. Die Entwicklungen zum Thema RIA und LOCA wurden auf den TOPFUEL-Konferenzen in Europa und Nordamerika vorgestellt. Während der Vorhabenlaufzeit fand im *CABRI International Project* (CIP) der Versuch CIPQ im umgebauten CABRI-Reaktor statt, welcher wichtige Erkenntnisse zum Thema Reaktivitätsstörfällen liefert und für die Weiterentwicklung von TESPAs-ROD genutzt wurde. Ferner wurde an den ersten Treffen zum neuen *Framework for Irradiation Experimentes* (FIDES) teilgenommen, das unter der Schirmherrschaft der OECD/NEA organisiert wird. FIDES wird zukünftig einen Schwerpunkt für Reaktorexperimente zum Brennstabverhalten darstellen.

2 Reaktivitätsstörfälle (RIA)

Bei einem Reaktivitätsstörfall (RIA) handelt es sich um einen Auslegungsstörfall, der durch eine kurzzeitige Leistungserhöhung infolge eines Reaktivitätseintrags gekennzeichnet ist. Diese Erhöhung führt zu einem schnellen Anstieg der Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen mit einem Temperaturgradienten von bis ca. 10.000 K/s. sowie einer schlagartigen Ausdehnung des Pellets. Mechanische Pellet-Hüllrohr-Wechselwirkungen (engl. *pellet-cladding mechanical interaction*, PCMI) können hohe Belastungen für das Hüllrohr darstellen. Im Vergleich zu Umgebungsbedingungen, wie sie bei anderen Störfällen (z. B. Kühlmittelverluststörfall) vorliegen, ist die Entwicklung von physikalischen Korrelationen anhand *Out-of-pile*-Experimente, also außerhalb eines im Leistungsbetrieb befindlichen Kerns, schwierig, da diese extrem schnellen Temperaturanstiege nicht hinreichend im *Out-of-pile*-Experiment nachgebildet werden können. Dies betrifft insbesondere das Phänomen des Wärmeübergangs zwischen Brennstab-Oberfläche und Kühlmittel. Üblicherweise basieren Wärmeübergangskorrelationen auf Messungen, die bei stationären Bedingungen ermittelt worden sind und sich daher von den hochgradig instationären Bedingungen der RIA-Transiente erheblich unterscheiden. Daher sind Versuchsreaktoren wie z. B. der CABRI-Versuchsreaktor unerlässlich für die Validierung von Brennstab-Codes zur Simulation von RIA-Transienten.

Neben dem Wärmeübergang gehört das charakteristische kurzzeitige Brennstoffschwellen zu den Merkmalen einer RIA-Transiente. Hier ist das Schwell-Verhalten von MOX-Brennstoff von besonderem Interesse, da die herstellungsbedingte heterogene Verteilung von Uran und Plutonium im MOX-Pellet mit entsprechend heterogener Wärmeerzeugung im Pellet verbunden ist, und daher nicht dasselbe Verhalten wie in einem dem gegenüber homogeneren UO₂-Brennstoffpellet zu erwarten ist. Für die experimentelle Untersuchung des Brennstabverhaltens ist der CABRI-Reaktor vorgesehen. Die Bundesrepublik Deutschland ist über das CABRI International Project (CIP) an einigen zukünftigen Versuchen involviert. Der CABRI-Reaktor wurde von einer Natriumkühlung auf Wasserkühlung umgebaut und im Jahr 2018 nach längerer Stillstandszeit wieder in Betrieb genommen.

Am 16. April 2018 fand der Versuch CIPQ statt /DUC 19/. Der verwendete Brennstab enthält MOX-Brennstoff, und war der erste Versuch, der im neuen CABRI-Water-Loop durchgeführt wurde. Anhand dieses Versuchs sollte das transiente Brennstoffschwellen von MOX ausgewertet werden. Die radiale Ausdehnung des Pellets führt zur einem Pellet-Hüllrohr-Kontakt und damit verbunden zu einer elastischen und plastischen Dehnung

des Hüllrohrs. Über die bleibende plastische Dehnung sollten die bestehenden Modelle für das transiente Brennstoffschwellen überprüft werden. Entgegen der Vorausrechnungen der Operatoren des CABRI kam es zu einem zweifachen Bersten des Hüllrohrs, was eine Auswertung der bleibenden Dehnungen des Hüllrohrs zur Bestimmung des transienten Brennstoffschwellens stark beeinträchtigt. Der Grund für das Bersten ist zum jetzigen Zeitpunkt (August 2020) noch Gegenstand einer Untersuchung, und ist im folgenden Unterkapitel kurz dargestellt. Eine vorläufige Analyse zum Versuch CIPQ ist als technischer Bericht verfügbar /BOL 21/.

Als Ersatz für das transiente Brennstoffdehnen wurden Versuche der RepNa-Serie erneut untersucht und in Kapitel 2.3 aufgeführt. Aufgrund der beschränkten Datenlage sind hier jedoch nur Aussagen über das transiente Brennstoffschwellen nur an der höchstbelasteten Stelle des Brennstabs möglich.

Für das laufende Vorhaben erfolgte zusätzlich die Teilnahme am dritten RIA-Benchmark, der von der OECD/NEA ausgerichtet wird. In diesem Benchmark wurden der Versuch CIP0-1 nachgerechnet, auf das in diesem Kapitel unter 2.5 eingegangen wird.

2.1 CABRI Versuch CIPQ

Vorbereitung

Der eingesetzte Teststab ist ein Teil desselben Original-Brennstabes (so genannter *Mother* oder *Father Rod*), aus dem auch der RepNa6 Versuch einen Teststab erhalten hat /PAP 03/. Der Brennstab ist mit MOX-Brennstoff befüllt, der nach dem MIMAS-AUC-MOX-Verfahren hergestellt worden war, mit einem Zircaloy-4 Hüllrohr versehen, und wurde im *Kernkraftwerk Saint Laurent B2* (DWR, 900 MW) bis zu einem mittleren Abbrand von 46,3 GWd/t SM bestrahlt. Bei dem genannten Herstellungsverfahren entstehen zwei Brennstoffphasen, bestehend aus Plutonium-haltigen Agglomeraten einerseits und einer Matrix aus abgereichertem Uran andererseits. Der Teststab wurde 1993 bei CEA in der heißen Zelle LECA geschnitten und später, 2008 und 2010, in zwei Schritten zusammgebaut. Er besteht aus einer 48 Brennstoffpellets¹ umfassenden Brennstoffsäule mit einer Gesamtlänge von 560,9 mm.

¹ 47 vollständige und eine verkürzte Brennstofftablette

Im Tab. 2.1 sind die die Kenndaten aufgeführt, wie der Test geplant war. Wichtigster Bezugspunkt ist die durch den Energieeintrag höchstbelastete Stelle (engl. *Peak Power Node*, PPN). Die Bedingungen von Kühlmitteldruck und -temperatur entsprachen repräsentativen Werten eines DWR.

Tab. 2.1 Auslegung des CIPQ-Tests und Forderungen an das Experiment

Testphase	Parameter	Sollwert
Thermische Durchheizphase	Lineare Stablängenleistung	< 200 W/cm (PPN)
	Max. Austrittstemperatur im Kühlkanal	300 °C
Stationäre Bedingungen	Temperatur Kühlmittel (Einlass)	280 °C
	Druck Kühlmittel	15,5 MPa
	Reaktorleistung	100 kW (~ Nullleistung)
	Strömungsgeschwindigkeit Kühlmittel am Einlass	4 m/s
Leistungspuls	Pulsweite auf halber Höhe der Maximalleistung (FWHM)	30 ± 5 ms
	Pulsform	Ähnlich zu RepNa6
	Gesamter Energieeintrag bei PPN	156 ± 8 cal/g = 652,7 ± 33,5 J/g
Zusätzliche Forderung	Energieeintrag in der schnellen Phase ²	> 112 cal/g = 468,6 J/g

Der CABRI-Reaktor besitzt ein durch Helium-3 (³He) gesteuertes System zur Regelung der Reaktivität im Reaktorkern. Für die erforderliche schnelle Erhöhung der Reaktivität wird der ³He-Druck vor dem Versuch auf einen bestimmten Wert geregelt. Durch eine schlagartige Druckminderung im ³He-System befindet sich dann eine geringere Menge an Neutronenabsorbern im Kern, was die Reaktivität erhöht und zur Leistungsexkursion führt.

Durchführung

Der Versuch wurde ausgehend von einem heißen Zustand bei niedriger Reaktorkernleistung von $P_{\text{Kern}} = 100 \text{ kW}$ durchgeführt. Die Reaktorleistung ist durch den umgeben-

² Schnelle Phase (engl. Rapid phase) ist hier definiert als Energieeintrag bis zu dem Zeitpunkt, bei dem Reaktorleistung auf 1/15 des Maximalwertes abgefallen ist.

den CABRI-Reaktorkern gegeben, der Testbrennstab leistet nur unwesentlichen Beitrag. Detaillierte Beschreibungen des Versuchsaufbaus finden sich in /BOL 21/, /DUC 19/.

Ergebnisse

Dank der umfangreichen Instrumentierung und der hohen Abtastrate der Messsysteme lassen sich einige Phänomene zeitlich und räumlich gut auflösen. Während des Tests kam es zu drei signifikanten Ereignissen, die im Folgenden aufgeführt sind:

- Bersten des Hüllrohrs nach 364 ms auf einer Höhe von 82 mm bis 179 mm bei einem Energieeintrag $E_{\text{Eintrag}} \approx 45 \text{ cal/g}$ (PPN)
- Bersten des Hüllrohrs nach 380 ms auf Höhe 388 mm bis 430 mm bei $E_{\text{Eintrag}} \approx 112 \text{ cal/g}$ (PPN)
- Erschütterung des Hüllrohrs nach 393 ms, entdeckt durch obere Drucksensoren bei $E_{\text{Eintrag}} > 136 \text{ cal/g}$ (PPN)

Das Bersten des Hüllrohrs ereignete sich an zwei Positionen unterschiedlicher axialer Höhe, was untypisch ist. Im Falle eines Hüllrohrschadens wird ein Bersten an der Ebene des höchsten Neutronenflusses erwartet, was bei dem CABRI-Reaktor etwa der Mitte der Brennstabhöhe entspricht. Die Berstöffnungen waren davon entfernt und standen einander diametral gegenüber.

Das erste Bersten fand ungewöhnlich früh, d. h. bereits beim Anstieg der Leistung und einem noch geringen Energieeintrag von ca. 45 cal/g statt. Zum Vergleich sei hier die RSK-Empfehlung für Enthalpiegrenzen bei Reaktivitätsstörfällen genannt, deren maximal zulässige Grenzwerte für Hüllrohre mit Oxidabplatzungen bei entsprechendem Abbrand bei ca. 100 cal/g und für Hüllrohre ohne Oxidabplatzungen bei ca. 120 cal/g liegen /RSK 05/.

Bisher kann kein Grund für das doppelte Bersten genannt werden. Als am wahrscheinlichsten wird eine Undichtigkeit im Teststab und damit ein Eindringen von Kühlwasser in den Stab genannt. Bei einem Wassereinschluss (engl. *water logging*) kommt es bei Erhitzung über den kritischen Punkt zu einer Dampfexplosion innerhalb des Brennstabs. Die schlagartige Ausdehnung des Wasserdampfes verschiebt den Brennstoff innerhalb des Hüllrohrs nach oben und unten. Am Ort mit der höchsten Leistung findet die Dampfexplosion früher als in den anderen Teilen des Brennstabs statt, weshalb hier die meisten brennstofffreien Zonen zu beobachten sind.

Bewertung

Der Versuch CABRI CIPQ ist teilweise als Fehlschlag einzuordnen. Die in diesem Versuch gesammelten Erkenntnisse sollten u. a. dazu dienen, das transiente Brennstoffschwellen von MOX-Brennstoff im Vergleich zu UO_2 -Brennstoff zu verstehen. Für den Versuch CIPQ war kein Bersten vorhergesagt worden. Ein intaktes Hüllrohr hätte sich nach den Vorhersagen aufgrund des PCMI plastisch verformt. Bei einer anschließenden Untersuchung hätte die bleibende, plastische Dehnung von der thermischen und elastischen Dehnung separiert betrachtet werden können. Durch eine Nachrechnung mit dem Brennstabcode TESP-ROD wäre es möglich gewesen, das transiente Brennstoffschwellen für MOX-Brennstoff zu bestätigen und ggf. das Modell für MOX in TESP-ROD weiterzuentwickeln.

Durch das unerwartete Bersten wurde der Brennstoff nicht nur verschoben, auch wurden die Dehnungen des Hüllrohrs beeinflusst, was eine Auswertung des Versuchs für das transiente Brennstoffschwellen nahezu unbrauchbar macht. Da die Ursachensuche seitens des CABRI-Betreibers noch nicht abgeschlossen ist, kann keine endgültige Aussage getroffen werden. Die GRS steht über die neu gegründete CIP Analytical Group mit den Operatoren in Kontakt.

2.2 Erweiterung der Hüllrohrmechanik zu RIA

Im Vorhaben RS1518 wurde TESPA-ROD für die Analyse mehrachsiger Spannungszustände erweitert. Durch diese Darstellung konnten axiale Dehnungen im elastischen Bereich bestimmt werden.

Bei einer Lastrampe dehnt sich das Pellet stärker aus als das Hüllrohr. Nach dem Spaltschluss kommt es zu einem Festkörperkontakt und bei weiterer Ausdehnung zu einer Mitnahme des Hüllrohrs in die axiale Richtung. Die Dehnung in axialer Richtung ε_z ergibt sich mit

$$\varepsilon_z - \varepsilon_{z,0} = (\varepsilon_\theta - \varepsilon_{\theta,0}) \cdot F_{\text{coupling}}, \quad (2.1)$$

wobei $\varepsilon_{z,0}$ und $\varepsilon_{\theta,0}$ die axiale und umfangsgerichtete (tangentiale) Dehnung zu Beginn des Spaltschlusses beschreiben. F_{coupling} ist der Kopplungsfaktor für die Dehnung und variiert zwischen Null zu Beginn des Spaltschlusses und nahe zu Eins für hohe Spannungen. Der Kopplungsfaktor wurde in RS1518 zu

$$F_{\text{coupling}} = 1 - e^{-\frac{\sigma_\theta}{400 \text{ MPa}}} \quad (2.2)$$

mit σ_θ als Umfangsspannung bestimmt. Für die Berechnungen permanenter Hüllrohrdehnungen muss die vorliegende Spannungsbeschreibung auf den plastischen Bereich erweitert werden. TESPA-ROD beschreibt die plastische Verformung des Hüllrohrs in Umfangsrichtung, wenn die Festkörperspannung die Streckgrenze des Materials übersteigt. Mit der Annahme, dass der Kopplungsfaktor auch nach überschreiten der Streckgrenze gültig bleibt, wird dieser auch im plastischen Bereich in der Form

$$\varepsilon_{z,\text{plastic}} = \varepsilon_{\theta,\text{plastic}} \cdot F_{\text{coupling}} \quad (2.3)$$

angewendet. Die plastische Dehnung wird in axialer Richtung mit $\varepsilon_{z,\text{plastic}}$ und in Umfangsrichtung mit $\varepsilon_{\theta,\text{plastic}}$ beschrieben.

Um die plastische Verformung inkrementell zu beschreiben, wird das Spannungsdeformationsgesetz nach Levy-Mises /SZA 72/ angewendet, mit

$$d\varepsilon_{z,\text{plastic}} = d\varepsilon_{\theta,\text{plastic}} \frac{2\sigma_z - \sigma_{\theta} - \sigma_r}{2\sigma_{\theta} - \sigma_z - \sigma_r}. \quad (2.4)$$

Für die plastische Dehnung in z-Richtung ergibt sich dann

$$\varepsilon_{z,\text{plastic}} = \int F_{\text{coupling}} \frac{2\sigma_z - \sigma_{\theta} - \sigma_r}{2\sigma_{\theta} - \sigma_z - \sigma_r} d\varepsilon_{\theta,\text{plastic}}. \quad (2.5)$$

Die gesamte Dehnung in axialer Richtung lässt sich durch Zusammenfügen von Gleichung (2.1) und (2.5) zu

$$\varepsilon_{z,\text{total}} = \varepsilon_{z,0} + (\varepsilon_{\theta,\text{elastic}} - \varepsilon_{\theta,\text{elastic},0}) \cdot F_{\text{coupling}} + \int_{\varepsilon_{\theta,\text{plastic},0}}^{\varepsilon_{\theta,\text{plastic}}} F_{\text{coupling}} \frac{2\sigma_z - \sigma_{\theta} - \sigma_r}{2\sigma_{\theta} - \sigma_z - \sigma_r} d\varepsilon_{\theta,\text{plastic}}. \quad (2.6)$$

Die Gl. (2.6) wird hierbei nicht nur auf die plastische Verformung bei Spannungen oberhalb der Streckgrenze angewendet, denn auch Kriechverformungen, die ebenfalls permanente Verformungen darstellen, müssen dem Levy-Mises-Spannungsdeformationsgesetz folgen.

Mit dieser Formulierung wird es möglich, permanente Verformungen des Hüllrohrs in axialer Richtung zu beschreiben, wenn diese durch einen PCMI-Effekt entstanden sind.

2.3 Transientes Brennstoffschwellen

Das Modell für das transiente Schwellen von UO_2 -Brennstoff wurde im Vorhaben RS1193 entwickelt und in TESP-ROD implementiert /SON 13/. Das Schwellen des Brennstoffs unter RIA ist zu groß, um es nur mit der rein thermischen Dehnung zu beschreiben. Neben der thermischen Dehnung sorgt die Teil-Amorphisation des Brennstoff-Kristallgitters zu einer Vergrößerung der Gitterabstände und damit zum Schwellen des Brennstoffs. Im implementierten Modell gibt es zwei Größen, um diesen Effekt zu beschreiben: Den Zusammenhang zwischen der thermischen Leistung und der Restrukturierungsrate, die die Rücknahme der zusätzlichen Dehnung beschreibt.

Andere Brennstabprogramme erklären das transiente Brennstoffschwellen mit der thermischen Ausdehnung gasförmiger Spaltprodukte (Spaltgase) /NEA 10/. Dem gegenüber steht die Erkenntnis, dass bei den nachgerechneten Versuchen für UO₂-Brennstoff keine Abbrandabhängigkeit für das transiente Brennstoffschwellen gefunden wurde. Dementsprechend hat die Menge der Spaltgase, die mit dem Abbrand steigt, keinen Einfluss auf diesen Effekt.

2.3.1 Theoretische Überlegung

TESPA-ROD besitzt ein Modell für das transiente Brennstoffschwellen von UO₂. Das transiente Brennstoffschwellen setzt sich zusammen aus

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_{\text{thermal}} + \varepsilon_{\text{amorph}} \quad (2.7)$$

mit $\varepsilon_{\text{thermal}}$ als thermische Dehnung und $\varepsilon_{\text{amorph}}$ als Amorphisation. Letztere ist gegeben durch

$$\varepsilon_{\text{amorph}} = 2,810 \cdot 10^{-29} (\dot{q}''')^{2,3} \quad (2.8)$$

mit \dot{q}''' als Leistungsdichte in W/m³. Die Hypothese hinter dieser Korrelation ist die Erzeugung von vielen Fehlstellen und Zwischengitteratomen (Frenkel-Paare) im Oxidbrennstoff, die durch Spaltprodukte und schnelle Neutronen entstehen. Diese hohe Anzahl an Fehlstellen führt zu einer kurzfristigen Teil-Amorphisation der Brennstoffstruktur. Im Normalbetrieb wird der akkumulierte Schaden in einem Brennstoff bei 10 dpa gesättigt, ohne eine dauerhafte Amorphisation zu erreichen /THO 12/. Während des RIA-Leistungspulses (Dauer 4 ms bis 30 ms) beträgt die Erzeugungsrate von Fehlstellen an der höchstbelasteten Stelle etwa 10 dpa/s, was ausreicht, um kurzfristig einen Ungleichgewichtszustand der kristallographischen Brennstoffstruktur zu erreichen. Wenn der Leistungspuls abnimmt, dominiert der Umstrukturierungsprozess, und die Brennstoffstruktur kehrt in ihren Ausgangszustand zurück. Eine dauerhafte amorphe Struktur wird nicht erreicht. Dieser Prozess wurde für alle RIA-Tests mit UO₂-Brennstoff identifiziert (BIGR-Tests und CABRI RepNa-Testreihen /NEA 10/).

Die Brennstoffumstrukturierung folgt einem exponentiellen Term, in dem die Frenkel-Paare mit einer Halbwertszeit $T_{\text{restructure}} = 0,02 \ln(2) \text{ s} = 13,9 \text{ ms}$ abbauen. Die zeitliche Änderung des amorphen Anteils der Dehnung ergibt sich aus

$$\frac{d\varepsilon_{\text{amorph}}(t)}{dt} = -\frac{\varepsilon_{\text{amorph}}(t)}{T_{\text{restructure}}}. \quad (2.9)$$

Die Halbwertszeit zur Restrukturierung kann in RIA-Experimenten mit besonders kurzen Pulsweiten (z. B. FWHM = 4 ms im NSRR) /NEA 10/ nachgewiesen werden.

Transientes Brennstoffschwellen von MOX-Brennstoff

Die oben genannten Modelle gelten so nur für UO_2 -Brennstoff, da einzig diese Art von Brennstoff bisher in diesem Zusammenhang untersucht wurde. Kürzlich wurde die Untersuchung auf MOX-Brennstoff ausgeweitet. Es stellt sich heraus, dass das leistungsdichteabhängige transiente Brennstoffschwellen von MOX-Brennstoff um etwa den Faktor 30 größer ist als die von UO_2 -Brennstoff, jedoch bei gleicher Abhängigkeit von der Leistungsdichte ($(\dot{q}''')^{2,3}$). Auch die Zeitkonstante für die Umstrukturierung des teilweisen amorphen MOX-Brennstoffes ist zehnmal so groß wie die Zeitkonstante für UO_2 -Brennstoff. Als Erklärung könnte die heterogene Struktur des MOX-Brennstoffs für diesen Effekt verantwortlich sein. MOX-Brennstoff besteht aus zwei oder drei Brennstoffphasen mit hohem, niedrigem oder keinem Pu-Gehalt /LEM 10/. Die Plutonium-reiche Phase befindet sich in Agglomeraten von geringer Größe (10 μm bis 50 μm) und ist von Brennstoff mit niedrigem oder keinem Plutonium-Gehalt umgeben. Folglich variiert die Leistungsdichte zwischen Agglomerat und umgebendem Urandioxid erheblich.

Es wird angenommen, dass die lokalisierte Leistungsdichte in Plutonium-reichen Agglomeraten aufgrund der überproportionalen Zunahme der Anzahl der Versetzungen, die eine Folge der Nichtlinearität in Gleichung (2.8) ist, überproportional mehr Dehnung erzeugt (siehe Exponent 2,3). Die lokalisierte Leistungsdichte in Agglomeraten, die um einen Faktor 5 oder mehr über der Leistungsdichte des umgebenden Brennstoffs liegt, erzeugt eine stärkere Gesamtbeanspruchung im Vergleich zum reinen UO_2 -Brennstoff.

Vergleichsrechnungen mit den RepNa-Versuchen ergaben für MOX-Brennstoff das Brennstoffschwellen mit

$$\varepsilon_{\text{amorph,MOX}} = 31,5 \cdot \varepsilon_{\text{amorph,UO}_2} \quad (2.10)$$

und die dazugehörige Restrukturierungszeit mit

$$T_{\text{restructure,UO}_2} = 10 \cdot T_{\text{restructure,MOX}} \quad (2.11)$$

Hieraus folgt, dass bei einem äquivalenten RIA-Puls ein MOX-Pellet einer deutlich stärkeren Dehnung ausgesetzt ist als es bei reinen UO_2 der Fall ist. Ferner können so deutlich höhere Hüllrohrbelastungen entstehen.

2.3.2 Auswertung der MOX-RepNa-Versuche

Für die Überprüfung des transienten MOX-Brennstoffschwellens wurden die Versuche der älteren RepNa-Serie untersucht. Diese Versuche wurden nicht innerhalb des CIP durchgeführt und die verfügbare Datenbasis ist deutlich geringer als bei Versuchen aus CIP. Die RepNa-Versuche erfolgten im CABRI-Reaktor vor dessen Umbau auf eine Wasserkühlung. Durch die vorherige Kühlung mit flüssigem Natrium ergaben sich Vor- und Nachteile für die Auswertung von Experimenten. Der Nachteil ist, dass die thermohydraulischen Randbedingungen eines LWR nicht abzubilden sind. Vorteil ist die sehr gute Wärmeleitung, so dass die kurzzeitigen Effekte, wie die plastische Verformung durch PCMI gut gemessen werden können. Auch sind die Mikrofon-signale durch weniger Störsignale überlagert, wie es z. B. beim Auftreten von zweiphasigem Kühlmittel (Wasser) der Fall sein kann. In Tab. 2.2 sind die Versuche der RepNa-Serie aufgelistet, bei denen MOX-Brennstoff verwendet wurde.

Tab. 2.2 Versuche der RepNa-Serie, die mit MOX-Brennstoff durchgeführt wurden
/MIT 01/

Versuch	Stab	Puls (ms)	Energieeintrag (cal/g)	Oxidschicht (μm)	Ergebnisse
Na-6 (03/96)	MOX 3 Zyklen 47 GWd/tSM	35	125 bei 0,66 s 165 bei 1,2 s	35	Intakt $H_{\text{MAX}} = 148 \text{ cal/g}$ Max. Dehnung: 3,2 % (\varnothing 2,5%) FGR: 21,6 %
Na-7 (1/97)	MOX 4 Zyklen 55 GWd/tSM	40	125 bei 0,48 s 175 bei 1,20 s	50	Bersten bei $H_{\text{F}} = 120 \text{ cal/g}$ ($t = 0,452 \text{ s}$) Brennstoffverlagerung im unteren Bereich
Na-9 (04/97)	MOX 2 Zyklen 28 GWd/tSM	34	197 bei 0,5 s 241 bei 1,2 s	< 20	Intakt, $H_{\text{MAX}} = 210 \text{ cal/g}$ Max Dehnung: \varnothing 7,4 % FGR: ~34 %

Die Teststäbe aus den Versuchen 6 und 9 blieben auch bei hohem Energieeintrag intakt. Bei Versuch 7 handelt es sich um den Stab mit dem höchsten Abbrand und entsprechend höheren Oxidschichtdicken im Vergleich zu den anderen beiden Stäben. Hier kam es bei einem Energieeintrag von 125 cal/g zum Bersten.

Gegenüber den verfügbaren Daten aus CIP ist die Datenlage bei den RepNa-Versuchen weniger umfangreich. Beispielsweise gibt es nur begrenzte Informationen über die Umfangsdehnung entlang der Brennstabhöhe. Wie in Tab. 2.2 dargestellt gibt es hier verschiedene Angaben, die sich meist auf die Maximalwerte oder die höchstbelastete Stelle (PPN) beziehen /MIT 01/, /PAP 03/.

In Tab. 2.3 ist ein Vergleich von Messwerten und Nachrechnungen der permanenten Umfangsdehnungen der RepNa-Versuche und des CIP0-1 Versuchs dargestellt. CIP0-1 ist ein Versuch mit UO_2 -Brennstoff, der zum Vergleich aufgeführt ist und unabhängig davon, im RIA-Benchmark Phase III behandelt wird (s. u.). Die Tabelle zeigt, dass mit dem Faktor aus Gl. (2.10) gute Ergebnisse erreicht werden können.

Tab. 2.3 Vergleich der Messwerte und Nachrechnungen der permanenten Umfangsdehnungen der RepNa-Versuche und des CIP0-1 Versuchs

Umfangsdehnung [%]	RepNa6	RepNa7	RepNa9	CIP0-1
Messwerte	3,1	Bersten n.a.	7,2	0,5
TESPA-ROD	2,9	intakt 2,62	7,26	0,48

Die in Tab. 2.3 dargestellten Ergebnisse vereinfachen die maximale Dehnung auf einen einzelnen Wert, während teilweise starke Ovalisierungen im Experiment zu beobachten waren (vgl. Abb. 2.2). Ovalisierung beschreibt die ungleichförmige Dehnung des ursprünglich kreisrunden Hüllrohrquerschnitts über zu einer ovalen Form. Da ihre Ursache bisher nicht zweifelsfrei geklärt werden konnte, werden sie in TESP-ROD gegenwärtig nicht berücksichtigt, da modelltheoretisch kreisrunde Pellets angenommen werden.

Im Folgenden sind die TESP-ROD Berechnungen für den Versuch RepNa 6, 7 und 9 dargestellt. RepNa 6 in Abb. 2.1 zeigt im Bereich der PPN eine kurzzeitige maximale Dehnung von 3,6 % während der Transiente und eine bleibende Dehnung von 2,9 %.

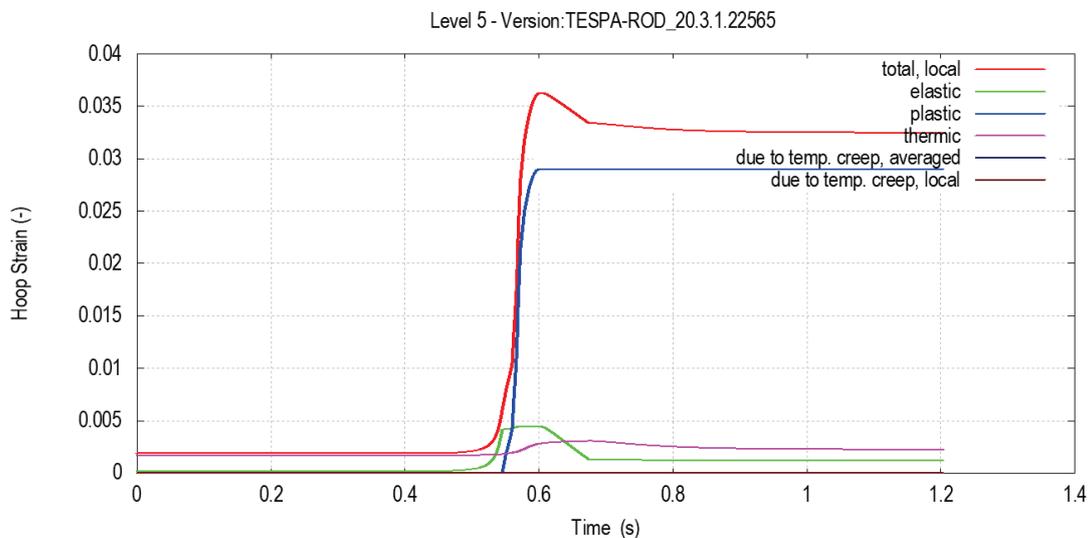


Abb. 2.1 Mit TESP-ROD berechnete Umfangsdehnungen für das Experiment RepNa 6 an der höchstbelasteten Stelle

Durch den linearen Zusammenhang der Dehnung und der Leistung in Gl. (2.10) sind die Werte an den Brennstabrändern überschätzt. Wegen der starken Ovalisierung gibt es eine große Streuung von Messungen zwischen 9,55 mm bis hin zu 9,75 mm. Hinzu kommt, dass in diesem Versuch Oxidabplatzungen an der schmalsten Stelle stattgefunden haben, wie in Abb. 2.2 gezeigt.

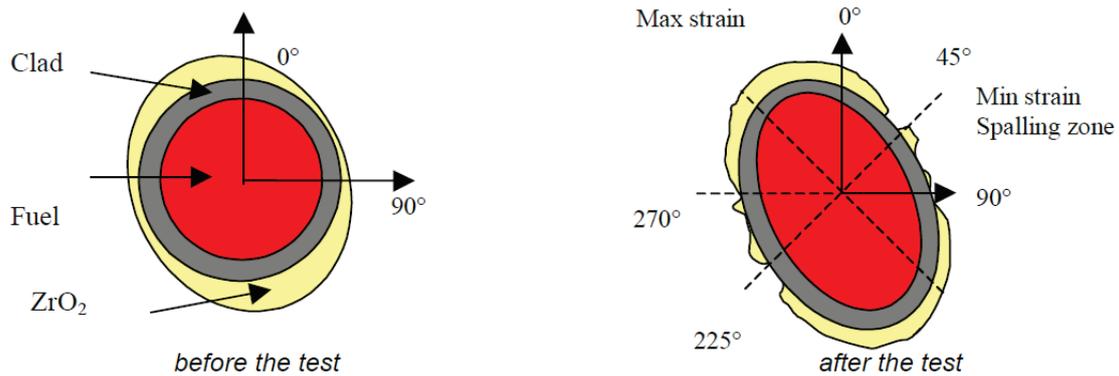


Abb. 2.2 Schematische Darstellung der Ovalisierung des Hüllrohrs im RepNa 6 Versuch

Vor dem Test (links) ist eine ungleichmäßige ZrO_2 -Schicht zu erkennen. Nach dem Test (rechts) zeigen sich am schmalsten Durchmesser die Oxidabplatzungen (45° und 225°) /PAP 03/.

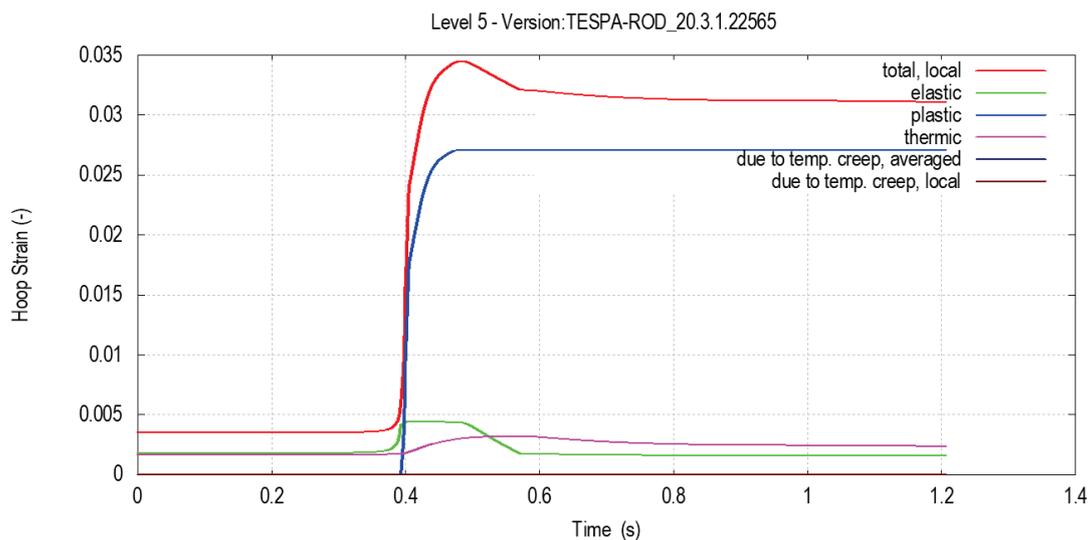


Abb. 2.3 Umfangsdehnungen des Hüllrohrs im RepNa 7 Versuch, mit TESPA-ROD modelliert ($n = 0,05$)

In Abb. 2.3 ist die bleibende Dehnung als Nachrechnung von RepNa 7 aufgeführt. Originalmessungen sind hier nicht verfügbar, da es zu einem Bersten des Hüllrohrs gekommen ist. Für das Bersten von RepNa 7 wurde noch keine Ursache gefunden, jedoch lassen Untersuchungen der Rissausbreitungen im Hüllrohr (eine Art Zick-Zack-Form) eine vorherige Materialschwächung als Grund für das Bersten vermuten /PAP 03/. Durch eine künstliche Erhöhung des Verfestigungsexponenten von $n = 0,05$ auf $n = 0,0625$ kann der Materialfehler und ein entsprechend frühes Bersten des Brennstabs simuliert

werden (Abb. 2.4). Nach 0,452 s kommt es zum Bersten, gekennzeichnet durch ein Absinken der elastischen Dehnung des Hüllrohrs (grüne Linie).

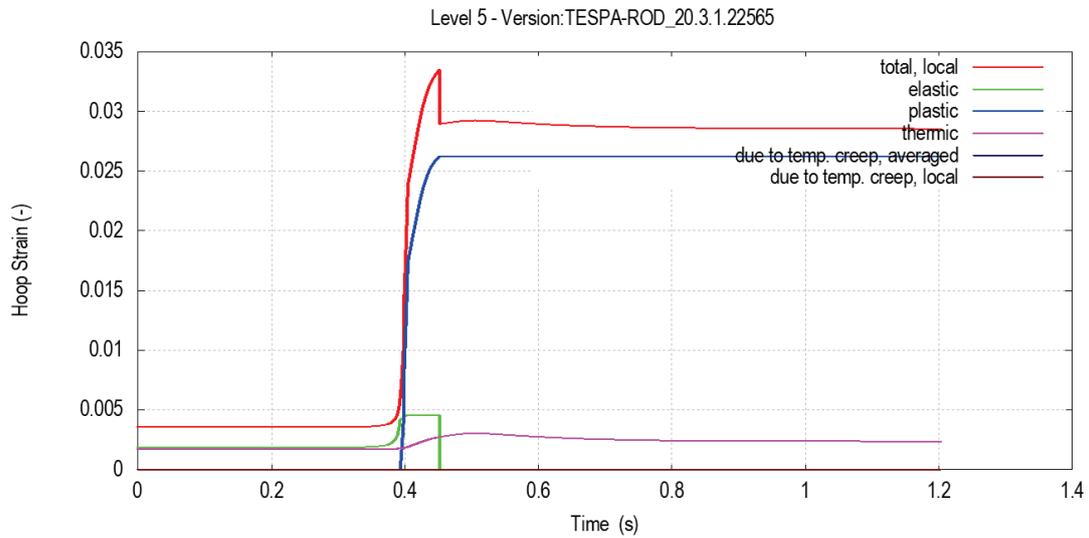


Abb. 2.4 Mit TESPA-ROD berechnete Umfangsdehnungen des Experiments RepNa 7 ($n = 0,0625$)

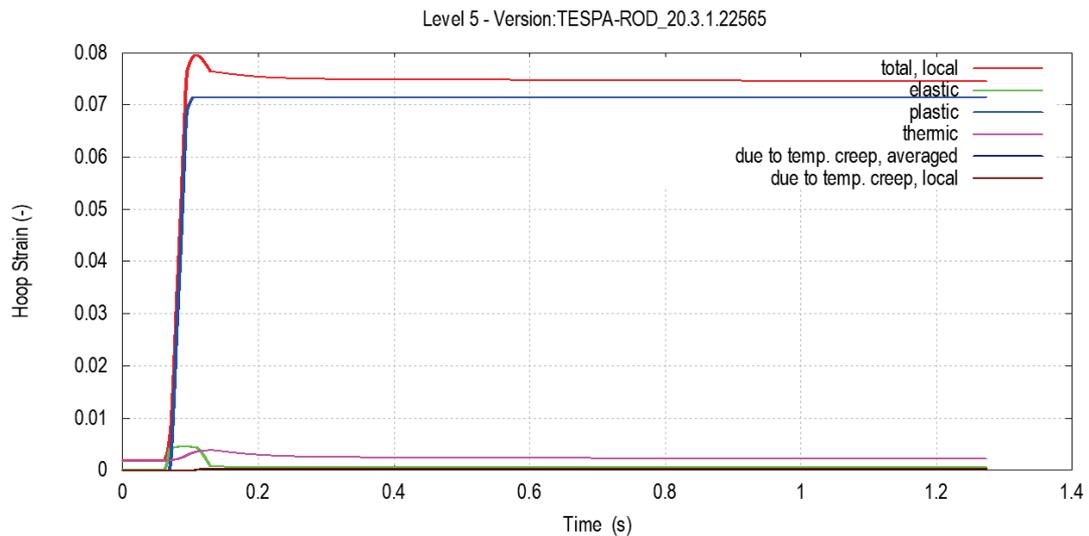


Abb. 2.5 Mit TESPA-ROD berechnete Umfangsdehnungen des Experiments RepNa 9 ($n = 0,043$)

In Abb. 2.5 ist die verhältnismäßig große Umfangsdehnung von Versuch RepNa 7 aufgeführt. Für diese Ergebnis wurde in TESPA-ROD der Verfestigungsexponent des Hüllrohrmaterials von $n = 0,05$ auf $n = 0,043$ herabgesetzt. Bei einem unveränderten Wert kommt es zu einem frühen Bersten des Hüllrohrs. Durch die Veränderung des Verfestigungsexponenten neigt das Hüllrohr zu einer stärkeren plastischen Verformung. Die Pellet-Eigenschaften sind von diesem Effekt nicht betroffen. Es zeigt sich auch hier, dass

der Faktor für das transiente Brennstoffschwellen aus Gl. (2.10) das Brennstoffschwellen nachbilden kann. Dieser MOX-Faktor gilt nur an der höchsten belasteten Stelle, da nur hierfür belastbare Daten vorliegen. Bisher ist Abb. 2.2 die einzige Quelle für eine detaillierte Profilmessung eines MOX-Brennstabes in den CABRI-RepNa-Versuchen. Für die zukünftige Erschließung und Auswertung von weiteren Experimenten ist nicht auszuschließen, dass die lineare Gleichung (2.10) erweitert werden muss, so dass das transiente Brennstoffschwellen die Dehnung auch abseits des PPN, an den Brennstabenden, vorhersagen kann. Für eine grundlegende sicherheitstechnische Bewertung ist Vorhersage am PPN ausschlaggebend.

2.3.3 Auswertung der axialen Längenänderung

Die in Kap. 2.2 eingeführten mechanischen Änderungen ermöglichen die Bestimmung der bleibenden Hüllrohrdehnungen für die RepNa-Versuche. Tab. 2.4 zeigt den Vergleich der Messungen mit den Rechenergebnissen für die axiale Hüllrohrdehnung für die RepNa-Versuche und den Versuch CIP0-1. In Abb. 2.6 ist die axiale Hüllrohrdehnung über den Energieeintrag aufgetragen. Für die Dehnung von RepNa 6 erreicht kurzfristig einen Maximalwert von 8,2 mm, um dann auf einem hohen Wert von ca. 8,2 mm zu verharren. Demgegenüber zeigt sich bei RepNa 7 ein steiler Abfall nach dem Maximalwert von ca. 7,8 mm. Dieser Effekt ist dem Brennstabbersten zugeschrieben. Der steile Anstieg der Längenänderung vor dem Maximalwert ist bisher nicht geklärt.

Tab. 2.4 Vergleich der Messwerte und Nachrechnungen der Längenänderung der RepNa-Versuche und des CIP0-1 Versuchs

Längenänderung [mm]	RepNa6	RepNa7	RepNa9	CIP0-1
Gemessen	8,2	7,5	8	4
TESPA-ROD	7,45	7,8	8,05	3,6

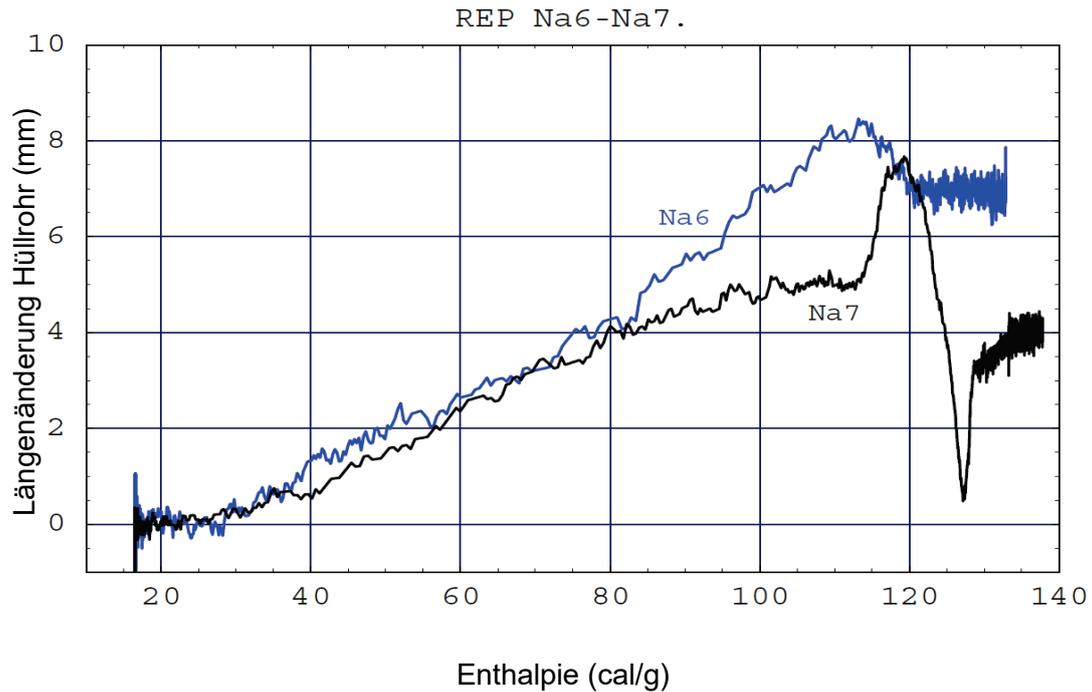


Abb. 2.6 Vergleich der axialen Längendehnungen in Abhängigkeit der eingebrachten Energie für RepNa 6 und RepNa 7 aus /PAP 03/

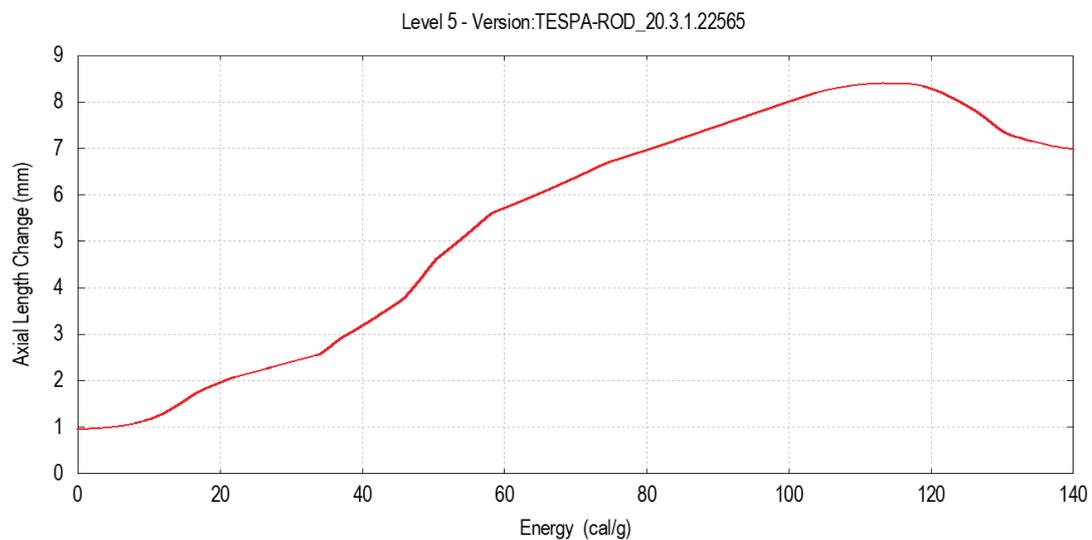


Abb. 2.7 TESPA-ROD Nachrechnung der axialen Längendehnung über den Energieeintrag von RepNa 6

In Abb. 2.8 ist die Nachrechnung der axialen Längendehnung von RepNa 7 dargestellt. Die Rechnung erfolgte in einem Modell mit acht axialen Ebenen, wobei es in Ebene 5 und 6 zum Bersten kam. In den Ebenen, in denen es zum Bersten kam, wird vom Programm eine Relaxation unterstellt, da das umschließende Hüllrohr nicht mehr vom Pellet gedehnt wird und dementsprechend kein Festkörperdruck vom Pellet auf das Hüllrohr

aufgeprägt wird. Das Resultat sind stufenförmige Verringerungen der axialen Dehnung bei Energieeinträgen von ca. 108 cal/g und ca. 119 cal/g (Abb. 2.8). Mit einer errechneten Längendehnung von ca. 7,9 mm kann die gemessene Längendehnung von 7,8 mm in guter Näherung reproduziert werden. Im Gegensatz zu den Messwerten in Abb. 2.6 zeigt sich ein gleichmäßiger Anstieg der Länge mit steigendem Energieeintrag.

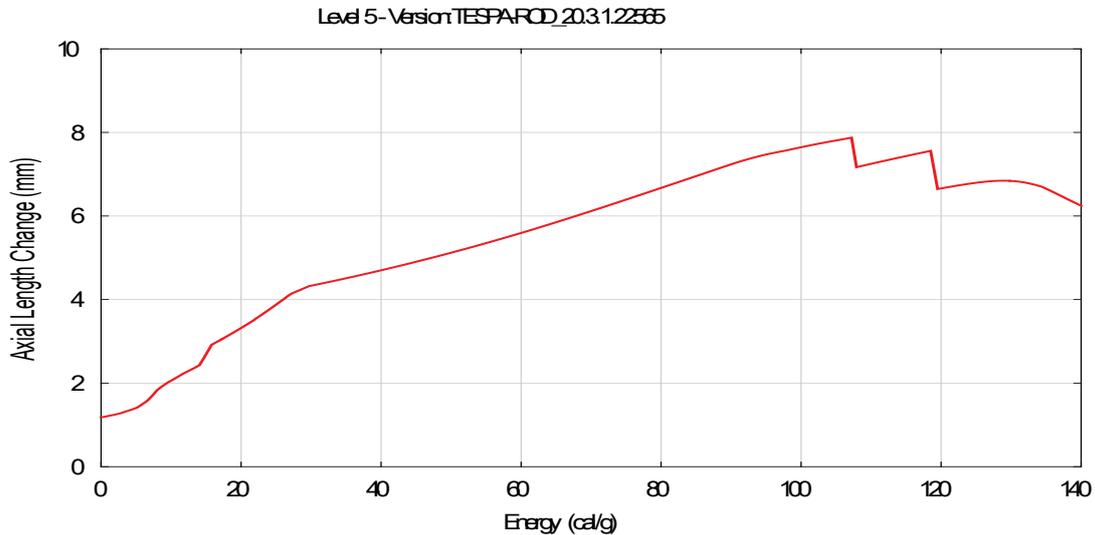


Abb. 2.8 TESPA-ROD Nachrechnung der axialen Längendehnung über den Energieeintrag von RepNa 7

Die Stufen bei 108 cal/g und 119 cal/g sind Zeitpunkte des Hüllrohrberstens in zwei Ebenen ($n = 0,0625$).

Eine unerkannte Materialschwächung wie sie bei RepNa 7 vorliegt, lässt sich mit heutigen Methoden nicht vorhersagen. Jedoch konnten die Effekte, die durch die Materialschwächung entstanden sind, mit der Änderung des Verfestigungsexponenten n nachgebildet werden. Sowohl die Dehnung in Umfangsrichtung als auch die plastische Längendehnung konnten gut nachgebildet werden.

Die hier dargestellten Ergebnisse zeigen die Anwendung der erweiterten Hüllrohrmechanik in Bezug auf die Plastifizierung in axialer Richtung. Der Kopplungsfaktor, der für den elastischen Bereich kalibriert wurde, eignet sich auch bei den plastischen Verformungen, die aufgrund von PCMI bei einer RIA-Transiente entstehen können.

2.4 Wärmeübergangsmodelle für die Hüllrohroberfläche

TESPA-ROD verwendet in der Berechnung des transienten Wärmeübergangs vom Hüllrohr zum Kühlmittel Wasser wahlweise Tabellenwerte, die von einem Thermohydraulik-Code (z. B. ATHLET) oder durch ein internes Modell errechnet werden. Das interne Modell basiert auf dem Modell nach Schröder-Richter /SCH 97/. Für das Blasensieden wird eine Druckskalierung nach Mostinski verwendet /MOS 63/. Der Zusammenhang von Wärmeübergang und Kühlmitteldruck errechnet sich mit

$$\alpha_{\text{Mostinski}} = \frac{1}{4,2} (10^{-5} p_{KM}^3 - 0,0023 p_{KM}^2 + 0,2182 p_{KM} + 3,5657), \quad (2.12)$$

wobei p_{KM} die der Kühlmitteldruck in bar ist. Ursprünglich war diese Druckskalierung nur für das Blasensieden vorgesehen. Der CIPQ-Versuch ist der erste CABRI-Versuch mit Wasser als Kühlmittel unter DWR-Bedingungen. Die Nachrechnung von CIPQ zeigte eine deutliche Überhöhung der Hüllrohrtemperatur /BOL 21/. Durch eine Anwendung der Druckskalierung nach Mostinski auf das Filmsieden konnte der Temperaturverlauf entlang der Brennstabhöhe angepasst werden. TESP-ROD entscheidet bei der Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten (*heat transfer coefficient*, HTC) zwischen verschiedenen Modi, die die Art des jeweiligen Wärmeübergangs beschreiben. Die HTC-Modi im Code unterscheiden nach einphasigem Konvektionssieden, zweiphasigem Blasensieden, einphasigem Filmsieden. Tab. 2.5 zeigt die Änderungen in der Wärmeübergangsmodellierung vom Hüllrohr zum Kühlmittel mit der Berücksichtigung der Druckskalierung und des zusätzlichen Faktors auf den Wärmeübergangskoeffizienten HTC. Der Faktor auf der linken Seite beschreibt die Abweichung des Wärmeübergangs beim Filmsieden gegenüber einem berechneten Wärmeübergang durch reine Wärmestrahlung. Hierbei wird ein zusätzlicher, stofflicher Wärmetransport durch Wasserstropfen jenseits des Siedefilms angenommen, die den Wärmeübergang bei reinem Filmsieden deutlich erhöhen.

Tab. 2.5 Ermittelte Faktoren und Druckskalierungen für verschiedene Wärmeübergangsarten (HTC-Modi) in TESPА-ROD

HTC-Modus	Faktor / Druckberücksichtigung	
	Vorherige Modellierung	Neue Modellierung
Konvektionssieden	- / -	- / -
Blasensieden	- / ja	- / ja
Filmsieden	4 / -	9 / ja

Abb. 2.9 und Abb. 2.10 zeigen die Temperaturberechnung von TESPА-ROD über die Brennstabhöhe. Der Brennstab ist in fünf axiale Ebenen (Level) eingeteilt, wobei Level 1 die unterste und Level 5 die höchste ist. Die Hüllrohrtemperatur erreicht in den Leveln 1 bis 4 hohe Temperaturen von über 600 °C, während Level 5 eine Maximaltemperatur von ca. 363 °C erreicht. Im Level 5 wird kein Filmsieden erreicht, weshalb die Wärmeabfuhr durchgehend hoch ist. Die flächige grüne Färbung zeigt den schnellen Wechsel zwischen zwei HTC-Modi (konvektiver Wärmetransport und Blasensieden) und ist auf das Rechenmodell zurückzuführen. Dieser Bereich ist auch in den anderen Leveln zu erkennen, jedoch geringer ausgeprägt. In den Leveln 1 bis 4 wechselt der HTC-Modus ins Filmsieden. Durch die Berücksichtigung der Druckskalierung kann der Verlauf des Filmsiedens in CIPQ gut nachgebildet werden. Ohne die Anwendung der Druckskalierung nach Gleichung (2.12) steigen die Temperaturen über $T = 1000$ °C. Für andere Kühlmittel, wie z. B. Natrium, ist das Modell noch nicht ausgelegt.

Die Ergebnisse zum transienten Brennstoffschwellen wurden auf der GLOBAL/TOPFUEL 2019 in Seattle, USA, vorgestellt /BOL 19/ und sind im Anhang angefügt.

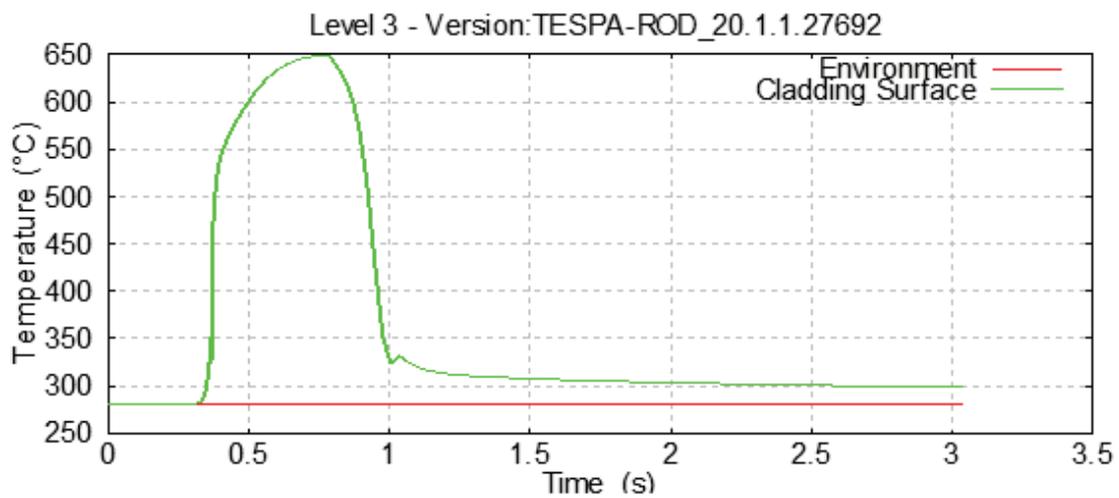
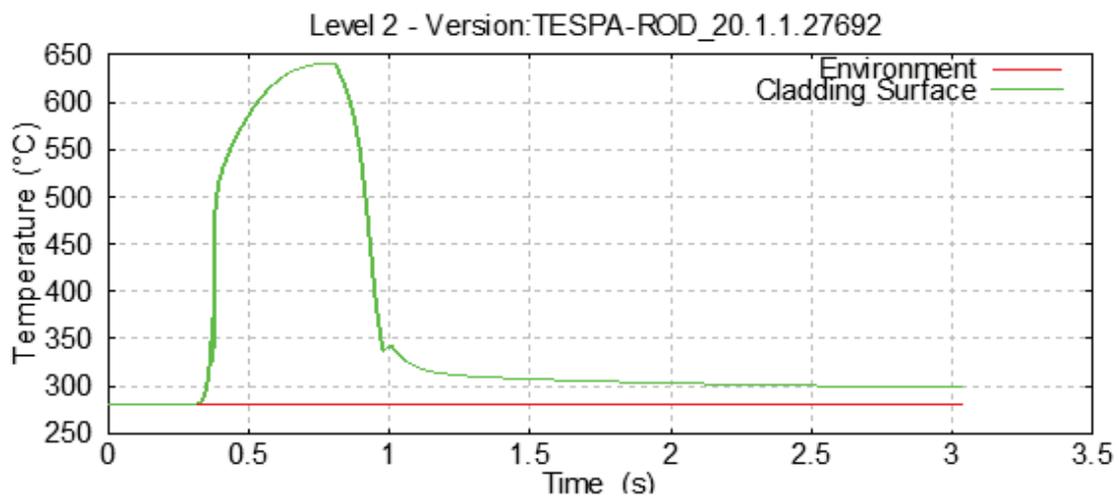
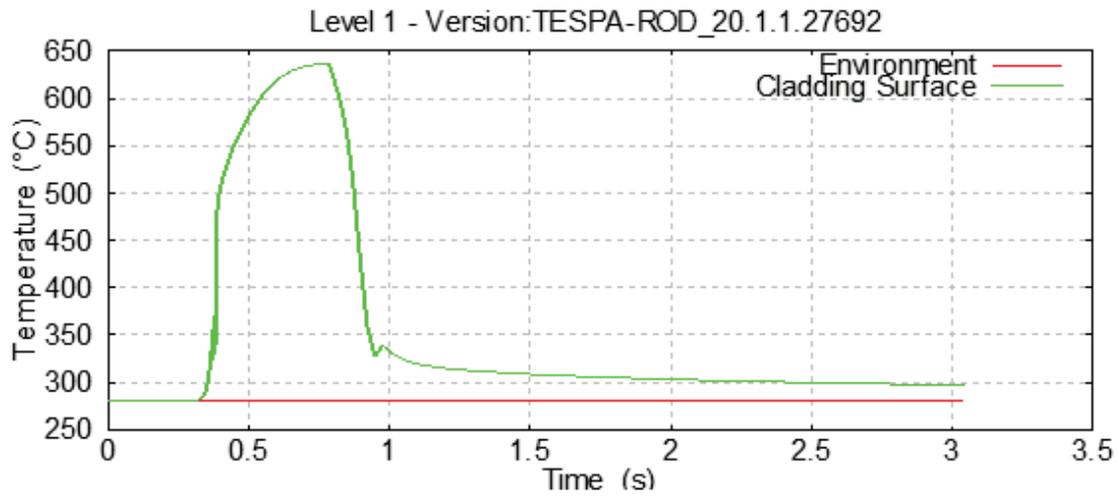


Abb. 2.9 Temperaturverläufe von CIPQ, (unterer Brennstabteil) aus der TESPA-ROD Rechnung in 5 axialen Ebenen (Level 1 unten, Level 5 oben). Flächige Bereiche zeigen alternierende HTC-Modi

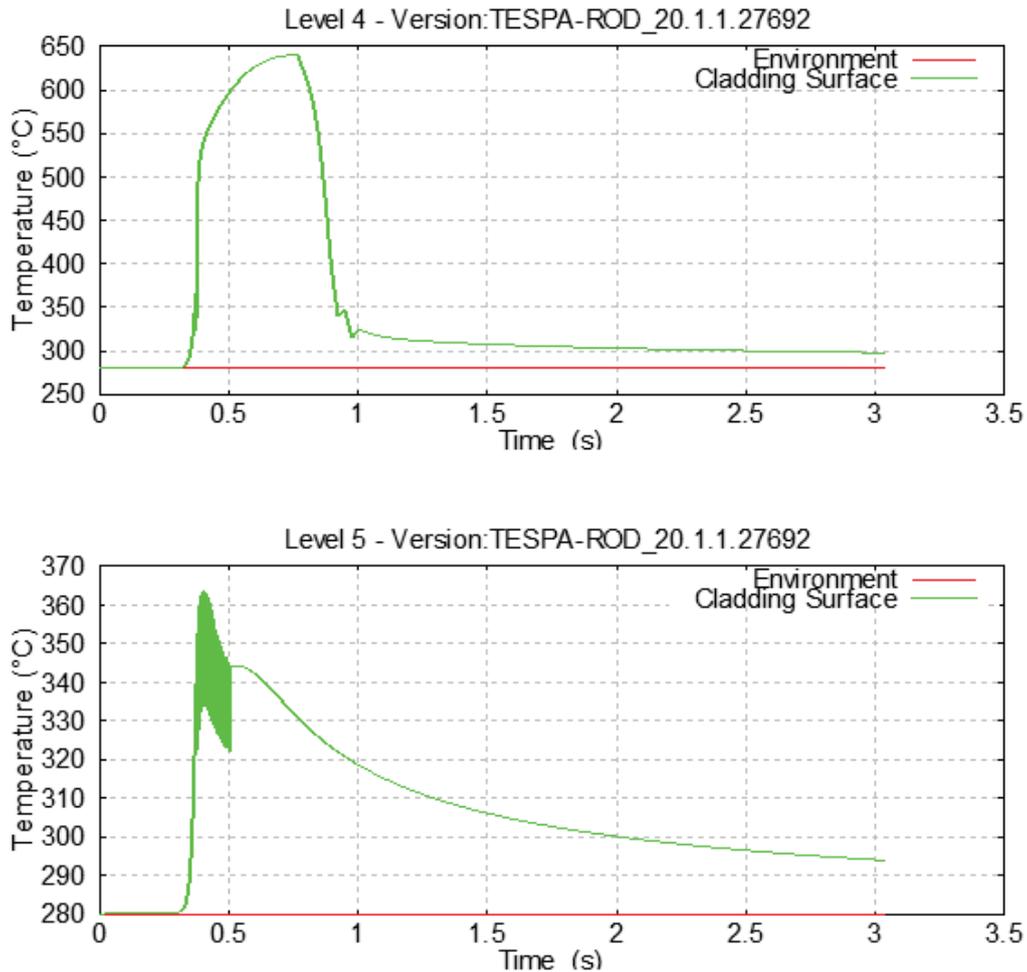


Abb. 2.10 Temperaturverläufe von CIPQ (oberer Brennstabteil) aus der TESP-ROD Rechnung in 5 axialen Ebenen (Level 1 unten, Level 5 oben). Flächige Bereiche zeigen alternierende HTC-Modi

2.5 RIA-Benchmark Phase III

Im Rahmen dieses Projekts wurde am sog. *RIA Codes Benchmark Phase III* teilgenommen, der von der WGFS innerhalb der OECD/NEA durchgeführt wird. Parallel zur Weiterentwicklung von TESP-ROD ermöglicht die Teilnahme am RIA-Benchmark den Vergleich mit anderen Brennstab-Codes und erleichtert die Optimierung von neuen Modellen.

Der RIA Benchmark Phase III behandelt die Nachrechnung eines RIA-Experiments im CABRI-Reaktor, welches im Rahmen von CIP durchgeführt wurde. Der Brennstab CIP0-1 ist mit UO_2 Brennstoff und einem ZIRLO Hüllrohr versehen und hat einen

Abbrand von 74 GWd/tSM. Es handelt sich dabei um einen Versuch im CABRI-Reaktor mit Natrium-Kühlung.

Das innerhalb des Projekts entwickelte Mehrzonenmodell (siehe Kapitel 4.1) konnte für den Benchmark eingesetzt werden und liefert realistische Umfangsdehnungen über die gesamte Brennstabhöhe. Die verbleibende permanente Dehnung ist der wichtigste Indikator für die Größe des transienten Brennstoffschwellens, das während der RIA-Transiente auftritt. Die Eingangsgrößen für die Benchmark wurden vorgegeben und stammen zum Teil aus betrieblichen Rechnungen des Brennstab-Codes FRAPCON. Die axiale Auflösung der Eingangsdaten ist mit drei axialen Ebenen für den Teststab sehr grob.

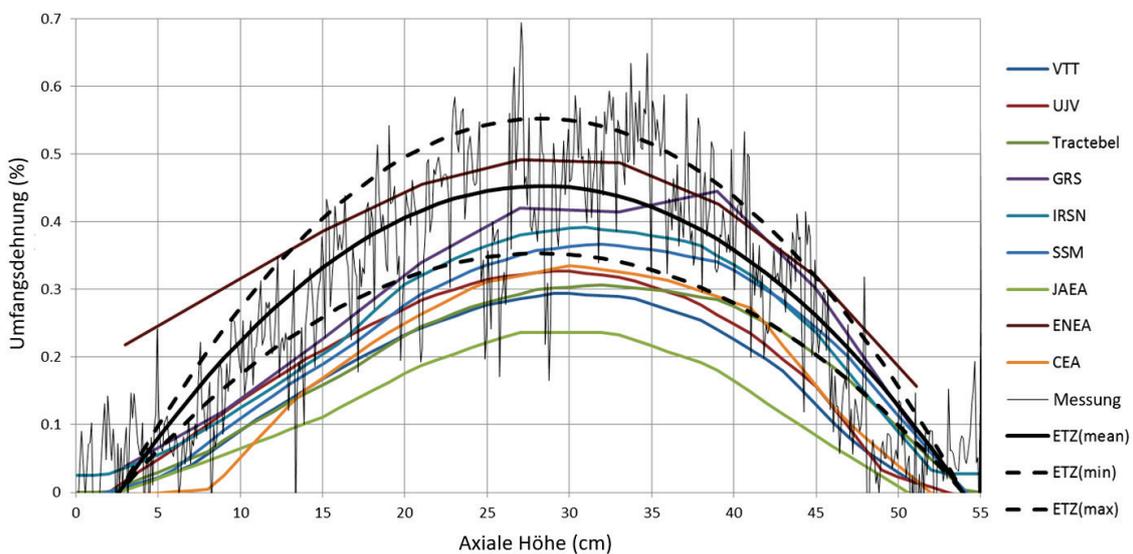


Abb. 2.11 Umfangsdehnung über die Brennstabhöhe: Vergleich der Teilnehmerergebnisse mit der Profilmessung

In Abb. 2.11 ist die Umfangsdehnung des Brennstabs über die Brennstabhöhe angegeben. Der Brennstab hat eine Gesamtlänge von 541 mm. Die dünne schwarze Linie beschreibt die Profilmessung über die Brennstaboberfläche. Die vielen Ausschläge sind ein Ergebnis der feinen Oxidabplatzung an der Brennstaboberfläche. Die fetten schwarzen Linien zeigen das 95 %-Konfidenzintervall. In violett dargestellt sind die Ergebnisse von TESSA-ROD.

Verglichen zu den anderen Ergebnissen liegt TESP-ROD hierbei sehr nahe bei den gemessenen Werten. Ein auffälliges Dehnungsmaximum im oberen Drittel lässt sich auf die Verwendung von FRAPCON-Daten zurückführen, bei denen ein Übergang zwischen zwei der insgesamt drei axialen Zonen vorliegt. Die Rechnung mit TESP-ROD erfolgte mit neun axialen Ebenen, wobei je drei Ebenen Eingabedaten aus den in den Benchmark-Spezifikationen enthaltenen FRAPCON-Rechnungen erhalten haben.

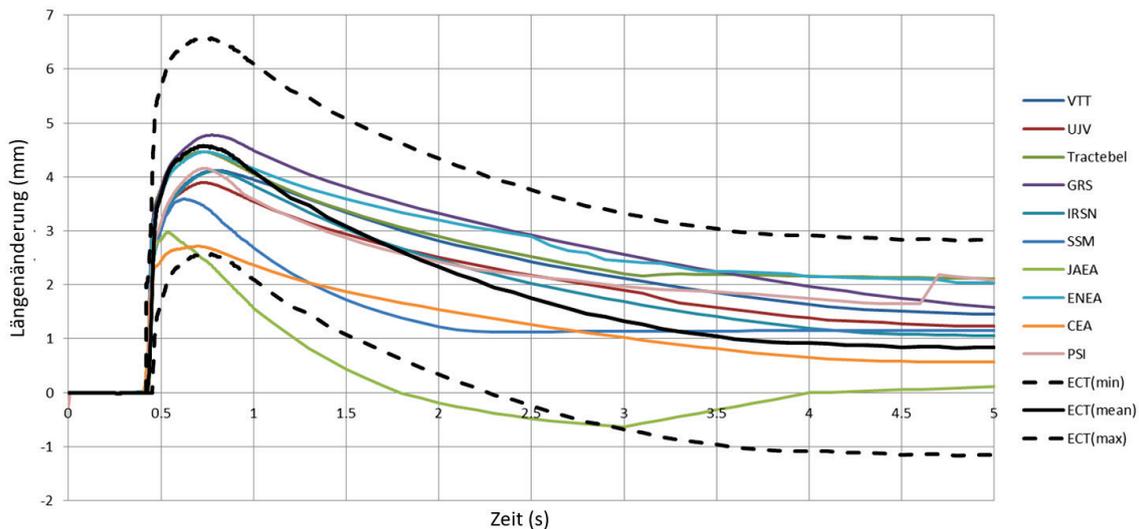


Abb. 2.12 Axiale Längenänderung über die Zeit. Vergleich der Teilnehmerergebnisse

In Abb. 2.12 ist die axiale Längendehnung über die Zeit aufgetragen. Die TESP-ROD Ergebnisse zeigen hier eine leichte Überschätzung der Dehnung im Maximum bei ca. 0,75 s. Die Messergebnisse zeigen eine stärkere Rücknahme der Dehnung als es TESP-ROD berechnet.

Des Weiteren zeigt sich, wie im Vorläufervorhaben, die Tendenz, dass TESP-ROD im Verhältnis zu anderen Codes hohe Hüllrohrspannungen berechnet. Dieses Phänomen ist konsistent mit den Ergebnissen des RIA-Benchmark Phase 2, der im Vorläufervorhaben behandelt wurde. Ursächlich hierfür ist nach heutigem Kenntnisstand das spannungsbasierte Versagenskriterium, welches in TESP-ROD angewendet wird. Durch die Verwendung der Spannung als kritischem Versagensparameter (d. h. vorhandene Spannung dividiert durch Bruchspannung) ergeben sich auch hier sehr hohe Werte im Vergleich zu anderem Codes, die andere Parameter nutzen (kritische Dehnung, Spannungs-Riss-Intensität usw.).

Hier sollte in Zukunft zusätzlich ein anderer Vergleichsparameter in TESP-ROD entwickelt werden, um Code-Ergebnisse über die Versagensgrenze sinnvoll miteinander zu vergleichen. Über die Einführung eines neuen, aussagekräftigen Versagensparameter wird in der WGFS weiterhin diskutiert.

Mit der Phase III ist der *RIA Fuel Codes benchmark* abgeschlossen /NEA 16a/, /NEA 17/, /NEA 16b/, /NEA 13/, /NEA 20/.

3 Kühlmittelverluststörfälle (LOCA)

Bei Kühlmittelverluststörfällen (LOCA) kommt es zu einer schnellen Aufheizung der Brennstäbe, da in der Dampfatmosfera eine nur geringe Wärmeabfuhr gegeben ist. Für das Schutzziel „Kühlbarkeit des Kerns“ spielt die Erhaltung einer kühlbaren Geometrie eine entscheidende Rolle. Bei diesem Effekt fallen dem Hüllrohr und dem Brennstoff entscheidende Rollen zu. Das Hüllrohr soll trotz hoher Temperaturen und den thermischen Belastungen des Kernauffüllens (*quenching*) standhalten und nicht Fragmentieren. Der Brennstoff soll in den Hüllrohren verbleiben und auch nach einem Bersten der Hüllrohre kühlbar bleiben.

In Kap. 3.1 wird ein Fragmentierungsmodell für LOCA vorgestellt, das den Auswurf von Brennstofffragmenten und der nachträglichen Ablagerung auf den Abstandshaltern zwischen den Hüllrohren simuliert. Durch ein Schüttbettkühlungsmodell wird ein kritische Wärmestrommenge berechnet, bei der eine dem Schutzziel genügende Wärmeabfuhr gewährleistet ist.

Im Kap. 3.2 werden neue Erkenntnisse zum Hüllrohrverhalten unter LOCA vorgestellt. Durch die Hüllrohroxidation kommt es zu einer Wasserstoffaufnahme, die bei Hüllrohrbersten deutlich verstärkt wird. Scheidet sich der Wasserstoff als Zirkoniumhydrid im metallischen Hüllrohr aus, so kann es verspröden und bei thermischen Schocks, wie z. B. beim Quenching zum Fragmentieren des Hüllrohrs kommen. In diesem Projekt wurde ein neues Modell für das dynamische Lösungsverhalten von Zirkoniumhydriden entwickelt und in TESP-ROD implementiert.

Umfangreiche Studien über die Messunsicherheiten und die Messverfahren bezüglich des Wasserstoffverhaltens fanden im Projekt RS1552 *Langzeitverhalten zwischengelagerter Brennstäbe* statt. Die Arbeiten dort behandelten die Hydridreorientierung (auch: Hydridumorientierung) in den Brennstabhüllrohren während der langsamen Abkühlung der Brennstäbe in Transport- und Lagerbehältern (z. B. CASTOR®). Im Projekt RS1557 wurden fundamentale Untersuchungen an der Hysterese und dem dynamischen Ausscheidungsprozess anhand von ANL Messungen /IVA 18/ durchgeführt und dessen Anwendung auf das Brennstabverhalten im Betrieb und bei Störfällen durchgeführt.

3.1 Entwicklung eines Fragmentierungsmodells für LOCA

Halden-Versuche der Serie IFA650 zeigten, dass sich insbesondere hoch abgebrannter Brennstoff (> 90 GWd/t) im Verlauf einer LOCA-Transiente spätestens nach dem Bersten der Brennstab-Hülle axial innerhalb des Hüllrohrs verlagert und dabei den durch Hüllrohr-Kriechen entstandenen Raum innerhalb des Hüllrohrs ausfüllt /NEA 16c/ /AND 16/. Diese axiale Brennstoff-Verlagerung hat ihre Ursache in der feinen Fragmentierung des Brennstoffs. Einzelne Brennstoff-Fragmente sind in ihren Abmessungen kleiner als wenige Mikrometer.

Zur Bewertung einer Schüttbettkühlung bei LOCA mit anschließendem Auswurf feinkörnigen Brennstoffs wurde ein Modell in TESP-ROD implementiert. Abb. 3.1 zeigt eine schematische Abbildung des Prozesses.

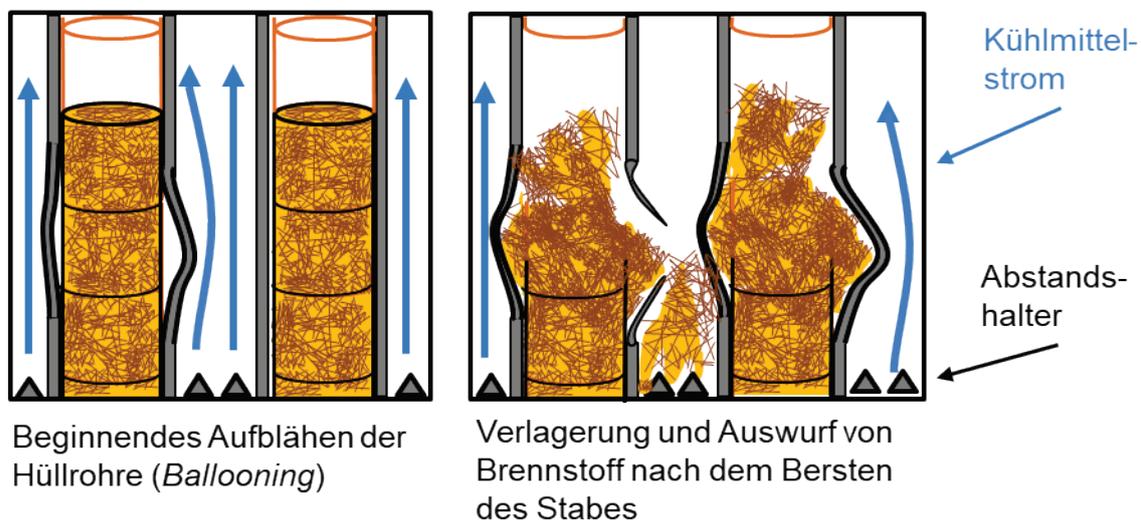


Abb. 3.1 Schematische Darstellung einer Ablagerung

Das Modell basiert auf der Annahme eines Schüttbetts, das sich zwischen vier Brennstäben ausbildet und auf den Abstandshaltern entsteht. Der ausgetretene Brennstoff fällt auf eine tiefere Ebene auf den nächsten Abstandshalter. Hier ist die Hüllrohrgeometrie noch intakt und der Brennstoff in den umliegenden Hüllrohren noch enthalten. Das entstehende Schüttbett wird vom umströmenden Dampf unter LOCA-Bedingungen gekühlt. In Abb. 3.2 ist das Schüttbett schematisch dargestellt. Die Berstöffnung liegt in diesem Fall oberhalb der ungedehnten Hüllrohre.

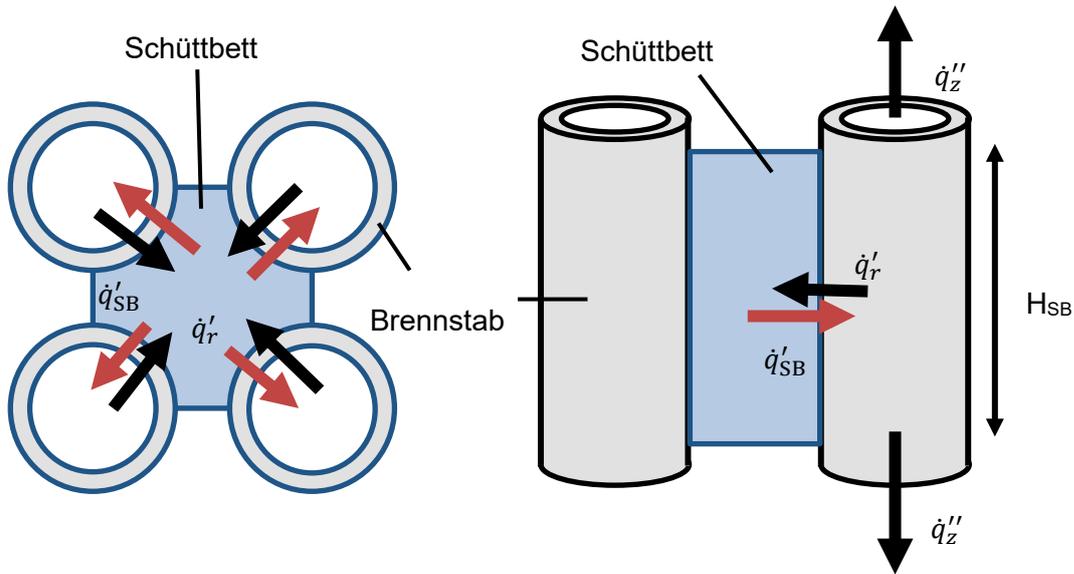


Abb. 3.2 Schematische Darstellung des Schüttbetts zwischen vier Brennstäben mit den Wärmeströmen des Schüttbetts und der Brennstäbe

Das Schüttbett wird zwischen vier Brennstäben (quadratische Anordnung) bzw. zwischen drei Brennstäben (hexagonale Anordnung) angenommen. Hierbei entspricht der hydraulische Durchmesser zur Wärmeabfuhr des Schüttbetts einem Brennstabumfang. Bei gleicher Temperatur von Schüttbett und umgebenden Hüllrohren gleichen sich die Wärmeströme mit

$$\dot{q}'_{SB} - \dot{q}'_r = 0 \quad (3.1)$$

gegenseitig aus. Hieraus ergibt sich, dass sich die über die Schüttbettfläche abzuführende Wärmestromdichte aus der linearen Stablängenleistung des Stabs \dot{q}'_r ableiten lässt. Die Wärmestromdichte in W/m^2 in axialer Richtung lässt sich so mit

$$\dot{q}''_z = \frac{1}{2} \frac{\dot{q}'_r H_{SB}}{\frac{\pi d_{\text{Pellet}}^2}{4}} (1 - p) \quad (3.2)$$

beschreiben. Neben der \dot{q}'_r bestimmen die Höhe des Schüttbetts H_{SB} , der Pelletdurchmesser d_{Pellet} und die Porosität des Schüttbetts p die abzuführende Wärme.

Im Schüttbettmodell wird die tatsächlich anfallende abzuführende Wärme \dot{q}_z'' mit der maximal abführbaren Leistung \dot{q}_d'' verglichen. Über das nulldimensionale Modell von Lipinski lässt sich diese kritische Wärmestromdichte berechnen /LIP 82/. Mit

$$\dot{q}_d'' = 0,756 h_{lv} \sqrt{\frac{\rho_v(\rho_l - \rho_v) g d \epsilon^3}{(1-\epsilon) \left(1 + \left(\frac{\rho_v}{\rho_l}\right)^{\frac{1}{4}}\right)^4}} \quad (3.3)$$

erhält man die kritische Wärmestromdichte ober- und unterhalb des Schüttbetts in W/m². Hierbei ist ρ_v die Dichte des Dampfes in kg/m³, ρ_l die Dichte der flüssigen Phase, g die Erdbeschleunigung ϵ die Porosität und h_{lv} die Verdampfungsenthalpie in J/kg sowie d die Partikelgröße in mm. Die Partikelgröße, die ohne zu sedimentieren von einer Strömung mitgeführt werden kann, lässt sich über die Beziehung von Boger und Yeow abschätzen /BOG 90/. Die Partikelgröße ergibt sich aus

$$d_{\text{Partikel}} = \sqrt{\frac{u_{mf} 150 \eta (1-p)}{(\rho_s - \rho_f) g p^3}} \quad (3.4)$$

Dabei ist u_{mf} die Leerrohr-Geschwindigkeit der Strömung, hier mit 0,01 m/s angenommen, p die Porosität der Schüttung, ρ_s die Partikeldichte, ρ_f die Fluidichte und η die dynamische Viskosität des Fluids. Unterstellt man dabei Stoffwerte von Wasser bei atmosphärischem Druck und setzt sie ein, erhält man

$$d_{\text{Partikel,atm}} = 65 \mu\text{m} \sqrt{\frac{1-p}{p^3}} \quad (3.5)$$

Gemäß dieser Beziehung nimmt der Durchmesser der transportierten Partikel mit abnehmender Porosität zu. In TESPA-ROD wird eine Schüttbetthöhe von $H_{SB} = 10$ cm angenommen. Für eine Porosität der Schüttung von 30 % beträgt der Durchmesser der größten Brennstoffpartikel, die mit der Kühlmittelströmung fortgetragen werden 0,33 mm. Im Anhang A sind die Vorhersagen für die kritische Wärmestromdichte ausgewählter Schüttbetten dargestellt.

Das Schüttbettmodell nach Lipinski wird in TESPА-ROD aktiviert, sobald Bersten des Hüllrohrs eintritt. Ab einem Abbrand von 60 GWd/t SM wird von einem Auswurf feinkörnigen Brennstoffs ausgegangen. Im Folgenden ist der kritische Wärmestrom ober- und unterhalb des Schüttbetts gemäß Gl. (3.3) dargestellt.

Abb. 3.3 zeigt die Berechnung des kritischen Wärmestroms für einen typischen LOCA-Fall. Ausgehend von einer linearen Stablängenleistung von 500 W/cm fällt die Leistung innerhalb der ersten 10 Sekunden weit ab. In rot ist die Wärmeabfuhr vom Hüllrohr zum Fluid dargestellt. Ab der Zeit $t = 55$ s kommt es zum Bersten des Hüllrohrs, und das Schüttbettkühlungsmodell wird aktiviert. Der blaue Graph zeigt den kritischen Wärmestrom nach Lipinski, während der grüne Graph die tatsächliche vertikale Wärmeabfuhr vom Schüttbett darstellt. Liegt der grüne Graph durchgehend unterhalb des blauen Graphs, so herrscht durchgehend eine ausreichende Wärmeabfuhr.

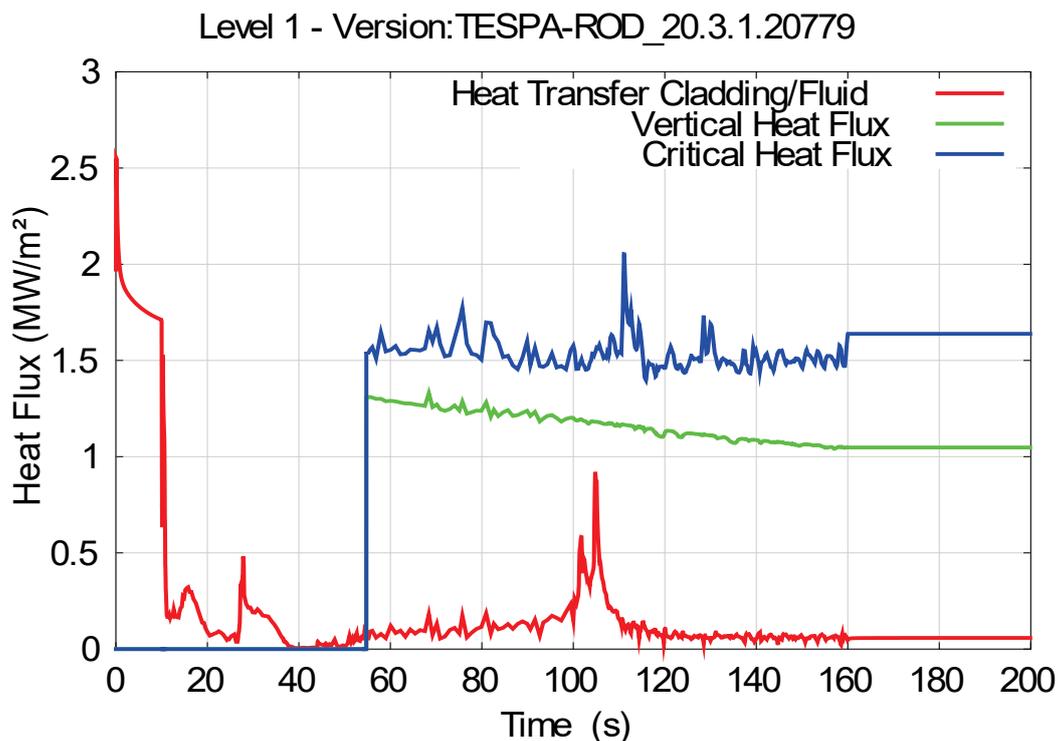


Abb. 3.3 Berechnung der kritischen Wärmestromdichte ausgehend von einer linearen Stablängenleistung von 500 W/cm im Betrieb

In Abb. 3.4 ist dasselbe LOCA-Szenario für eine Ausgangsleistung von 600 W/cm simuliert. Hierbei kommt es schon bei $t = 45$ s zum Versagen des Hüllrohrs. Die kritische Wärmestromdichte ist im Anschluss nicht so hoch, dass die notwendige vertikale Abfuhr der Wärme gewährleistet ist, der grüne Graph zumindest im Bereich zwischen 45 s und

60 s oberhalb des blauen Graphs verläuft. In dieser Phase kommt es zum kritischen Siedezuständen im Schüttbett.

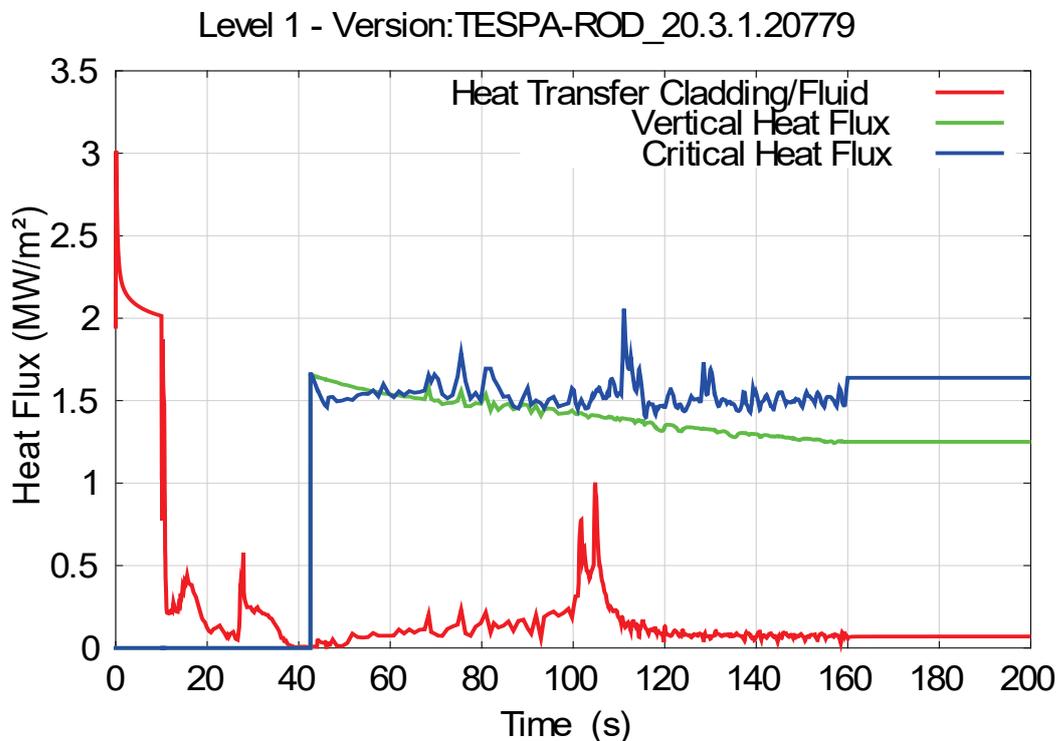


Abb. 3.4 Berechnung der kritischen Wärmestromdichte ausgehend von einer linearen Stablängenleistung von 600 W/cm im Betrieb

Mit dem vorliegenden Modell ist es nun möglich, die Kühlbarkeit eines Brennstoffschüttbetts in Abhängigkeit der Porosität, der Schüttbetthöhe, der Partikelgröße und der Leistungshistorie abzuschätzen.

Ursprünglich war innerhalb des Projekts eine vertiefte Auswertung der Studsvik-LOCA-Tests zum Thema FFRD geplant, die im Rahmen von SCIP III durchgeführt wurden. Aufgrund von erheblichen Verzögerungen im Ablauf von SCIP III können diese Teile erst in einem späteren Vorhaben berücksichtigt werden.

3.2 Modell für die dynamische Hydridausscheidung im Hüllrohr

In diesem Vorhaben wurden Untersuchungen für das Wasserstoffverhalten in Hüllrohren durchgeführt. Ursprung hat der Wasserstoff hauptsächlich in der Oxidation von Zirkonium mit Wasser, wobei ein Teil des Wasserstoffs im Kühlmittel verbleibt und ein Teil vom Hüllrohr aufgenommen wird. Wasserstoff ist im metallischen Hüllrohr hochmobil und

kann sich nahezu frei bewegen /PEI 81/. Bei niedrigen Temperaturen kommt es zu Ausscheidungen (Ausfällungen) von Wasserstoff in Form von Zirkoniumhydriden. Zirkoniumhydride sind keramische Verbindungen, die in Abhängigkeit von Menge und Gestalt die Spröbruchübergangstemperatur (engl. *nil-ductility temperature* (NDT) oder *ductile-brittle transition temperature* (DBTT)) beeinflussen und insbesondere erhöhen können.

3.2.1 Modellentwicklung

Wasserstoff scheidet als Zirkoniumhydrid in Hüllrohren aus, wobei die Löslichkeit von Wasserstoff im Hüllrohr temperaturabhängig ist. Bei Raumtemperatur liegt die Löslichkeit (engl. *Terminal Solid Solubility*, TSS) bei wenigen Gewichtsprozent (gemessen in 1 wt.ppm = 10^{-4} Gew.-%). Bei steigender Temperatur steigt der Anteil des im Zirkonium gelösten Wasserstoffs, bei sinkenden Temperaturen scheidet dieser wieder aus. In Experimenten wurden häufig zwei Grenzkurven für die Löslichkeit beobachtet: Eine für das Ausscheiden (TSSp, mit p für engl. *Precipitation*) und eine für das Lösen (TSSd, mit d für engl. *Dissolution*). Die Abweichung zwischen diesen Grenzkurven wird in der Literatur oft Hysterese genannt, und ist in Abb. 3.5 dargestellt.

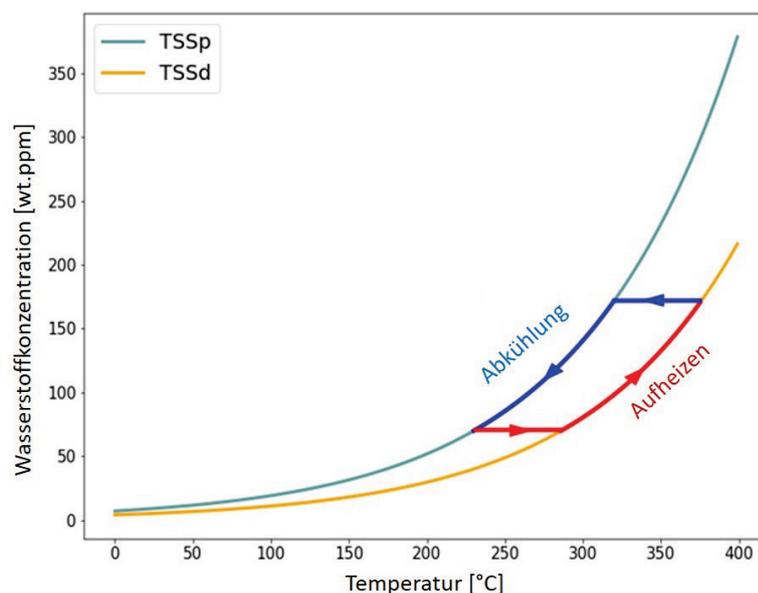


Abb. 3.5 Darstellung der Löslichkeitsgrenzen TSSd und TSSp mit eingezeichneter Hysterese

Am Argonne National Laboratory (ANL) in den Vereinigten Staaten wurden mithilfe eines Synchrotrons Röntgendiffraktometrie-messungen (*X-ray diffraction*) an Zirkoniumhydriden durchgeführt [IVA 18]. Anhand dieser Messungen ist es erstmalig gelungen, einen dynamischen Effekt im Lösungs- und Ausscheidungsverhalten von Zirkoniumhydriden in Zircaloy zu untersuchen.

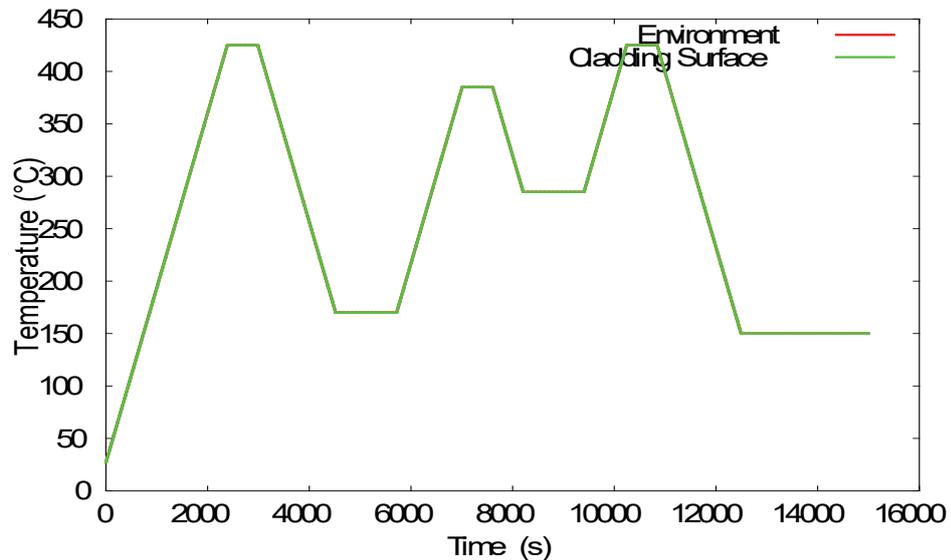


Abb. 3.6 Zeitliches Temperaturprofil der wasserstoffbeladenen Probe der ANL-Messungen

Hierzu wurde eine Probe wechselnden, d. h. abwechselnd steigenden und fallenden Temperaturen ausgesetzt und währenddessen mit Röntgendiffraktometrie vermessen. Im Abb. 3.6 sind die verschiedenen Halteperioden mit konstanter Temperatur zu erkennen. Durch die wechselnden Temperaturen gibt es ein sich abwechselndes Auflösen und Ausscheiden von Hydriden. Zwischen den Wechsel gibt es Halteperioden von 10 min bei hohen Temperaturen, bis zu 20 min bei niedrigen Temperaturen. In Abb. 3.7 ist jeweils der Anteil des gelösten Wasserstoffs dargestellt. Der Gesamtwasserstoffgehalt beträgt ca. 255 wt.ppm, weshalb in einem Bereich von 330 °C bis 420 °C der gesamte Wasserstoff ausgeschieden ist und der Wert stagniert.

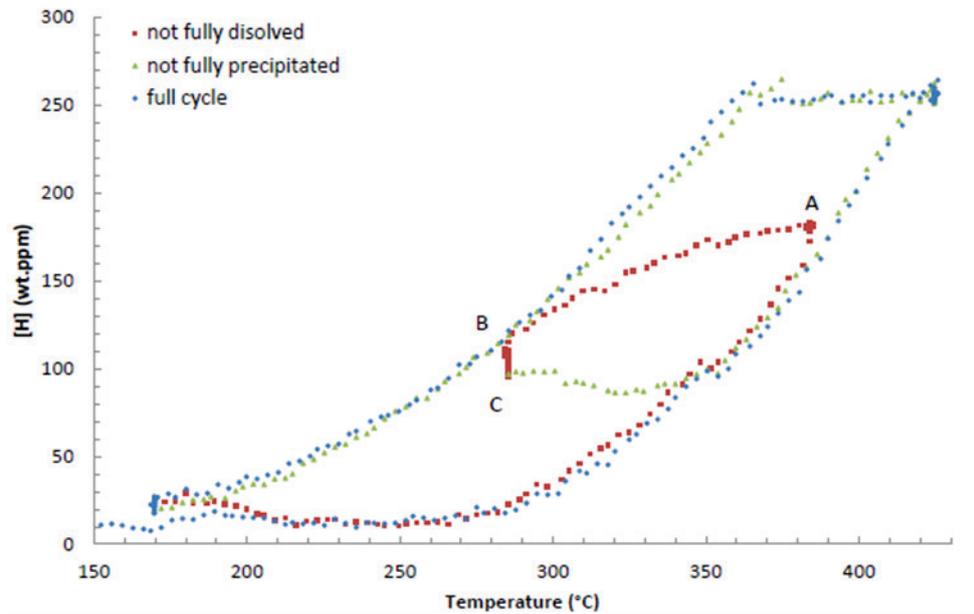


Abb. 3.7 Röntgendiffraktometriemessungen des ANL für eine Wasserstoff-haltige Zirkonium-Probe /IVA 18/

Die einhüllenden Kurven entsprechen der TSSd- und TSSp-Kurve aus Abb. 3.5. Auffällig sind die Messpunkte zwischen den Punkten A, B und C in Abb. 3.7. Punkt A entspricht dem zweiten Maximum in Abb. 3.6. Zwischen A und B sinkt die Temperatur von 385 °C auf 285 °C ab, es scheidet sich nur langsam ein Teil der Hydride aus, was heißt, dass es auch innerhalb des als Hysterese bezeichneten Bereichs zwischen TSSd und TSSp Hydride ausscheiden können. Punkt B entspricht dem Ende der zweiten Temperaturabsenkung in Abb. 3.6. Zwischen B und C bleibt die Temperatur konstant auf 285 °C und der Anteil von gelöstem Wasserstoff sinkt weiter. Daraus lässt sich schließen, dass TSSp keine starre Grenze ist, wie sie teilweise in der Literatur gesehen wird, sondern eine meta-stabile Grenze, der in kurzen Zeitskalen ihre Wirkung entfaltet. Der gelöste Wasserstoff oberhalb der TSSd-Grenze ist lokal übersättigt und scheidet sich gemäß der TSSd-Grenze aus. In langen Zeitskalen dominiert die TSSd-Grenze. Es handelt sich mit hoher Wahrscheinlichkeit um kinetische Effekte, die in den Lösungs- und Ausscheidungsprozessen zur Wirkung kommen /KAU 18/.

In früheren experimentellen Untersuchungen wurde die Ausscheidung und Auflösung von Hydriden mit verschiedenen Messtechniken für verschiedene Materialien in unterschiedlichen Temperaturbereichen bestimmt /KEA 67/, /MCM 00/, /UNE 09/, /COL 12/. Diese Messungen weisen zum Teil große Abweichungen untereinander auf. Nach Kenntnis der GRS bieten nur die XRD-Messungen von ANL wie in /IVA 18/ beschrieben

eine ausreichend hohe Zeitauflösung, um dies auf einer LOCA-Zeitskala, also im Bereich Sekunden bis Minuten, anzuwenden.

TESPA-ROD wurde dahingehend erweitert, um die dynamische Löslichkeit von Wasserstoff und Hydriden abzubilden. Auf Grundlage der ANL-Messungen wurde ein System aus drei Differentialgleichungen (Gleichungen 3.10 bis 3.12) aufgestellt, die im Folgenden vorgestellt werden.

Für die für die Löslichkeitsgrenzen C_{TSSd} und C_{TSSp} gilt

$$C_{TSSd} = a_1 \exp\left(-\frac{b_1}{T}\right) \quad (3.6)$$

und

$$C_{TSSp} = a_2 \exp\left(-\frac{b_2}{T}\right). \quad (3.7)$$

Mit dieser Form wurden Konstanten a_1 , a_2 , b_1 und b_2 gesucht und gefittet, die bestmöglich die ANL Messungen wiedergeben, mit

$$C_{TSSd} = 1,75 \cdot 10^6 \exp\left(-\frac{6060}{T}\right) \quad (3.8)$$

und mit

$$C_{TSSp} = 1,665 \cdot 10^5 \exp\left(-\frac{4145,72}{T}\right) \quad (3.9)$$

Eine Wasserstoffkonzentration, die entweder kleiner oder größer ist, als die der Löslichkeit C_{TSSd} erzeugt eine Auflösung bzw. Ausscheidung von Hydriden mit drei unterschiedlichen Raten:

$$\frac{dC_{diss}}{dt} = 0,0001 \cdot (C_{TSSd} - C_{diss}) \quad \text{wenn} \quad C_{diss} > C_{TSSd} \quad (3.10)$$

$$\frac{dC_{diss}}{dt} = 0,5 \cdot (C_{TSSd} - C_{diss}) \quad \text{wenn} \quad C_{diss} < C_{TSSd} \quad (3.11)$$

und

$$\frac{dC_{diss}}{dt} = \alpha^2 \cdot (C_{TSSd} - C_{diss}) \quad \text{wenn} \quad C_{TSSd} < C_{diss} < C_{TSSp} \quad (3.12)$$

Die Lösungsgeschwindigkeit α^2 ermittelt sich aus einer exponentiellen Funktion der Temperatur T mit

$$\alpha^2 = 2 \cdot 10^5 \exp\left(-\frac{10^5}{T}\right). \quad (3.13)$$

Die Lösungsrate α^2 kann zwischen 0,01 und 0,1 variieren. Dieser Parameter folgt der exponentiellen Beziehung, solange die Temperatur steigt. Wenn die Temperatur fällt, bleibt der α^2 -Wert auf dem erreichten Niveau konstant. Die physikalische Interpretation ist, dass Wasserstoff-Kerne bei hohen Temperaturen progressiv in Richtung der ausgefallten Hydride wandern. Die Zirkoniumhydride führen durch ihre geringere Dichte eine Spannung in das nahegelegene Zirkoniummetallgitter ein und bieten lokal eine höhere Löslichkeit für Wasserstoff. Wenn sich die Temperatur verringert, erreicht die Lage der Wasserstoff-Kerne Positionen in der Nähe der ausgeschiedenen Hydride, so dass die Diffusionsdistanz kurz bleibt und die Ausscheidung stattfindet, was den größeren α^2 Wert bezüglich der aktuellen Temperatur nach folgender Formel rechtfertigt. Mit diesem Modell kann TESP-ROD die ANL-Messungen nachrechnen, wie in Abb. 3.8 gezeigt.

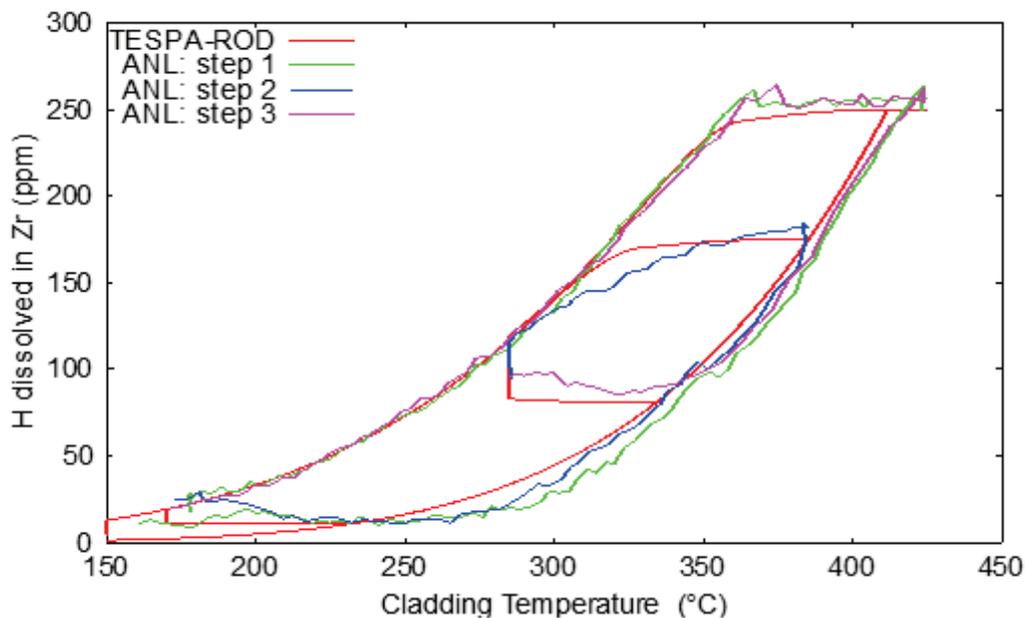


Abb. 3.8 Vergleichsrechnung mit TESPА-ROD zu den ANL-Messungen /IVA 18/

Der Test umfasst die drei thermischen Zyklen aus Abb. 3.6. Er beginnt mit einem Temperaturanstieg bis zu 425 °C (Schritt 1), bei dem alle Hydride gelöst werden. Die erste Abkühlung von 425 °C auf 175 °C zeigt eine Ausscheidung nahe einer metastabilen TSSp-Kurve. In Schritt 2 steigt die Temperatur nur bis 385 °C an. Die anschließende zweite Abkühlung von 385 °C auf 285 °C zeigt erneut eine Hydridausscheidung, die der vorherigen TSSp-Kurve folgt. Beim Erreichen von 285 °C wird die Temperatur für ca. 1200 s gehalten, dabei findet eine weitere Hydridausscheidung statt (siehe vertikale Linie bei 285 °C in Abb. 3.8). Diesen Punkt kann man so interpretieren, dass TSSp nur metastabil ist und sich ein fortgesetzter Niederschlag schließlich der TSSd-Kurve nähern würde, wenn genügend Zeit über 1200 s hinaus zur Verfügung stünde.

Das oben beschriebene TESPА-ROD-Modell liefert für die Hydridausscheidung eine gute Vorhersage für alle drei Temperaturzyklen. Dieses Modell reproduziert die metastabile TSSp-Kurve und beschreibt die Ausscheidung während der konstanten Temperaturhalteperiode, was schließlich eine langsame Annäherung an die stabile TSSd-Kurve ergeben würde. Das TESPА-ROD-Modell beschreibt auch die TSSd-Kurve, wenn die Temperatur zu steigen beginnt. Somit reproduziert dieses Modell die gemessene Auflösungs-/Niederschlagsdynamik einschließlich ihrer Hysterese für Temperaturzyklen in dem gegebenen Temperaturbereich.

Da ANL Abklingversuche mit verschiedenen Abkühlraten zur Verfügung gestellt hat, die mit dem TESP-ROD-Modell reproduziert wurden, erwarten wir im Allgemeinen zuverlässige Vorhersagen auch für schnellere Abklingtransienten wie die einer LOCA-Quenchingtransiente. Diese Abkühlung beginnt in der Regel bei 700 °C mit vollständig gelöstem Wasserstoff und endet bei etwa 100 °C, wo fast der gesamte Wasserstoff als Hydride ausscheidet.

3.2.2 Erweiterung der Hüllrohrmechanik zu LOCA

Zur Betrachtung thermischer Schocklasten wurde in TESP-ROD die Hüllrohrmechanik erweitert. Der Zeitpunkt der maximalen Quenchingbelastung (während des Abschreckens) kann aus dem Temperaturgradienten entnommen werden, der sich während des Abkühlens über die Hüllrohrwandstärke entwickelt. Aus dieser Temperaturdifferenz kann die Hüllrohrspannung während des Quenchens abgeschätzt werden. Je steiler der Temperaturgradient ist, desto größer ist die Umfangsspannung in der Außenhülle. Die nachfolgende Abb. 3.9 illustriert die Spannungsverteilung über die Hüllrohrwandstärke.

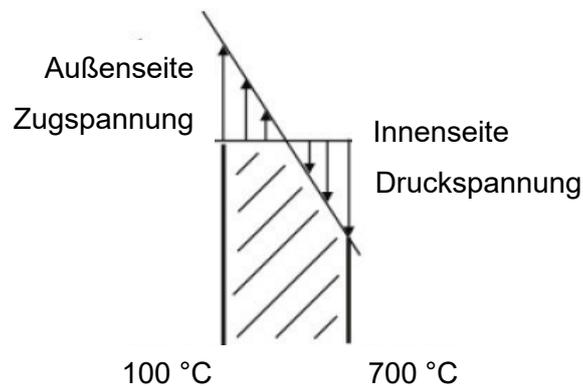


Abb. 3.9 Schematische Darstellung der Spannungsverteilung über die Hüllrohrwandstärke zum Zeitpunkt des Quenchings

Die zusätzliche Umfangsspannung $\sigma_{\theta\theta}$ liegt an der Außenseite des Hüllrohrs wegen der schnellen Abkühlung an und kann mit

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\alpha E \Delta T}{2(1-\nu)} \left[\frac{1}{\ln \left(\frac{d_a}{d_i} \right)} - \frac{2}{\left(\frac{d_a}{d_i} \right)^2 - 1} \right] \quad (3.14)$$

dargestellt werden. Dabei steht α für den thermischen Ausdehnungskoeffizienten, E für den Elastizitätsmodul, ν für die Poissonzahl, d_i und d_a für den Innen- bzw. Außendurchmesser. ΔT ist die Temperaturdifferenz über die Schichtdicke (z. B. $\Delta T = 700\text{ °C} - 100\text{ °C}$).

3.2.3 Anwendung auf die Bedingungen bei LOCA

Nagase und Fuketa vom JAEA führten integrale LOCA-Tests, so genannte *Integral Thermal Shock (ITS) Tests*, durch, die Bedingungen beim Quenchvorgang nachstellen /NAG 04/. Ein einzelner Brennstab wird in einem Ofen auf 1200 °C erhitzt und dort konstant gehalten, solange bis die Oxidation vorbestimmte Oxidationsstufen, gemessen in ECR %, erreicht. Das Hüllrohr bläht sich auf und birst bei der Oxidation. Sobald die vorbestimmte Oxidation erreicht ist, wird der Ofen abgeschaltet und der Brennstab auf 700 °C abgekühlt. Dann wird der Brennstab in Wasser eingetaucht, was für eine schnelle Abkühlung sorgt. Die schnelle Abkühlung durch das Quenchen zeigt einen Temperaturabfall um 600 °C innerhalb von etwa 3 Sekunden (200 °C/s) oder schneller. Abhängig vom Oxidationsgrad und der Wasserstoffaufnahme hat diese Art von Thermoschock das Potenzial, die Hülle zu fragmentieren, wenn die Duktilität der Hülle nicht ausreicht. Ein Fragmentieren kann den Verlust der kühlbaren Geometrie bedeuten. Die thermische Belastung durch das Abschrecken kann aus dem Temperaturgradienten über die Plattierung abgeschätzt werden, wie mit $\sigma_{\theta\theta}$ oben gezeigt.

Die integralen LOCA-Tests von Nagase und Fuketa sind nicht-standardisierte LOCA-Tests, da während der schnellen Abkühlung das Hüllrohr eingespannt bleibt. Hierdurch wird die axiale Kontraktion, die der Abkühlung des Hüllrohrs folgen würde, axial eingeschränkt und somit teilweise oder vollständig verhindert /NAG 04/. Axialkräfte über 1200 N werden unter fest eingespannten Bedingungen gemessen. Das bedeutet, dass die abkühlungsbedingte Kontraktion der Hülle vollständig verhindert wird. Dieses Prüfverfahren führt zu hohen zusätzlichen Spannungen während des Abschreckens und ermöglicht daher die Ermittlung von Sicherheitsmargen.

Das bemerkenswerte Ergebnis dieses Prüfverfahrens ist eine Versagensschwelle, die weit von der Null-Duktilitätslinie (Grenzkurve ECR R=1) entfernt ist und große Sicherheitsmargen in Bezug auf die Grenzkurve ECR anzeigt. Obwohl degradierende Effekte wie Oxidation, Aufblähen und Bersten der Hüllrohre sowie sekundäre Hydrierung stattgefunden haben, widerstand das Hüllrohr dem nachfolgenden thermischen Schock, ohne zu fragmentieren. Wir kommen zu dem Schluss, dass sowohl bei der Betrachtung

des ECR-Niveaus als auch des Hydridgehalts die Duktilität erhalten bleibt. In Abb. 3.10 sind die ECR-Grenzen in Abhängigkeit des Wasserstoffgehalts dargestellt. Die Kurve der U.S.NRC bezieht sich auf den betrieblichen Wasserstoffgehalt, wie es im Projekt *Rechenmethoden zu Brennstab-Schadensmechanismen im Betriebsbereich und Auslegungsstörfällen* RS1193 beschrieben wurde /SON 13/. Die GRS Kurve bezieht sich auf den kombinierten Anteil von betrieblichen Wasserstoff und dem Anteil der sekundären Hydrierung, wie im Vorläufervorhaben RS1518 /SON 17/ vorgestellt. Hierzu sind die Versagensgrenzen der ITS Tests dargestellt, an denen sich die Marge zwischen errechneter Sprödbruchübergangstemperatur (*Nil-ductility temperature*) der GRS-Kurve und dem tatsächlichen Versagen erkennen lässt. Die ITS Tests nutzen jedoch nur den betrieblichen Wasserstoff und nicht den Gesamtwasserstoff nach der Oxidation des Hüllrohrs. Daher wird die Versagensgrenze (inklusive der sekundären Hydrierung betrachtet) weiter zu höheren Wasserstoffkonzentrationen verschoben, was die Marge zwischen der NDT und dem tatsächlichen Versagen weiter erhöht. Da die detaillierten Wasserstoffgehalte inklusive der sekundären Hydrierung nicht vorliegen, ist dieser zusätzliche Gewinn zurzeit nicht quantifizierbar.

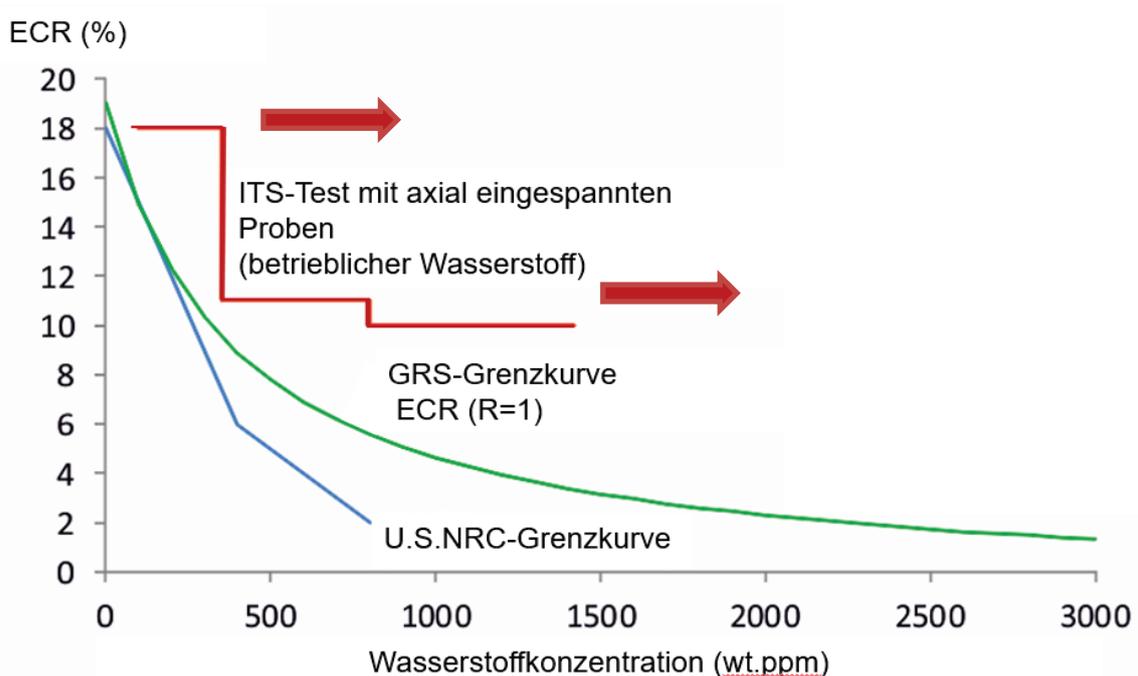


Abb. 3.10 Grenzkurven der GRS und U.S.NRC im Vergleich mit den Versagensgrenzen der ITS-Tests mit starrer Einspannung. Die Pfeile beschreiben die Verschiebung der Versagensgrenze nach Einbeziehung der sekundären Hydrierung

Der TESP-ROD-Code wurde auf einen ITS-Test angewandt, der die Vorhersage der zeitlichen Entwicklung der thermischen Belastung in Kombination mit der zeitlichen Entwicklung der Wasserstoffausscheidungen während der schnellen Abkühlung ermöglicht. Die Ergebnisse sind in Abb. 3.11 bis Abb. 3.16 dargestellt.

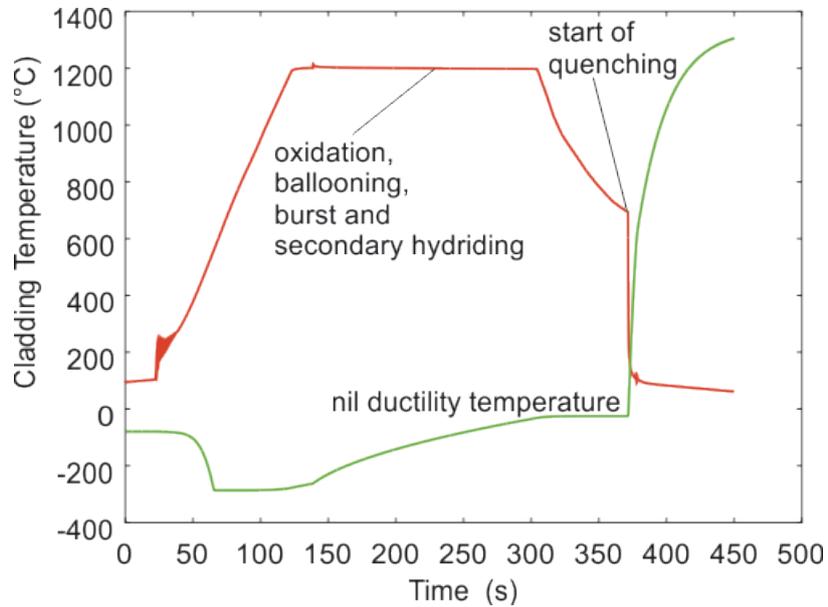


Abb. 3.11 Temperaturverlauf des integralen LOCA-Tests sowie errechnete Nil-Ductility-Temperatur

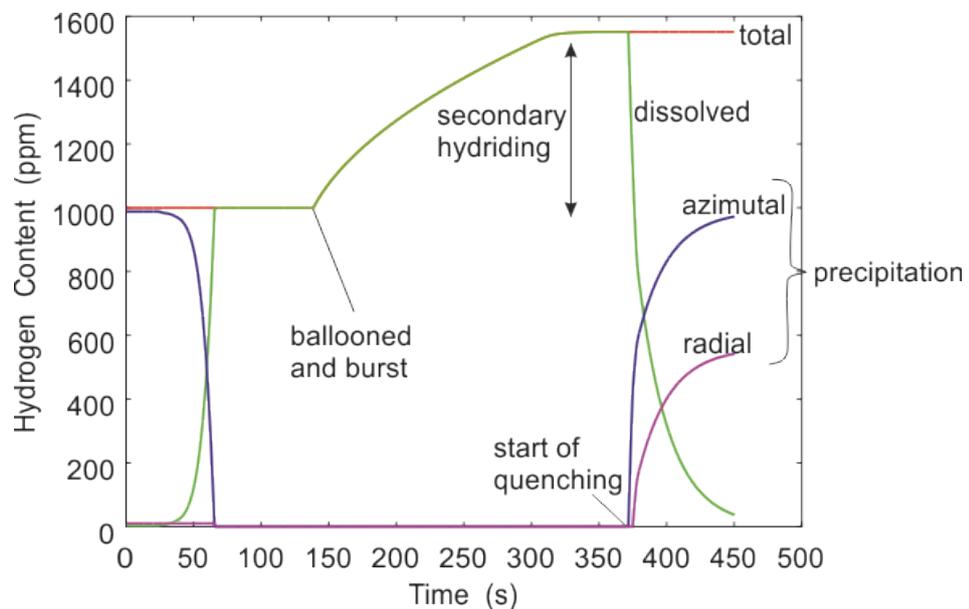


Abb. 3.12 Errechnete Wasserstoff- und Hydridgehalte während des integralen LOCA-Tests

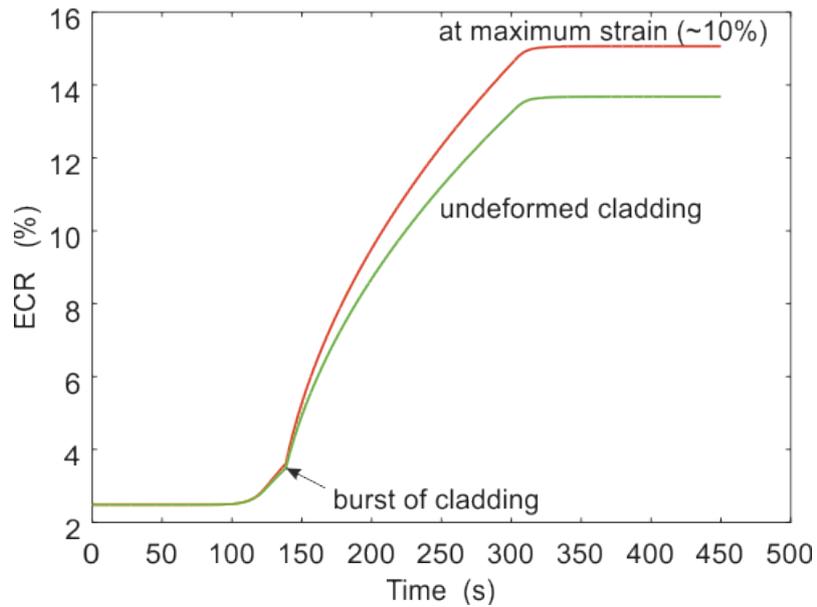


Abb. 3.13 Errechnete ECR-Werte für das Hüllrohr. Ein exzentrisches Aufblähen führt zu einer ungleichmäßigen Oxidation

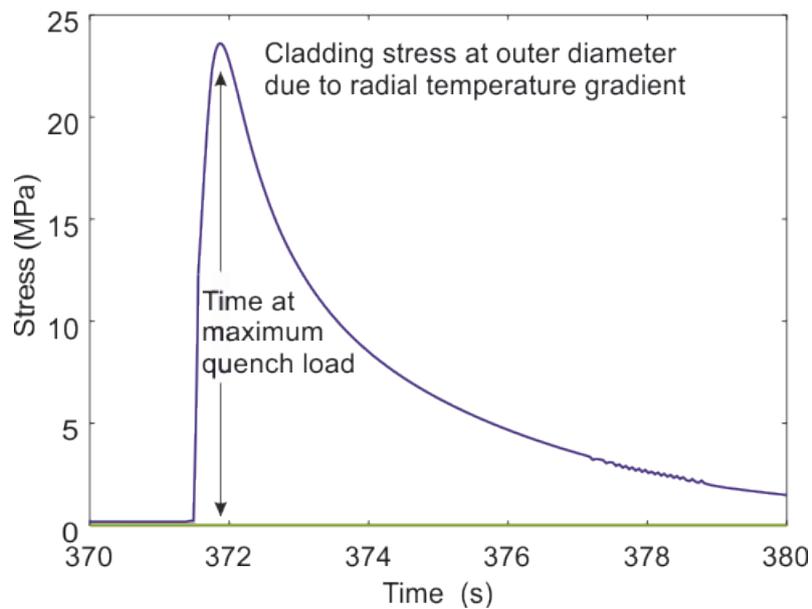


Abb. 3.14 Errechneter zusätzliche Spannung durch Thermoschock während des Quenching

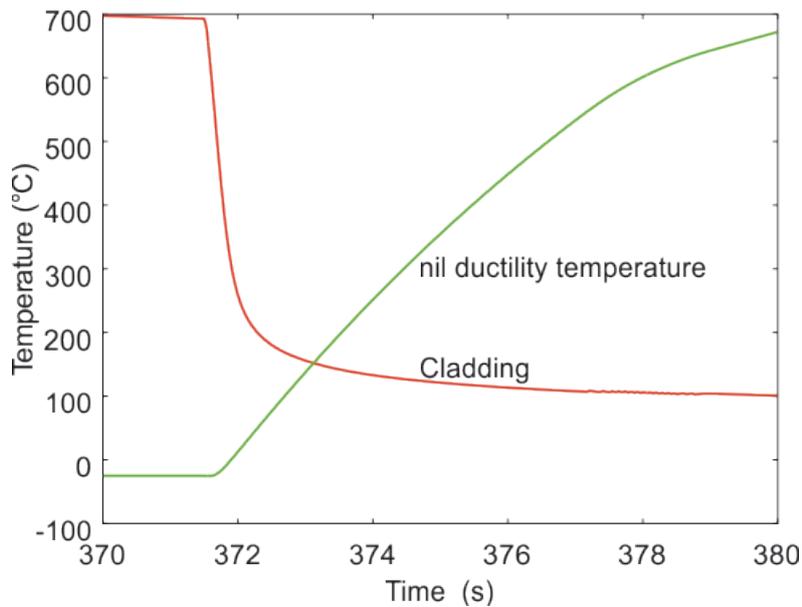


Abb. 3.15 Temperaturverlauf und errechnete Nil-Ductility-Temperatur während des Quenching

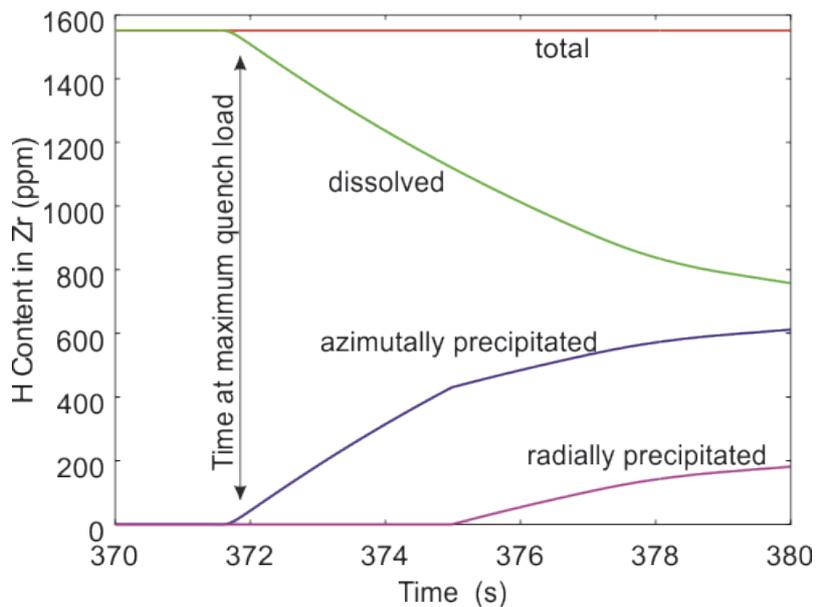


Abb. 3.16 Mit TESP-ROD berechnete Wasserstoff- und Hydridgehalte während des Quenching

Die gezeigte TESP-ROD-Rechnung berücksichtigt ein vorhydriertes Hüllrohr mit einem Wasserstoffgehalt zu Beginn von 1000 wt.ppm. Die Oxidationstiefe (ECR %) steigt während der Transiente auf 15 % an (Abb. 3.13). Der nachteilige Zustand am Ende der Transiente wäre ein ECR von 15 % kombiniert mit einer Wasserstoffaufnahme von 1600 ppm. Was die ECR-Grenzkurve betrifft, so liegt dieser Zustand weit über dem ECR-

Grenzwert (vgl. Abb. 3.10). Tatsächlich tritt diese Kombination bei der maximalen Belastung aufgrund des thermischen Schocks nicht auf.

Die Ausschnitte während des Quenching in Abb. 3.14, Abb. 3.15 und Abb. 3.16 veranschaulichen, dass die Verzögerung der Hydridausscheidung so groß ist, dass erst nach dem Auftreten des Thermoschocks die errechnete *Nil-Ductility-Temperature* NDT die Hüllrohrtemperatur übersteigt und das Hüllrohr versprödet. Darüber hinaus ist die Ausscheidung von radialen Hydriden stärker verzögert, weil der Temperaturgradient über das Hüllrohr nur azimuthal ausgeschiedene (umfangsgerichtete) Hydride fördert. Erst wenn der Temperaturgradient unter ein bestimmtes Niveau fällt, kann die Ausscheidung sowohl radialer als auch umfangsgerichteter Hydride erfolgen. Dieses Ergebnis deutet darauf hin, dass der Gesamtwasserstoffgehalt sowohl aus der sekundären Hydrierung als auch aus dem Normalbetrieb die Duktilität der Hülle in viel geringerem Maße beeinflusst, als bei der Herleitung der Grenzkurven angenommen wurde.

Die Ergebnisse zum Hydridverhalten unter LOCA wurden auf der Konferenz TOPFUEL 2018 in Prag, Tschechische Republik, als auch auf dem Fuel Safety Research Meeting FSRM in Mito, Japan, vorgestellt /SON 18/, /BOL 18/.

4 Lastrampen

Während betrieblichen Lastrampen ist der Brennstab hohen Belastungen ausgesetzt. Die Steigerung der Leistung bewirkt eine ungleichmäßige Aufheizung des Pellets über den Pelletradius. Der Temperaturgradient über die Pelletradius führt zu einer ungleichmäßigen Dehnung des Pellets über die Pellethöhe. Die nach außen gedehnten Pelletkanten führen zu einer zusätzlichen Dehnung des Hüllrohrs, was hohe Spannungen erzeugen kann.

Für die Betrachtung der lastabhängigen Verformung wurde eine axiales Mehrzonenmodell für TESP-ROD entwickelt und in die Programmstruktur implementiert. Neben der Spannungsuntersuchung eignet sich das axiale Mehrzonenmodell für weitere Untersuchungen des Brennstabs entlang der Brennstabhöhe. In Kombination mit dem parallel entwickelten Wasserstoffmodell wird es möglich die axiale Diffusion von Wasserstoff im Hüllrohr zu untersuchen. Diese ersten Untersuchungen wurden im Projekt RS1552 angewendet. Ferner wurden neue Modelle für das Hüllrohrkriechen in TESP-ROD implementiert.

4.1 Modell für axiale Zonen im Brennstoff

Es wurde eine neues Mehrzonenmodell entwickelt, das parallele Rechnungen in mehreren axialen Zonen ermöglicht. In Abb. 4.1 ist eine schematische Darstellung für die lastabhängige Verformung eines Pellets dargestellt. Die gestrichelte Linie zeigt die Kontur eines kalten Pellets. Durch den Temperaturanstieg während einer Lastrampe verformt sich das Pellet ungleichmäßig über die Pellethöhe, wie die schwarze Linie zeigt. Die Pelletkanten dehnen sich stärker als die mittlere Höhe des Pellets. Bei einem Pellet-Hüllrohrkontakt kann es lokal zu erhöhten Festkörperspannungen im Hüllrohr kommen, dargestellt durch die Pfeile. Diese Form der Pellet-Verformung wird in der englischsprachigen Literatur auch *Hourglassing*, *Ridging*, *Bambooning* oder *Wheat sheafing* genannt [WIE 08].

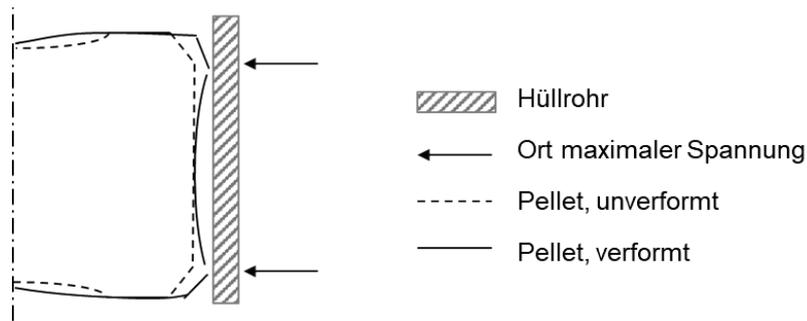


Abb. 4.1 Schematische Darstellung einer Pelletverformung unter Last

Der Code TESP-ROD ermöglicht die Unterteilung des Brennstabs in axiale Ebenen. Jede Brennstabebene besitzt individuell alle Eigenschaften des Brennstabs und lässt detaillierte Analysen des Brennstabverhaltens zu. Die verwendete Art der Kopplung der einzelnen Ebenen ermöglicht ihre simultane Betrachtung, obwohl es sich nicht um eine echte zweidimensionale Darstellung handelt. In der Literatur wird hierfür oft der Begriff einer 1,5-dimensionalen Modellierung verwendet. Die thermo-mechanischen Parameter wie Pellet- oder Hüllrohrtemperatur, Dehnungen und Oxidschichtdicken werden einzeln für die Ebenen betrachtet und erfahren keinen Austausch untereinander. Das Gasinventar erfährt aus jeder Ebene im Brennstab eine individuelle Zufuhr aus Gasproduktion und -freisetzung, behandelt jedoch den Druck über den gesamten Brennstab. Beim Bersten des Stabes kommt es zum instantanen Druckabfall in allen Ebenen. Die Modelle für das Wasserstoff- und Hydridverhalten arbeiten auf jeder Ebene eigenständig, was Oxidation, Hydrierung sowie Hydridausscheidung- und Lösung angeht. Auf die Massenbilanzen hat zudem noch der Austausch durch Diffusion mit anderen Ebenen einen Einfluss. In Tab. 4.1 ist die Auflistung der einzelnen Parameter dargestellt.

Tab. 4.1 Abhängigkeit der Parameter bzgl. des axialen Mehrzonenmodells

Parameter	Kommunikation zwischen Ebenen	Effekte in einzelnen Ebenen
Geometrie und thermo-mechanische Parameter	Nein	Ja
Gasinventar	Ja	Produktion und Freisetzung
Wasserstoff und Hydride	Austausch durch Diffusion	Aufnahme, Ausscheidung, Auflösung

In jeder Ebene existieren eine gemittelte Wasserstoffkonzentration und eine gemittelte Temperatur. Für die Berechnung der axialen Wasserstoff-Diffusion im Hüllrohr wird zwischen den Ebenen eine Wasserstoffbilanz erstellt. Temperatur- oder

Konzentrationsunterschiede erzeugen einen diffusionsgetriebenen Wasserstoff-Fluss J von einer Ebene zur anderen. Für die Bestimmung des Flusses zwischen zwei Ebenen werden gemittelte Werte von Temperatur und Wasserstoffkonzentration verwendet, wie in Abb. 4.2 schematisch dargestellt, wobei die Ebenen E_n und E_{n+1} mit ihren jeweiligen Temperaturen T und Wasserstoffkonzentrationen C dargestellt sind. Der Diffusionsfluss J wird über die Mittelwerte von Temperatur T_m und Konzentration C_m berechnet.

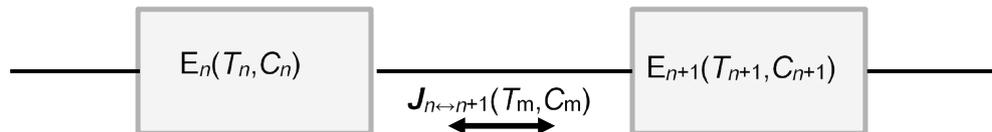


Abb. 4.2 Schematische Darstellung des Flusses zwischen zwei Ebenen n und $n+1$

Eine Implementierung von Diffusionsgleichungen für den axialen Transport von Wasserstoff im Brennstabhüllrohr in den Code TESP-ROD wurde durchgeführt. Für das Projekt RS1552 wurden damit erste Analysen über die axiale Diffusion während der Langzeitlagerung durchgeführt. Das Berechnungsmodell berücksichtigt die Diffusion nach dem Konzentrations- sowie dem Temperaturgradienten.

4.2 Erweiterung der Kriechmodelle in TESP-ROD

Im Rahmen des Lastfolgebetriebs und langer Lastrampen spielen Effekte eine Rolle, die langfristig das Materialverhalten verändern. Das thermische Kriechen von Hüllrohren wird zusätzlich durch die Neutronenbestrahlung im Kern verstärkt. Bisher nutzt TESP-ROD Modelle für das Hochtemperaturkriechen³ und für das Kriechen unter Betriebsbedingungen. Der folgende Ansatz wird auch in dem Programm MATPRO des PNNL verwendet [LUS 15]. Die Kriechrate im Hüllrohr von TESP-ROD setzt sich aus dem thermischen Anteil $\dot{\epsilon}_{th}$ und dem strahleninduzierten Anteil $\dot{\epsilon}_{irr}$ zusammen und ergibt

$$\dot{\epsilon}_{creep} = \dot{\epsilon}_{th} + \dot{\epsilon}_{irr}. \quad (4.1)$$

³ Bei deutlich höheren Temperaturen als im Betrieb, z. B. bei LOCA

Die Rate für das strahleninduzierte Kriechen $\dot{\epsilon}_{\text{irr}}$ ergibt sich aus

$$\dot{\epsilon}_{\text{irr}} = C_0 \cdot \Phi^{C_1} \cdot \sigma_{\text{eff}}^{C_2} \cdot f(T), \quad (4.2)$$

mit Φ als schneller Neutronenfluss in n/cm^2 , σ_{eff} als effektive Vergleichsspannung in MPa und den Koeffizienten C_0 , C_1 und C_2 sowie der temperaturabhängigen Funktion $f(T)$. Für die Koeffizienten wird gemäß Tab. 4.2 nach der Hüllrohrart unterschieden.

Tab. 4.2 Parameter für das strahleninduzierte Kriechen für SRA und XRA Hüllrohre. Temperaturangaben T werden in Kelvin/Kelvin angegeben (dimensionslos)

Parameter	Einheit	SRA Hüllrohr		XRA Hüllrohr
C_0	$(\text{n/m}^2\text{s})^{-C_1}$ $(\text{MPa})^{-C_2}$	$4,0985 \cdot 10^{-24}$		$1,87473 \cdot 10^{-24}$
C_1	-	0,85		0,85
C_2	-	1,0		1,0
F(T)	-	Für $T < 570$	0,7283	0,7994
		$570 < T < 625$	$-7,0237 + 0,0136T$	$-3,18562 + 0,00699132T$
		$T > 625$	1,4763	1,1840

Zu den spannungsarm geglähten Hüllrohren (*stress relief annealed*, SRA) zählen Zircaloy-4, Duplex und ZIRLO. Zu den rekristallisierten Hüllrohren (*recrystallized annealed*, RXA) zählen Zircaloy-2, M5, Optimized ZIRLO und E110. Dabei sind Zircaloy-2 und Optimized ZIRLO teilweise rekristallisiert, M5 und E110 vollständig rekristallisiert.

Das strahlungsinduzierte Kriechen liefert einen zusätzlichen Beitrag zum Kriechen des Hüllrohrs. Der schnelle Neutronenfluss Φ wird in TESP-ROD aus der Leistung abgeleitet. Bei RIA-Transienten kommt es kurzfristig zu extrem hohen Leistungen, weshalb auch das Modell des strahleninduzierten Kriechens betroffen ist. Da Kriechen jedoch ein langfristiger und langsamer Prozess ist, ergibt das Modell bei RIA-Transienten unphysikalische Ergebnisse. Der schnelle Neutronenfluss wird für das Modell auf $\Phi \leq 2 \cdot 10^{14} \text{ n/cm}^2$ begrenzt.

4.3 Modell für die lastabhängige Verformung des Pellets

In Abb. 4.3 ist die lastabhängige Verformung an einer vereinfachten zylindrischen Pelletkante dargestellt. Der kleine Zylinder stellt das Pellet im kalten Zustand mit der Höhe $H_{\text{pellet},0}$ und dem Radius $r_{\text{pellet},0}$ dar. Der große Zylinder entspricht einem gleichförmig thermisch gedehnten Zylinder. Die fett gezeichnete Kurve stellt die reale Verformung der linken Seite dar. Beim Betrieb ergibt sich eine höhere Brennstoffzentraltemperatur als Pelletaußentemperatur, so dass die thermische Dehnung in der Mitte größer als außen ist und sich die Pelletstirnseite nach außen wölbt. $\delta_{\text{th}}(r=0)$ entspricht der Dehnung des Pelletzentrums (Radius $r = 0$). Dieser Effekt wird u. a. auch als *Hourglassing* bezeichnet.

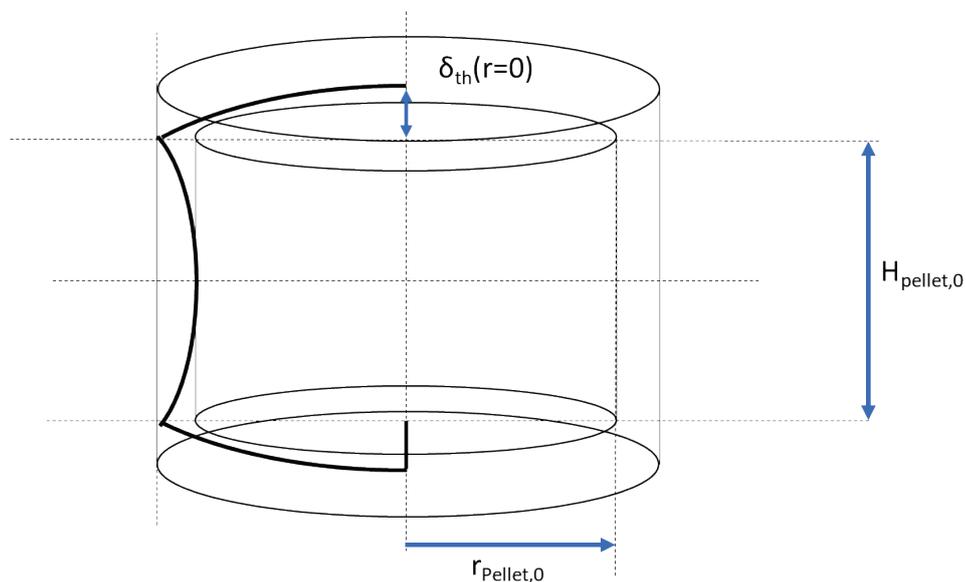


Abb. 4.3 Schematische thermische Pelletverformung bei hoher Zentraltemperatur und niedriger Außentemperatur

Die Pelletkanten werden nach außen gedehnt, während die Pelletaußenseite auf halber Höhe nur unwesentlich verformt wird. Diese Wölbung wird zum Teil durch das *Dishing* aufgefangen, wie in Abb. 4.1 dargestellt, da sich ansonsten die Pellets verschieben würden. An den Pelletkanten bewirkt die Dehnung eine Verschiebung der Pelletkanten nach außen, welche stärker ist als die Verschiebung in der Pelletmitte.

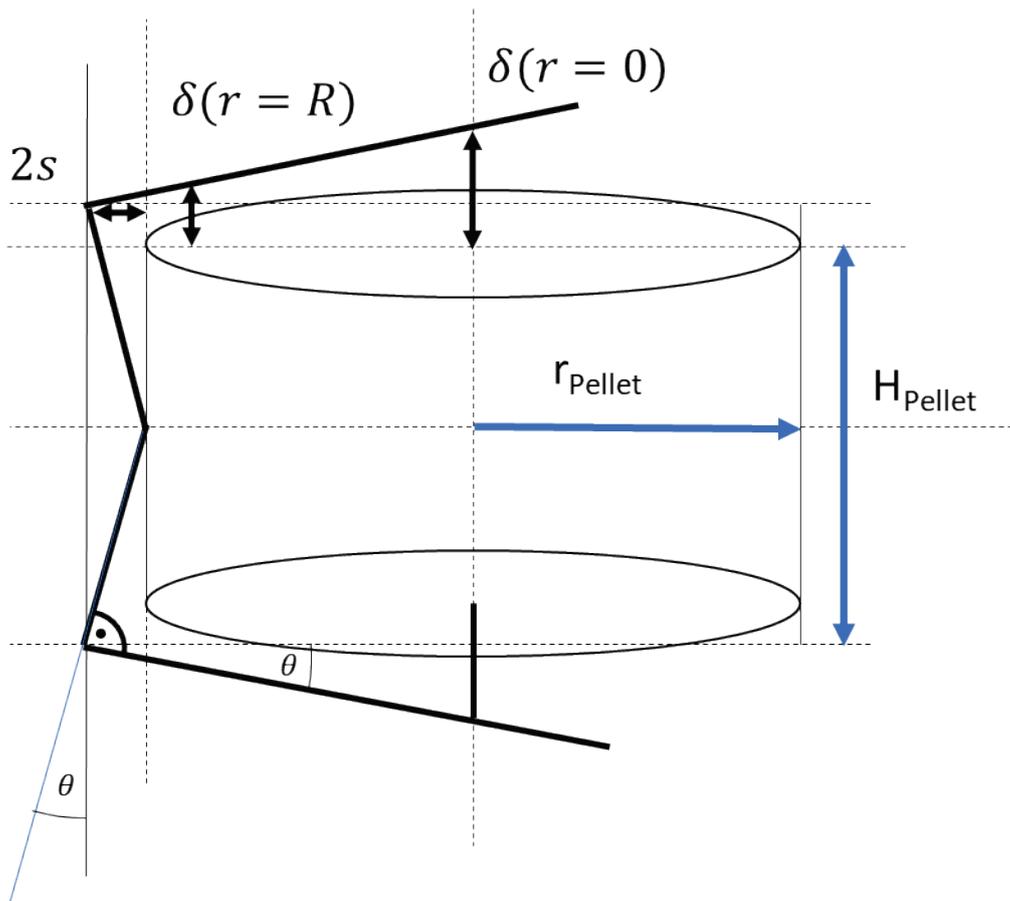


Abb. 4.4 Geometrische Bedingungen zur radialen Verschiebung der Pelletkanten

Die Verschiebung δ ergibt sich durch integrale Verschiebung von Pelletkante zu Pelletzentrum mit

$$\delta = H \int_0^R c(r) dr. \quad (4.3)$$

Die thermische Dehnung $c(r)$ ist abhängig von der Temperatur entlang des Radius. Für kleine Verschiebungen wird die Differenz mit

$$\delta = H[c(T_{R=0}) - c(T_{r=R})] \quad (4.4)$$

angenommen.

Bei Annahme eines starren rechten Winkels der Pelletkante, ergibt sich der Winkel θ aus der Verschiebung von δ zum Radius mit

$$\tan \theta = \frac{\delta}{R}. \quad (4.5)$$

Gleichzeitig ist die radiale Verschiebung von s abhängig von der Pellethöhe und dem Winkel θ mit

$$\tan \theta = \frac{2s}{H/2} = \frac{\delta}{R}. \quad (4.6)$$

Die Verschiebung s lässt sich über

$$s = \frac{\delta H}{4 R}. \quad (4.7)$$

berechnen. Durch Einfügen von Gleichung (4.4) erhält mit

$$s = \frac{H^2}{4R} [c(T_{R=0}) - c(T_{r=R})]. \quad (4.8)$$

Somit ist die radiale Verschiebung s der Pelletkante abhängig von der Höhe des Pellets und der thermischen Dehnung über das Pellet. Durch die Annahme eines Pellets als starren Körper kann diese Verschiebung direkt auf die radiale Dehnung aufgerechnet werden. Der hier dargestellte Effekt reduziert sich kontinuierlich mit dem Abbrand zwischen 0 und 10 GWd/t SM. In diesem Abbrandbereich endet auch das Nachverdichten des Brennstoffes und das Schwellen dominiert die Verformung des Pellets mit steigendem Abbrand.

Im Folgenden ist die lastabhängige Verformung an einer Pelletkante dargestellt. Zur Veranschaulichung verschiedener Effekte werden drei Betriebszyklen eines frischen Pellets simuliert. Das Leistungsprofil ist in Abb. 4.5 dargestellt. Drei vereinfachte Zyklen mit je 335 Tagen Länge, unterbrochen durch je dreißig Tage Revision. Von den jeweiligen

Zyklen werden jeweils 305 Tage mit konstanter Leistung und im Anschluss ein *Stretch-out*-Betrieb mit langsamer Leistungsabsenkung modelliert.

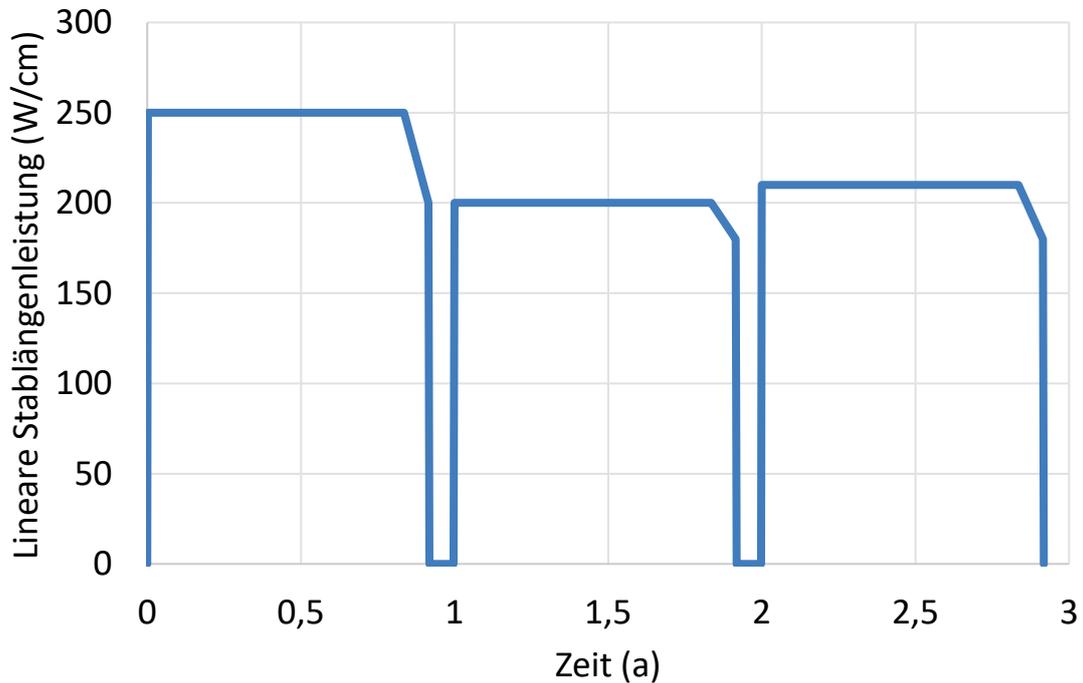


Abb. 4.5 Beispiel eines vereinfachten Leistungsprofils über drei Zyklen

Im Folgenden ist das Grundmodell von TESP-ROD dargestellt, es dient hier zur Darstellung der Prozesse, die während des Betriebs auf das Pellet und das Hüllrohr einwirken. In Abb. 4.6 ist der Radius des Pellets und des Hüllrohrs aufgetragen. Der Abstand zwischen beiden gibt den vorhandenen Spalt an. Erstmaliges Aufheizen führt zur Verringerung des Spalts aufgrund der thermischen Dehnung (senkrechte Steigung kurz nach $T = 0$ a). Innerhalb des ersten Zyklus nimmt der Pelletradius durch das Nachverdichten des Brennstoffs ab. Das Nachverdichten ist bei einem Abbrand von ca. 10 GWd/t SM abgeschlossen, was hier in etwa einem $\frac{3}{4}$ Jahr entspricht. Ab diesem Zeitpunkt wird das kontinuierliche Brennstoffschwellen sichtbar, das dem Nachverdichten ab dem ersten Betriebstag überlagert ist. Ab dem zweiten Zyklus nimmt der Pelletdurchmesser kontinuierlich zu, unterbrochen nur durch die Revisionsphasen ohne Leistungsbetrieb. Der Hüllrohrradius nimmt kontinuierlich ab. Verantwortlich ist das thermische Kriechen, das durch den äußeren Überdruck das Hüllrohr auf das Pellet aufschumpfen lässt. Der Effekt wird durch das strahlungsinduzierte Kriechen noch verstärkt.

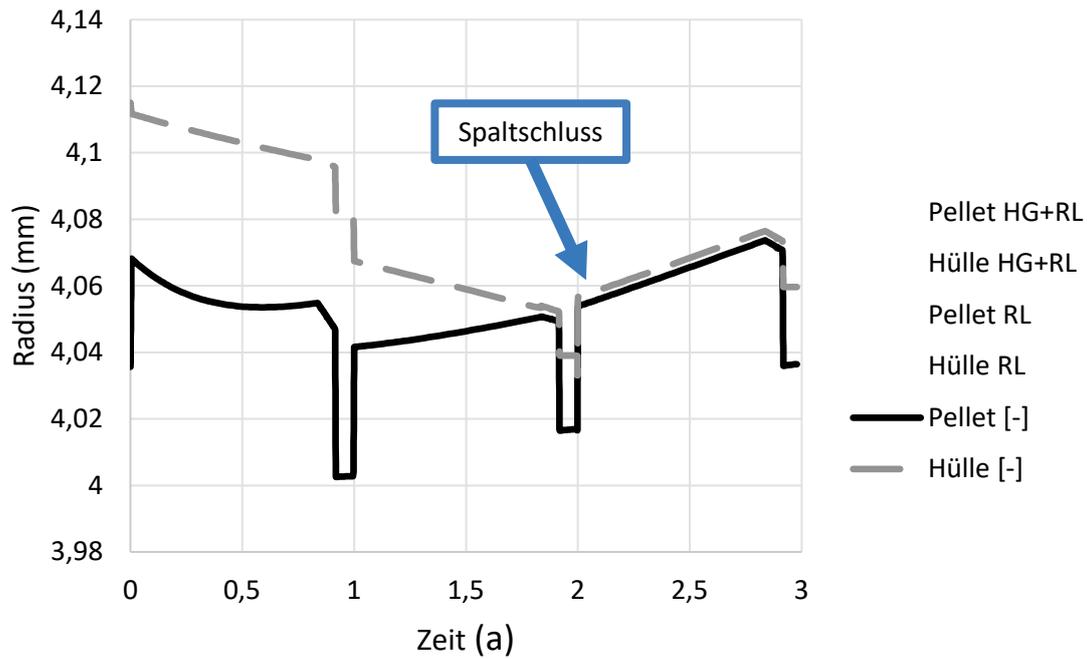


Abb. 4.6 TESPА-ROD-Rechnung von Pellet- und Hüllrohrradius über drei Zyklen mit Grundmodell

Ab dem dritten Betriebszyklus kommt es zum Spaltschluss. Der kleine verbleibende Abstand zwischen den beiden Kurven hat seinen Ursprung in der Rauigkeit zwischen Pellet und Hüllrohr. Sobald es zum Spaltschluss gekommen ist, prägt das härtere Pellet die Dehnung dem Hüllrohr auf.

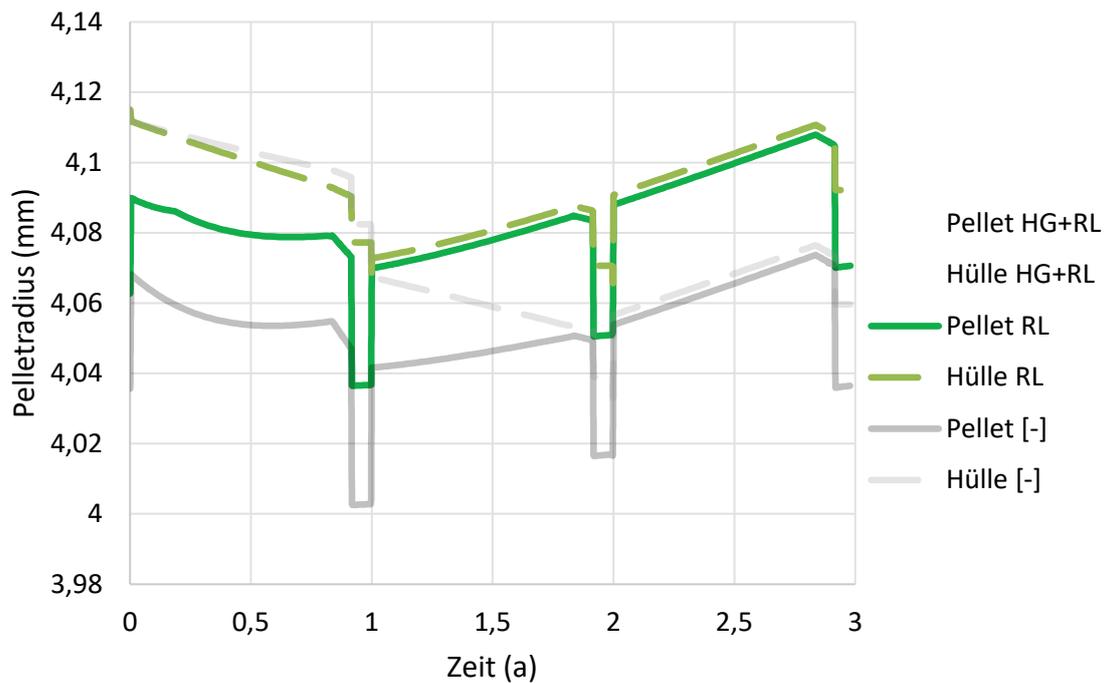


Abb. 4.7 Pellet- und Hüllrohrradius über drei Zyklen, Vergleich des Grundmodells mit dem Relocation-Modell (RL)

In Abb. 4.7 Pellet- und Hüllrohrradius über drei Zyklen, Vergleich des Grundmodells mit dem Relocation-Modell (RL) Abb. 4.7 ist dasselbe Szenario mit aktiviertem *Relocation*-Modell dargestellt. Die *Relocation* (RL) beschreibt die radiale Verlagerung von Brennstoff durch das Neuausrichten erster Brennstofffragmente nach dem erstmaligen Zerbrennen des Pellets durch das Anfahren des Reaktors. Das TESP-ROD Modell bildet das *Relocation* als zusätzliche Pellet-Volumenzunahme in Abhängigkeit des verfügbaren Spalts ab. Der Pelletradius ist dadurch deutlich größer und erfährt einen ähnlichen Effekt, wie das Grundmodell: Das Nachverdichten und das Schwellen des Pellets beeinflusst den Pelletradius, während das Hüllrohr durch Kriechen auf das Pellet aufschumpft. Als Folge verringert sich der Spalt. Die Kriechrate des Hüllrohrs ist in Abb. 4.7 höher als in Abb. 4.6, da der verringerte Spalt zu höheren Hüllrohrtemperaturen führt, was das Kriechen verstärkt. Durch den verringerten Spalt kommt es schon im zweiten Zyklus zum Spaltschluss. Ab diesem Zeitpunkt verhält es sich analog zu dem dritten Zyklus aus dem Grundmodell, d. h. das Hüllrohr folgt dem Pellet durch Kriechen zu einem höheren Radius. In Abb. 4.8 ist neben den bisherigen Modellen das neue Modell für die lastabhängige Verformung (*Hourglassing*, HG) dargestellt.

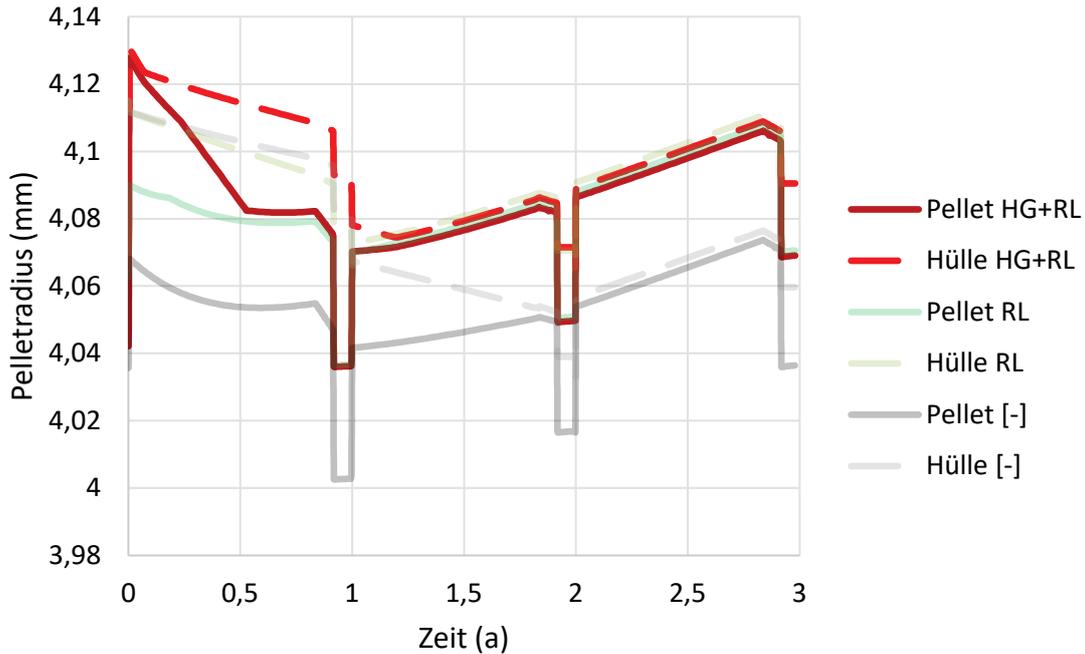


Abb. 4.8 Pelletradius über drei Zyklen, Vergleich des Grundmodells, des Relocation-Modells (RL) und des kombinierten Modells zu *Relocation* und *Hourglassing* (HG+RL)

Hier ist somit die Pelletkante mit ihrer extra-Dehnung dargestellt. Der Effekt der lastabhängigen Verformung überlagert das *Relocation* zusätzlich. Es zeigt sich am Anfang gleich ein größerer Radius bei 4,13 mm und Spaltschluss. Das *Hourglassing* bildet sich bis zu einem Abbrand von 10 MWd/kg SM wieder zurück, so dass das Pellet wieder einen gleichmäßigen Radius über die Pellethöhe einnimmt. Hierbei kommt es am Anfang zu einer plastischen Verformung, da das Hüllrohr ausgehend von 4,13 mm nur auf ca. 4,12 mm zurückdehnt, was von der elastischen Verformung stammt. Das anschließende Kriechen des Hüllrohrs im ersten Zyklus findet dann von einem höheren Radius aus statt. Durch das Kriechen wird spätestens im zweiten Zyklus derselbe Radius erreicht, wie im Modell ohne *Hourglassing*.

Diese Ergebnisse wurden mit FEM-Rechnungen von Demarco verglichen /DEM 10/. Die von Demarco eingesetzten Annahmen beinhalten ein Pellet, dass mit einer kombinierten Rechnung des Brennstabcodes BaCo und dem Finite-Element Code MECOM eine charakteristische Auswölbung der Pelletaußenkanten zeigen /DEM 10/. In Abb. 4.9 ist das FE-Modell dargestellt. Die farbkodierte linke Seite zeigt die inneren Vergleichsspannungen im Pellet. Auf der rechten Seite ist Verschiebung der Pelletoberfläche entlang der Pellethöhe aufgetragen. Auffällig ist hier der deutlich steilere Anstieg an den

Pelletkanten. Das TESP-ROD-Modell geht von einem gleichförmigen Anstieg ab der Pelletmitte aus. Diese Annahme ist mit Hinblick auf das Pellet in Abb. 4.9 eine Näherung. Demarco verwendet ein 15 mm hohes Pellet, das die typische LWR-Pellethöhe von 10 mm übertrifft. Bei kürzeren Pellets ergibt sich eine annähernd parabelförmige Auswölbung mit einem Minimum in der Mitte und Maxima an den Pelletkanten. Die Rechnungen zeigen zudem eine geringere Dehnung gegenüber den Vorhersagen von TESP-ROD.

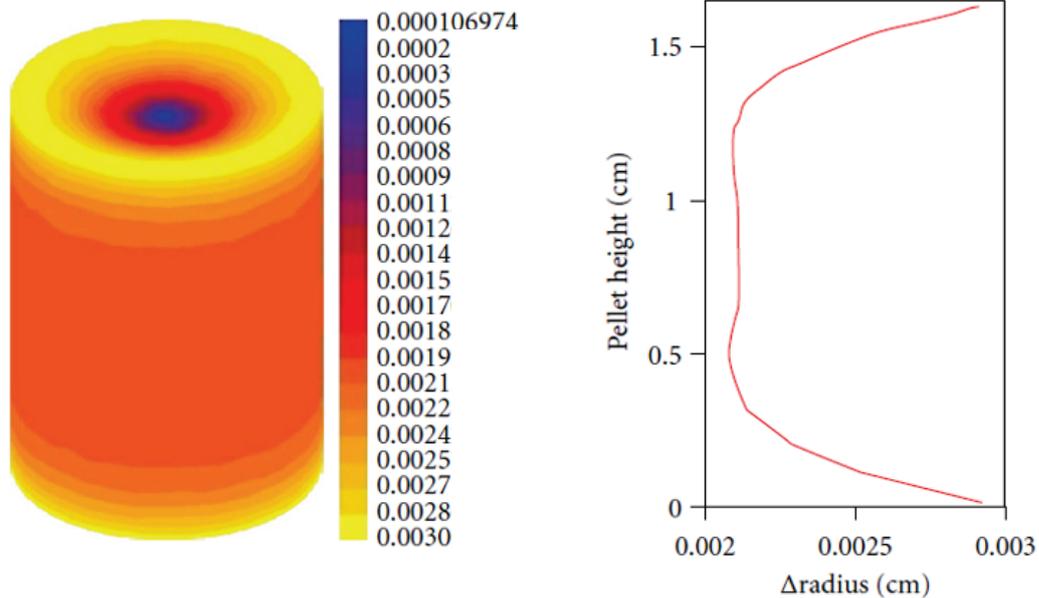


Abb. 4.9 FE-Modellierung eines Pellets zur lastabhängigen Verformung /DEM 10/

Die größten radialen Verschiebungen mit 0,3 mm sind gelb markiert und zeigen sich an den Pelletkanten. Das Diagramm zeigt die radiale Verschiebung über die Pellethöhe.

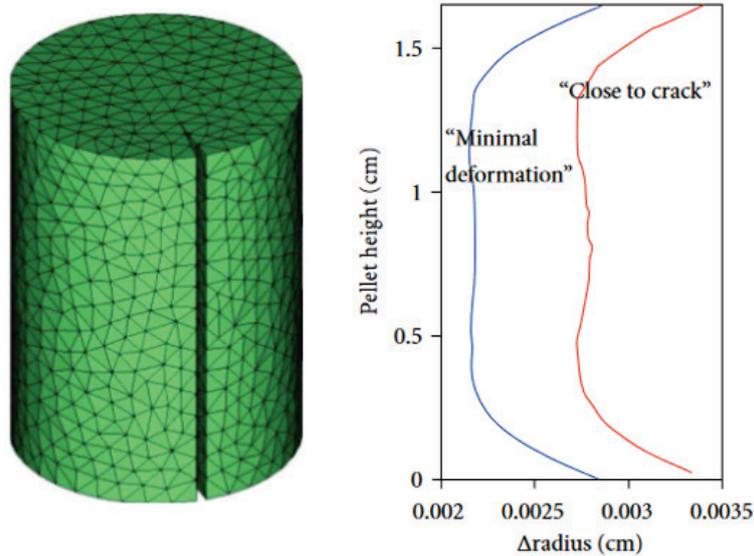


Abb. 4.10 FE-Modellierung zum Einfluss auf einen axialen Spalt auf die Pelletverformung /DEM 10/

Das FE-Gitter ist über das Pellet gespannt und berücksichtigt einen über die Pellethöhe reichenden Spalt. Das Diagramm zeigt die radialen Verschiebungen über die Pellethöhe für eine Position an der Pelletkante und die Position der kleinsten Verformung.

Bei der Modellierung eines axialen Spalts kommt es teilweise zu stärkeren Verschiebungen des Radius als im restlichen Teil des Pellets, wie in Abb. 4.10 dargestellt. Dies zeigt, dass eine direkte Summe der radialen Verlagerung und der lastabhängigen Verformung in TESPА-ROD verknüpft werden muss. Die Berücksichtigung von Rissen im Pelletmodell soll im Nachfolgeprojekt durchgeführt werden.

Die hier dargestellte Rechnung zeigt den Einfluss der lastabhängigen Pelletverformung an den Pelletkanten. Hierbei überlagern sich mehrere Effekte, die in TESPА-ROD implementiert sind. Zum einen Teil spielen die Nachverdichtung und das Pelletschwellen eine tragende Rolle bei der permanenten Verformung des Pellets, die in den Vorgängervorhaben bereits implementiert worden sind. Beide Effekte treten über längere Betriebszeiten auf und zeigen kein diskontinuierliches Verhalten wie z. B. Sprünge. Die radiale Verlagerung und das *Hourglassing* wiederum, werden beide im Code bei Betriebsbeginn ausgelöst und sorgen für eine signifikante Zunahme des Pelletradius. Durch die anschließende Rückbildung des *Hourglassing*-Effekts nähert sich die Pelletkante wieder der Geometrie des zylindrischen Pellets an. Die in der Beispielrechnung dargestellte Überlagerung ist so groß, dass es zur plastischen Verformung des Pellets direkt zu

Beginn des Betriebs kommt, welche sich dann mit der Zeit wieder abbaut. Hierdurch lässt sich dieser Effekt an einem Brennstab mit mittlerem Abbrand nicht mehr nachweisen.

Die in Abb. 4.8 beobachteten hohen Umfangsspannungen wurden im Material bisher nicht vermutet und bedürfen einer Überprüfung. Beide Effekte, das *Hourglassing* als auch die radiale Verlagerung von Brennstoff, sind jedoch im realen Reaktorbetrieb dokumentiert, weshalb eine in die plastische Verformung eingehende Dehnungen des Hüllrohrs an den Pelletkanten nicht ausgeschlossen werden kann. Mit Hinblick auf den Einfluss von Rissen im Pellet sollte das lastabhängige Verformungsmodell diese Phänomene berücksichtigen.

5 Internationale Zusammenarbeit zum Thema Brennstabverhalten

Gegenwärtig zeigt sich eine Umwälzung in der internationalen Sicherheitsforschung mit dem Bezug auf Bestrahlungsexperimente. Zum einen fallen Testreaktoren weg (z. B. Halden), es werden frühere, zwischenzeitlich außer Betrieb befindliche Reaktoren wieder in Betrieb genommen (TREAT am Idaho National Laboratory (INL)), und neue Rahmen für die internationale Zusammenarbeit gegeben (z. B. FIDES). In diesem Kapitel werden die wichtigsten aktuellen internationalen Projekte zum Thema Brennstabverhalten vorgestellt.

Während der Projektlaufzeit kam es zur Abschaltung des Halden-Reaktors in Norwegen, weshalb das *Halden Reactor Project* (HRP) vor fundamentalen Änderungen steht. Durch den Wegfall der Bestrahlungs- und Testkapazitäten werden insbesondere Versuche zu Lastrampen und LOCA in anderen Reaktoren stattfinden müssen. Eine zukünftige Alternative zu den In-Pile-Versuchen im Halden Reaktor kann das *Framework for Irradiation Experiments* (FIDES) darstellen, das unter der Schirmherrschaft der OECD/NEA ins Leben gerufen wurde. Das soll zukünftig eine Struktur zur Bündelung und Planung von Bestrahlungsversuchen zum Brennstoff- und Materialverhalten innerhalb der OECD/NEA bilden. Nach dem Wegfall des Halden-Reaktors für Experimente wird FIDES voraussichtlich eine von wenigen Quellen innerhalb der NEA sein, von denen es Daten aus neuen Bestrahlungsexperimenten geben wird. In dem Workshop wurden unter anderem LOCA-Tests, Lastrampen und Bündel-Kriechversuche besprochen. Der thematische Rahmen von FIDES deckt sich zu großen Teilen mit den Arbeitspunkten des Projekts RS1557. Es erfolgte eine Teilnahme der GRS an dem von der OECD/NEA veranstalteten FIDES Kick-off-Meeting.

Innerhalb des FIDES soll es einzelne *Joint Experimental Programmes* (JEEPs) geben, in denen eine Forschungsgruppe bestehend aus einem Forschungsreaktor und möglichen weiteren Institutionen Experimente zum Brennstabverhalten durchführt. Im Folgenden werden die JEEPs kurz vorgestellt.

Bezüglich des Themas Lastrampen wurde das Projekt *Power to Melt and Manoeuvrability* (P2M) von einem Konsortium von CEA, EDF und SCK-CEN präsentiert /SCK 20/. Hierbei soll die Auswirkung von zentralem Brennstoffschmelzen während Lastrampen untersucht werden. Es werden vorerst zwei umfangreich instrumentierte Brennstäbe in Lastrampen untersucht. Thermoelemente innerhalb der Brennstoffsäule ermöglichen

eine genaue Temperaturmessung und bieten Validierungsmöglichkeiten für Brennstabcodes. Der erste Versuch dient der Anlagenkalibrierung, wobei die Brennstoffstruktur intakt bleibt. Im zweiten Versuch kommt es durch hohe Leistungen zum zentralen Brennstoffschmelzen. Hierbei soll die Leistung so geregelt werden, dass die Thermoelemente in der Brennstoffsäule nicht von der Schmelze erfasst werden. Diese geplanten Experimente sind für ein künftiges Vorhaben interessant, da die KTA-Regel 3101.3 zentrales Brennstoffschmelzen auf der Sicherheitsebene 3 zulässt, sofern die Rückhaltefunktion des Brennstabs gegeben ist /KTA 17/. Unter welchen Bedingungen zentrales Brennstoffschmelzen auftritt, ist jedoch nicht in dieser Detailtiefe untersucht worden.

Zum Thema LOCA wird es ein JEEP im MIR.M1 Reaktor (Forschungszentrum RIAR, Dimitrowgrad, Russland) geben. Es handelt sich hierbei um ein LOCA-Experiment mit für experimentelle Verhältnisse relativ langen Stäben (ca. 1,0m), was es für die Untersuchung einiger Phänomene besonders interessant macht. Vergleichbare andere In-Pile-Experimente haben oft deutlich kürzere Stäbe (30 cm bis 50 cm). Es werden dadurch z. T. andere Effekte erwartet als bei Tests mit kürzeren Brennstäben, zum Beispiel beim Aufblähen der Hüllrohre (*Ballooning*). Der erste vorgeschlagene Versuch enthält einem Brennstab mit Gadolinium-dotierten Brennstäben. Bisher gibt es kaum Tests zum Gadolinium-Verhalten bei LOCA (siehe auch SCIP-IV, unten). Dieses Experiment ist vielversprechend, da der Gadoliniumoxid-Gehalt bis zu 8 % des Brennstoffgewichts ausmachen kann, und dadurch eine Beeinflussung des Pelletverhaltens wahrscheinlich erscheint. Der LOCA Test simuliert die Phase nach dem Verlust dem Verdampfen des Kühlmittels, d. h. die Stäbe werden nur bis ca. 700 °C bis 800 °C erhitzt, mit Dampf gekühlt und anschließend gequenchet.

Das JEEP INCA (*In-Pile Creep for Accident-tolerant Fuel Cladding*) wird vom tschechischen Betreiber CVR, dem Forschungszentrum UJV, der Firma Alvel, dem französischen CEA und dem finnischen VTT organisiert und am LV-15 Reaktor in Tschechien durchgeführt. Hierbei werden Versuche zum betrieblichen Kriechen von verschiedenen Hüllrohren, zumeist ATF-Konzepte, durchgeführt. Neben der Bestrahlung im LV-15 gibt es auch parallele Bestrahlungen im KKW Temelin. Dieser Versuch wird Erkenntnisse zum Materialverhalten von ATF bringen, was für die GRS insbesondere in dem Vorhaben RS1577 ACTOFAN von großem Wert sein wird.

Ferner wurde das JEEP HERA (*High-burnup Experiments in Reactivity-initiated Accidents*) vom INL vorgestellt. Hierbei werden Brennstäbe im TREAT-Reaktor Reaktivitätstransienten ausgesetzt, ähnlich wie in den CABRI, BIGR oder NSRR Reaktoren. Das

Besondere an diesem Test ist, dass die Dauer des Reaktivitätseintrags (sog. Pulsweite) deutlich länger ist als in den oben genannten Anlagen. Durch die Anordnung des Kerns wird es möglich sein, typischen LWR-Pulsweiten abzubilden und das Verhalten der Brennstäbe bei RIA zu untersuchen. Bei kurzen Pulsweiten dominiert PCMI als Schadensmechanismus, wohingegen bei langen Pulsweiten eher ein Versagen infolge einer Siedekrise eintreten kann. Letztere Versagensart führt durch hohe Temperaturen zu einem Herabsetzen der Festigkeit im Hüllrohr und durch auftretende Zugspannungen zu einem Versagen der Hüllrohrintegrität. Aus dem Experiment sollen Versagensgrenzen in Abhängigkeit der Pulsbreite abgeleitet werden.

Neben der Teilnahme erfolgte die Beteiligung an SCIP III, das während der Projektlaufzeit abgeschlossen wurde. Bei der Verteilung der Abschlussberichte gab es bisher Verzögerungen, weshalb während der Vorhabenlaufzeit keine vollständige Auswertung der Ergebnisse stattfinden konnte. Erste Analysen ergaben, dass es wertvolle Ergebnisse zum Thema Brennstoffauswurf von feinkörnigem Brennstoff gibt. Außerdem erfolgte eine Beteiligung an der Planung vom SCIP IV, wobei es gelungen ist Interessenschwerpunkte im Sinne künftiger Vorhaben zum Brennstoffverhalten zu setzen. Die geplanten Experimente zum Thema LOCA behandeln unter anderem Brennstoffe wie MOX und Gadolinium-dotierungen. Diese Out-of-Pile-Versuche ergänzen die In-Pile-Versuche von CABRI (für MOX) und dem LOCA Test im MIR.M1 Reaktor (für Gadolinium).

6 Zusammenfassung

Das Vorhaben behandeln die Arbeiten über das Brennstabverhalten zum Thema RIA, LOCA und Lastrampen. Im Rahmen der Einbindung in das *CABRI International Project* (CIP) hat die GRS Zugang zu den aktuellen Ergebnissen des CABRI CIPQ Tests. Dieser Test sollte dazu dienen, das transiente Brennstoffschwellen für MOX-Brennstoff zu validieren. Der Versuch ist aus Sicht der GRS als Fehlschlag zu werten, da es zu einem untypischen doppelten Bersten des Hüllrohrs gekommen ist. Die Ursachensuche seitens des Betreibers des CABRI dauert noch an. Die im Vorhaben vorgeschlagenen Untersuchungen wurden stattdessen an älteren RepNa-Tests durchgeführt. Trotz der limitierten Datenlage konnte nachgewiesen werden, dass das transiente Brennstoffschwellen für MOX-Brennstoff deutlich größer ist als für UO_2 -Brennstoff. Für TESP-ROD, das ein auf die Leistungsdichte bezogenes Modell zum transienten Brennstoffschwellen verwendet, ergab sich ein Faktor von 31,5 zwischen UO_2 - und MOX-Brennstoff. Dieser Faktor gilt an der am höchst-belasteten Stelle des Brennstabs. Für detailliertere Darstellungen sind weitere Experimente mit Ergebnissen über die gesamte Brennstabhöhe notwendig.

Unabhängig vom Ausgang des Versuchs CIPQ konnten anhand der gewonnenen Daten die Modelle für den Wärmeübergang vom Hüllrohr auf das Kühlmittel entscheidend verbessert werden. Die Druckskalierung für den Wärmeübergang beim Blasensieden wurde für das Filmsieden übernommen. Zusätzlich wurde das Modell für das Filmsieden angepasst, so dass der stoffliche Wärmetransport während des Filmsiedens realistischer abgebildet wird. Die bisherigen Simulationen der RepNa- und CIP-Versuche bleiben davon unberührt, da der CABRI-Reaktor zuvor mit einem Natriumkühlkreislauf ausgestattet war.

Im Rahmen dieses Vorhabens wurde zudem an dem von der OECD/NEA veranstalteten RIA Benchmark Phase III teilgenommen. Die Nachrechnung des Versuchs CIP0-1 ergab gute Übereinstimmungen des Codes für UO_2 -Verhalten mit den experimentellen Ergebnissen. Hier wurde das in diesem Vorhaben entwickelte Modell für die plastische axiale Längendehnung erstmalig angewendet.

Es fand außerdem die Planung des ersten *CIP Analytical Group Meeting* statt. Es wurden erste Vorbereitungen für das erste Treffen im Oktober 2020 getroffen, welche in einem Nachfolgevorhaben nahtlos fortgeführt werden können. Es werden u. a. die Ursachen für den Fehlschlag CIPQ diskutiert, als auch Benchmarks zum Brennstabverhalten bei RIA veranstaltet.

Zum Thema Kühlmittelverluststörfall (LOCA) wurde ein Schüttbettkühlungsmodell für TESP-ROD entwickelt, welches nach Bersten eines Hüllrohrs mit einem Abbrand über 60 GWd/t SM aktiviert wird. Bei dem Schüttbettkühlungsmodell wird ein Schüttbett feinkörniger Brennstoffpartikel auf einem Abstandshalter zwischen vier bzw. drei Brennstäben angenommen. Das Schüttbettkühlungsmodell nach Lipinski ermöglicht die Berechnung eines kritischen Wärmestroms, der für eine Kühlung eines Schüttbetts notwendig ist. Die tatsächlich erzeugte und damit abzuführende Wärme muss über die Schüttbettober- und -unterseite abgeführt werden. Durch einen Abgleich des abzuführenden Wärmestroms mit dem kritischen Wärmestrom ergibt sich die Kühlbarkeit des Schüttbetts.

Ferner wurden die Hüllrohrmodelle für das Wasserstoff- und Hydridverhalten erweitert. Fundamentale Untersuchungen zur Löslichkeit von Wasserstoff in Zirkoniumlegierungen wurden im Vorhaben RS1552 behandelt. In diesem Vorhaben wurden die Modelle für TESP-ROD entwickelt und implementiert. Basierend auf Röntgendiffraktometriemessungen des Argonne National Laboratory (ANL) in den USA wurde ein Hydridausscheidungs- und -lösungsmodell entwickelt, das mit drei verschiedenen Zeitkonstanten das zyklische Lösen und Ausscheiden von Zirkoniumhydriden nachbilden kann. Die bei der Auswertung der ANL-Experimente erlangten Erkenntnisse über die kinetischen Effekte bei dem Verhalten der Wasserstofflöslichkeit konnten auf LOCA-Tests angewendet werden. Die *Integral Thermal Shock* (ITS) Tests vom JAEA zeigten eine erhöhte Widerstandsfähigkeit gegen axiale Lasten, die über das verzögerte Ausscheiden von Hydriden während des Quench-Prozesses erklärt werden können. Offen bleibt die Frage der Verifikation der dynamischen Hydridausscheidung bei den auftretenden schnellen Abkühlungen während des Wiederauffüllens des Kerns (Quenching) nach dem LOCA.

Weiterhin wurden Arbeiten an TESP-ROD bezüglich des Verhaltens bei Lastrampen durchgeführt. Die Erweiterung von TESP-ROD auf ein axiales Mehrzonenmodell ermöglicht eine detaillierte Darstellung des Brennstabverhaltens über die gesamte Brennstablänge. Das Modell ist hierbei flexibel bei der Wahl der Brennstabeinteilung. Lokale Effekte wie z. B. die Unterschiede zwischen dem Brennstabverhalten auf der halben Pelletthöhe und an den Pelletkanten können analysiert werden. Auf die Länge eines ganzen Brennstabs lassen sich die verschiedenen Ebenen simultan betrachten. Diese fundamentale Erweiterung des Programmcodes lässt sich auf alle Zustände eines Brennstabs ausweiten, so wie z. B. in Kap. 2 auf RIA-Transienten. Ein anderes Beispiel sind die Benchmarkrechnungen zum thermo-mechanischen Brennstabverhalten während der Zwischenlagerung, die im Rahmen von RS1552 begonnen wurden und in dessen Nachfolgevorhaben ausgewertet werden. Mithilfe der Berücksichtigung des

strahleninduzierten Kriechens können jetzt langfristige Kriechvorgänge besser als bisher dargestellt werden. Die Folgen sind, ein während des Betriebs schnelleres Aufkriechen eines frischen Hüllrohrs aus dem Pellet. Das Modell zur lastabhängigen Verformung (*Hourglassing*) der Pellets berechnet die vom räumlichen Temperaturgradienten des Pellets abhängige Verformung der Pelletkanten im Verhältnis zur mittleren Pellethöhe, bei der diese Verformung nicht auftritt. In Beispielrechnungen zeigt sich, dass sich diese zusätzliche lastabhängige Verformung mit der radialen Verlagerung von Brennstoff überlagert. Hierbei können so hohe Spannungen im Hüllrohr entstehen, dass dieses sich plastisch verformt. Das nachfolgende Kriechen während des Reaktorbetriebs gleicht diese plastische Verformung wieder aus, weshalb ein Nachweis einer so starken Verformung in der frühen Betriebszeit des Brennstabs schwierig ist. Aus dem neuen Modell bleiben offene Fragen bestehen, besonders was die Wechselwirkung von der radialen Verlagerung von Brennstoff und der lastabhängigen Verformung angeht. Hierzu ist bisher ungeklärt, in wie fern die radiale Verlagerung aufgehoben werden kann bzw. in wie weit das Brennstoffkriechen und -schwellen, bestehende Lücken im Pellet teilweise wieder auffüllt. Ferner ist zu überprüfen, ob das mechanische Modell des Pellets als starrer Körper nicht zu konservativ ist. Zur Beantwortung dieser Fragen sollten die mechanischen Modelle des Pellets auf ihre Anwendbarkeit überprüft werden. Möglich wäre ein neues Modell für ein viskoelastisches Pellet oder die Erweiterung des *Relocation*-Modells, dass zumindest teilweise die Verlagerung von Brennstoff nach innen ermöglicht.

Unter der Schirmherrschaft der OECD/NEA wurde das *Framework for Irradiation Experiments* (FIDES) für die Durchführung und Finanzierung von Brennstabexperimenten ins Leben gerufen. Innerhalb von FIDES sollen *Joint Experimental Programmes* (JEEPs) zu verschiedenen Fragestellungen zum Thema Brennstabverhalten geplant und durchgeführt werden. Die GRS besuchte im Rahmen dieses Projekts die FIDES-Kick-off-Meetings und begleitete die Entwicklung auf technischer Ebene. Die geplanten Experimente decken einen großen Teil des Themengebiets Brennstabverhalten ab und können einen wichtigen Beitrag zur Reaktorsicherheitsforschung liefern. Hervorzuheben sind die ersten vier JEEPs, von denen drei sich mit ähnlichen Fragestellungen befassen, wie sie in diesem Projekt behandelt werden. Das geplante JEEP HERA vom Idaho National Lab enthält Experimente zu Reaktivitätstransienten mit Pulsweiten von 45 ms bis 80 ms. Dieser Bereich wurde von bisherigen Forschungsreaktoren nicht abgedeckt und ermöglicht die Validierung transienter Wärmeübergangsmodelle für TESP-ROD. Das JEEP LOCA-Tests im MIR.M1 Reaktor behandelt integrale LOCA-Versuche, wie sie bisher nur im abgeschalteten Halden-Reaktor durchgeführt wurden. Durch die umfangreiche Instrumentierung werden hier Möglichkeiten für die Validierung von TESP-ROD gegeben.

Das am belgischen Forschungszentrum SCK-CEN geplante JEEP *Power to Melt and Manoeuvrability (P2M)* behandelt Lastrampen unter hoher Leistung, bei denen PCI-Effekte und das partielle Brennstoffschmelzen untersucht werden können. In diesem JEEP kann die Vorhersage des betrieblichen Verhaltens von TESPAs-ROD überprüft und validiert werden.

Außerdem erfolgte die Mitarbeit am mittlerweile abgeschlossenen SCIP III und neu gestarteten SCIP IV. Eine intensive Einbringung im Rahmen der technischen Planung von SCIP IV ermöglichte die Mitgestaltung von Experimenten zum Thema LOCA und Zwischenlagerung durch die GRS.

Abkürzungsverzeichnis

AUC	Ammoniumuranylcarbonat
BaCo	Brennstabprogramm von CNEA, Argentinien
BIGR	Forschungsreaktor im Forschungszentrum VNIIEF, Russland
BR2	Forschungsreaktor im Forschungszentrum SCK-CEN, Belgien
CABRI	Forschungsreaktor im Forschungszentrum Cadarache, Frankreich
CIP	CABRI International Project
E110	Zirkoniumlegierung für WWER
FE	Finite Elemente
FIDES	Framework for Irradiation Experiments
HTC	Wärmeübergangskoeffizient (engl. Heat transfer coefficient)
JEEP	Joint Experimental Programme
LOCA	Loss-of-coolant Accident, Kühlmittelverluststörfall
LV-15	Forschungsreaktor im Forschungszentrum UJV, Tschechische Republik
M5	Zirkoniumlegierung von Framatome
MECOM	Finite Element Simulationsprogramm von CNEA, Argentinien
MIR.M1	Forschungsreaktor im Forschungszentrum RIAR, Russland
MOX	Plutonium-Uran-Mischoxid
NSRR	Forschungsreaktor im Forschungszentrum Tokai, Japan
PCI	Pellet-Cladding Interaction, Pellet-Hüllrohr-Wechselwirkung
PCMI	Pellet-Cladding Mechanical Interaction, mechanische Pellet-Hüllrohr-Wechselwirkung
PPN	Knoten/Stelle der des höchsten Leistungseintrags (engl. Peak power node)
RepNa	Versuchsreihe im CABRI mit Natriumkühlung
RIA	Reactivity-initiated Accident, Reaktivitätsstörfall
SCIP	Studsvik Cladding Integrity Project
TESPA-	
ROD	Brennstabprogramm der GRS gGmbH
TREAT	Forschungsreaktor im Idaho National Laboratory (INL), USA
Zircaloy	Zirkoniumlegierung
ZIRLO	Zirkoniumlegierung von Westinghouse, in der Weiterentwicklung „Optimized ZIRLO“ hier miteingeschlossen

Literaturverzeichnis

- /AND 16/ Andersson, P., Holcombe, S., Tverberg, T.: Inspection of LOCA Test Rod IFA-650.15 Using Gamma Emission Tomography. Hrsg.: Halden Reactor Project, HWR-1164, 19. Februar 2016.
- /BAR 81/ Barleon, L., Werle, H.: Dependence of Dryout Heat Flux on Particle Diameter for Volume and Bottom-Heated Debris Beds. Kernforschungszentrum Karlsruhe (FZK), KfK 3138, 40 S., November 1981.
- /BAR 84/ Barleon, L., Thomauske, K., Werle, H.: Cooling of Debris Beds. Nucl. Technol. 65. 10.13182/NT84-A33374. Nuclear Technology, Nr. 65, 1984.
- /BOG 90/ Evers, B., Hawkins, S., Schulz, S. (Hrsg.): Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry. 5. Aufl., VCH: Weinheim, 1990.
- /BOL 18/ Boldt, F.: Dynamic Hydride Precipitation During Integral Thermal Shock Test. Präsentation, Fuel Safety Research Meeting (FSRM), Japan Atomic Energy Agency (JAEA): Mito, Japan, November 2018.
- /BOL 19/ Boldt, F., Sonnenburg, H.-G.: Transient MOX fuel swelling in TESPA-ROD code applied at CABRI RIA tests. Proceedings of GLOBAL/TOPFUEL 2019, 2019.
- /BOL 21/ Boldt, F.: Vorläufige Auswertung des CABRI-Versuchs CIPQ, Technischer Bericht. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), März 2021.
- /COL 12/ Colas, K. B.: Fundamental Experiments on Hydride Reorientation. Dissertation, Pennsylvania State University (PSU), 2012.
- /DEM 10/ Demarco, G. L., Marino, A. C.: 3D Finite Elements Modelling for Design and Performance Analysis of Pellets. Bd. 2011, Nr. 2, 11 S., DOI 10.1155/2011/843491, 18. Dezember 2010.
- /DUC 19/ Duc, B., Biard, B.: Analysis Report of the CIPQ Test, Technical Report n° CWL 2019-163. Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire (IRSN), Rapport IRSN/2013-00249, 16. April 2019.

- /IVA 18/ Ivanov, K.: Three Dimensional Fuel Pin Model Validation by Prediction of Hydrogen Distribution in Cladding and Comparison with Experiment, Final Report, Project Nr. 13-5180. Hrsg.: Nuclear Energy University Programs (NEUP), U.S. Department of Energy (DOE), 13-5180 NEUP, 139 S., 2018.
- /KAU 18/ Kaufholz, P., Stuke, M., Boldt, F., Péridis, M.: Influence of kinetic Effects on Terminal Solid Solubility of Hydrogen in Zirconium Alloys. Journal of Nuclear Materials, Bd. 510, S. 277–281, DOI 10.1016/j.jnucmat.2018.08.011, 2018.
- /KEA 67/ Kearns, J. J.: Terminal Solubility and Partitioning of Hydrogen in the Alpha Phase of Zirconium, Zircaloy-2 and Zircaloy-4. Journal of Nuclear Materials, Bd. 22, S. 292–303, 1967.
- /KTA 17/ Kerntechnischer Ausschuss (KTA): Auslegung der Reaktorkerne von Druck- und Siedewasserreaktoren Teil 3: Mechanische und thermische Auslegung, Sicherheitstechnische Regel des KTA. KTA 3101.3, 10. März 2017.
- /LEM 10/ Lemoine, F., Baron, D., Blanpain, P.: Key parameters for the High Burnup Structure formation thresholds in oxide fuels. Proceedings of TOPFUEL 2010, 2010.
- /LIP 82/ Lipinski, R.: A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds. U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), NUREG-CR-2646; SAND82-0765, 198 S., 1982.
- /LUS 15/ Luscher, W. G., Geelhood, K. G., Porter, I. E.: Material Property Correlations: Comparisons between FRAPCON-4.0, FRAPTRAN-2.0 and MATPRO. Hrsg.: U.S. Department of Energy (DOE), Pacific Northwest National Lab. (PNNL), PNNL-19417 Rev. 2, 154 S., September 2015.
- /MCM 00/ McMinn, A., Darby, E. C., Schofield, J. S.: The Terminal Solid Solubility of Hydrogen in Zirconium Alloys. Zirconium in the Nuclear Industry: Twelfth International Symposium, ASTM STP 1354, S. 173–195, 2000.

- /MOS 63/ Mostinski, I. L.: Calculation of heat transfer and critical heat flux in boiling liquids based on the law of corresponding states. *Teploenergetika*, vol. 4, Nr. 10, S. 63, 1963.
- /NAG 04/ Nagase, F., Fuketa, T.: Effect of Pre-Hydridding on Thermal Shock Resistance of Zircaloy-4 Cladding under Simulated Loss-of-Coolant Accident Conditions. *Journal of Nuclear Science and Technology*, Bd. 41, Nr. 7, S. 723–730, DOI 10.1080/18811248.2004.9715539, 2004.
- /NEA 10/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Nuclear Fuel Behaviour Under Reactivity-initiated Accident (RIA) Conditions, State-of-the-art Report, NEA/CSNI/R(2010)1. 208 S., ISBN 978-92-64-99113-2: Paris, 2010.
- /NEA 13/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): RIA Fuel Codes Benchmark, Volume 1. NEA/CSNI/R(2013)7, 6 S., 2013.
- /NEA 16a/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase-II, Volume 1: Simplified Cases Results Summary and Analysis. NEA/CSNI/R(2016)6/VOL1, 2016.
- /NEA 16b/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase-II, Volume 2: Task No. 1 Specifications. NEA/CSNI/R(2016)6/VOL2, 2016.
- /NEA 16c/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Report on Fuel Fragmentation, Relocation, Dispersal (FFRD). NEA/CSNI/R(2016)16, 221 S.: Paris, 2016.
- /NEA 17/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Reactivity-initiated Accident Fuel-rod-code Benchmark Phase II: Uncertainty and Sensitivity Analysis. NEA/CSNI/R(2017)1, April 2017.
- /NEA 20/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): WGFS RIA Fuel Rod Codes Benchmark Phases 1-3 Synthesis Report, in Veröffentlichung. Hrsg.: Committee on the Safety of Nuclear Installations, NEA/CSNI/R(2020)X, April 2020.
- /PAP 03/ Papin, J., Cazalis, B., Frizonnet, J. M., Fédérici, E., Lemoine, F.: Synthesis of CABRI-RIA Tests Interpretation. *Proceedings of Eurosafe Forum*, November 2003.

- /PEI 81/ Peisl, H.: Wasserstoff in Metallen. Physikalische Blätter, Bd. 37, Nr. 7, S. 209–213, 1981.
- /RSK 05/ RSK: Sicherheitsaspekte des Einsatzes hochabgebrannter Brennelemente unter Reaktivitätsstörfallbedingungen, 379. Sitzung, RSK-Stellungnahme. Hrsg.: Reaktorsicherheitskommission (RSK), 13 S., 27. Januar 2005.
- /SCH 97/ Schroeder, H.: Helium in Metallen und sein Einfluss auf deren mechanische Eigenschaften, ISSN 0944-2952, Jül-3453. Habilitationsschrift, Forschungszentrum Jülich, Institut für Festkörperforschung, 1997.
- /SCK 20/ SCK-CEN: Join Experimental Project (JEEP) "P2M" - "Power to melt and maneuverability". 15 S., Juni 2020.
- /SON 13/ Sonnenburg, H.-G., Arndt, J., Herb, J., Bals, C., Sievers, J.: Rechenmethoden zu Brennstab-Schadensmechanismen im Betriebsbereich und Auslegungsfällen, Abschlussbericht RS1193. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-3717, Juli 2013.
- /SON 17/ Sonnenburg, H.-G., Boldt, F.: Brennstabverhalten im Normalbetrieb, bei Störfällen und bei Langzeitlagerung. GRS-, Bd. 464, 108 S., DOI 10.2314/GBV:1011412691, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, Garching b. München, Berlin, Braunschweig, 2017.
- /SON 18/ Sonnenburg, H.-G., Boldt, F.: Dynamic hydride precipitation during LOCA quench process can significantly preserve cladding's ductility. Proceedings of TOPFUEL 2018, 2018.
- /SZA 72/ Szabó, I.: Höhere Technische Mechanik, 5. verbesserte und erweiterte Auflage. ISBN 3-540-05436-7, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1972.
- /THO 12/ THOMÉ, L., MOLL, S., DEBELLE, A., GARRIDO, F., SATTONNAY, G., JAGIELSKIE, J.: Radiation Effects in Nuclear Ceramics. Advances in Materials Science and Engineering, DOI 10.1155/2012/905474, 2012.

- /UNE 09/ Une, K., Ishimoto, S., Etoh, Y., Ito, K., Ogata, K., Baba, T., Kamimura, K., Kobayashi, Y.: The terminal solid solubility of hydrogen in irradiated Zircaloy-2 and microscopic modeling of hydride behavior. *Journal of Nuclear Materials*, Bd. 389, Nr. 1, S. 127–136, DOI 10.1016/j.jnucmat.2009.01.017, 2009.
- /VIT 01/ Vitanza, C.: A RIA Failure Criterion based on Cladding Strain. Hrsg.: OECD Nuclear Energy Agency (NEA), August 2001.
- /WIE 08/ Wiesenack, W.: Physical Principles and Computational Codes for Fuel Behaviour Modelling, Lecture 9.3. Präsentation, Joint ICTP-IAEA Workshop on The Training in Basic Radiation Materials Science and its Application to Radiation Effects Studies and Development of Advanced Radiation-Resistant Materials, International Centre for Theoretical Physics: Trieste, 10. November 2008.

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Mit TESPA-ROD berechnete Umfangsdehnungen für das Experiment RepNa 6 an der höchstbelasteten Stelle	14
Abb. 2.2	Schematische Darstellung der Ovalisierung des Hüllrohrs im RepNa 6 Versuch	15
Abb. 2.3	Umfangsdehnungen des Hüllrohrs im RepNa 7 Versuch, mit TESPA-ROD modelliert ($n = 0,05$).....	15
Abb. 2.4	Mit TESPA-ROD berechnete Umfangsdehnungen des Experiments RepNa 7 ($n = 0,0625$)	16
Abb. 2.5	Mit TESPA-ROD berechnete Umfangsdehnungen des Experiments RepNa 9 ($n = 0,043$)	16
Abb. 2.6	Vergleich der axialen Längendehnungen in Abhängigkeit der eingebrachten Energie für RepNa 6 und RepNa 7 aus /PAP 03/	18
Abb. 2.7	TESPA-ROD Nachrechnung der axialen Längendehnung über den Energieeintrag von RepNa 6.....	18
Abb. 2.8	TESPA-ROD Nachrechnung der axialen Längendehnung über den Energieeintrag von RepNa 7.....	19
Abb. 2.9	Temperaturverläufe von CIPQ, (unterer Brennstabteil) aus der TESPA-ROD Rechnung in 5 axialen Ebenen (Level 1 unten, Level 5 oben). Flächige Bereiche zeigen alternierende HTC-Modi	22
Abb. 2.10	Temperaturverläufe von CIPQ (oberer Brennstabteil) aus der TESPA-ROD Rechnung in 5 axialen Ebenen (Level 1 unten, Level 5 oben). Flächige Bereiche zeigen alternierende HTC-Modi	23
Abb. 2.11	Umfangsdehnung über die Brennstabhöhe: Vergleich der Teilnehmerergebnisse mit der Profilmessung	24
Abb. 2.12	Axiale Längenänderung über die Zeit. Vergleich der Teilnehmerergebnisse	25
Abb. 3.1	Schematische Darstellung einer Ablagerung	28
Abb. 3.2	Schematische Darstellung des Schüttbetts zwischen vier Brennstäben mit den Wärmeströmen des Schüttbetts und der Brennstäbe	29
Abb. 3.3	Berechnung der kritischen Wärmestromdichte ausgehend von einer linearen Stablängenleistung von 500 W/cm im Betrieb	31

Abb. 3.4	Berechnung der kritischen Wärmestromdichte ausgehend von einer linearen Stablängenleistung von 600 W/cm im Betrieb	32
Abb. 3.5	Darstellung der Löslichkeitsgrenzen TSSd und TSSp mit eingezeichneter Hysterese	33
Abb. 3.6	Zeitliches Temperaturprofil der wasserstoffbeladenen Probe der ANL-Messungen	34
Abb. 3.7	Röntgendiffraktometriemessungen des ANL für eine Wasserstoffhaltige Zirkonium-Probe /NEUP 18/	35
Abb. 3.8	Vergleichsrechnung mit TESPА-ROD zu den ANL-Messungen /NEUP 18/.....	38
Abb. 3.9	Schematische Darstellung der Spannungsverteilung über die Hüllrohrwandstärke zum Zeitpunkt des Quenchings	39
Abb. 3.10	Grenzkurven der GRS und U.S.NRC im Vergleich mit den Versagensgrenzen der ITS-Tests mit starrer Einspannung. Die Pfeile beschreiben die Verschiebung der Versagensgrenze nach Einbeziehung der sekundären Hydrierung	41
Abb. 3.11	Temperaturverlauf des integralen LOCA-Tests sowie errechnete Nil-Ductility-Temperatur	42
Abb. 3.12	Errechnete Wasserstoff- und Hydridgehalte während des integralen LOCA-Tests.....	42
Abb. 3.13	Errechnete ECR-Werte für das Hüllrohr. Ein exzentrisches Aufblähen führt zu einer ungleichmäßigen Oxidation.....	43
Abb. 3.14	Errechneter zusätzliche Spannung durch Thermoschock während des Quenching	43
Abb. 3.15	Temperaturverlauf und errechnete Nil-Ductility-Temperatur während des Quenching	44
Abb. 3.16	Mit TESPА-ROD berechnete Wasserstoff- und Hydridgehalte während des Quenching	44
Abb. 4.1	Schematische Darstellung einer Pelletverformung unter Last	48
Abb. 4.2	Schematische Darstellung des Flusses zwischen zwei Ebenen n und n+1	49
Abb. 4.3	Schematische thermische Pelletverformung bei hoher Zentraltemperatur und niedriger Außentemperatur	51

Abb. 4.4	Geometrische Bedingungen zur radialen Verschiebung der Pelletkanten.....	52
Abb. 4.5	Beispiel eines vereinfachten Leistungsprofils über drei Zyklen.....	54
Abb. 4.6	TESPA-ROD-Rechnung von Pellet- und Hüllrohrradius über drei Zyklen mit Grundmodell.....	55
Abb. 4.7	Pellet- und Hüllrohrradius über drei Zyklen, Vergleich des Grundmodells mit dem Relocation-Modell (RL).....	56
Abb. 4.8	Pelletradius über drei Zyklen, Vergleich des Grundmodells, des Relocation-Modells (RL) und des kombinierten Modells zu <i>Relocation</i> und <i>Hourglassing</i> (HG+RL).....	57
Abb. 4.9	FE-Modellierung eines Pellets zur lastabhängigen Verformung /DEM 10/	58
Abb. 4.10	FE-Modellierung zum Einfluss auf einen axialen Spalt auf die Pelletverformung /DEM 10/	59

Anhang A

Abb. A.1	Kritische Wärmestromdichte (<i>Dryout flux</i>) für ein 500 mm starkes UO ₂ -Schüttbett. Vergleich des Lipinski 0-D Modells mit anderen Modellen aus /LIP 82/	84
Abb. A.2	Kritische Wärmestromdichte (<i>Dryout flux</i>) für eine Schüttbett aus Bronzepartikeln aus experimentellen Messungen (Barleon-Werle und Barleon) sowie Modellrechnungen aus /LIP 82/	85

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Auslegung des CIPQ-Tests und Forderungen an das Experiment	5
Tab. 2.2	Versuche der RepNa-Serie, die mit MOX-Brennstoff durchgeführt wurden /VIT 01/	13
Tab. 2.3	Vergleich der Messwerte und Nachrechnungen der permanenten Umfangsdehnungen der RepNa-Versuche und des CIP0-1 Versuchs.	14
Tab. 2.4	Vergleich der Messwerte und Nachrechnungen der Längenänderung der RepNa-Versuche und des CIP0-1 Versuchs	17
Tab. 2.5	Ermittelte Faktoren und Druckskalierungen für verschiedene Wärmeübergangsarten	21
Tab. 4.1	Abhängigkeit der Parameter bzgl. des axialen Mehrzonenmodells	48
Tab. 4.2	Parameter für das strahleninduzierte Kriechen für SRA und XRA Hüllrohre. Temperaturangaben T werden in Kelvin/Kelvin angegeben (dimensionslos)	50

A Schüttbettkühlung nach Lipinski

Das Modell für die kritische Wärmestromdichte ist für verschiedene Kühlmittel und verschiedene Schüttbetten entwickelt /LIP 82/ worden. In Abb. A.1 sind die Vorhersagen der kritischen Wärmestromdichte für ein 500 mm starkes UO_2 -Schüttbett mit einer Porosität von 40 % dargestellt. Der Vergleich erfolgte zwischen dem eindimensionalen Lipinski-Modell (*Present work*) und dem nulldimensionalen Modell (Lipinski 0-D). Zusätzlich zu den Modellvorhersagen sind in Abb. A.2 Messergebnisse für ein Schüttbett aus Bronzeartikeln dargestellt. Die Messergebnisse basieren auf den Messungen von Barleon und Werle /BAR 84/, /BAR 81/. Beide Modelle von Lipinski liefern hier gute Annäherungen an die gemessenen kritischen Wärmestromdichten. Zwischen dem nulldimensionalen und dem eindimensionalen System von Lipinski gibt es nur geringfügige Unterschiede im dargestellten Bereich. Die kleinsten Partikel in Abb. A.1 werden für Urandioxid mit ca. 0,3 – 0,4 mm angegeben, was der Abschätzung von Gleichung (3.5) entspricht.

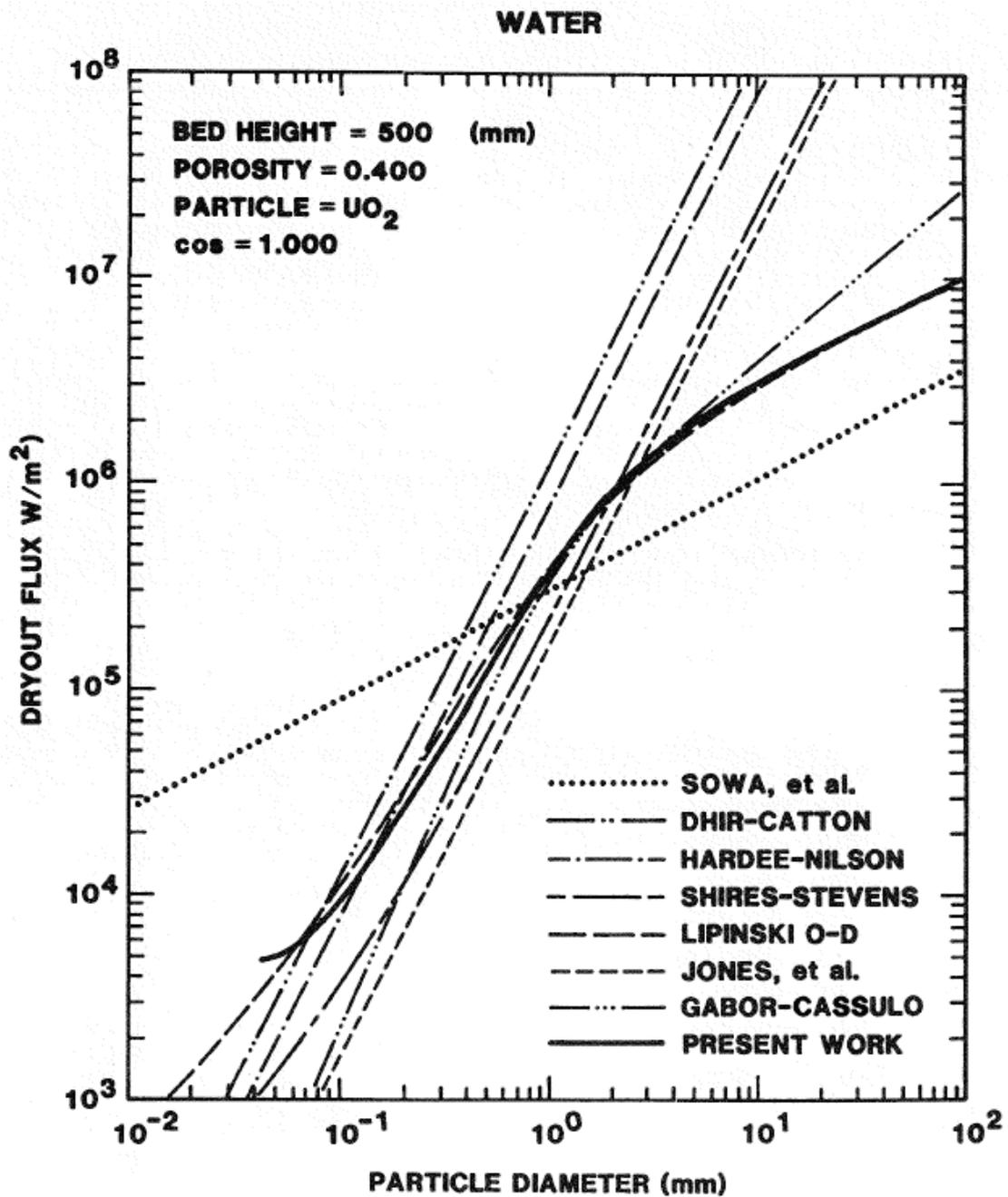


Figure 4-6b. Dryout Fluxes for Several Models:
 (b) as in 4-5b, but With a 500-mm
 Thick Bed.

Abb. A.1 Kritische Wärmestromdichte (*Dryout flux*) für ein 500 mm starkes UO₂-Schüttbett. Vergleich des Lipinski 0-D Modells mit anderen Modellen aus /LIP 82/

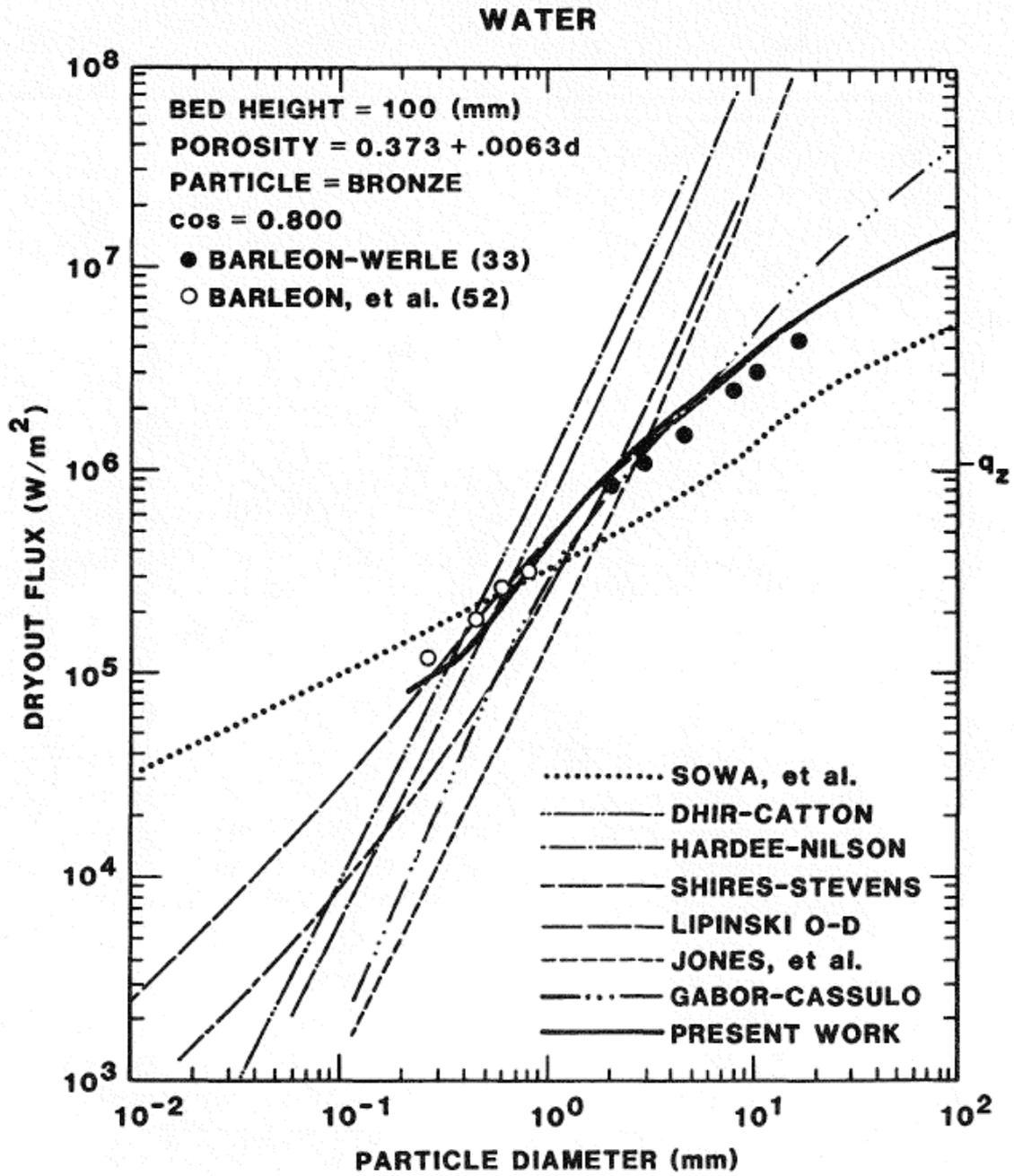


Figure 4-7. Predicted and Measured Dryout Fluxes for Beds With Bronze Particles and Water, 40% Porosity and 100 mm Thick. Various models and the data of Barleon and Werle [33,52] are shown.

Abb. A.2 Kritische Wärmestromdichte (*Dryout flux*) für eine Schüttbett aus Bronze-partikeln aus experimentellen Messungen (Barleon-Werle und Barleon) sowie Modellrechnungen aus /LIP 82/

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

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

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

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

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

www.grs.de

ISBN 978-3-947685-95-0