

**Brennstabverhalten im  
Normalbetrieb,  
bei Störfällen und bei  
Langzeitlagerung**

## Brennstabverhalten im Normalbetrieb, bei Störfällen und bei Langzeitlagerung

Heinz-Günther Sonnenburg  
Felix Boldt

August 2017

### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende F&E-Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Kennzeichen RS1518 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

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

## **Deskriptoren**

Brennstabverhalten, LOCA, RIA, PCI, Langzeitlagerung, Zwischenlagerung

## Kurzfassung

Das Vorhaben RS1518 hat zum Ziel Methoden für die Analyse des Brennstabverhaltens zu entwickeln und greift dabei auf Erkenntnisse aus dem Vorläufervorhaben RS1193 zurück. Das Projekt gliedert sich in die Arbeitspakete zum Verhalten bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverluststörfällen, zum Verhalten bei Lastrampen während des Betriebs sowie zum Verhalten bei der Langzeitzwischenlagerung. Letzteres betrifft die Zwischenlagerung bestrahlter Brennelemente nach ihrem Einsatz im Reaktor und vor einer potenziellen geologischen Endlagerung oder anderer Behandlung.

Zum Thema Reaktivitätsstörfall wurde im Rahmen eines OECD-NEA RIA-Benchmarks der Brennstab-Code TESP-ROD mit anderen Simulationsprogrammen verglichen und die resultierenden Ergebnisse wurden einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse unterzogen. Die teilweise großen Unsicherheiten in den Ergebnissen zeigen die Notwendigkeit für die weiterführende Validierung an experimentellen Daten.

Für die Bewertung der Brennstabintegrität bei Kühlmittelverluststörfällen wurden die QUENCH-LOCA-Tests des KIT bezüglich des Einflusses der Wasserstoffaufnahme ausgewertet. Neben Modellen zur transienten Wasserstoffaufnahme wurde für den Brennstab-Code TESP-ROD ein Modell zur Brennstoffverlagerung innerhalb des gedehnten Hüllrohres entwickelt.

Zum Verhalten bei Lastrampen wurden Studsvik-SCIP-HRX-Experimente zum Hüllrohrkriechen ausgewertet und auf dessen Grundlage neue Kriechkorrelationen für den Brennstabcode TESP-ROD entwickelt. Diese bieten die Grundlage zum Verständnis der mechanischen Phänomene bei Spannungsrisskorrosion (*Pellet cladding (mechanical) interaction, PCI/PCMI*).

Der Brennstab-Code TESP-ROD wurde dahingehend erweitert, dass Berechnungen für das Hüllrohrverhalten bestrahlter Brennstäbe während der Langzeitzwischenlagerung von einem Zeitraum von über 100 Jahren ermöglicht werden. Anhand von Sondierungsrechnungen wird gezeigt, dass bereits jetzt mit der vorliegenden Brennstabmodellierung die Einhaltung von Brennstabkriterien, wie permanente Hüllrohrdehnung und maximale Umfangsspannung im Hüllrohr, überprüft werden können.

## **Abstract**

The RS1518 project aims to develop methods for the analysis of the fuel rod behaviour, based on the findings of the precursor project RS1193. The project is divided into the work packages for behaviour with reactivity initiated accidents (RIA), loss of coolant accidents (LOCA), behaviour during load follow operation, and behaviour during long-term storage. The latter applies to the interim storage of spent nuclear fuel after reactor operation and before a possible geological disposal or alternative treatment.

In the context of an OECD-NEA RIA benchmark, the fuel rod code TESP-ROD was compared with other simulation codes on the subject of reactivity initiated accidents. The resulting code predictions were subjected to an uncertainty and sensitivity analysis. The partial large uncertainties in the results show the necessity for the continuative validation on experimental data.

The QUENCH-LOCA tests performed by KIT investigating the hydrogen up-take in the ballooned cladding during LOCA have been utilized for modelling the hydrogen up-take in the TESP-ROD code. In addition to that, a model for fuel relocation within the strained cladding has been developed for the fuel rod code TESP-ROD.

Studsvik-SCIP-HRX experiments on the cladding creep behaviour have been analysed and specific creep models have been deduced from that. These new creep models provide the basis for the understanding of mechanical phenomena in pellet/cladding (mechanical) interaction (PCI / PCMI) which might occur during load follow operation.

The applicability of fuel rod code TESP-ROD has been extended to perform analyses for the fuel rod behaviour of irradiated fuel during long-term storage. In this case the long-term storage covers a period of more than 100 years. It is shown by means of multiple code predictions under varying boundary conditions that the TESP-ROD code can be applied in safety analyses. Compliance with fuel rod criteria, such as permanent cladding strain and circumferential stress in the cladding can be assessed by the TESP-ROD code.

## Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung.....</b>	<b>I</b>
	<b>Abstract.....</b>	<b>II</b>
<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Reaktivitätsstörfall.....</b>	<b>3</b>
2.1	OECD RIA Benchmark Phase 2 .....	4
2.2	Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse .....	8
2.3	Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse.....	12
2.4	Änderungen an TESPA-ROD-Modellierung .....	13
<b>3</b>	<b>Kühlmittelverluststörfall.....</b>	<b>17</b>
3.1	KIT-QUENCH-LOCA-Versuch L1 .....	21
3.2	Brennstoff-Verlagerung bei LOCA .....	28
<b>4</b>	<b>Pellet Cladding Interaction (PCI) .....</b>	<b>33</b>
4.1	Elastizitätsmodul.....	33
4.2	Kriechdehnung .....	35
4.3	Schlupf zwischen Hüllrohr und Pellet bei Spaltschluss .....	41
<b>5</b>	<b>Langzeitzwischenlagerung .....</b>	<b>50</b>
5.1	Zeitintegration.....	50
5.2	Helium-Produktion, –Freisetzung und Brennstoff-Schwellen.....	54
5.3	MOX-Nachzerfallsleistung .....	58
5.4	Axiale Brennstoff-Verlagerung .....	59
5.5	Geometrisch bedingte Reduktion der Kriechrate.....	64
5.6	Sondierungsrechnungen.....	67
<b>6</b>	<b>Umstellung der Entwicklungsumgebung.....</b>	<b>85</b>

<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>87</b>
7.1	Reaktivitätsstörfall.....	87
7.2	Kühlmittelverluststörfall.....	87
7.3	Verhalten bei Lastrampen.....	88
7.4	Langzeitzwischenlagerung.....	89
7.5	Umstellung der Entwicklerumgebung.....	91
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>92</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>95</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>99</b>
	<b>Abkürzungsverzeichnis.....</b>	<b>100</b>

# 1 Einleitung

Das Vorhaben RS1518 hat zum Ziel Methoden für die Analyse des Brennstabverhaltens unter Betriebsbedingungen, bei Reaktivitäts- (RIA) und Kühlmittelverluststörfall (LOCA) sowie bei der Langzeitzwischenlagerung zu entwickeln. Dabei wird an die Erkenntnisse des Vorgängervorhabens RS1193 angeknüpft.

Der vorliegende Bericht gliedert sich in vier thematische Teile, wobei den Auslegungsstörfällen RIA und LOCA jeweils eigene Kapitel gewidmet sind. Nach der diesem Kapitel wird im zweiten Kapitel die Weiterentwicklung von TESPА-ROD zum Thema RIA behandelt. Neben den Erkenntnissen aus dem OECD Benchmark werden die Erweiterungen und Validierungen der TESPА-ROD-Modelle vorgestellt.

Das dritte Kapitel befasst sich mit dem Thema LOCA. Hier wird auf die Abhängigkeit von Hydrierung und Oxidation des Hüllrohres, sowie auf Brennstoffverlagerung eingegangen. Die Modellerweiterungen für TESPА-ROD werden anhand von KIT QUENCH-LOCA- und Studsvik-SCIP-Tests validiert.

Daran schließt sich das vierte Kapitel über das Brennstabverhalten im Betrieb an. Bei Lastfolgebetrieb hat das mechanische Verhalten des Hüllrohrs entscheidenden Einfluss auf mögliche Hüllrohrschäden. Es werden Modellerweiterungen für den Elastizitätsmodul und die Kriechdehnung in TESPА-ROD beschrieben.

Das fünfte Kapitel behandelt das Hüllrohrverhalten bei der Langzeitzwischenlagerung bestrahlter Brennelemente nach ihrem Einsatz im Reaktor. Es handelt sich dabei um die langfristige Zwischenlagerung vor einer potentiellen Endlagerung oder anderer Behandlung. Für die Anwendung von TESPА-ROD in der Langzeitzwischenlagerung ist eine variable Zeitintegration in TESPА-ROD Voraussetzung für akzeptable Rechenzeiten, die in Kapitel 5.1 vorgestellt wird. Die Modellerweiterungen für das Brennstabverhalten werden in den Kapiteln 5.2 bis 5.5 beschrieben. Abschließend werden Sondierungsrechnungen für ausgewählte Transienten der Langzeitzwischenlagerung vorgestellt.





## 2 Reaktivitätsstörfall

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 ca. 10 000 K/s.

Im Vergleich zu Umgebungsbedingungen, wie sie bei anderen anderen Störfällen (z. B. Kühlmittelverluststörfall) vorliegen, ist die Entwicklung von physikalischen Korrelationen anhand Out-of-pile-Experimente 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 z. B. 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. Im Vorläufervorhaben RS1193 wurden bereits die in TESPA-ROD verwendeten Wärmeübergangsmodelle anhand der japanischen NSRR-Tests erfolgreich weiterentwickelt und validiert.

Neben dem Wärmeübergang gehört auch das charakteristische kurzzeitige Brennstoffschwellen zu den Merkmalen einer RIA-Transiente. Hier ist das Schwell-Verhalten von MOX-Brennstoff von besonderem Interesse, da die heterogene Verteilung der MOX-Bestandteile im Pellet mit entsprechend heterogener Wärmeerzeugung im Pellet verbunden ist und daher vermutlich nicht dasselbe Verhalten wie ein  $\text{UO}_2$ -Brennstoff zeigen wird. Für die experimentelle Untersuchung des Brennstabverhaltens ist der CABRI-Reaktor, der auch mit deutscher Beteiligung betrieben wird, vorgesehen. Die Inbetriebnahme des CABRI-Reaktors im Rahmen des CIP (CABRI International Project) wurde erneut verschoben, so dass im Rahmen des laufenden Vorhabens keine Daten für die Validierung des MOX-Brennstoffschwellens verfügbar wurden. Der derzeitige Plan sieht eine Inbetriebnahme des auf Wasserkühlung umgebauten CABRI-Reaktors für das Frühjahr 2017 vor /CAB 15/. Für das laufende Vorhaben ist daher ersatzweise statt der CABRI-Versuchsdaten-Auswertung eine Teilnahme am zweiten OECD-RIA-Benchmark erfolgt.

Der bereits im Vorläufervorhaben (RS1193) behandelte OECD-Benchmark wurde nun in Form der Phase 2 fortgeführt. Basierend auf den Erkenntnissen aus der Phase 1 des Benchmarks wurden wiederum Code-zu-Code-Vergleiche vorgenommen. Hier zeigte sich, dass die teilnehmenden Codes vor allem Unterschiede in der Modellierung der Verformung des Hüllrohrs und der Wärmeübertragung aufweisen.

Der zweite OECD-Benchmark beinhaltet zudem eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse, um zum einen die Unsicherheitsbänder der Ergebnisse zu quantifizieren und zum anderen die Parameter mit dem größten Einfluss auf das Brennstabverhalten zu ermitteln. Hierzu wurde das Brennstabprogramm TESP-ROD erstmals mit der aktuellen Version des GRS-Programms SUSA 4.0 gekoppelt.

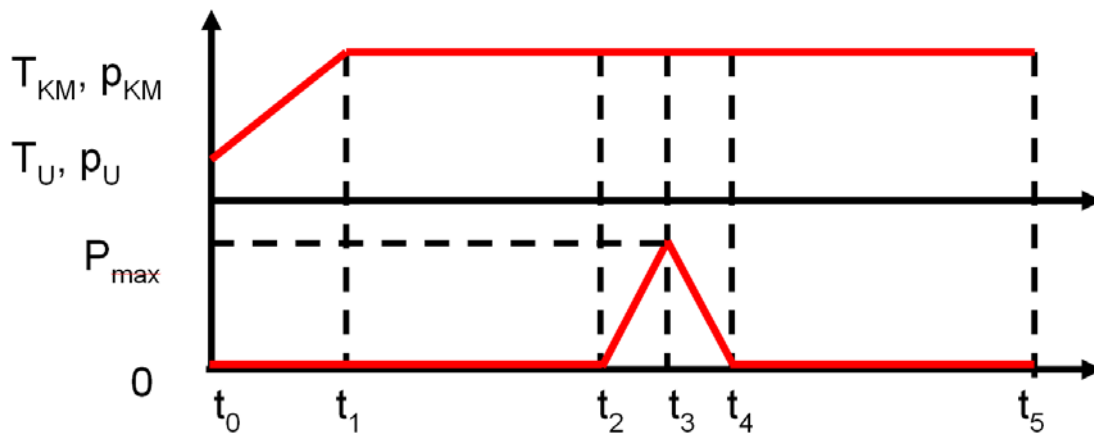
## **2.1 OECD RIA Benchmark Phase 2**

Die Working Group for Fuel Safety (WGFS) der OECD Nuclear Energy Agency (NEA) eröffnete nach dem Ende des RIA Benchmarks im Jahr 2013 im selben Jahr die Phase 2. Die erste Phase des Benchmarks behandelte die Nachrechnung des CABRI-Experiments CIP3-1. Die Ergebnisse zeigten große Abweichungen der teilnehmenden Simulationscodes untereinander, was zu der Empfehlung des Committee on the Safety of Nuclear Installations (CSNI) für eine vertiefte Untersuchung in Phase 2 des Benchmarks führte. Ziel war eine Untersuchung an vereinfachten Rechenfällen zur Gegenüberstellung unterschiedlicher Modellierungsansätze sowie eine Bewertung der Code-Unsicherheit. Insgesamt nahmen 15 verschiedene Organisationen mit insgesamt 7 verschiedenen Rechen-Codes teil /NEA 17/. Der Brennstab-Code TESP-ROD wurde in diesem Benchmark nur von der GRS angewendet.

Der erste Teil des zweiten Benchmarks beinhaltet zehn Rechenfälle, die Variationen einer einfachen Grundanordnung sind. Hierbei handelt es sich um eine 10 cm hohe, zylindrische Brennstoffsäule ( $\text{UO}_2$ , kein Abbrand), umgeben von einem Gasspalt und einem Hüllrohr (Zry-4), wobei oberhalb des Brennstoffs ein gasgefülltes Plenum vom Hüllrohr mit eingeschlossen ist. Das Hüllrohr wird von außen mit Wasser gekühlt. Der Brennstab erfährt zu Beginn einen Druck- und Temperaturanstieg im Kühlmittel ohne dass Leistung im Brennstab zugeführt wird. Die Aufheizphase beginnt bei Umgebungstemperatur und -druck ( $p_U, T_U$ ) und endet bei Betriebsbedingungen mit  $p_{KM}$  und  $T_{KM}$  in Abhängigkeit des untersuchten Falls. Nach einer Haltezeit findet ein kurzzeitiger, starker Energieeintrag in Form einer Dreieck-Amplitude statt (Abb. 2.1, Tab. 2.1).

**Tab. 2.1** Zeitverlauf der Reaktivitätstransiente

Zeitpunkt	$t_1$	$t_2$	$t_3$	$t_4$	$t_5$
[s]	50	100	100,015	100,030	200



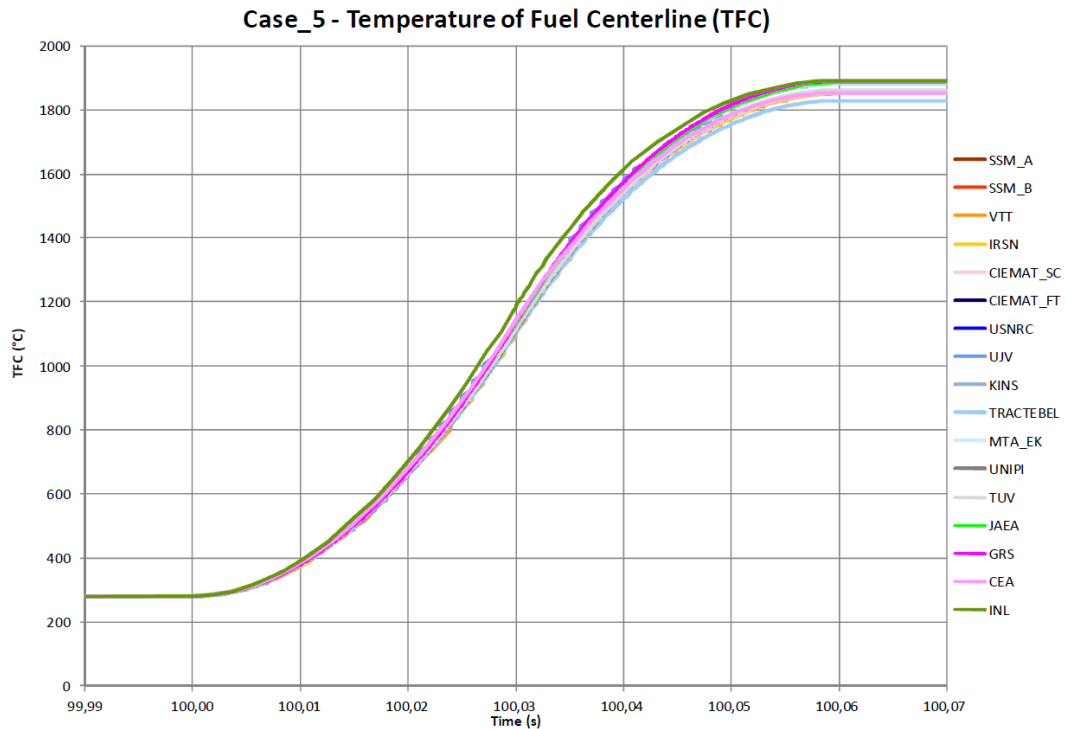
**Abb. 2.1** Kühlmitteltemperatur- und Kühmitteldruck-Entwicklung, sowie Leistungseintrag in den Brennstab in Abhängigkeit der Zeit

Die Zeitpunkte  $t_1$  bis  $t_5$  entsprechen Tab. 2.1, Druck und Temperatur liegen mit  $T_U$  und  $p_U$  zu Umgebungsbedingungen, sowie mit  $T_{KM}$  und  $p_{KM}$  zu Betriebsbedingungen vor. Zwischen  $t_2$  und  $t_4$  erreicht die Leistung ihr Maximum mit  $P_{max}$ .

Die einzelnen Rechenfälle unterscheiden sich bezüglich der Randbedingungen. Beispielsweise werden ein kalt-unterkritischer Zustand (Kühlmittel bei Umgebungsdruck und Umgebungstemperatur – im Benchmark als SWR-Bedingung bezeichnet) und ein heiß-unterkritischen Zustand (Kühlmittel unter Betriebsbedingung wie im DWR) simuliert. In weiteren Rechenfällen werden ausgehend von diesen beiden Zuständen einzelne Parameter variiert. Die Zusammenfassung der Parameterkombinationen und die Ergebnisse sind in den OECD-Berichten /NEA 16, NEA 16a, NEA 17/ aufgeführt.

Der GRS-Rechencode TESP-ROD ist für Reaktivitätstransienten entwickelt und wurde bei diesem Benchmark angewendet. Im Folgenden werden die Benchmark-Ergebnisse beispielhaft am DWR-Fall (Case #5) erläutert.

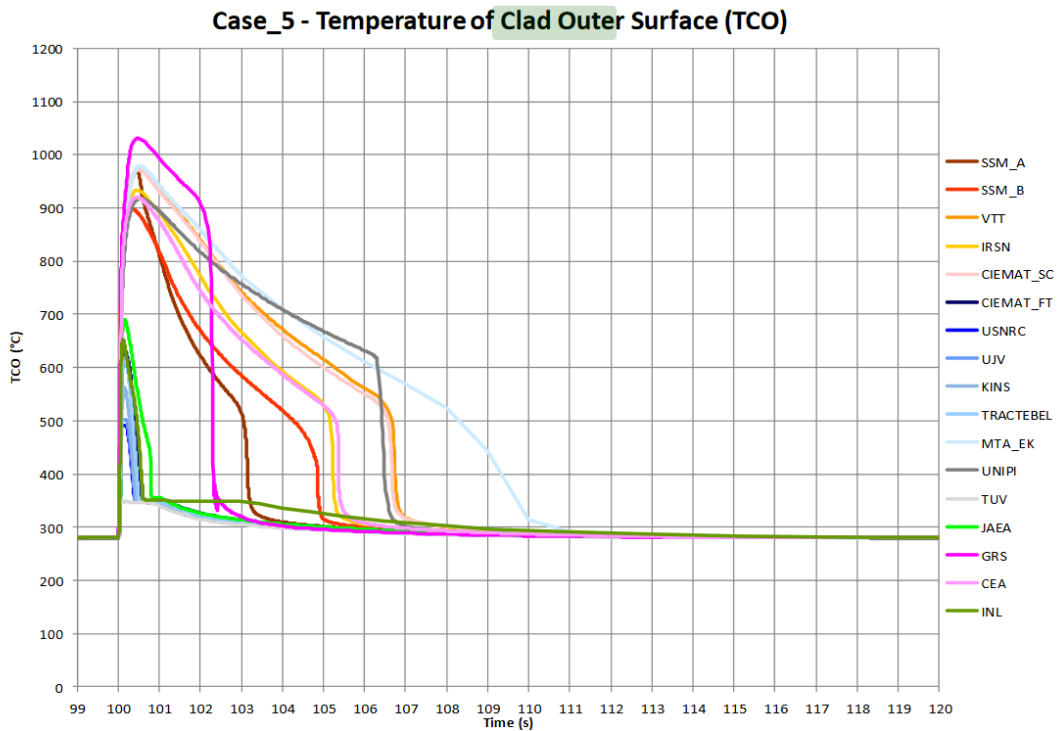
In einigen Parameterverläufen liegen die verschiedenen Codes nahe beieinander. Dies ist der Fall für die Enthalpie-Änderung im Pellet sowie für die Pellet-Zentraltemperatur (siehe Abb. 2.2).



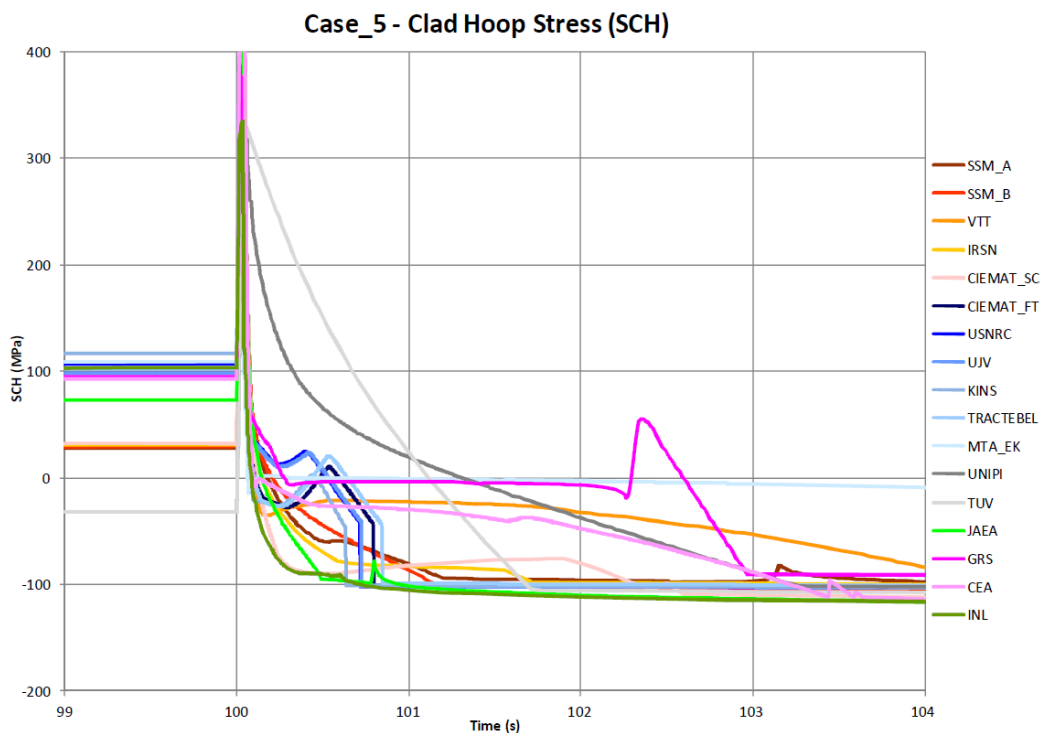
**Abb. 2.2** Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente, TESPА-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/

Bei dem Vergleich zu den anderen Rechencodes zeigt sich, dass TESPА-ROD zuweilen hohe Werte berechnet, so z. B. die Außentemperatur von Pellet oder Hüllrohr, letzteres dargestellt in Abb. 2.3. Das schnelle Abfallen der Temperatur bei ca. 102,2 s ist eine Folge des Wiederbenetzens nach einer Zeitspanne von etwa 2 s mit Filmsieden.

In TESPА-ROD wird der Beginn des Filmsiedens anhand des thermo-mechanischen Ungleichgewichts nach Schröder-Richter /SCH 96/ ermittelt, dass den Übergang vom unterkühltem Blasensieden zum Filmsieden (DNB – departure from nucleate boiling) vorhersagt. Das Auftreten von DNB wird von allen teilnehmenden Codes für den Case #5 gleichermaßen berechnet, siehe Temperaturanstiege zum Zeitpunkt 100 s in Abb. 2.3.



**Abb. 2.3** Hüllrohr-Außentemperatur während der RIA-Transiente, TESP-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet /NEA 16/



**Abb. 2.4** Umfangsspannung im Hüllrohr während der RIA-Transiente, TESP-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet

Vor Beginn der RIA-Transiente (vor 100 s) besteht ein Spaltschluss zwischen Pellet und Hüllrohr. Hierdurch entsteht eine Umfangsspannung im Hüllrohr, die von den meisten teilnehmenden Codes und auch von TESP-ROD mit etwa 100 MPa berechnet wird (siehe Spannungswerte vor 100 s in Abb. 2.4).

Durch das für RIA-Transienten typische kurzzeitige Brennstoffschwellen verformt sich das Hüllrohr bis in den plastischen Bereich, so dass sich bei der folgenden Abkühlung das Hüllrohr vom Pellet abhebt und ein Spalt entsteht. Die Spaltöffnung wird von den teilnehmenden Codes sehr unterschiedlich berechnet, was einerseits eine Folge der unterschiedlichen Berechnung zur plastischen Hüllrohrverformung ist und andererseits eine Folge der unterschiedlichen Berechnung der Dauer des Filmsiedens ist.

In TESP-ROD tritt die Spaltöffnung bei etwa 103 s auf, da bei etwa 102,5 s das Filmsieden beendet wird. Kurz nach dem Abfall der Brennstoffleistung und noch vor der Spaltöffnung (zwischen 100,3 s und 102 s) kompensieren sich wegen der plastischen Verformung der Festkörperdruck und der Kühlmitteldruck, so dass ein nahezu spannungsfreier Zustand berechnet wird.

Die von TESP-ROD berechnete Spannungsschwankung in der Zeitspanne von 102 s bis 103 s mit Spaltschluss geht zurück auf die thermische Dehnung, die bei Phasenwechsel von der  $\beta$ -Zr-Phase in die  $\alpha$ -Zr-Phase verschiedene Temperaturabhängigkeiten aufweist und somit zu Kontraktion und Expansion der Hülle führt.

Insgesamt zeigt sich, dass das Spannungsmaximum zum Zeitpunkt der maximalen Brennstoffleistung sowie das Spannungsminimum am Ende der Transiente von TESP-ROD in Übereinstimmung mit den Ergebnissen der teilnehmenden Codes berechnet werden.

## **2.2 Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse**

Im zweiten Teil des Benchmarks wurde ein Fall mit DWR-Randbedingungen aus dem ersten Teil ausgewählt und einer Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse unterzogen. Für diesen Zweck wurde TESP-ROD mit dem GRS-Programm SUS-4.0 gekoppelt.

Mit SUS-4.0 wurden 200 Eingabedatensätze erzeugt, die aus den vom Benchmark vorgegebenen Verteilungen für zufällige Parametervariationen hervorgehen. Die Stich-

probenanzahl 200 wurde wegen einer hohen Aussagekraft gewählt und orientiert sich an dem Wilks'schen Kriterium für Konfidenzintervalle /NEA 17/. Diese Variationen sollten zum einen Fertigungstoleranzen vom Brennstab, wie z. B. Hüllrohrdurchmesser, und zum anderen auch Ungenauigkeiten in den verwendeten Code-Modellen, wie z. B. im Wärmeleitungsmodell, berücksichtigen. Bei der Auswertung der Unsicherheiten wurden die Ergebnisse der einzelnen Codes absolut und relativ miteinander verglichen.

Es liegen die Unsicherheiten bezüglich Pellet-Zentraltemperatur und Pellet-Enthalpie für alle Codes in derselben Größenordnung (siehe Unsicherheit in der Berechnung der Zentraltemperatur und Referenzrechnung in Abb. 2.5, Abb. 2.6).

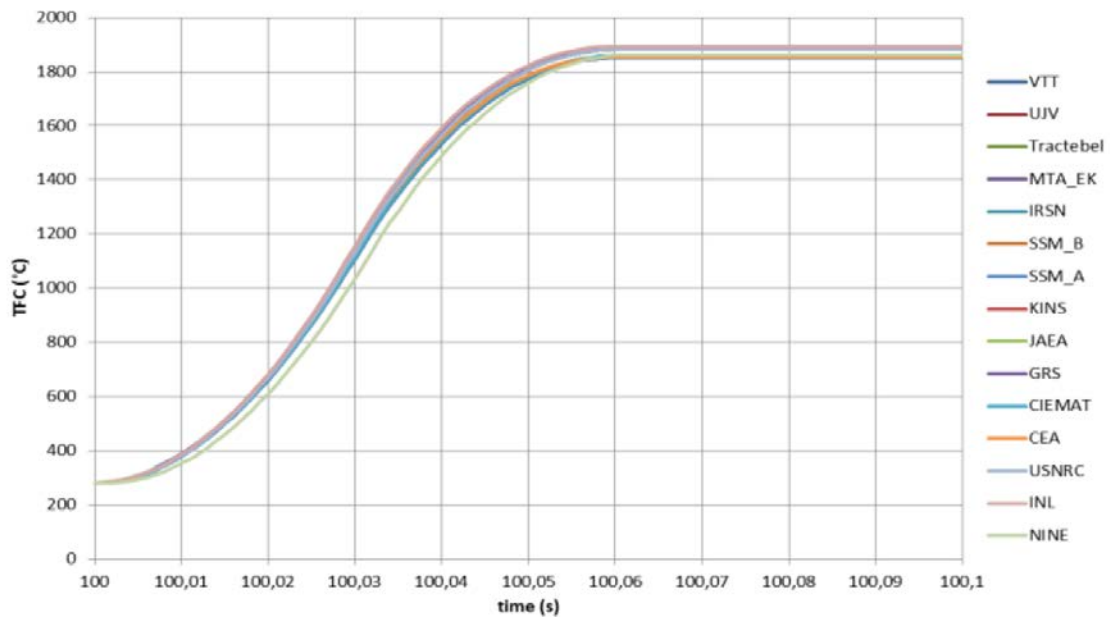
Pellet-Zentraltemperatur und Pellet-Enthalpie hängen von der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität des Brennstoffs ab und sind daher für alle teilnehmenden Codes hinreichend gut modelliert und validiert. Trotz der einheitlichen Größenordnung ist hier festzuhalten, dass die maximale Unsicherheit in der Zentraltemperatur ca. 900 °C erreicht und somit etwa die Hälfte der Zentraltemperatur (ca. 1850 °C) ausmacht.

Hieran zeigt sich, dass der Benchmark durch Vorgabe der statistischen Variation von Zeitverläufen der Leistungsrampen zusätzliche Unsicherheiten in den Rechenergebnissen generiert, die nicht auf unsichere Code-Modellierungen zurückgehen. Insofern ist die vom OECD-Benchmark-Team gewählte Methode zur Bestimmung von Code-Unsicherheiten im Zeitfenster der Dreiecks-Amplitude ungünstig gewählt und die Ergebnisse sind nicht aussagekräftig. Sie können daher nicht für eine Wertung der Modellunsicherheit genutzt werden.

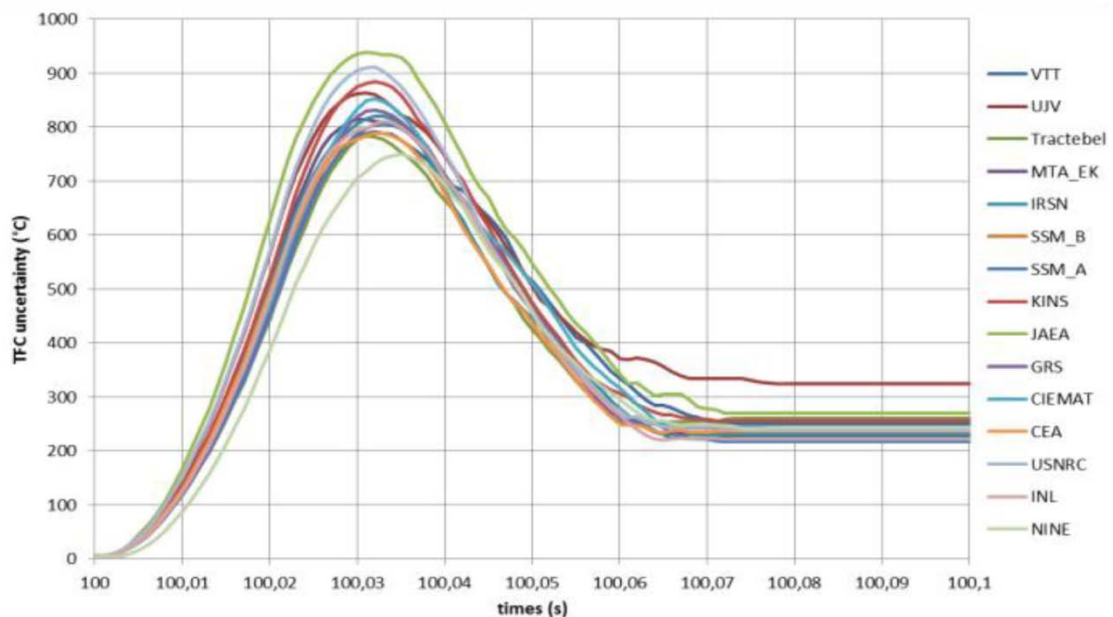
Eine weitere Diskussion der Unsicherheiten ist nur sinnvoll, wenn die Abweichungen zwischen den Unsicherheiten einzelner Codes größer werden. Insbesondere auch dann, wenn man die Unsicherheiten betrachtet, die durch mehrere Code-Modelle gleichermaßen beeinflusst werden, wie z. B. die Unsicherheit in der Pellet- und Hüllrohr-Außentemperatur.

Bei der Pellet-Außentemperatur gibt es größere Abweichungen, speziell bei dem Rechenfall mit SWR-Bedingungen. Hierbei verstärken die Spaltöffnung zwischen Pellet und Hüllrohr und der dadurch sich verändernde Wärmeübergang im Spalt diese Abweichungen.



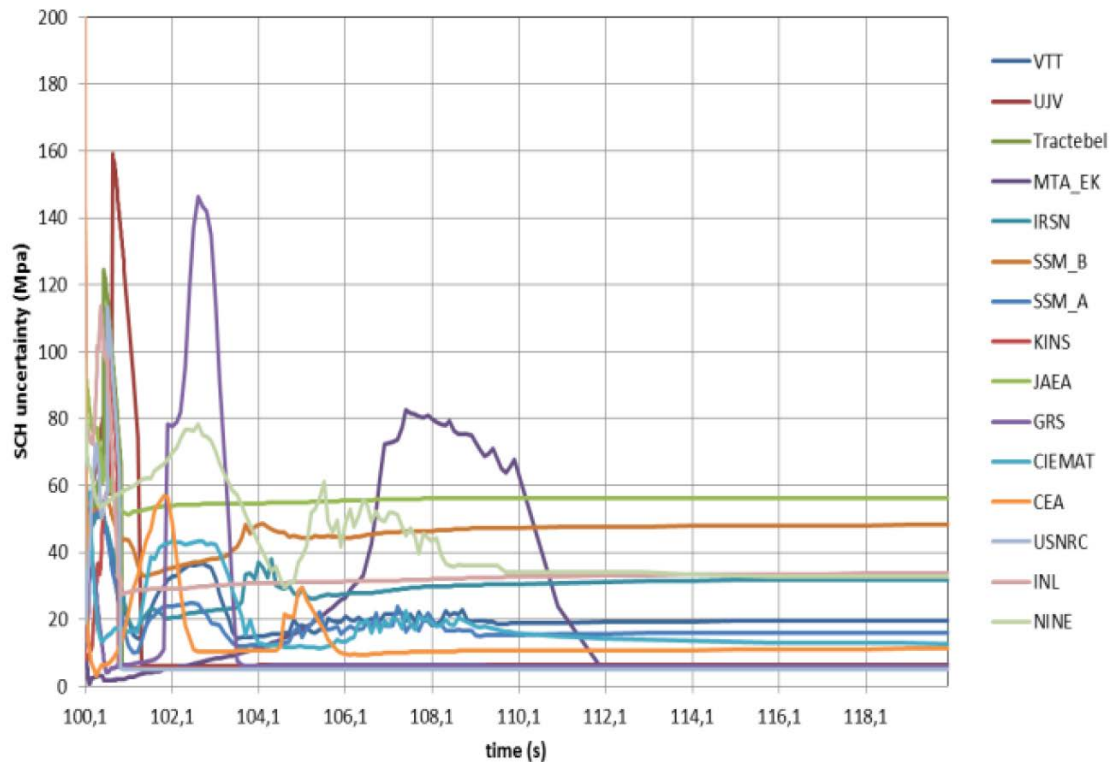


**Abb. 2.5** Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente (Referenzrechnung). Die TESP-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/



**Abb. 2.6** Unsicherheit der Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente. Die TESP-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/

Die Umfangsdehnung und Umfangsspannung weisen die größten Abweichungen in der Unsicherheit zwischen den Codes auf. So zeigt sich bei der Umfangsspannung eine große Unsicherheit in den TESP-ROD-Ergebnissen im Zeitbereich von ca. 102 bis 103,5 s (Abb. 2.7). In diesem Zeitbereich kommt es zum Wiederbenetzen nach dem Filmsieden.

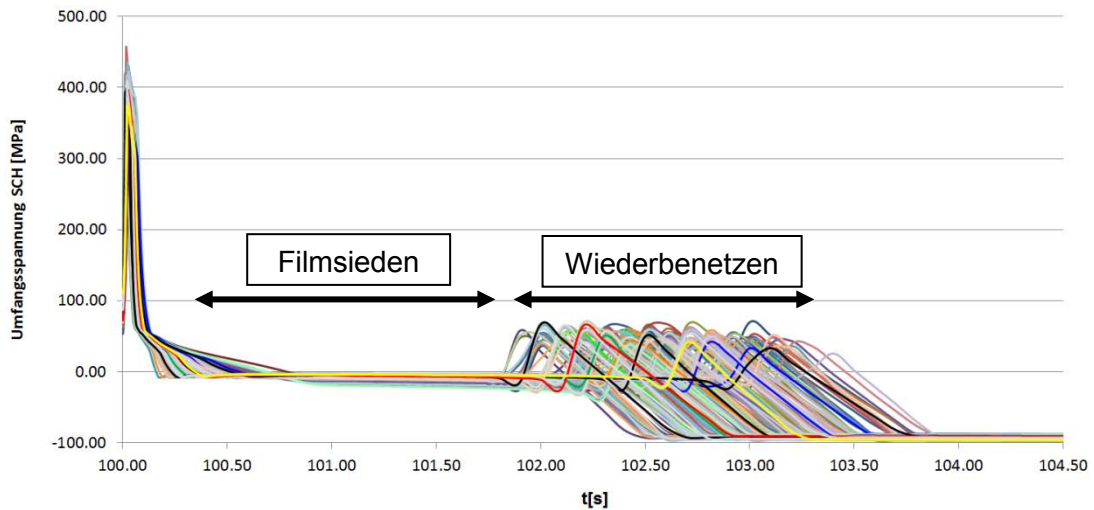


**Abb. 2.7** Unsicherheit der Umfangsspannung im Hüllrohr. Die TESP-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/

Durch die zufälligen Parameterkombinationen der 200 Rechenläufe setzt das Wiederbenetzen nach unterschiedlichen Zeiten ein, wie in Abb. 2.8 dargestellt. Die Spannungsmaxima der einzelnen Rechenläufe liegen bei ca. 80 MPa. Die Spannungsminima der einzelnen Rechenläufe liegen bei ca. -100 MPa. Die Bandbreite ist daher etwa 180 MPa.

Die Unsicherheitsanalyse liefert mit Berücksichtigung eines Konfidenzniveaus von 95 % hierzu einen hohen Wert von ca. 145 MPa, was mit der Bandbreite von 180 MPa korreliert. Da Minimum und Maximum systematisch mit 0,5 s zeitlich versetzt anstehen, zeigt sich hier, dass eine solche Unsicherheitsanalyse wenig geeignet ist, einen Hinweis auf Modellierungsdefizite geben zu können, da diese Schwankungen zwischen Maximum und Minimum, wie bereits zu Abb. 2.4 ausgeführt, auf die thermische Dehnung des Hüllrohrs zurückgehen. Die Modellierung zur thermischen Dehnung ist jedoch kein Modell, das mit nennenswerten Unsicherheiten behaftet ist.

Hier zeigt sich, dass Unsicherheitsanalysen dann geeignet sind, wenn sie sich an einen bestimmten Zustand innerhalb der Transiente, wie z. B. DNB oder maximale Temperatur ausrichten.



**Abb. 2.8** Umfangsspannungen im Hüllrohr nach RIA-Transiente, 200 TESPAs-ROD-Rechenläufe

### 2.3 Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse

Für die Untersuchung wird der Ablauf der RIA-Transiente in vier Phasen eingeteilt:

- Aufwärm- und Haltephase vor dem Energieeintrag
- Reaktivitätseintrag
- Filmsiedephase
- Haltephase am Ende der Transiente

Die Auswertung erfolgte über Korrelationskoeffizienten, die anhand von Eingangs- und Ausgangsgrößen gebildet werden. Es wurden jeweils zwei Koeffizienten für jede Eingangs-Ausgangsparameter-Kombination ausgewertet: Der Korrelationskoeffizient nach Pearson und der Rangkorrelationskoeffizient nach Spearman. Ersterer ist ein Maß für den linearen Zusammenhang von Eingangs- und Ausgangsgrößen. Letzterer ist ein Maß für den monotonen Zusammenhang.

Diese Korrelationskoeffizienten liefern eine relative Wertung hinsichtlich der Sensitivität von Modellen.

Gezeigt wird hier die Auswertung zum Zeitpunkt „Filmsieden“. Dieser Zeitpunkt ist mit 101 s festgelegt, da ein Großteil der Codes (inklusive TESP-ROD) Filmsieden ausweisen, während gleichzeitig der Energieeintrag ins Pellet abgeschlossen ist.

Einige wenige Codes, wie z. B. TESP-ROD oder SCANAIR, besitzen ein instationäres Wärmeübergangsmodell, das speziell für kurzzeitige RIA-Transienten entwickelt worden ist. Es zeigt sich, dass diese Gruppe von Codes Gemeinsamkeiten hinsichtlich der Einflussfaktoren haben und sich somit von den übrigen Codes unterscheiden (siehe Tab. 2.2).

**Tab. 2.2** Sensitivitäten verschiedener Parameter während der RIA-Transiente bei Zeitpunkt 101 s

<b>Einflussfaktor</b>	<b>TESP-ROD</b>	<b>SCANAIR</b>	<b>FRAPTRAN</b>	<b>Kommentar</b>
HTC während Filmsiedephase	Hoch	Hoch	Niedrig	
Pellet-Energieeintrag	Hoch	Hoch	Hoch	Einfluss auf alle Parameter
Pellet-Dichte, und Pellet-Porosität	Niedrig	Niedrig	Hoch	
Wärmeleitung Pellet	Hoch	Hoch	Niedrig	
Wärmekapazität Pellet	Hoch	Hoch	Hoch	(SCANAIR) Einfluss auf alle Parameter

## 2.4 Änderungen an TESP-ROD-Modellierung

Anhand des Vergleichs von TESP-ROD-Rechenergebnissen mit denen der teilnehmenden Codes ergab sich der Hinweis, dass die thermische Dehnung in TESP-ROD vergleichsweise geringer gegenüber den anderen Codes ausfiel. Als Ursache konnte ermittelt werden, dass die azimutale thermische Dehnung des Hüllrohrs in TESP-ROD nicht die Pol-Orientierung des Zirkonium-Kristallgitters berücksichtigt.

Durch den Herstellungsprozess des Hüllrohrs ist das Gefüge der Zirkonium-Körner so angeordnet, dass die Pol-Orientierung der Basalebene des hexagonalen Kristallgitters der Körner mehrheitlich radial orientiert ist und somit nahezu senkrecht aus der Brennstaboberfläche heraus zeigt. Folglich haben die thermischen Ausdehnungskoeffizienten azimutal und axial etwa den gleichen Wert, während der radiale Koeffizient dage-

gen etwas kleiner ausfällt. Eine solche Richtungsabhängigkeit wurde bisher nicht beachtet.

Das Vorhandensein von einer Pol-Orientierung des  $\alpha$ -Gefüges führt zu höheren thermischen Dehnungen in Umfangsrichtung. Es wurde daher das Modell zur thermischen Dehnung durch ein Modell des Pacific Northwest National Laboratory (PNNL) ersetzt /DOE 15/. Die Umfangsdehnung ergibt sich hierbei zu:

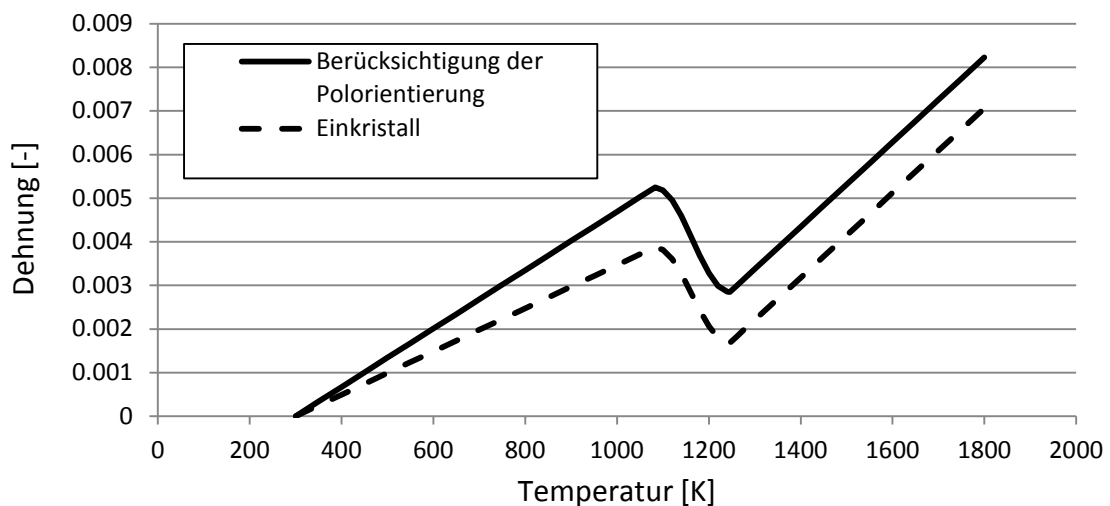
$$\varepsilon_{\text{Umfang},\alpha} = -2,3730 \cdot 10^{-5} + 6,7210 \cdot 10^{-6} \cdot T \quad (2.1)$$

für  $T < 1083 \text{ K}$  in der  $\alpha$ -Phase und

$$\varepsilon_{\text{Umfang},\beta} = -2,3730 \cdot 10^{-5} + 6,7210 \cdot 10^{-6} \cdot T \quad (2.2)$$

für  $T > 1245,4 \text{ K}$  in der  $\beta$ -Phase der Zirkonium-Legierung. Für den dazwischen liegenden Temperaturbereich wird mit einem Kosinus interpoliert:

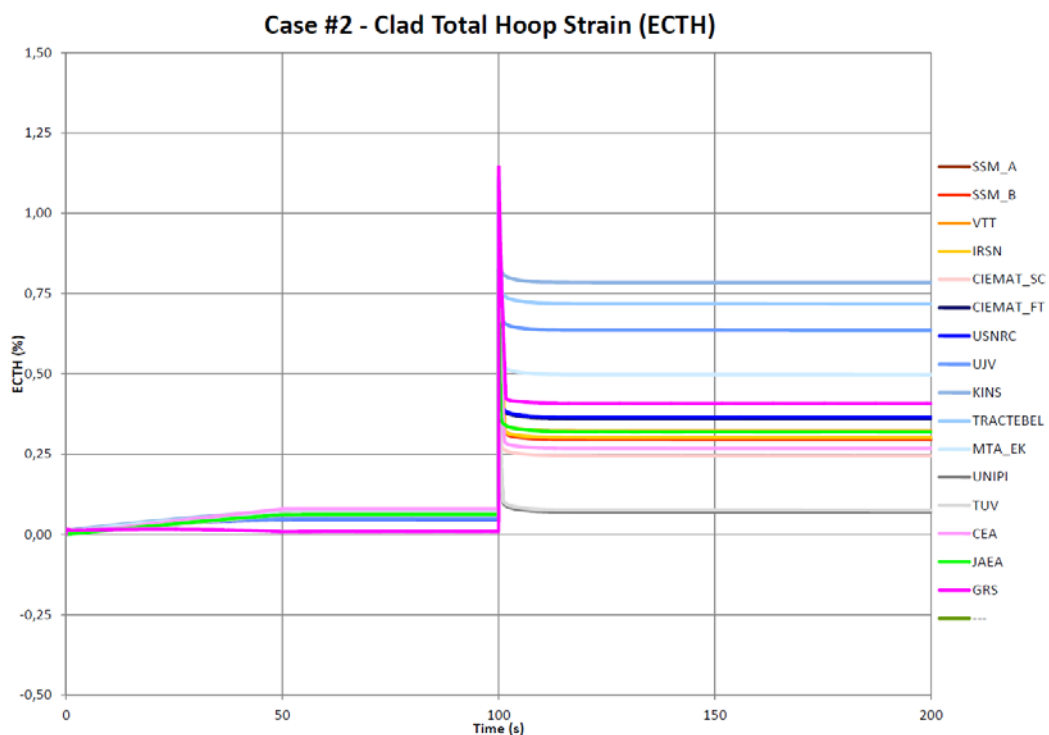
$$\varepsilon_{\text{Umfang},\alpha \rightarrow \beta} = 0,0040461 + 0,0012 \cos\left(\pi \frac{T - 1083}{162,4}\right). \quad (2.3)$$



**Abb. 2.9** Thermische Ausdehnung des Hüllrohrs von  $\alpha$ -Zr-Einkristall und  $\alpha$ -Zr-Gefüge mit Berücksichtigung der Polorientierung im Vergleich

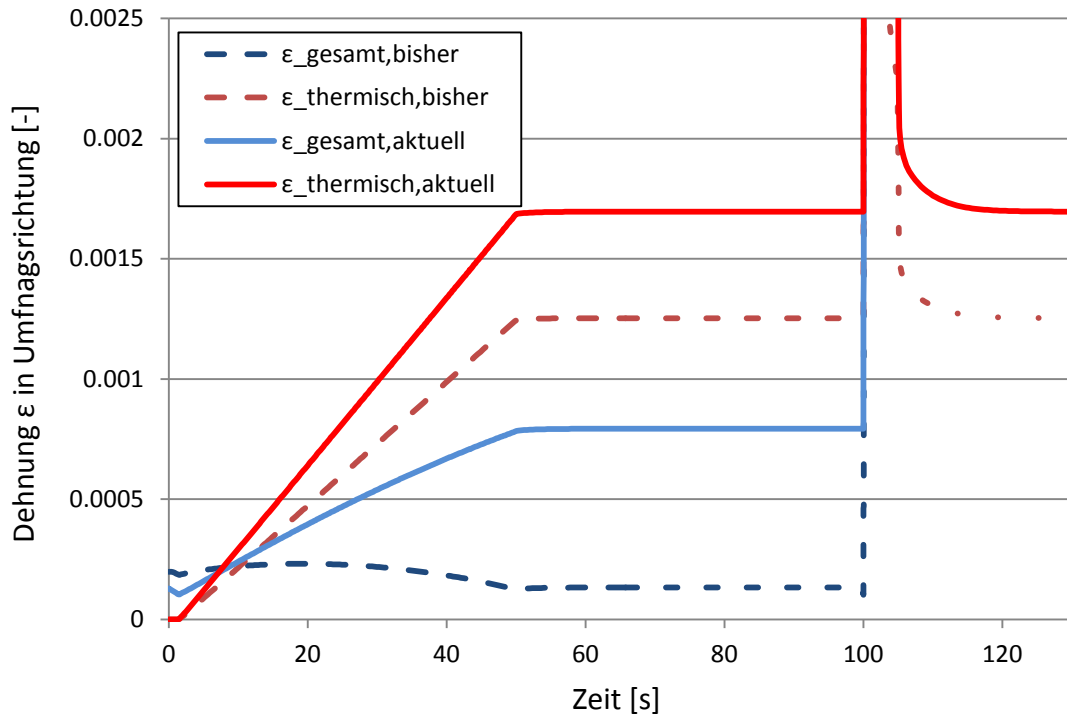
Das bisher benutzte Modell sorgte in der Aufheizphase für Abweichungen gegenüber den anderen Codes, wie in Abb. 2.10 (siehe Zeitbereich von null bis 100 s) dargestellt ist. Das TESP-ROD Modell sagte als einziger Code ein Hüllrohr schrumpfen während der Aufheizphase voraus.

Die Umfangsdehnung setzt sich aus einer thermischen und elastischen Komponente zusammen. In diesem Fall wirken beide Komponenten gegeneinander: Durch den ansteigenden Kühlmitteldruck schrumpft das Hüllrohr infolge des steigenden Druckgefälles zwischen Hüllrohr-Innen- und -Außenseite. Wegen der steigenden Temperatur dehnt sich das Hüllrohr aus. Durch die Berücksichtigung der Pol-Orientierung im aktuellen Modell dominiert die thermische Dehnung in dieser Phase der Transiente und führt zu einem Anstieg der Dehnung. Das aktuelle und das bisherige Modell sind in Abb. 2.11 mit der Gesamtdehnung und dem thermischen Anteil gegenübergestellt.



**Abb. 2.10** Umfangsdehnung im Hüllrohr für den zweiten Rechenfall /NEA 17/

Die TESP-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet und weisen als einziger Code eine abnehmende Dehnung für den Bereich von 0 bis 60 s auf.



**Abb. 2.11** Darstellung der Gesamtdehnung und des thermischen Anteils für das aktuelle und bisherige Modell in TESP-ROD

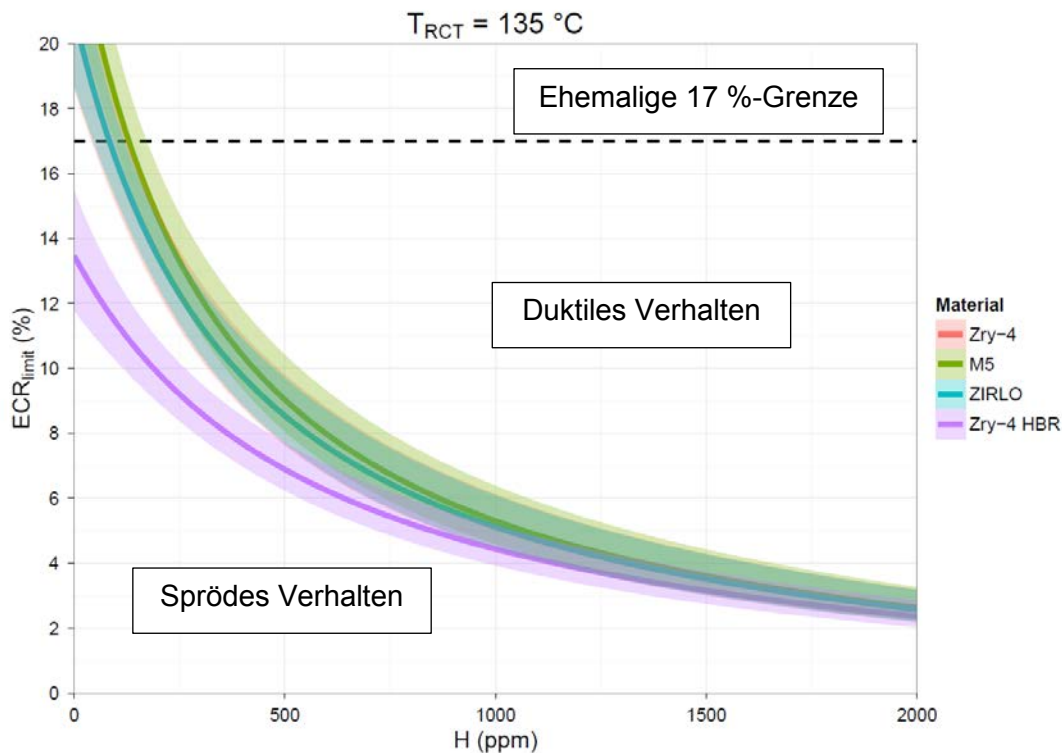
Des Weiteren zeigte sich in der Gegenüberstellung von Benchmark-Ergebnissen, dass die Sättigungstemperatur für Wasser in TESP-ROD genauer approximiert werden muss, damit die Bestimmung für DNB auch bei hohen Drücken (160 bar) noch hinreichend genau erfolgt. Die genauere Berechnung der Sättigungstemperatur  $T_{\text{satt}}$  folgt jetzt der Approximationsformel gemäß:

$$T_{\text{satt}} = 100 \sqrt[4]{p_{\text{KM}}} - 0,05 p_{\text{KM}} + 0,05 \quad (2.4)$$

Hierin ist  $p_{\text{KM}}$  der Kühlmitteldruck in bar.

### 3 Kühlmittelverluststörfall

In vorangegangenen Untersuchungen /SON 13/ zum Brennstabverhalten bei Kühlmittelverluststörfall wurde festgestellt, dass die Duktilität des Hüllrohrs nicht nur durch Hüllrohr-Oxidation sondern auch durch Hüllrohr-Hydrierung reduziert wird. Hierbei wird die Oxidation als ECR-Wert (equivalent cladding reacted – Verbrauch einer äquivalenten metallischen Hüllrohrschicht durch Oxidation) ausgewiesen. Der Grad der Hydrierung wird als Wasserstoff-Konzentration in der metallischen Hüllrohr-Schicht in ppm (parts per million) gemessen. In Abb. 3.1 ist die Grenze zwischen duktilem und sprödem Hüllrohr-Verhalten in Abhängigkeit von ECR-Wert und Wasserstoff-Konzentration angegeben.



**Abb. 3.1** ECR-Grenzwert in Abhängigkeit von der Wasserstoff-Konzentration für den Übergang von duktilem zu sprödem Hüllrohr-Verhalten

Die Hydrierung des Hüllrohrs setzt im Verlauf der Kühlmittelverlust-Transiente ein, wenn das Hüllrohr durch Hüllrohr-Kriechen sich aufweitet und infolge der Ausdünnung der Hüllrohr-Wanddicke das Hüllrohr-Bersten auftritt. Nach dem Bersten kann eine Oxidation auf der Hüllrohrinnenseite erfolgen, da Wasserdampf die Hüllrohrinnenseite erreicht und somit durch Oxidation Wasserstoff freisetzt. Freigesetzter Wasserstoff wird



dabei von der metallischen Hüllrohrwand aufgenommen. Es kommt zur Hydrierung des Hüllrohrs im Bereich der Berst-Öffnung.

Die Kombination von Oxidation und Hydrierung kann dabei bis zum Übergang von duktilem zu sprödem Verhalten führen.

Für Transienten des Kühlmittelverluststörfalls ist es daher entscheidend, in welchem Umfang Wasserstoff während der innenseitigen Hüllrohr-Oxidation in die metallische Hüllrohrwand gelangt.

Der im Rechenprogramm TESP-ROD bestehende Ansatz zur Beschreibung der Aufnahme von Wasserstoff ins Hüllrohr korreliert mit der Oxidationsrate und mit der Hüllrohr-Dehnung. Dieser Ansatz wurde im laufenden Vorhaben weiterentwickelt, so dass nun der Zusammenhang nach Gleichung (3.1) gilt:

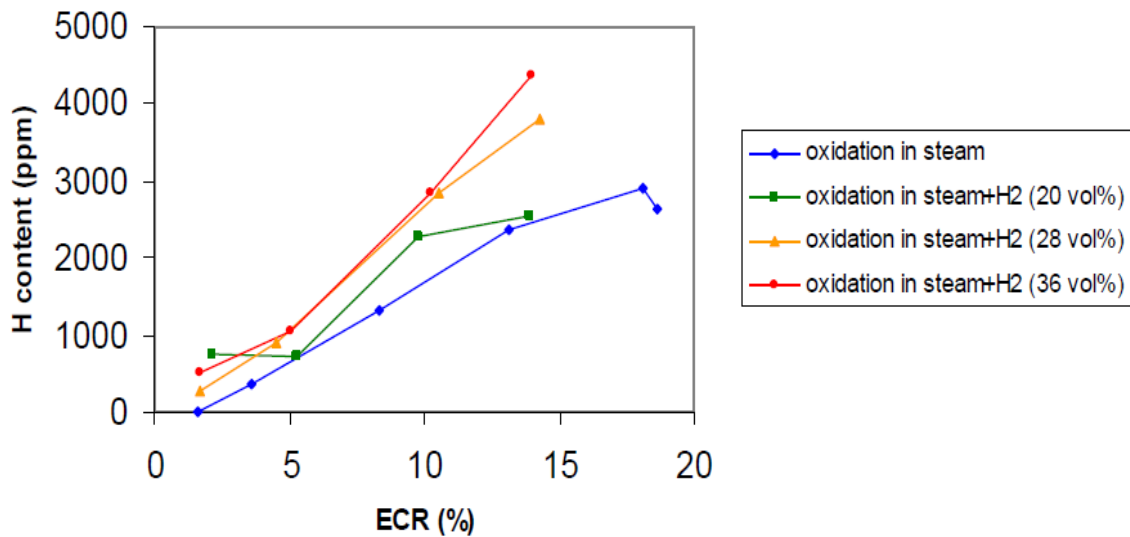
$$\dot{\eta} \frac{\text{wppm H}}{\text{s}} = \dot{\iota} (1 + \varepsilon) \begin{cases} 5400 \frac{\text{wppm H}}{\frac{\text{kg O}}{\text{m}^2}} & \text{wenn } T < 1000 \text{ } ^\circ\text{C} \\ 5400 \dots 1810 \frac{\text{wppm H}}{\frac{\text{kg O}}{\text{m}^2}} & \text{wenn } 1000 \text{ } ^\circ\text{C} < T < 1200 \text{ } ^\circ\text{C} \\ 1810 \frac{\text{wppm H}}{\frac{\text{kg O}}{\text{m}^2}} & \text{wenn } T > 1200 \text{ } ^\circ\text{C} \end{cases} \quad (3.1)$$

Hierin sind  $\dot{\eta}$  die Aufnahme von Wasserstoff in die metallische Hüllrohrwand in wppm (Masseanteil in parts per million),  $\varepsilon$  die Dehnung der Hüllrohr-Wand durch Kriechen und  $\dot{\iota}$  die Sauerstoff-Aufnahme.

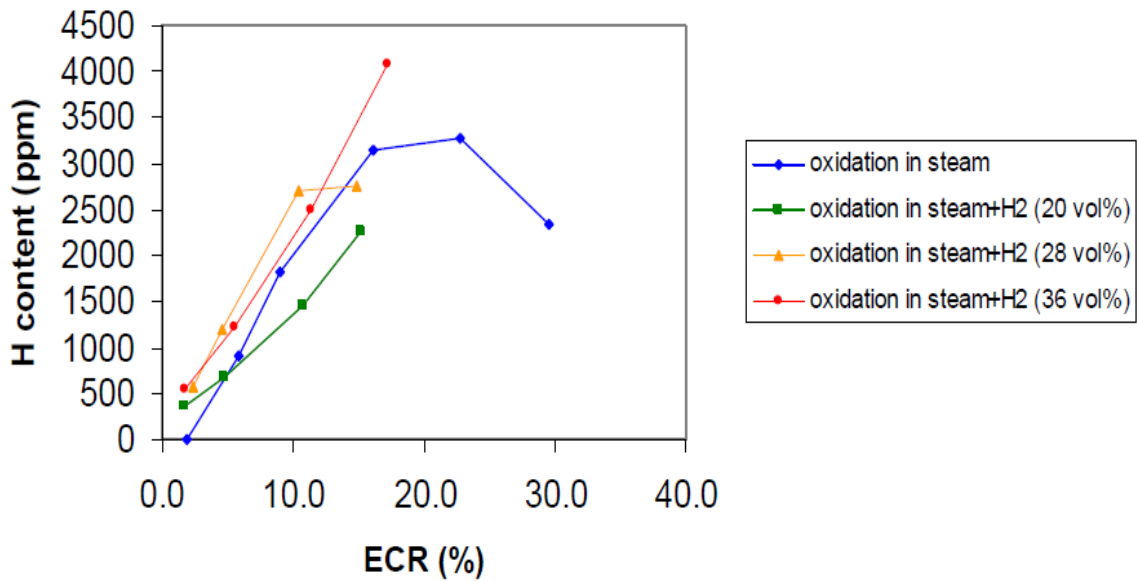
Die Relation (3.1) greift erst, wenn Hüllrohr-Bersten vorliegt und somit Wasserstoff auf der Hüllrohr-Innenseite durch Dissoziation freigesetzt werden kann.

Die empirischen Koeffizienten in Gleichung (3.1) gehen zurück auf Untersuchungen von Frecska /FRE 95/ an russischem Hüllrohr-Material, das 1 % Niob enthält. In 2007 sind diese empirischen Parameter nochmals für Zr1Nb mit variierendem Wasserstoff-Gehalt in der oxidierenden Wasserdampf-Atmosphäre und mit variierenden Oxidationstemperaturen an Hüllrohrproben von E110 untersucht worden /PER 07/.

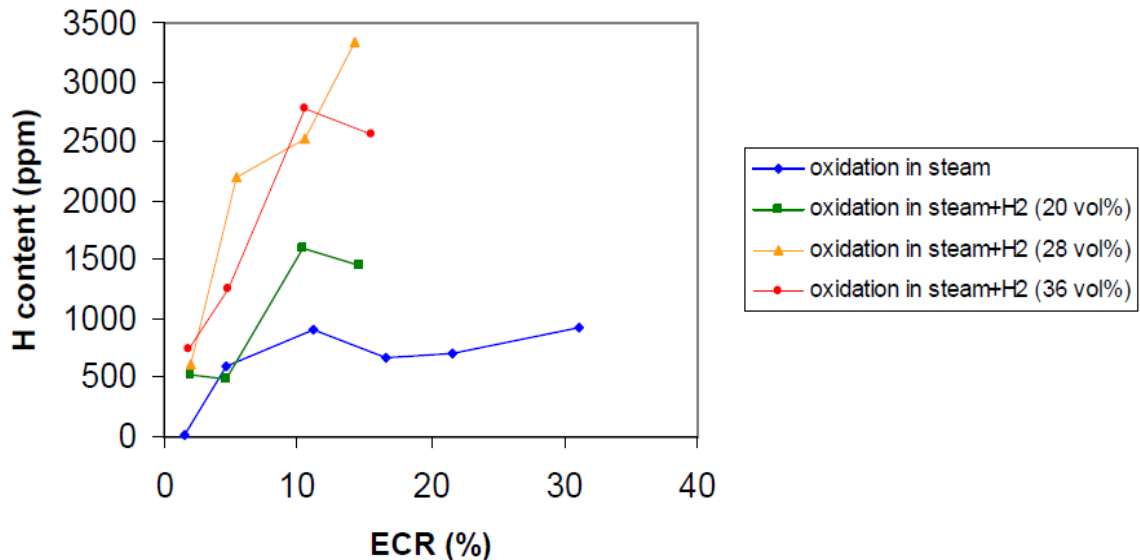
Es zeigte sich, dass der Wasserstoff-Gehalt in der oxidierenden Atmosphäre bei Oxidationstemperaturen unterhalb von 1000 °C einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Wasserstoff-Aufnahme hat. Zudem ist die Aufnahme von Wasserstoff unterhalb 1000 °C höher als für Temperaturen oberhalb von 1000 °C, was im Korrelationsansatz (3.1) berücksichtigt ist, siehe Abb. 3.2 bis Abb. 3.4. Dieser Temperatur-Effekt steht vermutlich in einem Zusammenhang mit der Umwandlung von monoklinem Zirkonium-Oxid zu einem tetragonalen Oxid. Diese Umwandlung findet eigentlich erst bei 1170 °C statt. Da jedoch Wasserstoff bei Oxid-Bildung entsteht, kann vermutlich diese Umwandlung schon bei 1000 °C einsetzen.



**Abb. 3.2** Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 900 °C /PER 07/



**Abb. 3.3** Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 1000 °C /PER 07/

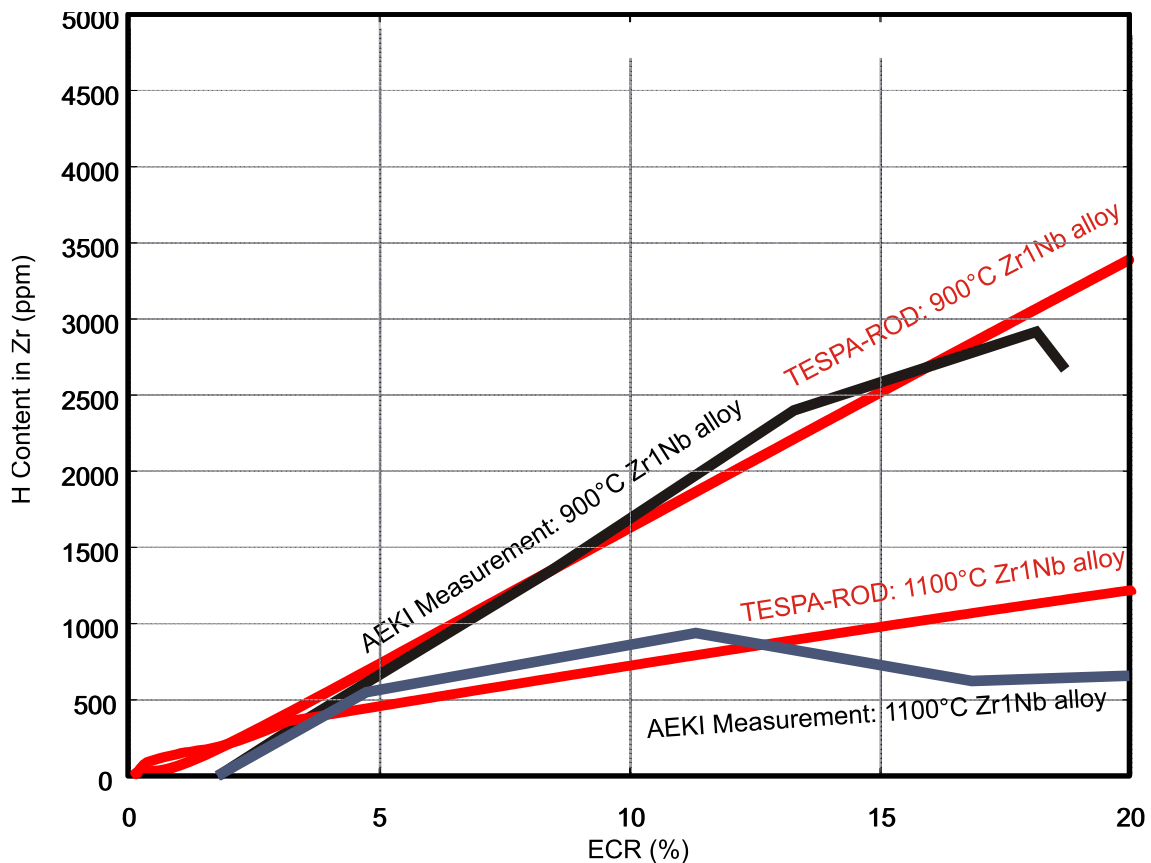


**Abb. 3.4** Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 1100 °C /PER 07/

Im Versuch von Perez-Feró wird ein Hüllrohr-Abschnitt der oxidierenden und hydrierenden Atmosphäre ausgesetzt. Hüllrohr-Dehnung tritt in diesen Versuchen nicht auf  $\varepsilon = 0$ . Der Einfluss der Dehnung in Gleichung (3.1) kommt hier nicht zum Tragen.

Die Nachrechnung der Wasserstoff-Aufnahme der Versuche von Perez-Feró /PER 07/ auf Basis von Gleichung (3.1) ist in Abb. 3.5 dargestellt. Die Gegenüberstellung zeigt, dass für das Zr1Nb-Hüllrohr eine relativ gute Quantifizierung der Wasserstoff-Aufnahme mit der Gleichung (3.1) für ECR-Werte bis 20 % erzielt werden kann. Fraglich bleibt, ob diese Wasserstoff-Aufnahme auch für gedehnte Hüllrohre gültig ist.

Hüllrohr-Dehnen tritt auf, wenn Hüllrohre unter Innendruck Temperaturen oberhalb 800 °C ausgesetzt sind. Entsprechende Untersuchungen mit Hüllrohren, die einer Reaktor-typischen LOCA-Temperatur-Transiente ausgesetzt sind, sind von KIT für das Hüllrohr-Material Zry-4-(QUENCH LOCA L1), M5 (QUENCH LOCA L2) und Zirlo (QUENCH LOCA L5) durchgeführt worden.



**Abb. 3.5** Wasserstoffaufnahme in die metallische Hüllrohrwandschicht in Abhängigkeit von der Hüllrohroxidation (ECR) für ein Zr1Nb-Hüllrohr

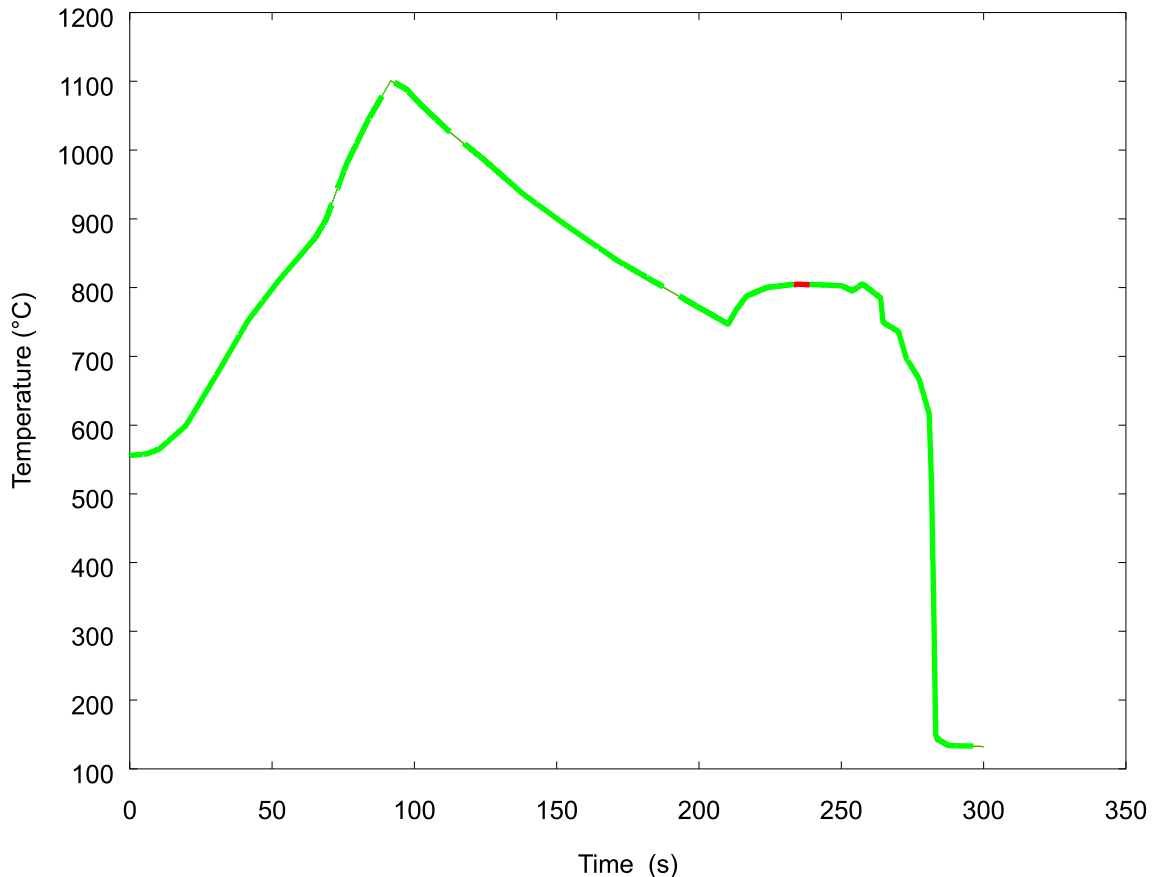
### 3.1 KIT-QUENCH-LOCA-Versuch L1

KIT-QUENCH-LOCA-Bündelversuche wurde im Auftrag des VGB durchgeführt. Der VGB ist Eigentümer der Versuchsdaten. Die Veröffentlichung der Daten ist beschränkt, daher kann nur ein Teil der Versuchsdaten vorgestellt werden.

Im QUENCH-LOCA-Test L1 /STU 13/ wird ein Brennstab-Bündel bestehend aus 21 Hüllrohren, gefertigt aus Zry-4 Material, mit einem Innendruck von 55 bar beaufschlagt und im Innern der Hüllrohre elektrisch beheizt. Es können bis zu 15 W/cm Stablängen-

leistung mittels elektrischer Heizstäbe im Innern der Hüllrohre erzeugt werden. Diese Heizleistung entspricht in etwa der Nachzerfallsleistung im Brennstab nach Reaktorabschaltung. Der Systemdruck im QUENCH-LOCA-Versuch L1 liegt bei 3 bar.

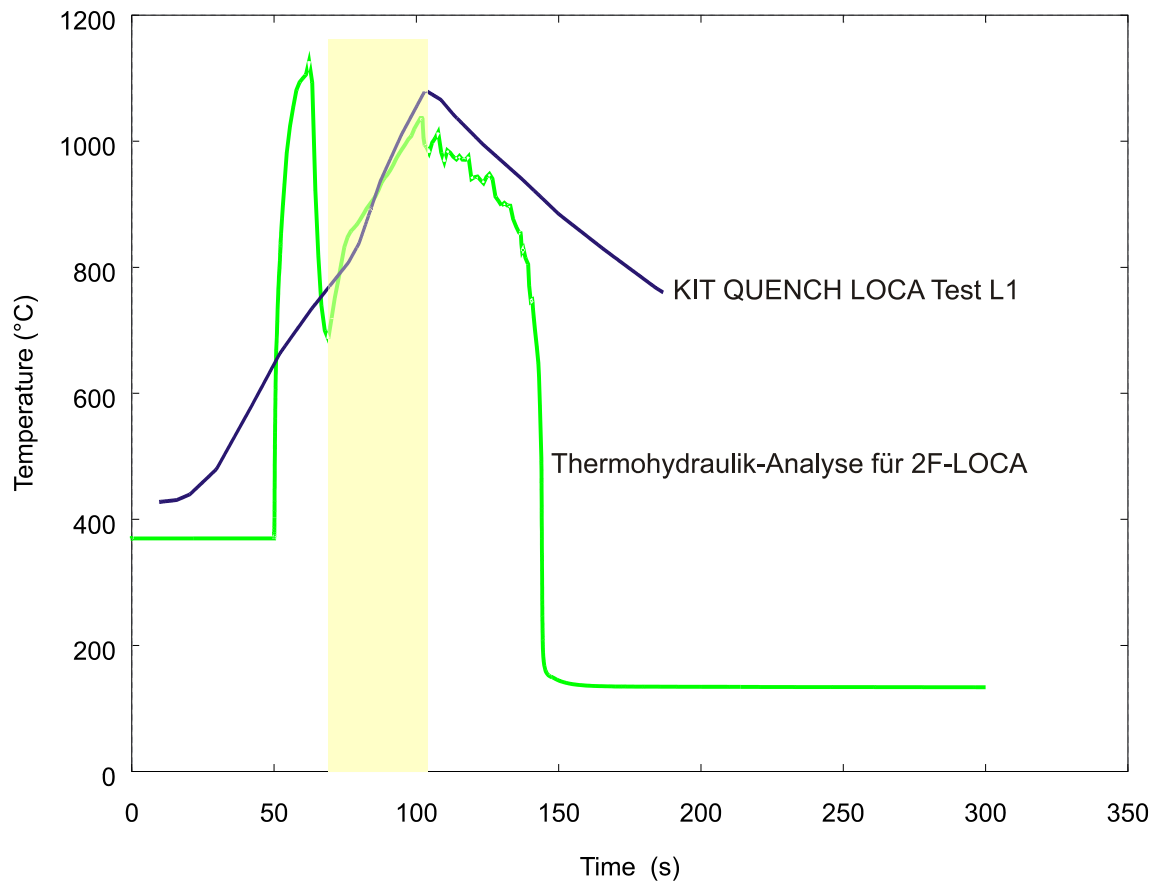
Der Verlauf der Temperatur-Entwicklung im Test L1 ist für das heißeste Hüllrohr in Abb. 3.6 dargestellt.



**Abb. 3.6** Entwicklung der heißesten Hüllrohrtemperatur im Versuch QUENCH L1

Das Ziel der QUENCH-LOCA-Tests ist es, die sogenannte sekundäre Hydrierung, die im Verlauf einer LOCA-Transiente insbesondere nach dem Bersten des Hüllrohrs einsetzt, für die verschiedenen Hüllrohr-Materialien unter Reaktor-typischen Temperatur-Entwicklungen mit etwa 20 K/s Aufheizgeschwindigkeit zu untersuchen.

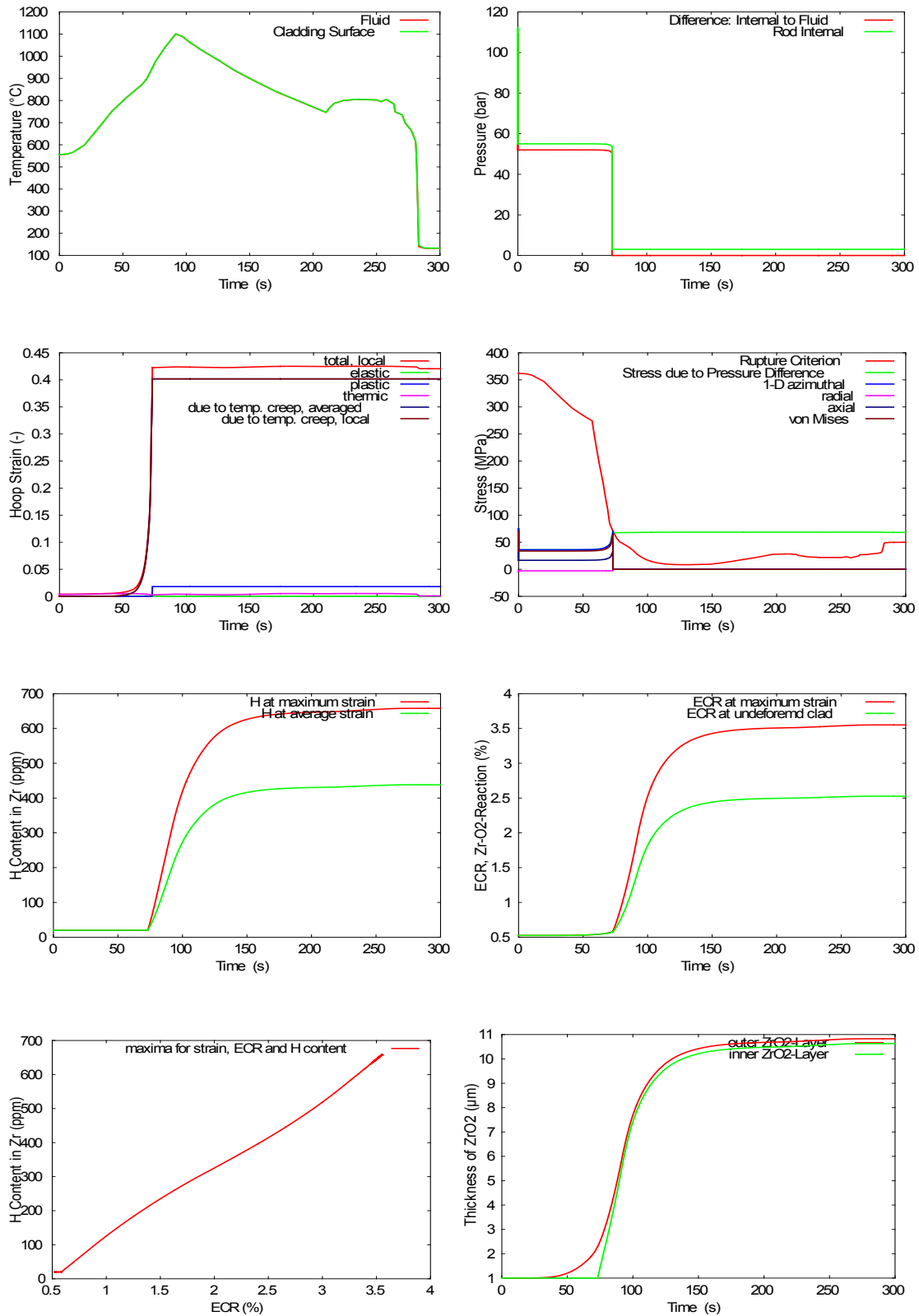
Abb. 3.6 zeigt in den ersten 100 Sekunden einen Temperatur-Anstieg, der etwa 10 K/s ausmacht. Dieser Anstieg entspricht typischerweise dem zweiten Temperatur-Anstieg, der von Thermohydraulik-Codes für eine LOCA-Transiente mit doppelendigem Bruch im Kaltstrang berechnet wird, siehe Schattierung in Abb. 3.7.



**Abb. 3.7** Hüllrohrtemperaturen im Vergleich

Dieser zweite Temperatur-Anstieg ist verknüpft mit Hüllrohr-Dehnen und -Bersten. Darüber hinaus ist er auch verknüpft mit der sekundären Hydrierung des Hüllrohrs, die nach dem Bersten einsetzt.

Die Nachrechnung der QUENCH-LOCA-Versuche zeigt, dass das Hüllrohr-Dehnen Rissbildungen in der gegen Wasserstoff-Aufnahme schützenden Zirkon-Oxid-Schicht verursacht und so der durch Oxidation dissoziierte Wasserstoff leichten Zugang zur metallischen Zirkon-Schicht erhält. Die TESP-ROD-Analyse, basierend auf der Modellgleichung (3.1) liefert die folgenden Parameter-Verläufe:



**Abb. 3.8** TESP-ROD-Analyse des QUENCH-LOCA-Tests L1

Die TESP-ROD-Analyse des QUENCH-Tests L1 (Abb. 3.8) ergibt eine maximale doppelseitige Oxidation von etwa zweimal 10 μm Zirkoniumdioxid (ZrO<sub>2</sub>). Die maxima-

le Hüllrohr-Dehnung erreicht etwa 40 % und die maximale Hydrierung etwa 650 ppm. Dieses Werte-Tripel (10 µm, 40 %, 650 ppm) ist zu vergleichen mit den entsprechenden Messwerten im Versuch L1.

**Tab. 3.1** Messwerte im QUENCH-LOCA-Versuch L1

Rod	Peak ZrO <sub>2</sub> +ZrO	Peak ZrO <sub>2</sub>	Peak Hydrogen	Peak strain	Peak ECR	ZrO <sub>2</sub> +ZrO at Peak H
	µm	µm	ppm	%	%	µm
1	40	20		24	4.4	
2	30	15	1690	24	3.3	22
3	26	13	1115	36	3.2	23
4	30	15	730	30	3.5	12
5	21	11	755	63	2.9	19
6	20	10	795	35	2.4	17
7	17	9	695	25	1.9	16
8	16	8	1435	21	1.7	15
9	15	8	1270	41	1.9	14

Tab. 3.1 listet die Messwerte für die inneren 9 Hüllrohre auf. Diese Hüllrohre erfahren einen Temperatur-Anstieg auf bis zu 1100 °C. Die Spalte *Peak ZrO<sub>2</sub>* in Tab. 3.1 ist abgeleitet aus Spalte *Peak ZrO<sub>2</sub>+ZrO*. Die Spalte *Peak ZrO<sub>2</sub>+ZrO* enthält Messwerte zu Oxidschichtdicken, die als Summe aus ZrO<sub>2</sub>-Dicke und ZrO-Dicke erfasst werden. Da beide Dicken etwa gleich sind, kann folglich die Hälfte der gemessenen Dicken als ZrO<sub>2</sub>-Schichtdicke interpretiert werden. Diese ist in Spalte *Peak ZrO<sub>2</sub>* eingetragen.

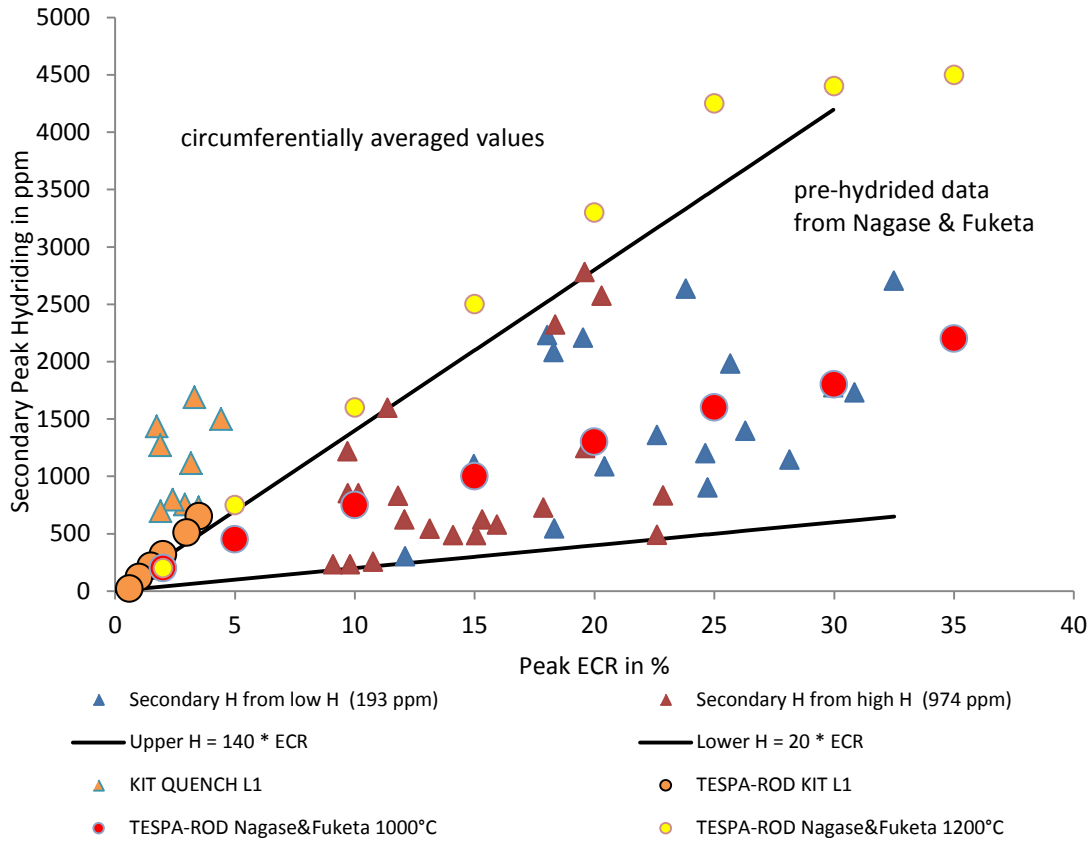
Die Spalte *Peak ECR* in Tab. 3.1 ergibt sich aus Spalte *Peak ZrO<sub>2</sub>*, wenn im Bereich der Berstöffnung von doppelseitiger Oxidation ausgegangen wird und zugleich die Peak-Dehnung (Spalte *Peak strain*) berücksichtigt wird, da bei Dehnung eine entsprechende Ausdünnung der Hüllrohr-Wandstärke stattfindet. Spalte *Peak ECR* errechnet sich folglich aus:

$$ECR_{\text{Peak}} = \left( 2 \cdot \frac{ZrO_2_{\text{Peak}} \frac{100\%}{725 \mu\text{m}}}{1,54} \right) (1 + \text{Dehnung}_{\text{Peak}}) \quad (3.2)$$

In Gleichung (3.2) ist der Faktor 1,54 der sogenannte Pilling-Bedworth-Faktor, der eine Dicken-Umrechnung von Metall zu Oxid gestattet. Die Peak-Hydrogen- und Peak-ECR-Werte aus Versuch L1 sind in Abb. 3.9 dargestellt. Zugleich sind auch die japanischen Versuchsdaten zu gemessenen Peak-Werten von Nagase und Fuketa aufgetragen /NAG 05/. Bei der Auftragung der japanischen Daten sind jeweils die Werte der Wasserstoffkonzentration vor Beginn der Hydrierung (192 ppm bzw. 974 ppm) subtra-



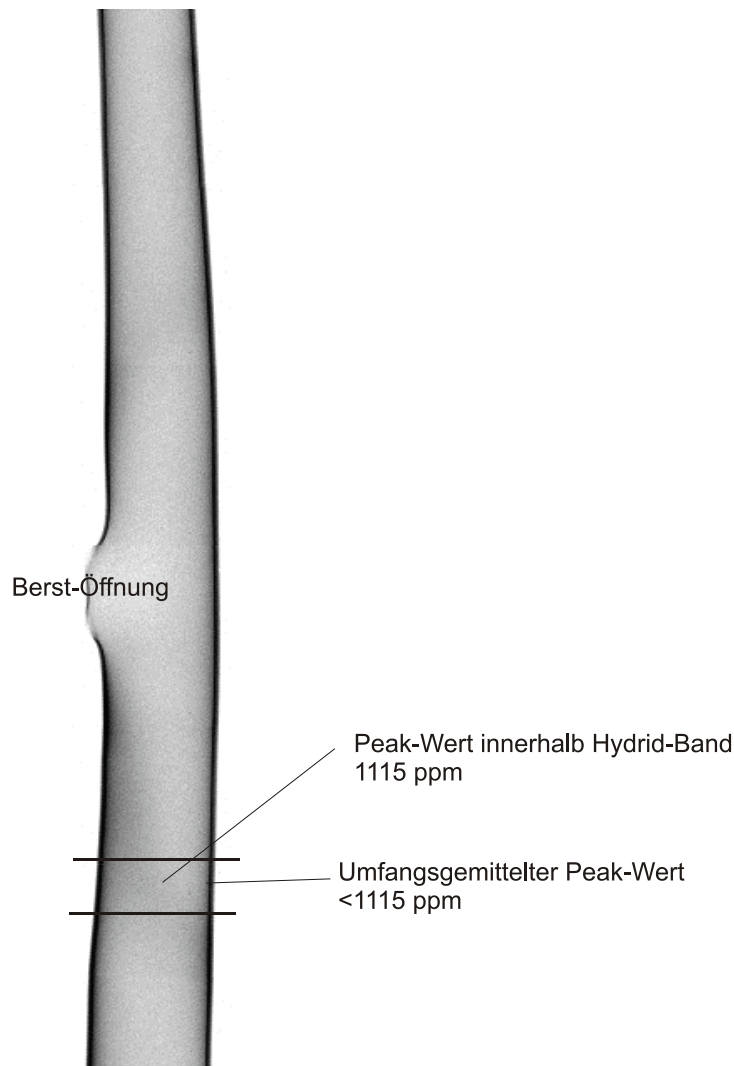
hiert, um letztlich nur den Zuwachs an Wasserstoff-Konzentration zu erhalten, da nur dieser Anteil auf die sekundäre Hydrierung zurückgeführt werden kann und somit mit den KIT-Daten und den TESP-ROD-Daten vergleichbar ist.



**Abb. 3.9** Zusammenhang von Oxidation und sekundärer Hydrierung

Peak-Werte für doppelseitige Oxidation und Hydrierung unter Berücksichtigung der Dehnung a) für QUENCH-LOCA-Versuch L1 sowie b) für LOCA-Tests von Nagase und Fuketa /NAG 05/

Abb. 3.9 zeigt, dass die TESP-ROD-Analyse die Peak-Werte für das innere Brennstabband des QUENCH-LOCA-Versuchs L1 nur am unteren Rand der Messdatenbandbreite wiedergibt. Hierzu ist anzumerken, dass die Peak-Werte des QUENCH-LOCA-Versuchs als Peak-Wert im Hydrid-Band angegeben werden. Da das Hydrid-Band schräg über den Rohr-Umfang verläuft (siehe Abb. 3.10), ist folglich der umfangsgemittelte Peak-Wert kleiner als der Peak-Wert im Hydrid-Band selbst.



**Abb. 3.10** Räumliche Verteilung der Hydridkonzentration im Hüllrohr aus QUENCH-LOCA-Tests L1

In Abb. 3.9 wird auch deutlich, dass die QUENCH-LOCA-Versuchsdaten oberhalb der japanischen Peak-Werte liegen, die durch ein Band zwischen upper  $H = 140 \cdot ECR$  und lower  $H = 20 \cdot ECR$  eingegrenzt werden können. Das könnte daran liegen, dass bei höheren ECR-Werten die weitere Wasserstoff-Aufnahme entweder wegen einer Annäherung an die Sättigungsgrenze oder wegen zunehmender protektiver Wirkung der Hüllrohr-innenseitigen Oxidschicht zurückgeht.

In TESP-ROD wird die Löslichkeitsgrenze für Wasserstoff in einer Zirkon-Legierung nach /MAT 03/ berechnet:

$$C_{\text{TSSD}} = 1,332 \cdot 10^5 (\text{ppm}) \cdot e^{-\frac{4401 \text{ K}}{T}} \quad (3.3)$$

Wird die Löslichkeitsgrenze  $C_{\text{TSSD}}$  überschritten, dann wird das Inkrement der Wasserstoffaufnahme nach Gleichung (3.1) mit dem Faktor  $e^{0,01 (C_{\text{TSSD}} - C_{\text{Hülle}})}$  reduziert, so dass bei einer Überschreitung die Wasserstoffaufnahme zum Erliegen kommt.

Die Versuche von Nagase & Fuketa finden bei Temperaturen zwischen 1000 °C und 1200 °C statt. Die Löslichkeitsgrenze nach (3.4) ist bei 1000 °C etwa bei 4200 ppm und hat folglich im Vergleich zu den in Abb. 3.9 betrachteten Versuchsdaten keine Bedeutung.

### 3.2 Brennstoff-Verlagerung bei LOCA

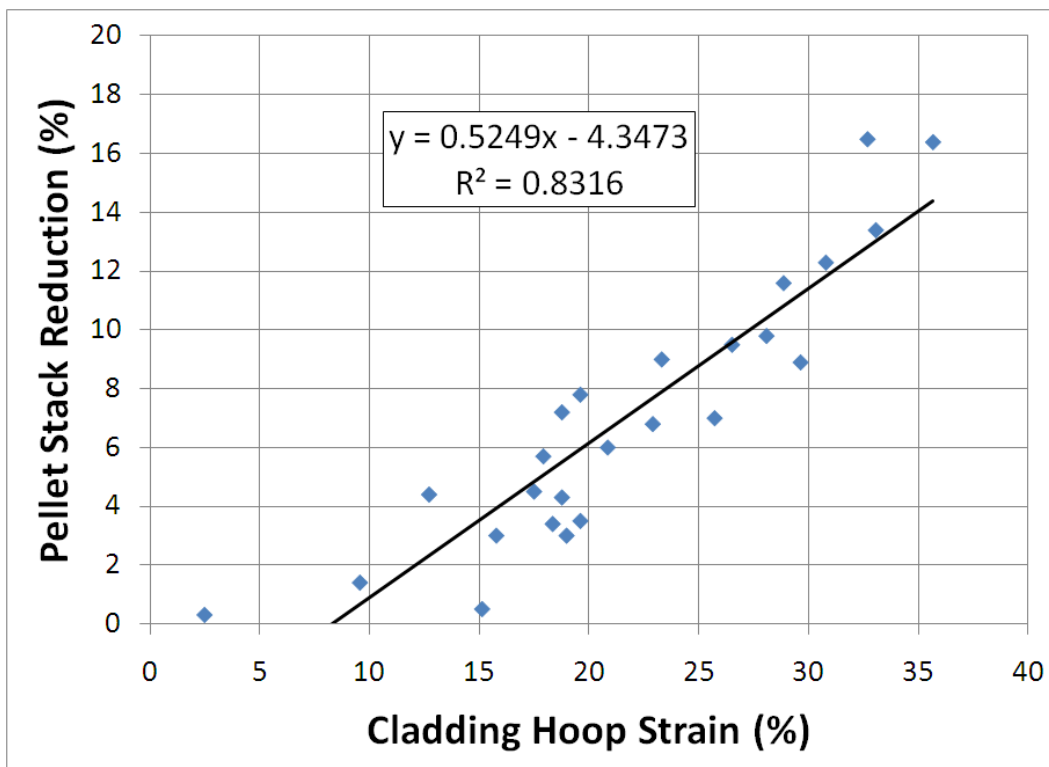
Die HALDEN-Versuche zur Serie IFA650 zeigen, dass insbesondere hoch abgebrannter Brennstoff (> 90 GWd/t) im Verlauf einer LOCA-Transiente spätestens nach dem Bersten der Brennstab-Hülle sich axial innerhalb des Hüllrohrs verlagert und dabei den durch Hüllrohr-Kriechen entstandenen Raum innerhalb des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

Weitere Untersuchungen (STUDSVIK-Tests /FLA 13/) zu hoch abgebrannten Brennstäben belegen, dass die Fein-Fragmentierung des Brennstoffs an mehrere Voraussetzungen geknüpft ist:

- a) das Hüllrohr muss mindestens um 3 % radial gedehnt sein, um dem Brennstoff Raum zur Expansion zu geben,
- b) die Brennstoff-Temperatur muss während der LOCA-Transiente mindestens 750 °C übersteigen, was in den Spaltgasporen an den Korngrenzen zum hinreichenden Druckaufbau mit entsprechendem Aufbrechen der Korngrenzen führt,
- c) der Abbrand im Brennstoff muss mindestens 60 GWd/t übersteigen, da zu diesem Abbrand das Ausbilden einer Hochabbrand-Struktur im Brennstoff hinreichend weit fortgeschritten ist und
- d) der Brennstab muss während der LOCA-Transiente bersten, damit die Druckentlas-

tung im Brennstab hinreichend starke Strömungskräfte auf den Brennstoff ausübt und diesen somit verlagert.

Eine axiale Verlagerung des Brennstoffs tritt auch bei geringerem Abbrand auf. Bei geringerem Abbrand ist die für eine Brennstoff-Verlagerung erforderliche Hüllrohr-Dehnung bei etwa 7 % anzusetzen, statt der 3 %, die bei Abbrand oberhalb 60 GWd/t gelten. Der 7 %-Wert kann aus der Datenzusammenstellung zu früheren In-Pile-Brennstab-Tests abgelesen werden, siehe Abb. 3.11 aus /RAY 12/.



**Abb. 3.11** Daten-Zusammenstellung aus In-Pile-Test (FR-2-Tests, PBF-Tests)

Abb. 3.11 zeigt die axiale Abnahme der Höhe einer Brennstoffsäule im Brennstab, wenn eine radiale Hüllrohr-Dehnung dem Brennstoff dazu den Raum bietet. Die hier gezeigte Datenzusammenstellung umfasst Brennstäbe mit Abbränden von bis zu 30 GWd/t.

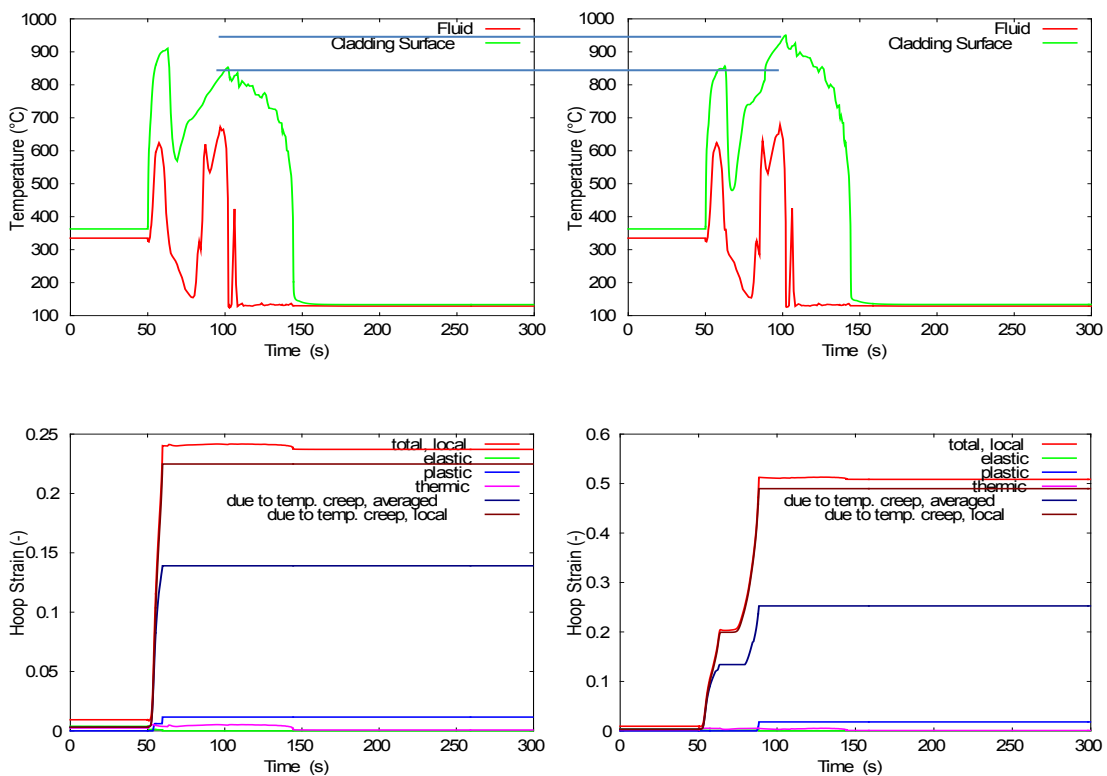
Eine Feinfragmentierung liegt hier nicht vor, da ein Abbrand von 30 GWd/t noch weit unterhalb der Grenze zur Ausbildung einer RIM-Struktur liegt.

Im Kapitel 5.4 wird im Detail ausgeführt, wie anhand obiger Datenzusammenstellung eine Bestimmung der Porosität der Brennstoff-Schüttung aufgrund einer Volumenbilanz

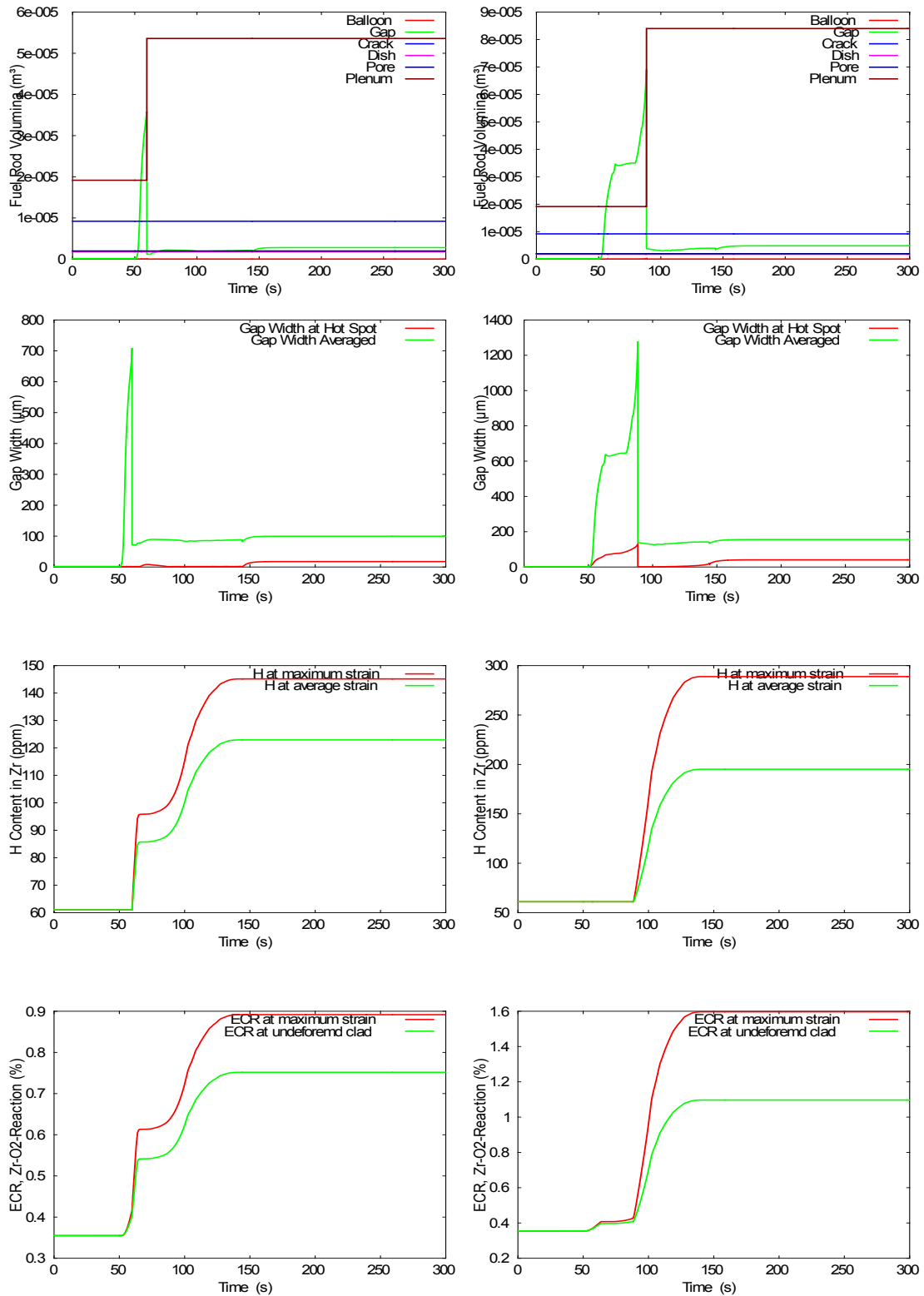
am gedehnten Brennstab möglich ist und welche Änderung in der Brennstoff-Nachzerfallsleistung in der Höhe damit einhergeht. Die Ergebnisse aus Kapitel 5.4 sind in TESP-ROD implementiert, wobei hier die vorgenannten strengeren Voraussetzungen (a bis d) im Rechenprogramm überprüft werden, damit es im Verlauf der relativ kurzweiligen LOCA-Transiente (10 min) zur Verlagerung von Brennstoff kommt.

Wird vom Rechenprogramm Brennstoff-Verlagerung bestimmt, dann füllt der Brennstoff den entstandenen Spalt zwischen Hüllrohr-Innenseite und Pellet-Oberfläche aus, wobei gleichzeitig das aufgefüllte Spalt-Volumen als Volumenzuwachs im Brennstab-Plenum erscheint, siehe TESP-ROD-Analyse in Abb. 3.12: Zeile 3 und 4.

Exemplarisch sind zwei TESP-ROD-Analysen zum doppelendigen Bruch im Kaltstrang nachfolgend dargestellt. Diese beiden Analysen unterscheiden sich ausschließlich in der Exzentrizität der radialen Hüllrohr-Dehnung.



Bilderzusammenstellung setzt sich auf nächster Seite fort



**Abb. 3.12** Gegenüberstellung zweier LOCA-Analysen zu unterschiedlichen Exzentrizitäten der radialen Hüllrohrdehnung – linke Spalte 100 %, rechte Spalte 50 % Exzentrizität

Die Gegenüberstellung in Abb. 3.12 verdeutlicht, dass mit der Abnahme der Exzentrizität von 100 % auf 50 % und somit bei mehr konzentrischem Hüllrohrdehnen die Hüllrohrtemperatur um etwa 100 K ansteigt, siehe Abb. 3.12: Zeile 1.

Dieser Anstieg ist eine Folge, dass bei vorzugsweise konzentrischem Dehnen das Hüllrohrbersten später erfolgt und somit mehr Dehnung (Abb. 3.12: Zeile 2) sowie mehr Volumen für eine Brennstoffverlagerung (Abb. 3.12: Zeile 3) entsteht. Als weitere Folge steigen die Wasserstoffaufnahme und Oxidation (Abb. 3.12: Zeile 5 und 6) an.

In bisherigen TESP-ROD-Analysen ist der Aspekt Brennstoff-Verlagerung nicht beachtet worden. Folglich führte eine vorzugsweise konzentrische Dehnung zum Abheben der Brennstab-Hülle vom Brennstoff, was eine bessere Kühlung der Brennstabhülle bewirkte. Eine Zunahme von Wasserstoff-Aufnahme und Oxidation waren dadurch ausgeschlossen.

Die neuerliche Berücksichtigung der Brennstoff-Verlagerung macht daher eine zusätzliche Betrachtung der Exzentrizität erforderlich, da hierbei jetzt die Einhaltung des Kühlbarkeitskriteriums ECR(H) /RSK 15/ betroffen sein kann.

Ein Brennstoff-Auswurf wird in TESP-ROD nicht simuliert. Trotz Hüllrohr-Bersten wird unterstellt, dass der Hüllrohr-Abschnitt mit Berstöffnung mit Brennstoff gefüllt bleibt.

## **4 Pellet Cladding Interaction (PCI)**

Bereits im vorangegangenen Vorhaben RS1193 /SON 13/ wurden Modellentwicklungen zum Brennstabverhalten bei Lastwechsel für Zry-2-Brennstäbe, die für Siedewasserreaktoren verwendet werden, vorgestellt. Diese Untersuchungen sind im laufenden Vorhaben RS1518 für die Hüllrohrmaterialien Zirlo und M5, die in Druckwasserreaktoren zum Einsatz kommen, erweitert worden. Grundlage sind auch hier die SCIP-100-Tests von Studsvik /SCI 10/, die Messungen zum Kriechen von bestrahltem Zirlo- und M5-Hüllrohr bereitstellen. Gemessen wurden neben bestrahlten Zry-2-Hüllrohren unbestrahltes Zirlo-Hüllrohr, bestrahltes Zirlo-Hüllrohr mit 76 MWd/kg Abbrand und bestrahltes M5-Hüllrohr mit 67 MWd/kg Abbrand.

PCI ist ein seit langem bekannter Schadensmechanismus, der durch betriebliche Leistungsrampen hervorgerufen werden kann. Brennstabschäden können durch eine Beschränkung des Leistungshubs vermieden werden. Die Beschränkung des Leistungshubs ermöglicht dem Brennstab einerseits durch Kriechen der Brennstabhülle Lastspitzen abzubauen und andererseits die Freisetzung von Jod auf Konzentrationswerte zu begrenzen, so dass der aggressive Angriff von Jod auf der Hüllrohr-Innenseite nicht zu einem Risswachstum führt.

Von PCI-Schäden waren bisher hauptsächlich Siedewasserreaktoren betroffen, da lokale Leistungsänderungen beim Verfahren der Borcarbit-Steuerstäbe deutliche Leistungssprünge verursachen und somit zu einer erheblichen Belastung der Brennstäbe führen. Da seit einigen Jahren alle Kraftwerke, also auch Druckwasserreaktoren, zunehmend im Lastfolgebetrieb betrieben werden, ergibt sich auch für Druckwasserreaktoren die Notwendigkeit, auf PCI-Belastungen vorbereitet zu sein.

Im Folgenden werden daher die erforderlichen Modellerweiterungen zu den Druckwasser-Hüllrohrmaterialien Zirlo und M5 vorgestellt.

### **4.1 Elastizitätsmodul**

Wie bereits die vorangegangenen Analysen zum Kriechen von Zry-2 zeigten /SON 13/, ist auch der Elastizitätsmodul für Zirlo und M5 abweichend vom Elastizitätsmodul nach MATPRO, der für den einachsigen Spannungszustand gilt. TESP-ROD verwendet für die Berechnung der Umfangsspannung die Näherung für das dünnwandige Rohr, was



aufgrund des Durchmesser-zu-Wanddicken-Verhältnis berechtigt ist. Für bestrahltes Zry-2 konnte anhand der Messdaten des Hardening-Relaxation-Tests (SCIP 100) der Elastizitätsmodul um den Faktor 1,28 erhöht festgestellt werden. Diese Erhöhung ist bisher dem Effekt der Bestrahlung zugeschrieben worden. Tatsächlich liegt jedoch im Hardening-Relaxation-Test ein 3-dimensionaler Spannungszustand vor. Das Hüllrohr erfährt vorrangig eine Zugspannung in Umfangsrichtung. Etwa die halbe Zugspannung liegt axial im Hüllrohr an und zusätzlich ist radial etwa 1/10-tel der Spannung als Druckspannung gegeben.

Die 3-dimensionalen Spannungen am dickwandigen Rohr (Lamé-Gleichung: (4.1) bis (4.6)) lauten:

$$\sigma_{\theta} = \frac{P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[ 1 + \frac{r_o^2}{r^2} \right] - \frac{P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[ 1 + \frac{r_i^2}{r^2} \right] \quad (4.1)$$

$$\sigma_r = \frac{P_i r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[ 1 - \frac{r_o^2}{r^2} \right] - \frac{P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \left[ 1 - \frac{r_i^2}{r^2} \right] \quad (4.2)$$

$$\sigma_z = \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad (4.3)$$

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E} [\sigma_{\theta} - \nu \sigma_z - \nu \sigma_r] \quad (4.4)$$

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \nu \sigma_{\theta} - \nu \sigma_z] \quad (4.5)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu \sigma_{\theta} - \nu \sigma_r] \quad (4.6)$$

Im Gegensatz hierzu wird in TESP-ROD die Umfangsdehnung vereinfachend eindimensional bestimmt anhand:

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E^*} [\sigma_{\theta}] \quad (4.7)$$

Für typische Hüllrohrwandstärken ist gemäß Gleichungen (4.1) bis (4.3) die Umfangsspannung  $\sigma_z \sim \frac{1}{2} \sigma_{\theta}$  und die radiale Spannung  $\sigma_r \sim -\frac{1}{10} \sigma_{\theta}$ . Hieraus folgt für den scheinbaren Elastizitätsmodul  $E^*$ , der nach Gleichung (4.7) definiert ist:

$$E^* = E \frac{1}{1 - \frac{\nu}{2} + \frac{\nu}{10}} \quad (4.8)$$

Die Querkontraktionszahl  $\nu$  von Zircaloy wird üblicherweise als nahezu temperaturunabhängig angenommen. Ihr Wert beträgt 0,41. Damit ist der scheinbare Elastizitätsmodul  $E^*$  um den Faktor von 1,2 höher als der reale Elastizitätsmodul. Die Auswertung des elastischen Spannungsanstiegs in den entsprechenden SCIP-100-Versuchen ergab jedoch für bestrahltes Zry-2- und Zirlo-Hüllrohr einen Faktor von 1,28 während er für bestrahltes M5-Hüllrohr sogar mit einem Faktor von 1,38 festgestellt wurde.

Dass bedeutet, dass neben der Querkontraktion  $\nu$ , die eine Erhöhung des scheinbaren Elastizitätsmoduls bewirkt, auch die Bestrahlung einen Anteil an der Zunahme des Elastizitätsmoduls  $E^*$  hat. Die Faktoren (1,28 für Zry-2 und 1,38 für M5) sind im Rechenprogramm TESP-ROD implementiert. Diese Faktoren beziehen sich auf den temperaturabhängigen Elastizitätsmodul, so wie er im Rechenprogramm TESP-ROD einheitlich für alle Hüllrohr-Typen berechnet wird:

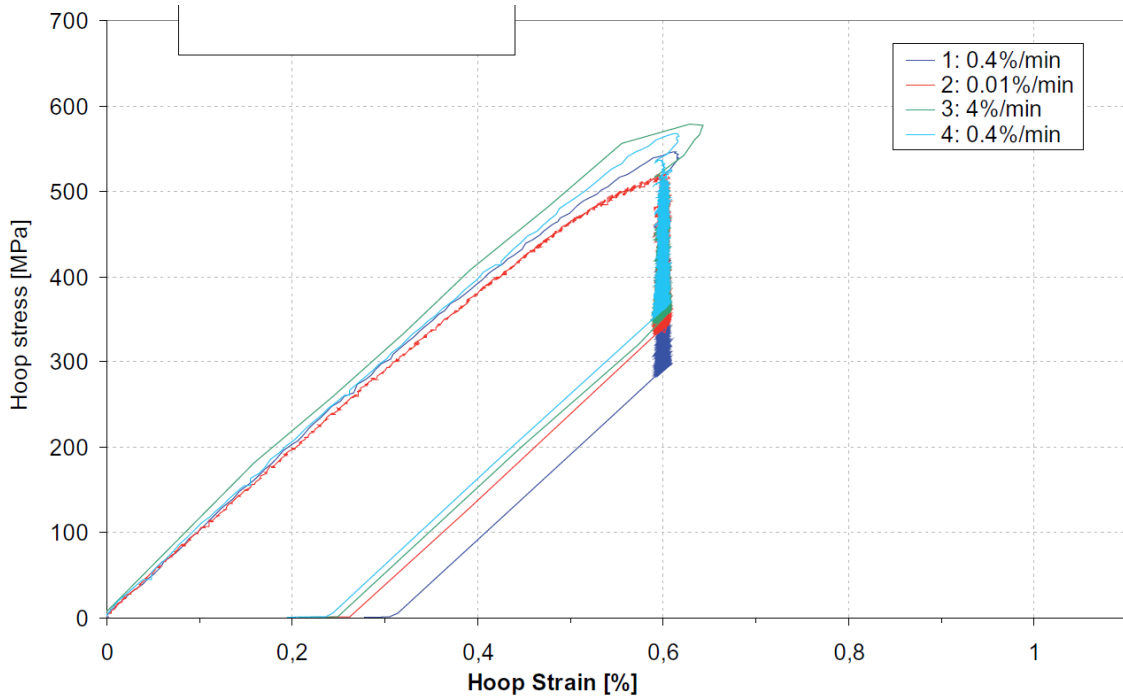
$$E(T_{\text{clad}}) = 108,8 \text{ GPa} - 54,75 \frac{\text{MPa}}{\text{K}} \cdot T_{\text{clad}} \quad (4.9)$$

mit  $T_{\text{clad}}$  als Hüllrohr-Temperatur in K.

## 4.2 Kriechdehnung

Im SCIP-100 Test wird ein Hüllrohrabschnitt bei konstanter Temperatur (360 °C, 380 °C und 400 °C) mit einem Innendruck beaufschlagt. Dieser Innendruck wird derart kontrolliert, dass die Hüllrohr-Probe im Durchmesser sich um genau 0,6 % dehnt. Da unter dieser Belastung das Hüllrohr kriecht, muss entsprechend der Kriechverformung

der Hüllrohrinnendruck reduziert werden, damit die Durchmesser-Dehnung von 0,6 % aufrechterhalten bleibt. Der Innendruck kann über Kesselformel in eine Umfangsspannung im Hüllrohr umgerechnet werden.



**Abb. 4.1** Entwicklung der Hüllrohrspannung bei Kriechverformung im Versuch SCIP-100-Test

Der lineare Anstieg der Spannung mit Zunahme der Dehnung in Abb. 4.1 kennzeichnet den Elastizitätsmodul. Der nachfolgende Abfall der Spannung bei einer konstanten Dehnung von 0,6 %, der sich über einen Zeitraum von 24 Stunden hinzieht, ist Folge des Hüllrohrkriechens. Das Entlasten des Hüllrohrs zum Ende der Lastrampe zeigt die bis dahin erzielte bleibende Kriechverformung, die in der Größenordnung von 0,2 % bis 0,3 % liegt. Die Kriechverformung am Ende jedes Lastzyklus addiert sich zum vorhergehenden Lastzyklus. Zum Ende des Versuchs mit vier Lastzyklen summiert sich die bleibende Verformung zu etwa 1,05%.

Eine Versuchsreihe besteht aus 4 Lastzyklen. Jeder Lastzyklus beginnt mit einem Aufbau der Spannung, wobei der Spannungsaufbau mit unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeiten (0,4 %/min, 0,01 %/min, 4 %/min und 0,4 %/min) erfolgt. Sofern die Dehnungsgeschwindigkeit niedrig ist (z. B. 0,01 %/min), kann auch bereits beim Lastaufbau ein Abweichen von der Hook'schen Geraden durch Kriechen beobachtet werden.

Bislang wird in TESP-ROD das Hüllrohr-Kriechen mit dem Norton-Kriech-Gesetz berechnet. Dieses Kriech-Gesetz lautet:

$$\dot{\epsilon} = A e^{-\left(\frac{Q}{kT}\right)} \left(\frac{\sigma}{10^6 \text{ Pa}}\right)^N \quad (4.10)$$

Für Gleichung (4.10) charakterisieren  $Q$  die Aktivierungsenergie in  $\frac{\text{J}}{\text{mol}}$ ,  $T$  die Temperatur in K,  $k$  die Boltzmann-Konstante mit  $8,314 \frac{\text{J}}{\text{mol K}}$  und  $N$  der Spannungsexponent.

Die in TESP-ROD verwendeten Parameter  $A$ ,  $Q$  und  $N$  sind für die unterschiedlichen Hüllrohrtypen (Duplex, E110, M5, Zirlo, Zry-2, Zry-4) aus im Temperatur-Bereich oberhalb von 600 °C durchgeführten Dehn-Berst-Versuchen abgeleitet.

Das betriebliche Hüllrohr-Kriechen findet dagegen bei Temperaturen um 400 °C statt. Es zeigt sich anhand der SCIP-100-Versuchsdaten-Auswertung zu den Hüllrohr-Typen M5 und Zirlo, dass im Unterschied zum Zry-2-Hüllrohr mit dem Norton-Kriechgesetz grundsätzlich keine hinreichend genaue Parameter-Optimierung erzielt werden kann. Erfolgreiche Modellansätze beinhalten dagegen eine exponentielle Abhängigkeit zur Hüllrohr-Spannung, so dass die neuen Kriech-Modelle die folgende Form annehmen:

$$\dot{\epsilon} = A e^{-\left(\frac{Q}{kT}\right)} e^{\left(\frac{\sigma}{10^6 \text{ Pa}}\right)^{0,5}} \quad \text{für Zirlo mit Hüllrohrtemperatur} < 400 \text{ °C} \quad (4.11)$$

$$\dot{\epsilon} = A e^{-\left(\frac{Q}{kT}\right)} e^{\left(\frac{\sigma}{10^6 \text{ Pa}}\right)^{0,51}} \quad \text{für M5 mit Hüllrohrtemperatur} < 400 \text{ °C} \quad (4.12)$$

In der Literatur wird ein solcher Ansatz allgemein für Metalle bei niedriger Temperatur als geeignet angesehen. Man findet die Bezeichnung „Power-Law-Breakdown“. Gemeint ist damit, dass der Spannungsexponent  $N$  im Norton-Kriechmodell auf mathematisch gesehen extreme Werte ( $N > 10$ ) ansteigen würde, wollte man eine optimale Parameter-Anpassung finden.

Da die Kriechmodelle nach Norton für hohe Temperaturen ( $> 600 \text{ °C}$ ) weiterhin Gültigkeit behalten sollen, ist eine Interpolation zwischen diesen beiden Modellen (Norton und Power-Law-Breakdown) erforderlich. Die Interpolation wird daher in TESP-ROD zwischen 400 °C und 500 °C angesetzt. Das heißt, unterhalb 400 °C gilt das Power-

Law-Breakdown und oberhalb 500 °C gilt wie bisher das Norton-Kriechgesetz. Dazwischen wird linear über Temperatur interpoliert.

Auf Grundlage der Kriech-Modelle, Gleichungen (4.11) und (4.12), konnten die folgenden Modell-Parameter für M5 und Zirlo bestimmt werden:

**Tab. 4.1** Kriechparameter für M5 und Zirlo jeweils für die  $\alpha$ -Zirkon-Phase

Hüllrohrmaterial	A (1/s) Power-Law-Breakdown	A (1/s) Norton-Creep-Law	Q (J/mol)
M5	10,359	0,10359	198954
Zirlo	103,590	0,10359	$207000 + 36,57 \cdot (873,15 - T_{\text{clad}})$ $T_{\text{clad}}$ in K

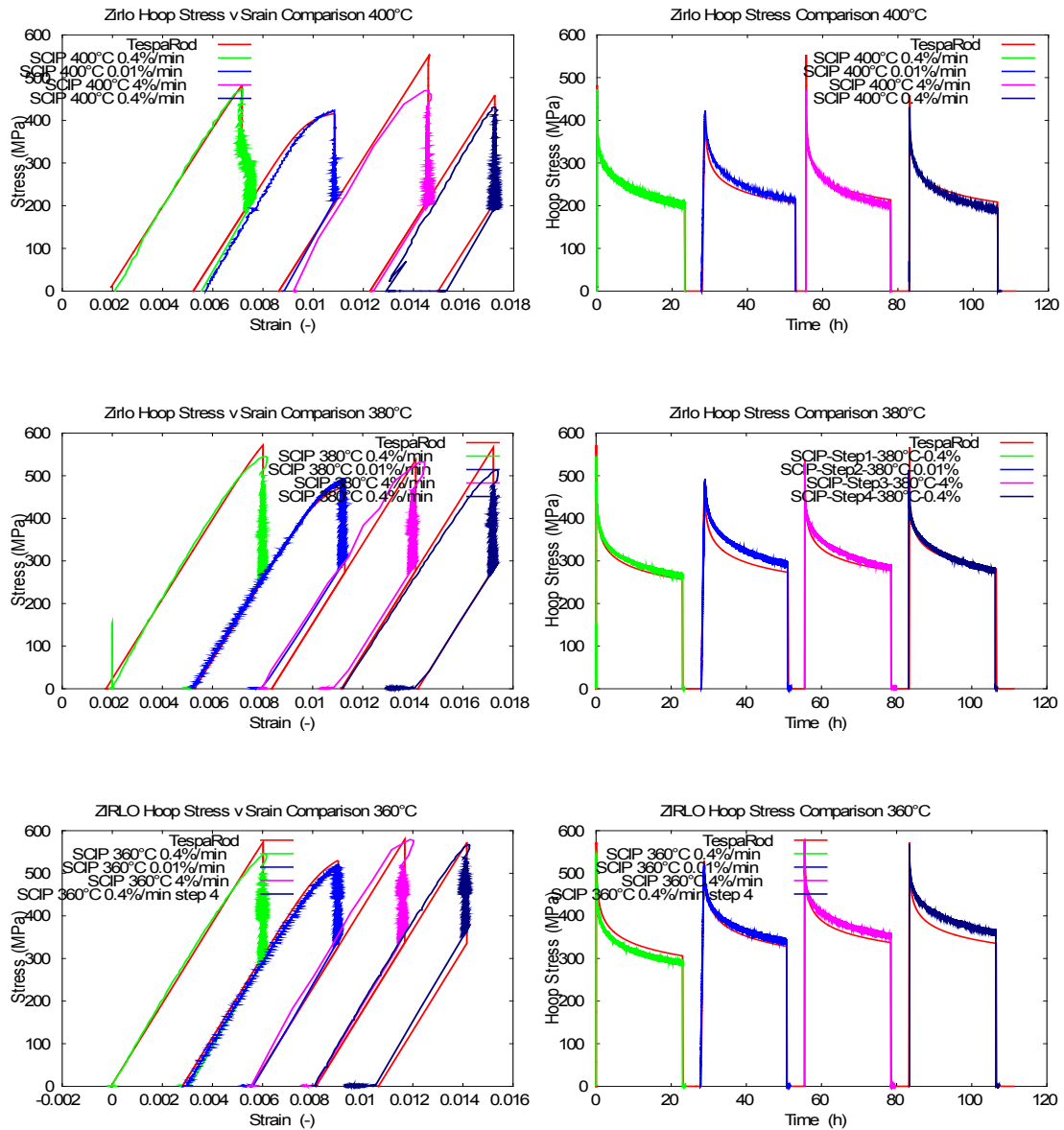
Im Unterschied zum Hüllrohr-Material Zry-2 ist die Kriechverhärtung  $\dot{\epsilon}_{\text{creep,Hardening}}$  für das Zirlo-Hüllrohr nur gering bzw. für das M5-Hüllrohr gar nicht mehr anhand der SCIP-100-Versuchsdaten nachweisbar. Daher wird nur die Zirlo-Modell-Gleichung (4.11) mit einem angepassten Modell zur Kriechverhärtung erweitert. Die Kriechverhärtung für bestrahltes Zirlo-Hüllrohr lautet:

$$\dot{\epsilon}_{\text{creep,Hardening}} = \dot{\epsilon}_{\text{creep}} e^{-\left(\frac{\epsilon_{\text{creep}} - \epsilon_{\text{reset}}}{0,005 \dots 0,02}\right)} \quad (4.13)$$

$$\epsilon_{\text{reset}} := \begin{cases} \epsilon_{\text{creep}} & \Leftrightarrow \dot{\epsilon}_{\text{elastic}} < 10^{-6} \\ \epsilon_{\text{reset}} - \dot{\epsilon}_{\text{creep}} dt & \Leftrightarrow \epsilon_{\text{reset}} > 0 \\ 0 & \Leftrightarrow \epsilon_{\text{reset}} \leq 0 \end{cases} \quad (4.14)$$

Der Exponentialterm in Gleichung (4.13) variiert abhängig von der Hüllrohr-Temperatur. Er ist unterhalb 380 °C mit  $-\left(\frac{\epsilon_{\text{creep}} - \epsilon_{\text{reset}}}{0,005}\right)$  und bei Hüllrohr-Temperaturen oberhalb von 400 °C mit  $-\left(\frac{\epsilon_{\text{creep}} - \epsilon_{\text{reset}}}{0,02}\right)$  zu berechnen, sowie zwischen 380 °C und 400 °C linear in Temperatur zu interpolieren.

Die oben dargestellten Modellgleichungen (4.11) bis (4.14) erzielen in TESPA-ROD hinreichend gute Übereinstimmungen mit den SCIP-100-Versuchsdaten, siehe Abb. 4.2 und 4.3:

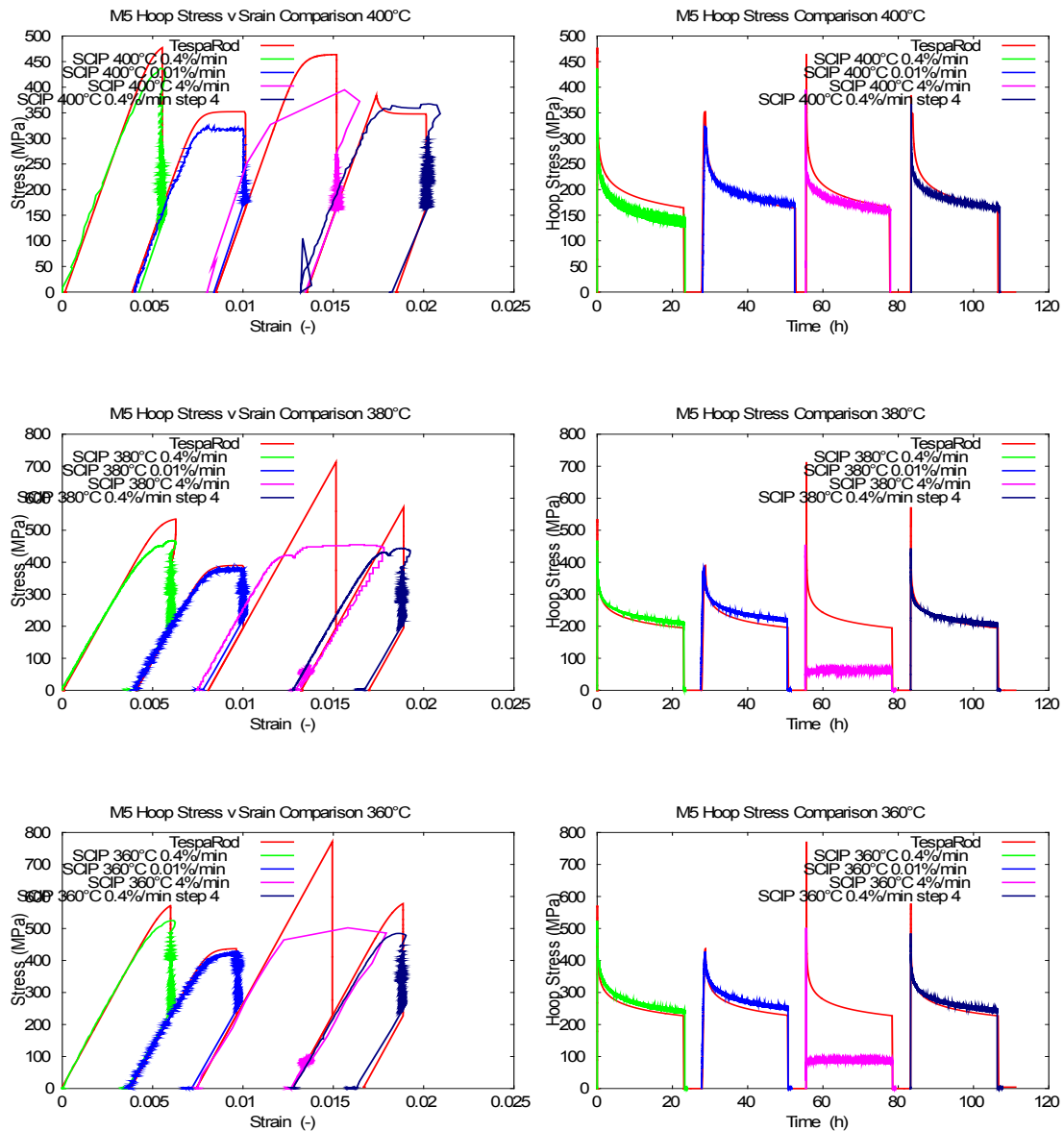


**Abb. 4.2** Nachrechnung der SCIP-100-Versuchsserien zum Zirlo-Hüllrohr-Kriechen

Gegenüberstellung der Versuche bei 400 °C, 380 °C und 360 °C mit den Modellgleichungen (4.11) und (4.14)

Die bemerkenswert gute Übereinstimmung wird mit dem Zirlo-Modellansatz insbesondere in der zweiten Belastungsstufe mit langsamem Anstieg der Dehnung (0,01 %/min) sichtbar. Erreicht in dieser Stufe die Belastung hohe Spannungen, dann reicht die Zeit aus, um durch das einsetzende Kriechen von der Hook'schen Geraden abzuweichen.

Die Analyse folgt in sehr guter Übereinstimmung diesem von der Hook'schen Geraden abweichenden Spannungsverlauf (siehe linke Spalte in Abb. 4.2). Diese Übereinstimmung konnte erst erzielt werden, nachdem im Kriechansatz statt  $(\sigma/10^6 \text{ Pa})^N$  der Spannungsexponentialterm  $\exp(\sigma/10^6 \text{ Pa})^{0,5}$  eingeführt wurde.



**Abb. 4.3** Nachrechnung der SCIP-100-Versuchsserien zum M5-Hüllrohr-Kriechen bei 400 °C, 380 °C und 360 °C mit der Modellgleichungen (4.2-3)

Ferner wird in Abb. 4.2 deutlich, dass der berechnete Spannungsabfall bei Erreichen der End-Dehnung von 0,6 % zeitlich mit den gemessenen Spannungsabfällen in allen Belastungsstufen (1 bis 4) und zu allen Versuchstemperaturen (360 °C bis 400 °C) hinreichend gut übereinstimmt.

Das Kriechmodell für M5 erfordert keine Modellierung zur Kriechverhärtung. Eine Kriechverhärtung würde sich in den Diagrammen der rechten Spalte von Abb. 4.3 durch entsprechende schnellere Verflachung der Kurve zeigen. Aufgrund der erzielten Übereinstimmungen im zeitlichen Verlauf der Spannungsabnahme zwischen Experiment und Rechnung, genügt die Modellgleichung (4.12) vollständig, um die Versuchsdaten zu beschreiben.

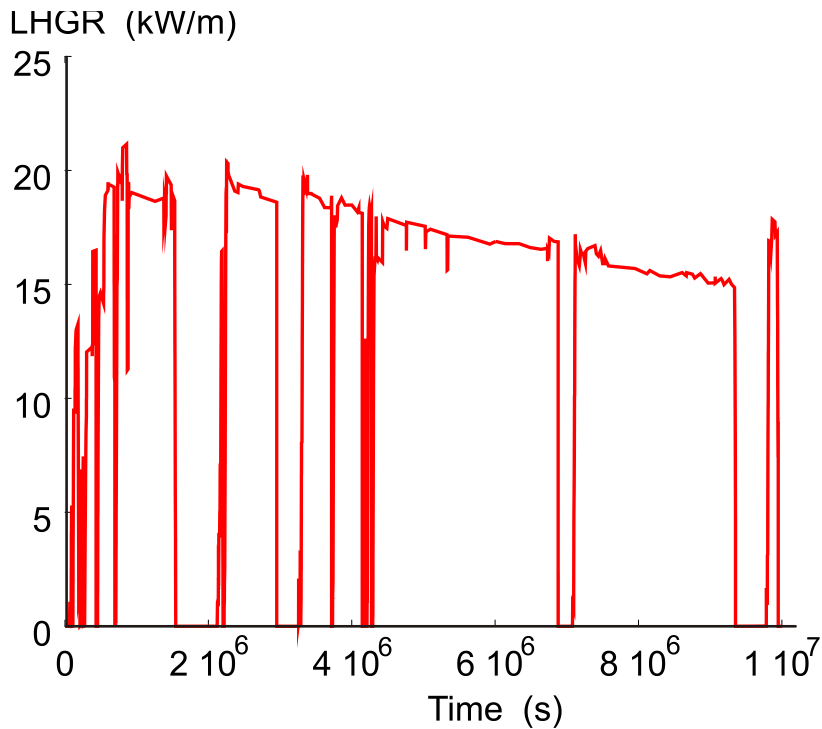
Ebenfalls ist, wie im Fall der Messdaten zum Zirlo-Hüllrohr, in der zweiten Belastungsstufe mit dem langsamem Anstieg der Dehnung (0,01 %/min) bis auf 0,6 % das frühzeitige Einsetzen des Hüllrohrkriechens durch Abweichen von der Hook'schen Geraden erkennbar. Dieser Datentrend wird mit dem Kriechmodell (4.12) sehr gut wiedergegeben. Diese Übereinstimmung konnte erst erzielt werden, nachdem im Kriechansatz statt  $(\sigma/10^6 \text{ Pa})^N$  der Spannungsexponentialterm  $\exp(\sigma/10^6 \text{ Pa})^{0,51}$  eingeführt wurde. Somit zeigen die Analysen zum Hüllrohr-Kriechen von Zirlo und M5, dass für beide Hüllrohr-Typen das Kriech-Regime „Power Breakdown“ unterhalb 400 °C gültig ist.

In der dritten Belastungsstufe mit schnellem Anstieg der Dehnung (4 %/min) zeigen sich in Abb. 4.3 erhebliche Abweichungen zwischen Messung und Nachrechnung. Diese Abweichungen sind verursacht durch eine unzureichende Spannungsregelung im SCIP-100-Experiment für das M5-Hüllrohr. Diese Abweichungen sind daher für eine Modellbewertung irrelevant. Dies gilt insbesondere für die Versuchstemperaturen 360 °C und 380 °C in Abb. 4.3.

### **4.3 Schlupf zwischen Hüllrohr und Pellet bei Spaltschluss**

Im Rahmen der Teilnahme am OECD PCMI-Benchmark sind Messungen zur Längenänderung eines Test-Brennstabs bei Lastrampen zur Verfügung gestellt worden. Diese Messungen wurden im Halden-Reaktor an einem DWR-Brennstab-Abschnitt von 441 mm Länge durchgeführt. Der Test-Brennstab hatte eine Brennstabhülle aus Zry-4 und der Brennstoff einen Abbrand zu Beginn von 54,7 MWd/kg. Der Abbrand steigt im Verlauf des Tests von 54,7 MWd/kg auf einen Wert von 57,5 MWd/kg an. Der Versuch endet nach etwa 120 Tagen ( $\approx 10^7$  Sekunden). Abb. 4.4 zeigt den Verlauf der Stablängenleistung am Test-Brennstab mit etwa 12 Lastrampen.





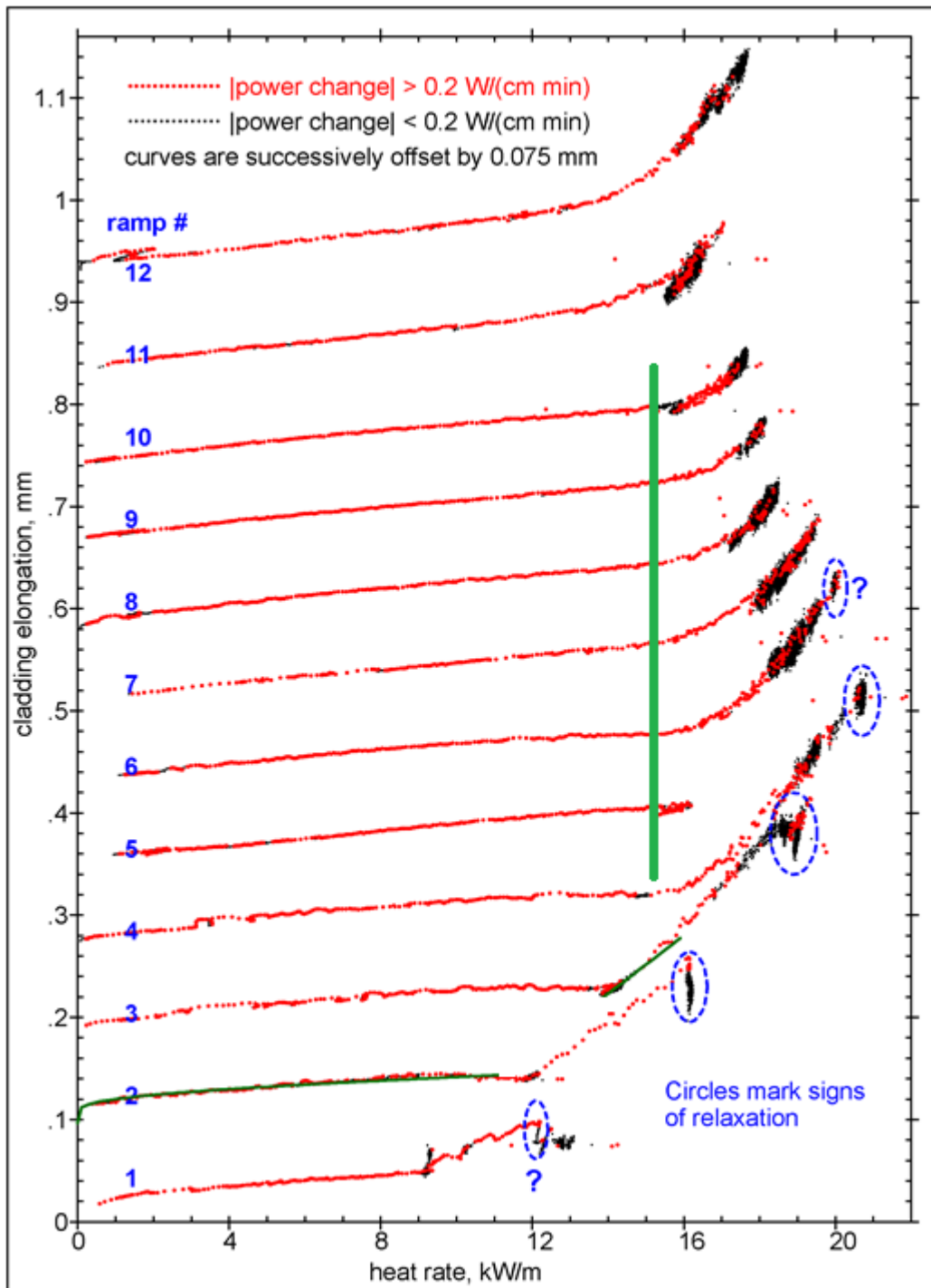
**Abb. 4.4** Zeitverlauf der linearen Stablängenleistung (LHGR) im Rampentest mit etwa 12 Rampen

Im Versuch zeigt sich die Längenänderung zunächst als thermisch bedingte Längenänderung, siehe Abb. 4.5. Kommt es zum Spaltschluss, kann diese Längenänderung zunehmend durch die thermische Dehnung des Pellets bestimmt werden. Insofern zeigt die Trendänderung in der Längenänderung den Zustand des Spaltschlusses an.

Im vorliegenden Test zeigt sich, dass in den Lastrampen 4 bis 10 der Spaltschluss bei einer Stablängenleistung von etwa 15 kW/m auftritt (grüne Linie in Abb. 4.5). Die Spaltschlüsse in den Lastrampen 1 bis 3 erfolgen deutlich früher (bei 9, 12 und 14 kW/m). Diese Rampen werden von den weiteren Betrachtungen ausgeschlossen, da sie im Zusammenhang mit einer Nachverdichtung der Pellet-Fragmente stehen, die ab der 4. Lastrampe abgeschlossen ist.

In diesem Zusammenhang wird auf die Brennstab-Vorgeschichte verwiesen: Der Testbrennstab stammt von einem kommerziellen DWR-Brennstab, der nach dem regulären Einsatz im Reaktor in Abschnitte zerteilt wurde und als Test-Brennstab neu zusammengesetzt wurde. Es ist zu vermuten, dass diese Vorgeschichte des Test-Brennstabs zwischen kommerziellem Reaktorbetrieb und Testbeginn zu einem Pellet-Schwellen oder Pellet-Fragment-Verlagerung geführt hat, die erst durch Nachverdichtung bzw.

Fragment-Verlagerung im Testbetrieb (siehe blaue Kreise in Abb. 4.5) kompensiert wird.



**Abb. 4.5** Axiale Längenänderung des Test-Brennstabs in Abhängigkeit der Linearen Stablängenleistung (LHGR) im Rampen-Test IFA 293.4 mit etwa 12 Rampen

Die TESP-ROD-Nachrechnung zielt daher zunächst auf die Modellierung des Spaltschlusses, der bei 15 kW/m stattfindet.

Das betriebliche Brennstoff-Schwellen wird in TESP-ROD modelltechnisch erfasst. Dagegen gibt es für die betriebliche Durchmesseränderung des Hüllrohrs in TESP-ROD keine Modellierung. Es wird daher der Außendurchmesser der Brennstabhülle ausgehend vom Design-Wert (9,5 mm) derart eingestellt, dass der Spaltschluss bei etwa 15 kW/m von TESP-ROD ermittelt wird. In diesem Fall liegt der erforderliche Außendurchmesser bei 9.44 mm.

Wie in Abschnitt 4.1 ausgeführt, verwendet TESP-ROD nur eine eindimensionale Spannungs- und Dehnungsanalyse, wobei Spannungen und Dehnungen im Hüllrohr in Umfangsrichtung berechnet werden.

Durch zusätzliche Implementierung der Spannungsanalyse nach Lamé in TESP-ROD, Gleichungen (4.1) – (4.6), können zu der Spannung in Umfangsrichtung  $\sigma_{\theta}$  auch die Spannungen der übrigen Komponenten ermittelt werden. Dazu wird Gleichung (4.1) nach dem Innendruck  $P_i$  aufgelöst und in die Gleichungen für radiale Spannung (4.2) und axiale Spannung (4.3) eingesetzt. Des Weiteren wird der radiale Betrachtungsort  $r$  auf die Mittelfaser der Zylinderwand gesetzt, mit  $r = \frac{r_o - r_i}{2}$ . Mit diesen Spannungskomponenten können nun alle Dehnungskomponenten (Umfangsdehnung: Gleichung (4.4), radiale Dehnung: Gleichung (4.5) und die axiale Dehnung: Gleichung (4.6)) berechnet werden.

Das Ergebnis der Dehnungsberechnungen zeigt für die axiale Dehnung einen Wert der im Vergleich zu den anderen Dehnungskomponenten nahe null ist. Im Fall einer Volumenkonstanz, also bei Querkontraktion  $\nu = 0,5$ , ist die axiale Dehnung exakt null, da sich dann die Spannungsterme in Gleichung (4.6)  $\sigma_z - \nu\sigma_{\theta} - \nu\sigma_r$  zu null addieren würden. Von dieser Prämisse wurde in TESP-ROD bereits bei der Berechnung der eindimensionalen Umfangsdehnung Gebrauch gemacht.

Die Verwendung der Spannungsanalyse nach Lamé würde somit für dickwandige Zylinder unter Innendruck-Belastung keine signifikanten axialen Dehnungen ausweisen. Tatsächlich tritt jedoch bei Spaltschluss eine axiale Dehnung auf, die ausgehend von der Dehnung des Pellets sich auf die Brennstabhülle überträgt. Das bedeutet, dass ne-

ben der Spannung durch Innendruck (Gleichung (4.3)) eine zusätzliche Spannung durch den Festkörperdruck des Pellets auf die Hülle axial einwirkt.

In Modellansatz von TESPA-ROD wird bei Spaltschluss daher Gleichung (4.3) um einen Spannungsbetrag  $\sigma_{\text{extra}}$  erhöht, der dazu führt, dass die axiale Dehnung ab Spaltschluss zu einem definierten Grad der Umfangsdehnung folgt.

Das Folgen der Umfangsdehnung  $\varepsilon_{\theta}$  bedeutet dabei, dass die durch die Pellet-Dehnung verursachte Umfangsdehnung sich jetzt zusätzlich auf die axiale Dehnung überträgt.

$$\varepsilon_z - \varepsilon_{z,0} := (\varepsilon_{\theta} - \varepsilon_{\theta,0}) \cdot F_{\text{coupling}} \quad (4.15)$$

Hierin ist  $\varepsilon_{z,0}$  und  $\varepsilon_{\theta,0}$  die axiale bzw. die azimutale Dehnung der Hülle zu Beginn des Spaltschlusses.  $F_{\text{coupling}}$  ist ein Faktor zwischen null und eins, der durch die pellet-verursachte Umfangsspannung  $\sigma_{\theta, \text{Pellet}}$  bestimmt werden kann.

Durch Vorgabe einer axialen Dehnung bemisst sich die eingeführte zusätzliche axiale Spannung  $\sigma_{\text{extra}}$  in Gleichung (4.16):

$$\sigma_z := \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} + \sigma_{\text{extra}} \quad (4.16)$$

Da die geänderte axiale Spannung  $\sigma_z$  Auswirkung auf die nach Gleichungen (4.4) bis (4.6) berechnete Dehnungskomponenten hat, ist eine iterative Berechnung der zusätzlichen axialen Spannung  $\sigma_{\text{extra}}$  erforderlich.

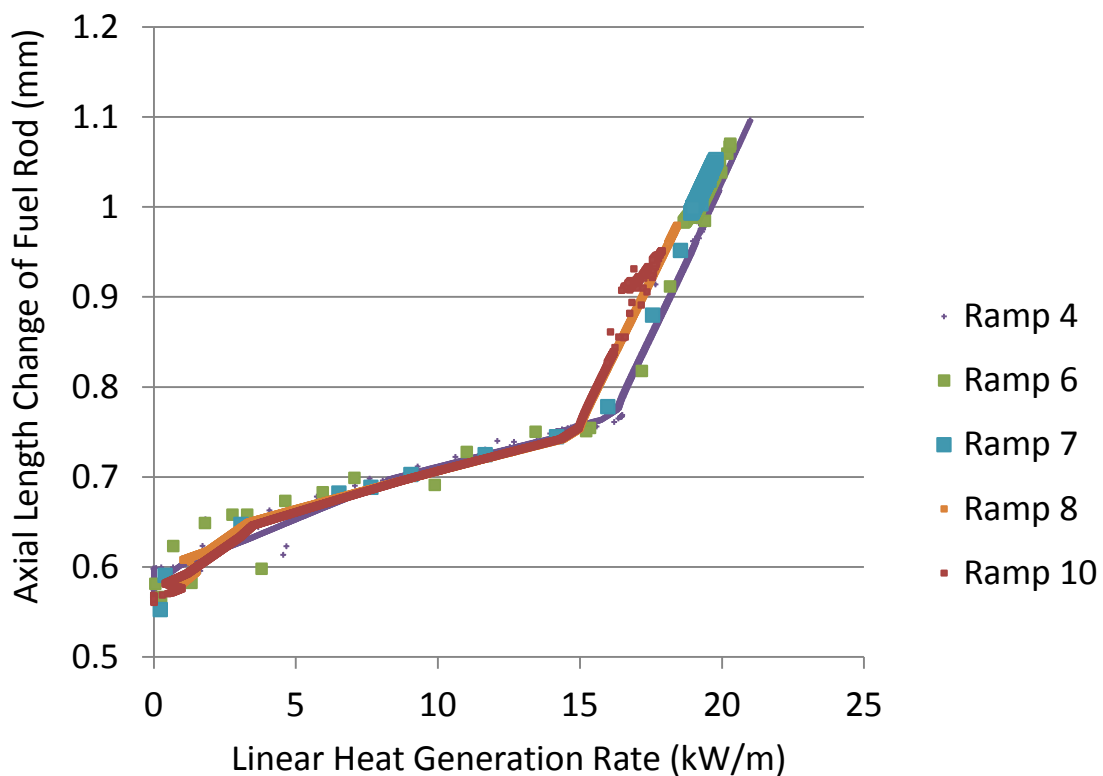
Das Ergebnis zweier Modelle zur Kopplung der axialen Dehnung an die azimutale Dehnung ist nachfolgend dargestellt.

Im einfachsten Modell wird der Faktor ab Spaltschluss von null auf  $F_{\text{coupling}} = 0,5$  gesetzt, so dass die axiale Dehnung ab Spaltschluss zu 50 % der weiteren azimutalen Dehnung folgt. In Abb. 4.6 ist erkennbar, wie ab Spaltschluss die axiale Längenänderung einen sprunghaft steileren Anstieg erhält.

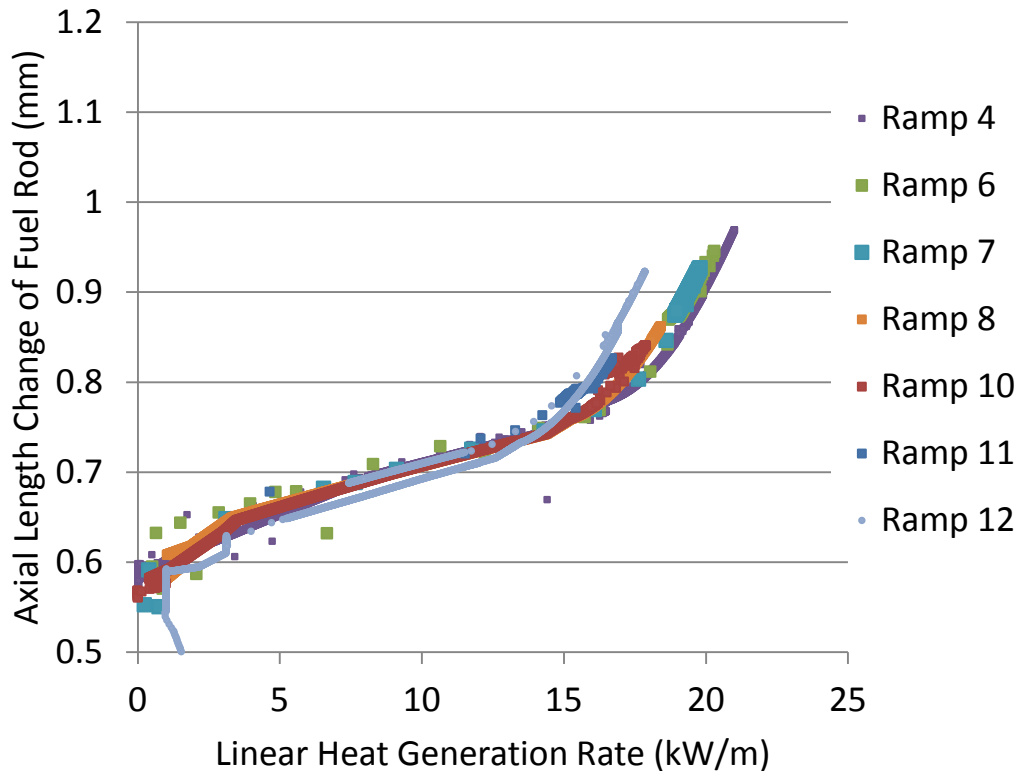
Da im Rampentest der Übergang bei Spaltschluss nicht sprunghaft erfolgt (Abb. 4.5) wird letztlich die Entwicklung des Faktors in TESP-ROD nach Gleichung (4.17) berechnet.

$$F_{\text{coupling}} = 1 - e^{-\frac{\sigma_{\Theta, \text{Pellet}}}{400 \text{ MPa}}} \quad (4.17)$$

Ab einem Spaltschluss (ab 16 kW/m) zeigt Abb. 4.7 eine progressive Steigung der axialen Längenänderung ähnlich wie im Rampentest (siehe Abb. 4.5). Die Berechnungsgleichung (4.17) verdeutlicht, dass der Schlupf zwischen Pellet und Hülle mit Zunahme der Pellet-bedingten Festkörperspannung nur asymptotisch gegen eins konvergiert. Im vorliegenden Testfall erreicht die maximale Kopplung zwischen azimuthaler und axialer Dehnung bei Auswertung von Gleichung (4.17) einen Wert von  $F_{\text{coupling, max}} = 0,25$ . Mit diesem Modellansatz für die Dehnungskopplung wird die beste Übereinstimmung zu den Messungen in Abb. 4.5 erzielt.



**Abb. 4.6** Mit TESP-ROD berechnete Längenänderung des Test-Brennstabs für 6 Rampen mit 50 % Schlupf bei Spaltschluss



**Abb. 4.7** Mit TESPA-ROD berechnete Längenänderung des Test-Brennstabs für 6 Rampen mit degressivem Schlupf ab Spaltschluss

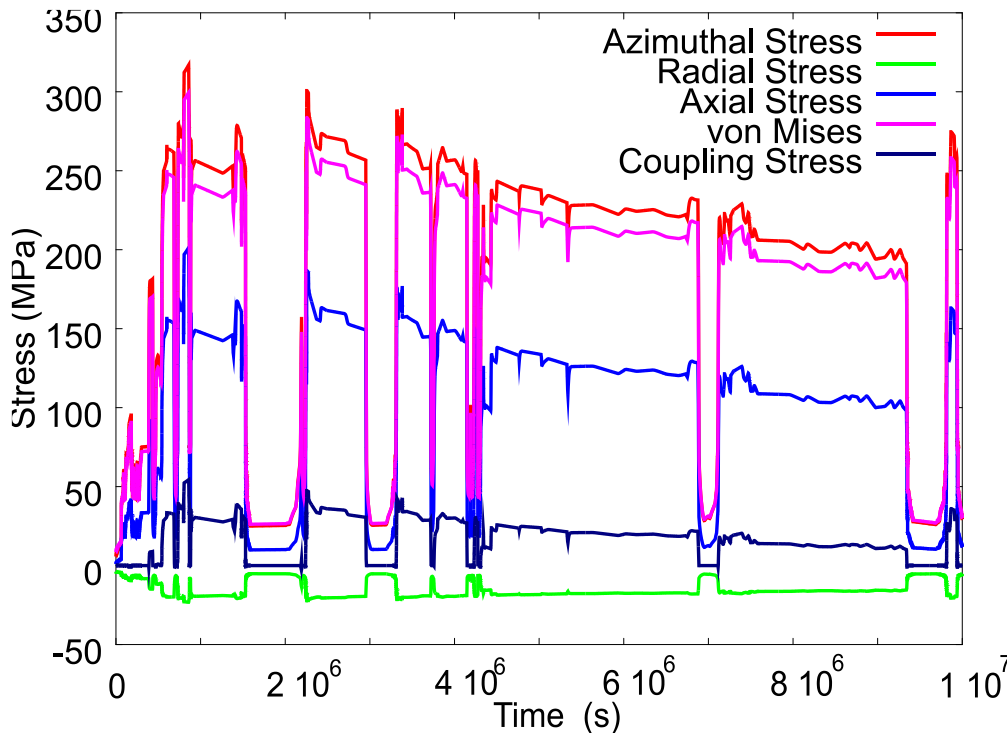
Im Ergebnis der 3-dimensionalen Spannungs-/Dehnungsanalyse mit Modellentwicklung für Schlupf zwischen Pellet und Hülle wird deutlich, dass die Umfangsspannung immer die dominierende Spannungskomponente ist. Die axiale Spannung erreicht etwa 50 % der Umfangsspannung, siehe Abb. 4.8. TESPA-ROD verwendet im Bruchkriterium die 1-dimensionale Umfangsspannung. Somit ist die exklusive Nutzung der Umfangsspannung (azimuthal stress), so wie sie in TESPA-ROD berechnet wird, eine konservative Spannungsabschätzung gegenüber einer Vergleichsspannung nach von Mises, die aus einer 3-dimensionalen Spannungsanalyse hervorgeht.

Die Vergleichsspannung nach von Mises ist:

$$\sigma_{\text{von Mises}} = \sqrt{\frac{(\sigma_{\theta} - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_{\theta})^2}{2}} \quad (4.18)$$

Bei einem Spannungsverhältnis von  $\sigma_z = 0,5 \sigma_{\theta}$  und  $\sigma_r = 0,0 \sigma_{\theta}$  ist die Vergleichsspannung um ca. 14 % gegenüber der Umfangsspannung  $\sigma_z$  reduziert:

$$\sigma_{\text{von Mises}} = \sigma_{\theta} \sqrt{\frac{(1 - 0,5)^2 + (0,5 - 0)^2 + (0 - 1)^2}{2}} = 0,866 \sigma_{\theta} \quad (4.19)$$

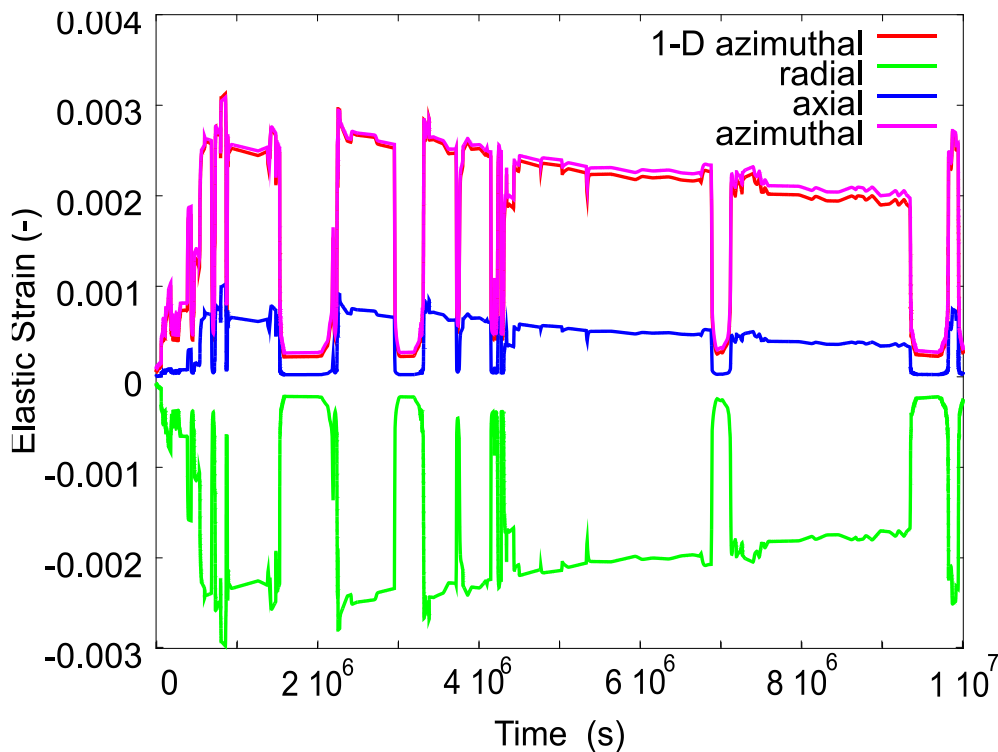


**Abb. 4.8** Mit TESPA-ROD berechnete Spannungskomponenten und von Mises Vergleichsspannung zum Rampen-Test mit Modell für Dehnungskopplung nach Gleichung (4.17)

Es zeigt sich ferner, dass die axiale Dehnung einen nur unwesentlichen Beitrag zur Gesamtdehnung liefert. Im Vergleich zu einem Fall mit idealem Schlupf ( $F_{\text{coupling}} = 0$ ) steigen die axialen Dehnungen bei dem Fall mit degressivem Schlupf ( $F_{\text{coupling}} = 1 - \exp(-\frac{\sigma_{\theta, \text{Pellet}}}{400 \text{ MPa}})$ ) auf ca. 1/10 der Umfangsdehnung, siehe Abb. 4.9. Das relativiert die Bedeutung einer 3-dimensionalen Spannungsanalyse bei rotationssymmetrischer Belastung.

Zu beachten ist hierbei, dass es sich um zylindrische Pellets handelt, deren Spannungen in einer mittleren Höhe betrachtet werden. Diese Betrachtungsweise ist bei höherem Abbrand, wie er in dem Testbrennstab vorliegt, gerechtfertigt, da durch Formver-

änderungen (Schwellen) und Strukturveränderungen (Hochabbrandstruktur) keine hervorstehenden Geometrien, wie z. B. Fasen oder Pelletkanten bestehen. Bei Pellets mit geringem Abbrand sind diese vorhanden und können insbesondere bei Lastrampen über die Pellethöhe variierende Spannungen erzeugen.



**Abb. 4.9** Mit TESPA-ROD berechnete Dehnungskomponenten zum Rampen-Test mit Modell für Dehnungskopplung nach Gleichung (4.17)

Wenngleich durch die Implementierung der Lamé-Gleichungen keine Verbesserung in der Auswertung des Bruchkriteriums von TESPA-ROD erkennbar wird, so ist jedoch mit der Einführung der Lamé-Gleichungen ein Zugang zu Brennstab-Untersuchungen gegeben, die beispielsweise eine Längenänderung des Brennstabs bei Laständerung bereitstellen. Die Implementierung verschafft somit einen weiteren Zugang zur Modellvalidierung von TESPA-ROD-Modellen hinsichtlich der Brennstab-Mechanik.



## 5 Langzeitzwischenlagerung

Das Rechenprogramm TESPА-ROD wurde bisher für Störfall-Transienten entwickelt, die im Bereich von Millisekunden (RIA-Transiente), Minuten (LOCA Transiente) und Stunden (Lastfolgebetrieb mit PCMI-Belastung) ablaufen. Für die Simulation des Brennstabverhaltens von Transienten der Langzeitzwischenlagerung ist eine Weiterentwicklung des Zeitintegrationsverfahrens in TESPА-ROD erforderlich, die eine Verfolgung des Brennstabverhaltens im Bereich von Jahrzehnten gestattet. Darüber hinaus erfordert die Langzeitzwischenlagerung, dass weitere Modelle in TESPА-ROD implementiert werden, die in den bisher betrachteten Transienten keine Bedeutung haben. Es sind daher Modelle für Heliumfreisetzung, Pellet-Schwellen, MOX-Nachzerfallsleistung, axiale Brennstoffverlagerung und Reduktionen von Kriechdehnung in das Rechenprogramm zusätzlich aufgenommen.

Auf Basis des weiterentwickelten Rechenprogramms sind Sondierungsrechnungen durchgeführt worden, die einen ersten Einblick in das dynamische Brennstabverhalten bei einer Langzeitzwischenlagerung geben.

### 5.1 Zeitintegration

Die Analysen der Langzeitzwischenlagerung von Brennstäben beginnen mit der Beendigung des Einsatzes im Reaktor, setzen sich über die Verweildauer im Nasslager fort und erstrecken sich schließlich mit der Umsetzung ins Trockenlager in die lange Phase der Trockenlagerung. Hierbei wird der Zeitbereich der Trockenlagerung im Zwischenlager bis hin zu 100 Jahre betrachtet, da abzusehen ist, dass die Brennstäbe länger als die bisher geplanten 40 Jahre gelagert werden müssen. Die drei Zeitphasen (Normalbetrieb, Nasslagerung, Trockenlagerung) unterscheiden sich durch Brennstableistung und Wärmeübergang vom Brennstab zum jeweiligen Kühlmittel.

In der Phase des Normalbetriebs und in der anschließenden Phase der Nasslagerung wird ein Wärmeübergangskoeffizient mit  $10^4 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  angesetzt. Beim Wechsel in das Trockenlager erfolgt eine Reduktion des Wärmeübergangs um 4 Größenordnungen auf einen Wert von z.B.  $0,42 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ . Damit verbunden ist ein drastischer Temperaturanstieg im Brennstab.

Die explizite Zeitintegration in TESP-ROD wird vom Courant-Limit bestimmt. Somit ist der Wärmeleitungsvorgang im Brennstoff und Hüllrohr vor allen anderen dynamischen Prozessen der Zeitschritt-bestimmende Vorgang.

In TESP-ROD wird das Courant-Limit in der Form  $dt = \frac{V_{\text{pellet}} c_p \rho}{\lambda \frac{U}{\Delta R}}$  ausgewertet. Dieses Limit stellt die gespeicherte Wärme ins Verhältnis zur transportierten Wärme.

Im Bereich der Langzeitzwischenlagerung findet abgesehen vom Wechsel ins Trockenlager keine signifikante Änderung in den Wärmeströmen statt. Dennoch erzwingt die Stabilitätsgrenze nach Courant für eine numerisch stabile Auswertung der Wärmeleitungsgleichung Zeitschrittweiten in der Größenordnung von Sekunden, was eine Analyse des Langzeitverhaltens (100 Jahre  $\approx 3 \cdot 10^9$  Sekunden) unmöglich machen würde.

Eine Anhebung des Courant-Limits kann jedoch erzielt werden, wenn den am Wärmeleitungsvorgang beteiligten Massen künstlich erhöhte Wärmekapazitäten zugeordnet werden. Eine solche erhöhte Wärmekapazität würde nur dann die berechneten Wärmeströme verfälschen, wenn relativ schnelle Änderungen in der Wärmezufuhr und Wärmeabfuhr auftreten. Im Umkehrschluss kann dieser Zusammenhang genutzt werden, um die künstliche Erhöhung der Wärmekapazitäten so zu bemessen, dass Wärmestrom-Verfälschung vernachlässigbar bleiben.

Während der Langzeitzwischenlagerung werden Wärmeströme vorrangig von der Nachzerfallsleistung bestimmt. Lediglich der Wechsel von Nass- zur Trockenlagerung bedingt ein kurzzeitiges Ungleichgewicht zwischen erzeugter Wärme aus Nachzerfall und abgeführter Wärme, auf den gesondert eingegangen werden muss.

In numerischen Studien zeigt sich, dass eine Wärmekapazität ohne Beeinflussung der realen Wärmeleitung verändert werden kann, wenn die Differenz zwischen erzeugter Wärme  $\dot{q}_{\text{erzeugt}}$  und abgeführter Wärme  $\dot{q}_{\text{Oberfläche}}$  klein wird und somit die Temperaturverteilung einem stationären Zustand zu strebt.

Folgt die Entwicklung eines eingeführten Multiplikators für die Wärmekapazität  $F_{\text{cp}}$  der nachstehenden Beziehung, dann wird der numerische Fehler in der Energiebilanz minimiert und gleichzeitig die vom Courant-Limit bestimmte Zeitschrittweite maximiert:

$$F_{cp}(t + dt) = F_{cp}(t) + \left( e^{-0,1 \frac{m}{W} |\dot{q}_{\text{erzeugt}} - \dot{q}_{\text{Oberfläche}}|} - 0,5 \right) dt \quad (5.1)$$

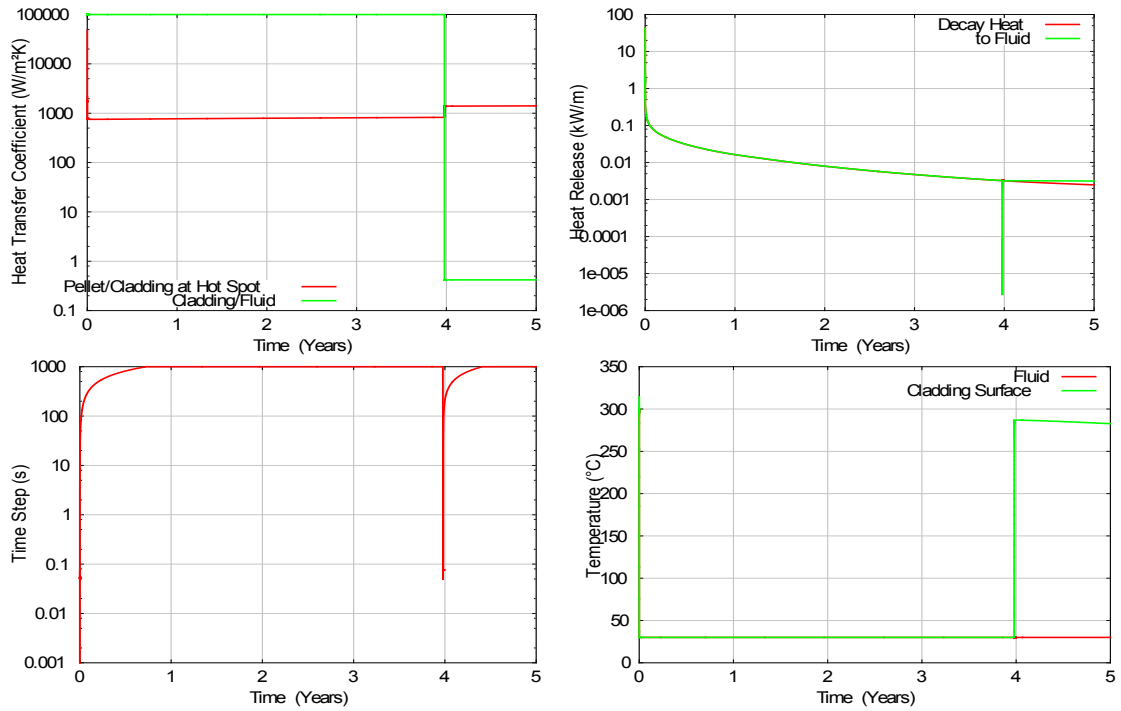
$$c_p := \begin{cases} c_p F_{cp} & \text{wenn } F_{cp} \geq 1 \\ c_p & \text{wenn } F_{cp} < 1 \end{cases} \quad (5.2)$$

Der maximale relative Fehler in der Energiebilanz tritt wegen abnehmender erzeugter Leistung zum Ende einer Lagerzeit auf. Am Ende einer Lagerzeit von 100 Jahren liegt er in Bezug auf die dann erzeugte Leistung in der Größenordnung von wenigen Prozentpunkten.

Der Wechsel von Nass- zu Trockenlager kann nicht mit dem Multiplikator  $F_{cp} > 1$  behandelt werden, da die großen Zeitschrittweiten dazu führen, dass sie den sich drastisch ändernden Wärmeübergang an der Brennstaboberfläche überspringen. Um ein korrektes Brennstabverhalten bei einer sprunghaften Änderung im Wärmeübergang  $\Delta HTC > 0$  zu gewährleisten, muss vor Eintritt des Lager-Wechsels der Kapazitätserhöhende Faktor  $F_{cp}$  rechtzeitig zurückgenommen werden ( $F_{cp} \xrightarrow{\Delta HTC > 0} 1$ ).

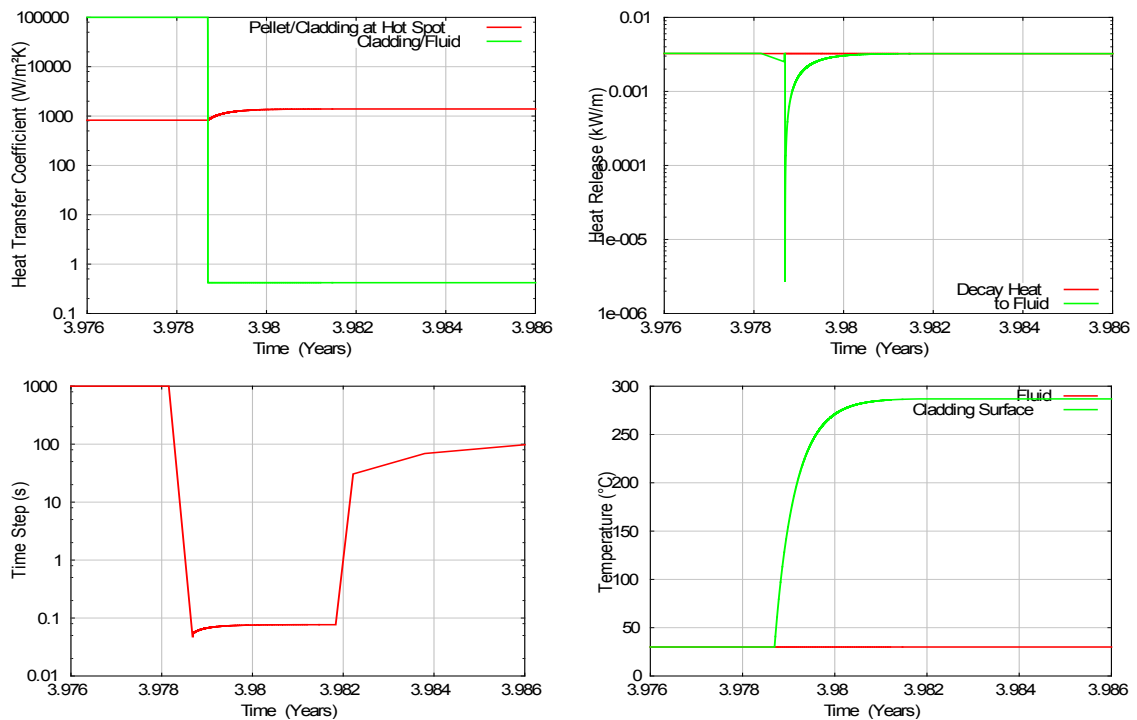
Dies geschieht in der Zeitintegrationsroutine durch vorausschauende Auswertung der HTC-Werte-Tabelle. Ändert sich mit dem neuen Zeitschritt der HTC-Wert um mehr als 100 W/(m<sup>2</sup>K), dann wird der neue Zeitschritt solange halbiert, bis der neue HTC-Wert kleiner als 10 W/(m<sup>2</sup>K) ist. Diese Prozedur stellt sicher, dass der Zeitpunkt der sprunghaften HTC-Wert-Änderung von der Zeitintegrationsroutine mit hinreichend kleinen Zeitschritten angenähert wird. Zugleich wird dabei die künstliche Erhöhung der Wärmekapazität zurückgenommen ( $F_{cp} = 1$ ), um ein reales Transienten-Verhalten in der Temperatur-Entwicklung zu berechnen. Im Nachgang der sprunghaften HTC-Wert-Änderung wird für eine Zeitspanne von 10<sup>5</sup> Sekunden keine Erhöhung der Wärmekapazität zugelassen.

Die Ausschnitts-Vergrößerung von Abb. 5.1 zeigt, dass in der Zeitphase mit dynamischer Änderung der Brennstoff- und Hüllrohr-Temperatur (10<sup>5</sup> Sekunden  $\approx$  0,003 Jahre) das ungestörte Courant-Limit zur Zeitschrittweiten-Bestimmung gültig ist und somit in TESP-ROD eine korrekte Auswertung der Wärmeleitungsgleichung gerade für den Wechsel vom Nass- zum Trockenlager sichergestellt ist.



**Abb. 5.1** Sprunghafte Änderung bei Beginn der Trockenlagerung

HTC-Wert an der Brennstab-Oberfläche (oben, links, grüne Kurve), Wärmeproduktion durch Nachzerfall (oben, rechts, rote Kurve) und Wärmeabfuhr ans Kühlmedium (oben, rechts, grüne Kurve), Zeitschrittweite (unten, links) und Temperatur der Brennstaboberfläche (unten, rechts, grüne Kurve)

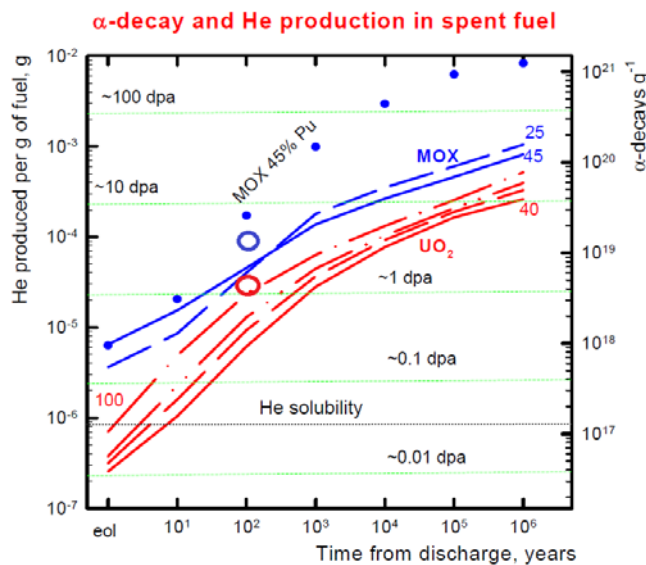


**Abb. 5.2** Ausschnitts-Vergrößerung von Abb. 5.1

## 5.2 Helium-Produktion, –Freisetzung und Brennstoff-Schwellen

Während der Langzeitzwischenlagerung finden im Brennstoff  $\alpha$ -Zerfälle statt. Das heißt, es werden fortwährend Helium-Kerne durch Zerfallsprozesse generiert. Diese Helium-Kerne verbleiben zunächst in der Brennstoffmatrix. Diffusionsvorgänge können zu lokalen Helium-Ansammlungen und letztlich zu einer Ausscheidung in Form von Helium-Gasblasen führen. Der Nachzerfall erzeugt darüber hinaus Fehlstellen und Versetzungen im Kristallgitter, deren Quantität in dpa (displacements per atom) angegeben wird.

Sowohl Helium-Atomkerne in der Brennstoffmatrix als auch Helium-Gasblasen bewirken ein Schwellen der Brennstoffmatrix. Dieses Schwellen des Brennstoffs setzt sich so lange fort, bis durch den fortwährenden Spannungsaufbau Rissbildungen in der Brennstoffmatrix auftreten und es zu einer Freisetzung von Helium kommt. Insofern ist das Schwellen des Brennstoffs unmittelbar mit der Rückhaltung bzw. Freisetzung von Helium gekoppelt. Hierbei bedeutet ein Brennstoff-Schwellen, dass produziertes Helium zurückgehalten wird und umgekehrt bedeutet das Ausbleiben von Schwellen eine Freisetzung von produziertem Helium.



**Abb. 5.3** Kumulative Helium-Produktion

He-Produktion aus  $\alpha$ -Zerfällen mit Brennstoff-Kristallgitter-Versetzungen in dpa (displacement per atom) und Helium-Löslichkeitsgrenze im Brennstoff (He solubility) nach Entladung aus dem Reaktor (EOL, end of life)

Die kumulative Produktion von Helium wird von Rondinella /RON 12/ in Abhängigkeit vom Brennstoff ermittelt (siehe Abb. 5.3). Anhand von Abb. 5.3 ergibt sich die obere Abschätzung (siehe blauer und roter Kreis) einer über 100 Jahre (100 y) gemittelt Produktionsrate zu:

$$\text{He}_{\text{production}} = \frac{0,09 \frac{\text{gHe}}{\text{kgHM}} \frac{1 \text{ molHe}}{4 \text{ g He}} \frac{1 \text{ y}}{3,154 \cdot 10^7 \text{ s}}}{100 \text{ y}} = 7,134 \cdot 10^{-12} \frac{\text{mol}}{\text{kgHM} \cdot \text{s}} \text{ für MOX} \quad (5.3)$$

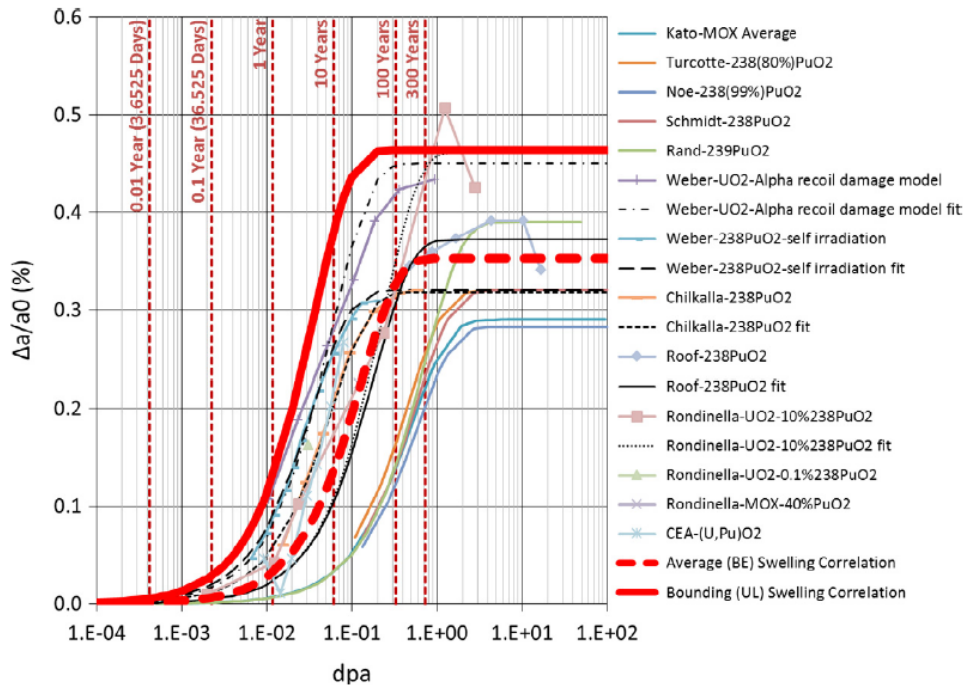
$$\text{He}_{\text{production}} = \frac{0,03 \frac{\text{gHe}}{\text{kgHM}} \frac{1 \text{ molHe}}{4 \text{ g He}} \frac{1 \text{ y}}{3,154 \cdot 10^7 \text{ s}}}{100 \text{ y}} = 2,3784 \cdot 10^{-12} \frac{\text{mol}}{\text{kgHM} \cdot \text{s}} \text{ für UO}_2 \quad (5.4)$$

Diese spezifischen Produktionsraten werden in TESP-ROD zu jedem Zeitschritt ausgewertet. Nach dem ein Helium-Freisetzunganteil in weiteren Modellrechnungen ermittelt ist, kann die momentan im Brennstab freigesetzte Helium-Menge bestimmt und der jeweils vorhandenen freigesetzten Helium-Menge hinzugerechnet werden.

Das Modell zur Bestimmung der Helium-Freisetzungsrates basiert auf der Vorstellung, dass ein Pellet-Schwellen das Speichern von Helium anzeigt und folglich das Ausbleiben des Pellet-Schwellens nur durch Abgabe des aktuell produzierten Heliums möglich ist.

Da Messungen zum Pellet-Schwellen ein endliches Schwellen nach Erreichen von Kristallgitter-Versetzung von etwa 0,3 bis 1 dpa zeigen, ist ab dieser Zahl der Gitter-Versetzungen davon auszugehen, dass die Speicherfähigkeit des Brennstoffs für Helium erschöpft ist. Raynaud und Einziger /RAY 15/ haben Messungen zum Pellet-Schwellen für UO<sub>2</sub>-Brennstoff zusammengetragen. In Abb. 5.4 ist das Pellet-Schwellen als relative Längenänderung  $\frac{\Delta a}{a_0}$  des Kristallgitters in Abhängigkeit zu den Gitter-Versetzungen aufgetragen. Raynaud korreliert die Obergrenze des Pellet-Schwellens mit:

$$\frac{\Delta a}{a_0} = 4,642 \cdot 10^{-3} (1 - e^{-28,077 \text{ dpa}(t)}). \quad (5.5)$$



**Abb. 5.4** Längenänderung des Kristallgitters in Abhängigkeit der Gitterversetzungen in dpa /RAY 15/

Der Koeffizient vor der Klammer gibt den Maximalwert der Pellet-Dehnung an, den das Pellet durch Schwellen erreichen kann. In obiger Korrelation ist die Zahl der Gitterversetzungen  $dpa(t)$  eine Funktion der Zeit. Raynaud findet für  $UO_2$ -Brennstoff:

$$dpa(t) = 0,01172 t^{0,72246}. \quad (5.6)$$

In dieser Dimensionsgleichung (5.6) ist die Zeit  $t$  in Jahre gemessen. Da MOX-Brennstoff etwa die 3-fache Zahl an  $\alpha$ -Zerfällen aufweist, kann obige  $dpa$ -Beziehung für MOX-Brennstoff modifiziert werden zu:

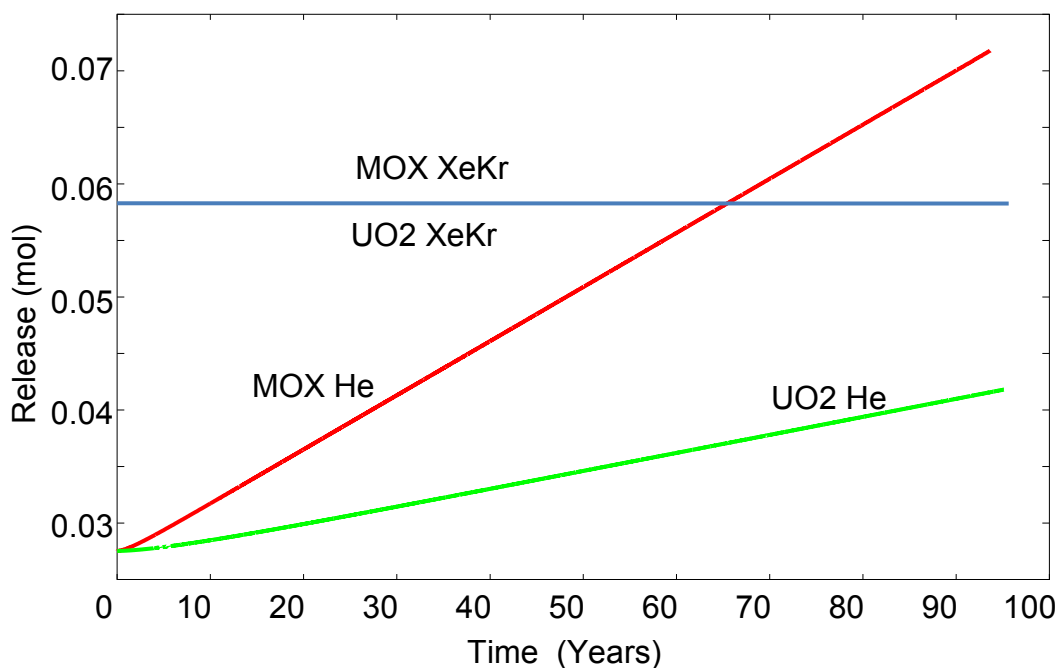
$$dpa(t) = 0,03516 t^{0,72246}. \quad (5.7)$$

Der Klammerterm in der Korrelation (5.5) zeigt an, in welchem Umfang das Speichern von Helium im Brennstoff möglich ist. Insofern wird dieser Klammerterm genutzt, um den Anteil an Helium-Freisetzung (HeR) zu bemessen:

$$\text{HeR} = 1 - e^{-28,077 \text{ dpa}(t)} \quad (5.8)$$

In TESP-ROD ist daher die Helium-Freisetzungsrates das Produkt aus den Gleichungen (5.2-1 für MOX bzw. 5.2-2 für  $\text{UO}_2$ ) und (5.8), wobei in Gleichung (5.8) die Dimensiongleichung (5.7) für MOX-Brennstoff bzw. die Dimensiongleichung (5.6) für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff ausgewertet wird.

Der typische Verlauf der freigesetzten, kumulierten Helium-Mol-Masse während der Lagerzeit ist in Abb. 5.5 für  $\text{UO}_2$ - und MOX-Brennstoff mit 60 GWd/t dargestellt.



**Abb. 5.5** Kumulierte freigesetzte Helium-Mol-Masse (rot und grün) und Mol-Masse an freigesetztem Spaltgas (blau)

Da Spaltungsprozesse während der Lagerzeit keine Bedeutung haben, bleibt die zu Beginn der Lagerung freigesetzte Spaltgas-Mol-Masse (blau) unverändert. MOX-Brennstoff (rot) zeigt gegenüber  $\text{UO}_2$ -Brennstoff (grün) eine deutlich verstärkte Helium-Freisetzung, die beispielsweise nach etwa 60 Jahren sogar die Mol-Masse an Spaltgasen übertreffen kann.



### 5.3 MOX-Nachzerfallsleistung

In TESPA-ROD wird die Nachzerfallsleistung anhand der DIN-Norm 25463 für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff berechnet. MOX-Brennstoff zeichnet sich durch eine deutlich erhöhte Nachzerfallsleistung aus. Mit dem Programm KENOREST sind zwei exemplarische Rechnungen zu den beiden Brennstoffen ( $\text{UO}_2$  und MOX) durchgeführt worden.

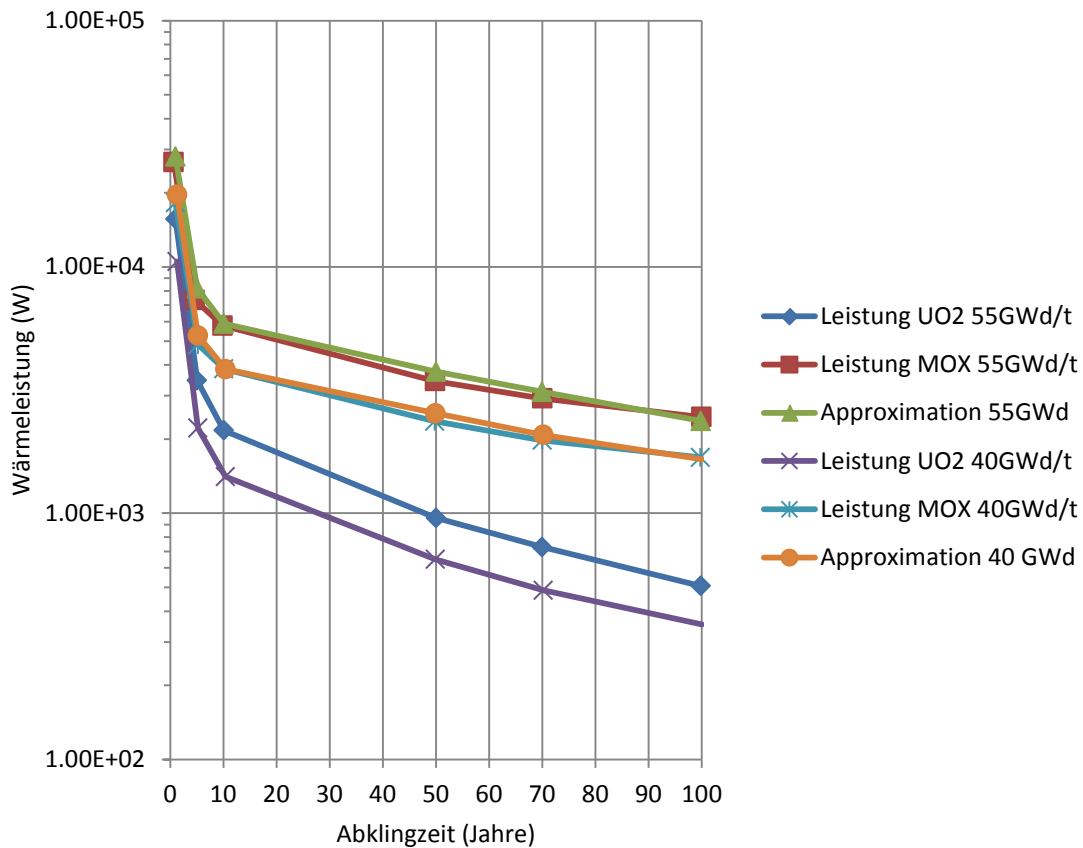
In Abb. 5.6 sind die mit KENOREST berechneten Nachzerfallskurven bzw. die Leistungsentwicklung für einen Abbrand von 40 GWd/t und 55 GWd/t dargestellt. Hierbei wird bei 55 GWd/t Abbrand für den  $\text{UO}_2$ -Brennstoff eine Anfangsanreicherung von 4,4 % U-235 und für den MOX-Brennstoff von 6,5 % spaltbare Pu-Isotope (Pu-fiss) unterstellt. Bei 40 GWd/t Abbrand wird für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff eine Anfangsanreicherung von 3,6 % U-235 und für MOX-Brennstoff 4,4 % Pu-fiss unterstellt.

Die Leistungsentwicklung im MOX-Brennstoff kann basierend auf der Leistungsentwicklung des  $\text{UO}_2$ -Brennstoffs berechnet werden, wenn der  $\text{UO}_2$ -Leistungsentwicklung ein Faktor  $f_{\text{UO}_2 \rightarrow \text{MOX}}(t)$  aufgeschlagen wird.

Dieser zeitabhängige Faktor ergibt sich unabhängig vom Abbrand zu:

$$f_{\text{UO}_2 \rightarrow \text{MOX}} = 1 + \sqrt[3]{t/2}, \quad (5.9)$$

mit der Zeit  $t$  in Jahren.



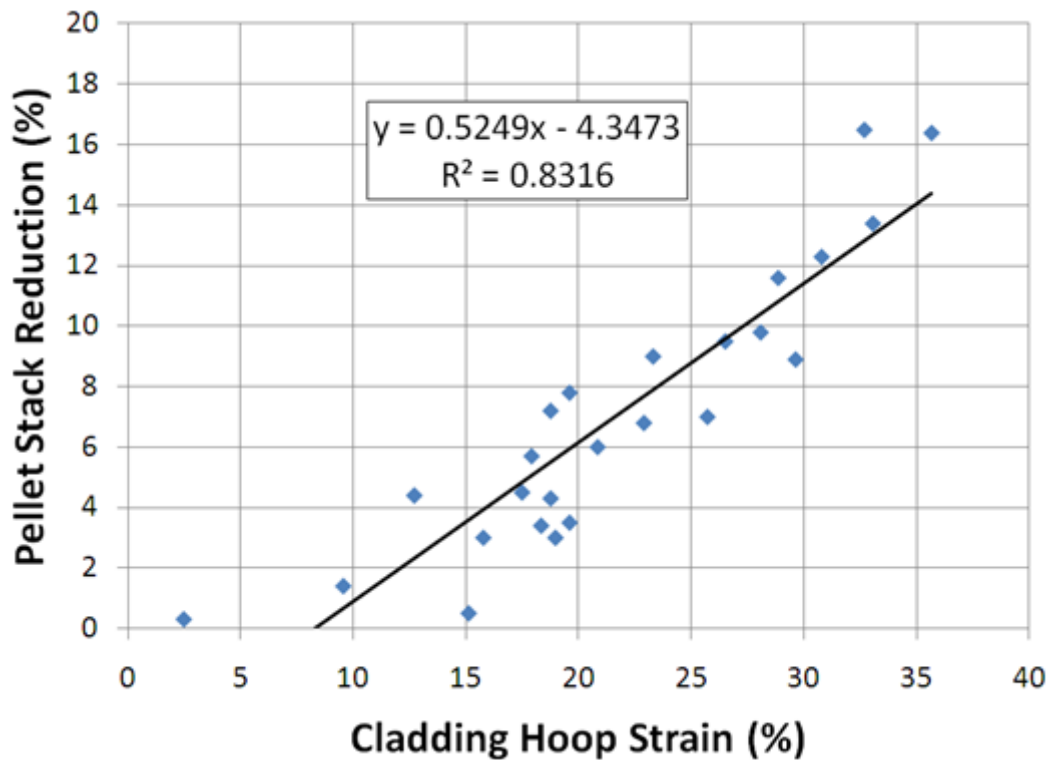
**Abb. 5.6** Leistungsentwicklung in UO<sub>2</sub>- und MOX-Brennstoff bei 40 und 55 GWd/t nach KENOREST-Analyse

Die grüne (55 GWd/t) und die ockerfarbene (40 GWd/t) Kurve in Abb. 5.6 zeigen für den Zeitraum von 100 Jahren mit guter Annäherung die Leistungsentwicklung des jeweiligen MOX-Brennstoffs, wenn ausgehend von der UO<sub>2</sub>-Nachzerfallsleistung der Faktor  $f_{UO_2 \rightarrow MOX}$  gemäß Gleichung (5.9) aufgeschlagen wird.

#### 5.4 Axiale Brennstoff-Verlagerung

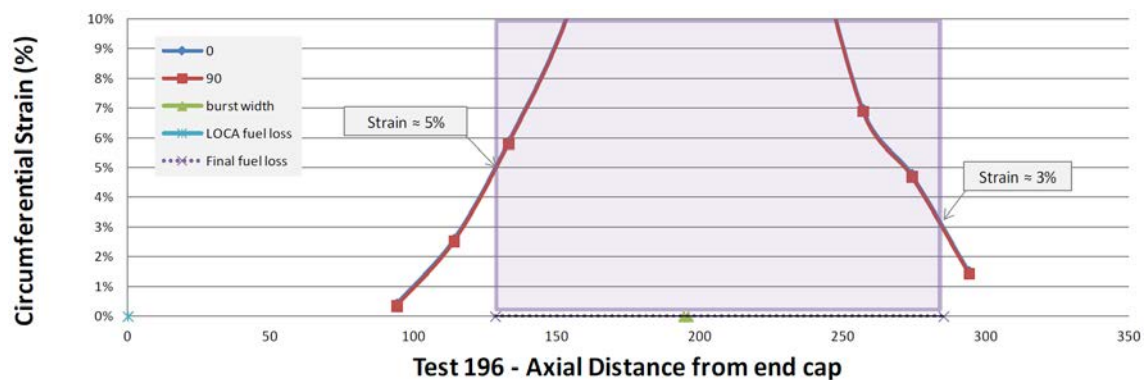
Sofern der Brennstab als Folge von Hüllrohr-Kriechen unter Innendruck sich aufweitet, besteht die Möglichkeit, dass Brennstoff-Fragmente innerhalb des aufgeweiteten Hüllrohrs sich verlagern und den entstandenen Raum auffüllen. Dieses Phänomen der Brennstoff-Verlagerung ist in zurückliegenden Untersuchungen /SIE 83/ beobachtet worden. Das Nachsacken des Brennstoffs konnte dabei mit der Kriech-Dehnung korreliert werden. Siefken /SIE 83/ hat hierzu die Versuchsdaten von PBF- und FR-2-Tests zusammengetragen und das Einsacken der Brennstoffsäule (Pellet Stack Reduction)

über der Hüllrohr-Dehnung (Cladding Hoop Strain) aufgetragen. In Abb. 5.7 sind die Brennstoff-Verlagerungen der PBF- und FR-2-Versuchsdatenreihen dargestellt.



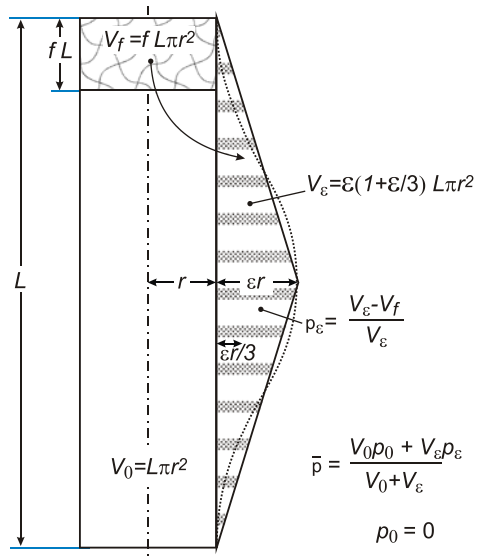
**Abb. 5.7** Nachsacken des Brennstoffs in Abhängigkeit der Hüllrohrdehnung /SIE 83/

Den Untersuchungen von Siefken liegen Abbrandwerte im Bereich von 0 bis 35 GWd/t zugrunde. Anhand der Korrelation (schwarze Linie in Abb. 5.7) beginnt die Brennstoff-Verlagerung bei etwa 8 % Hüllrohr-Dehnung. Für höhere Abbrände konnte in neueren Untersuchungen /NRC 12/ der Beginn der Verlagerung aufgrund feinerer Brennstoff-Fragmente bereits bei 3 % ermittelt werden (siehe Abb. 5.8).



**Abb. 5.8** Brennstoffauswurf im Studsvik Test 196 bei einem Abbrand von 55 GWd/t

Die Porosität des verlagerten Brennstoffs ist größer als null, da die verlagerten Fragmente sich gegenseitig verkanten und somit Zwischenräume aufweisen. Um diese Porosität abzuschätzen sind die Versuchsdaten von Siefken mittels Volumenbilanz in eine Porosität der Brennstoff-Schüttung umgerechnet worden. Diese Volumenbilanz ist in Abb. 5.9 dargestellt.

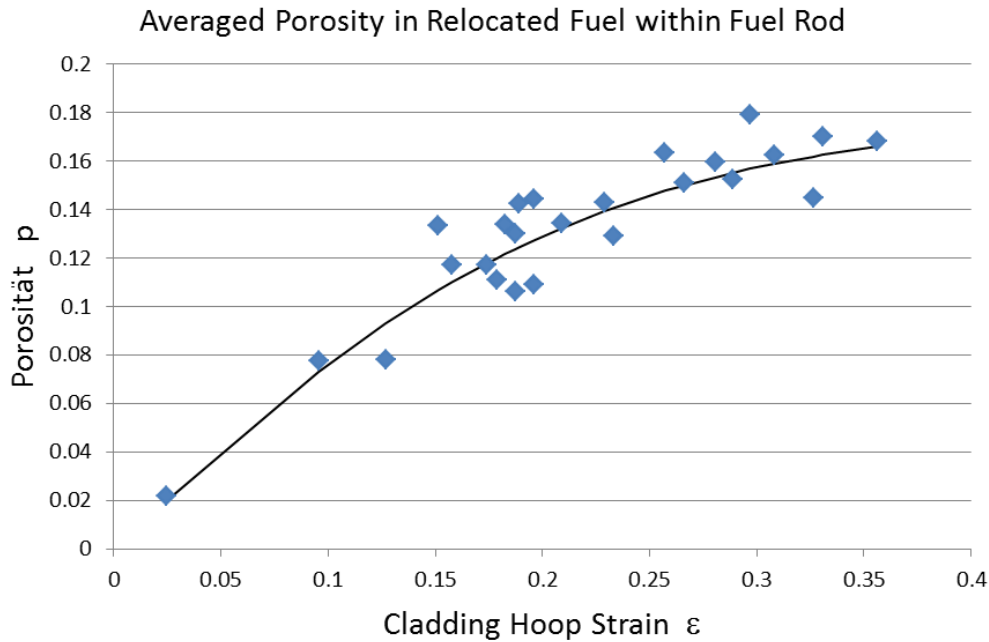


**Abb. 5.9** Volumenbilanz am Brennstab vor und nach der Hüllrohrdehnung

Es folgt aus dieser Betrachtung eine Porosität der Brennstoff-Schüttung in Abhängigkeit von der Hüllrohr-Dehnung  $\epsilon$  :

$$p = \frac{\epsilon \left(1 + \frac{\epsilon}{3}\right) - f}{1 + \epsilon \left(1 + \frac{\epsilon}{3}\right)} \quad (5.10)$$

Hierin bedeutet  $f$  das prozentuale Einsacken der Brennstoff-Säule.



**Abb. 5.10** Umrechnung von Abb. 5.8 mittels der Volumenbilanz

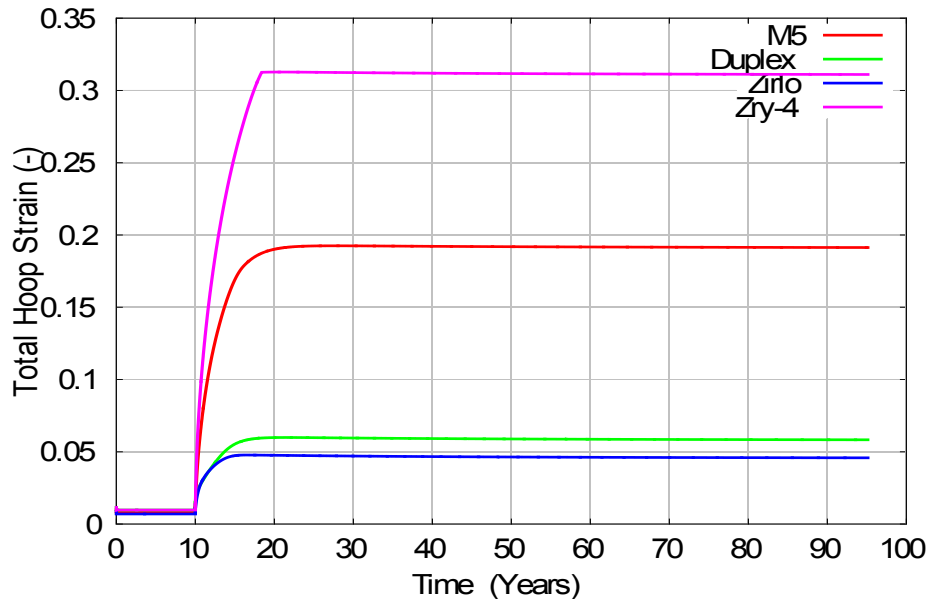
Die Korrelation der Datenpunkte in Abb. 5.10 kann erfolgen durch:

$$p = 0,18 \tanh(4,5\epsilon) \quad (5.11)$$

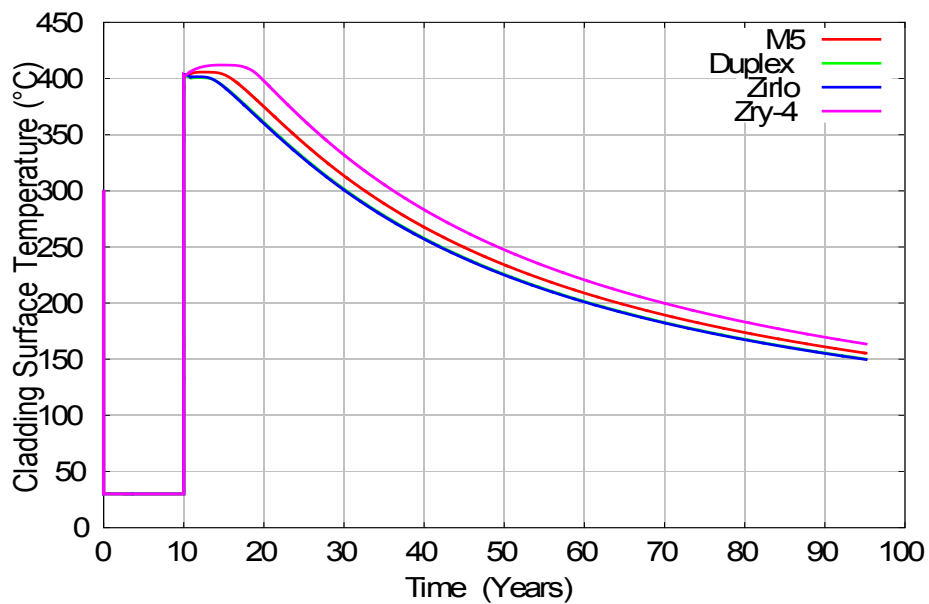
Danach strebt die Porosität bei einem Abbrand von null bis 35 GWd/t einem Maximalwert von 18 % zu. Dieser Zusammenhang ist zunächst nur bis zu einem Abbrand von 35 GWd/t experimentell gesichert. Es ist daher möglich, dass bei höherem Abbrand und somit bei feinkörniger Brennstoffschüttung im Fall der Brennstoff-Verlagerung eine abweichende Porosität entsteht. Um dies sicher zu beantworten, fehlt derzeit eine geeignete Datenbasis.

In TESPA-ROD wird daher der Zusammenhang nach Gleichung (5.11) unterstellt. Das heißt, dass im Fall der Brennstoff-Verlagerung, also bei Hüllrohr-Kriech-Dehnungen oberhalb von 3 %, der verlagerte Brennstoff gemäß Gleichung (5.11) das entstandene Volumen ausfüllt. In der TESPA-ROD-Analyse bedeutet dies, dass die Leistungsdichte im Bereich des gedehnten Hüllrohrs  $\dot{q}_r'$  mit der Hüllrohr-Kriech-Dehnung  $\epsilon$  gemäß Gleichung (5.12) zunimmt und somit lokal zu einer Temperatur-Erhöhung beiträgt.

$$q'_r = \begin{cases} q'_0 (1 + \varepsilon)^2 (1 - 0,18 \tanh(4,5\varepsilon)) & \text{wenn } \varepsilon > 0,03 \\ q'_0 & \text{wenn } \varepsilon < 0,03 \end{cases} \quad (5.12)$$



**Abb. 5.11** Gesamtdehnung des Hüllrohrs für verschiedene Hüllrohrmaterialien



**Abb. 5.12** Hüllrohr-Oberflächentemperatur für verschiedene Hüllrohrmaterialien

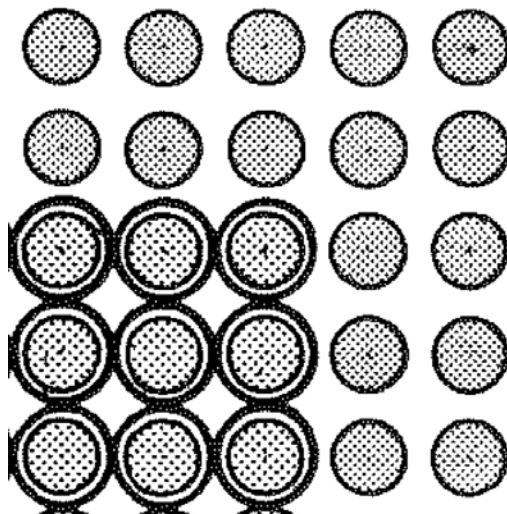
Exemplarisch ist für MOX-Brennstäbe mit verschiedenen Hüllrohr-Materialien (M5, Duplex, Zirlo, Zry-4) mit 69 GWd/t Abbrand und 400 W/cm letzter Brennstableistung im Reaktor, sowie für eine ungünstige Position im Lagerbehälter (Wärmeübergangskoeffizient zwischen Brennstab und Behälteroberfläche von 5,2 W/m<sup>2</sup>K) der Verlauf von Um-

fangsdehnung und Hüllrohr-Temperatur mit TESP-ROD unter Verwendung der Gleichung (5.12) berechnet worden.

Es zeigt sich, dass bei Brennstoffverlagerung, die aufgrund des Hüllrohrkriechens entsteht, die Wärmeentwicklung im Brennstab sich konzentriert und somit zu einer Erhöhung der Hüllrohrtemperatur beiträgt. Hierbei gilt, je kriechfreudiger das Hüllrohr, desto stärker nimmt die Hüllrohrtemperatur zu, wobei die Ausgangstemperatur zu Beginn der Trockenlagerung (hier 400 °C) vorübergehend überschritten werden kann.

### 5.5 Geometrisch bedingte Reduktion der Kriechrate

Im Zusammenhang mit einem Lager-Szenario, dass vom Hüllrohr-Kriechen dominiert wird, ist es erforderlich, auch die Rückwirkung von äußeren Kräften aufs Hüllrohr zu berücksichtigen. Ein derartiges Szenario liegt vor, wenn beispielsweise ein externer Brand am Lagerbehälter zu unterstellen ist.

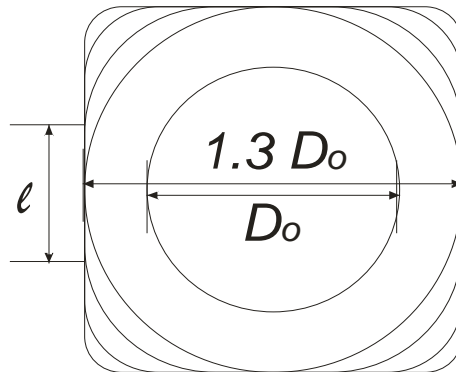


**Abb. 5.13** Hüllrohre mit ca. 30 % Dehnung haben Kontakt zum benachbarten Hüllrohr

Sofern die Kriechdehnung des Hüllrohrs im Verlauf der Transiente etwa 30 % (entspricht  $\epsilon = 0,3$ ) erreicht, kommt es zum Kontakt mit benachbarten Brennstäben, siehe Abb. 5.13. Dieser Kontakt beschränkt die Dehnung des Hüllrohrs, so dass ab Kontakt im Kriech-Modell von TESP-ROD eine Reduktion der Kriechrate auf etwa 27 % gemäß Gleichung (5.5-4) zu unterstellen ist.

$$p\varepsilon_{\text{creep}} = \frac{4-\pi}{\pi} \varepsilon_{\text{creep}} \quad \text{wenn } \varepsilon > 0,3 \quad (5.13)$$

Diese Reduktion leitet sich ab aus der Vorstellung, dass die Dehnung des Hüllrohres nicht mehr zylindrisch, sondern mit Abflachungen an den Kontaktstellen erfolgt, siehe Abb. 5.14.



**Abb. 5.14** Abflachungen an den Kontaktstellen zu benachbarten Brennstäben

Vor der Abflachung gilt

$$U = (1 + \varepsilon)D_0\pi \quad \text{und} \quad \frac{dU}{d\varepsilon} = D_0\pi. \quad (5.14)$$

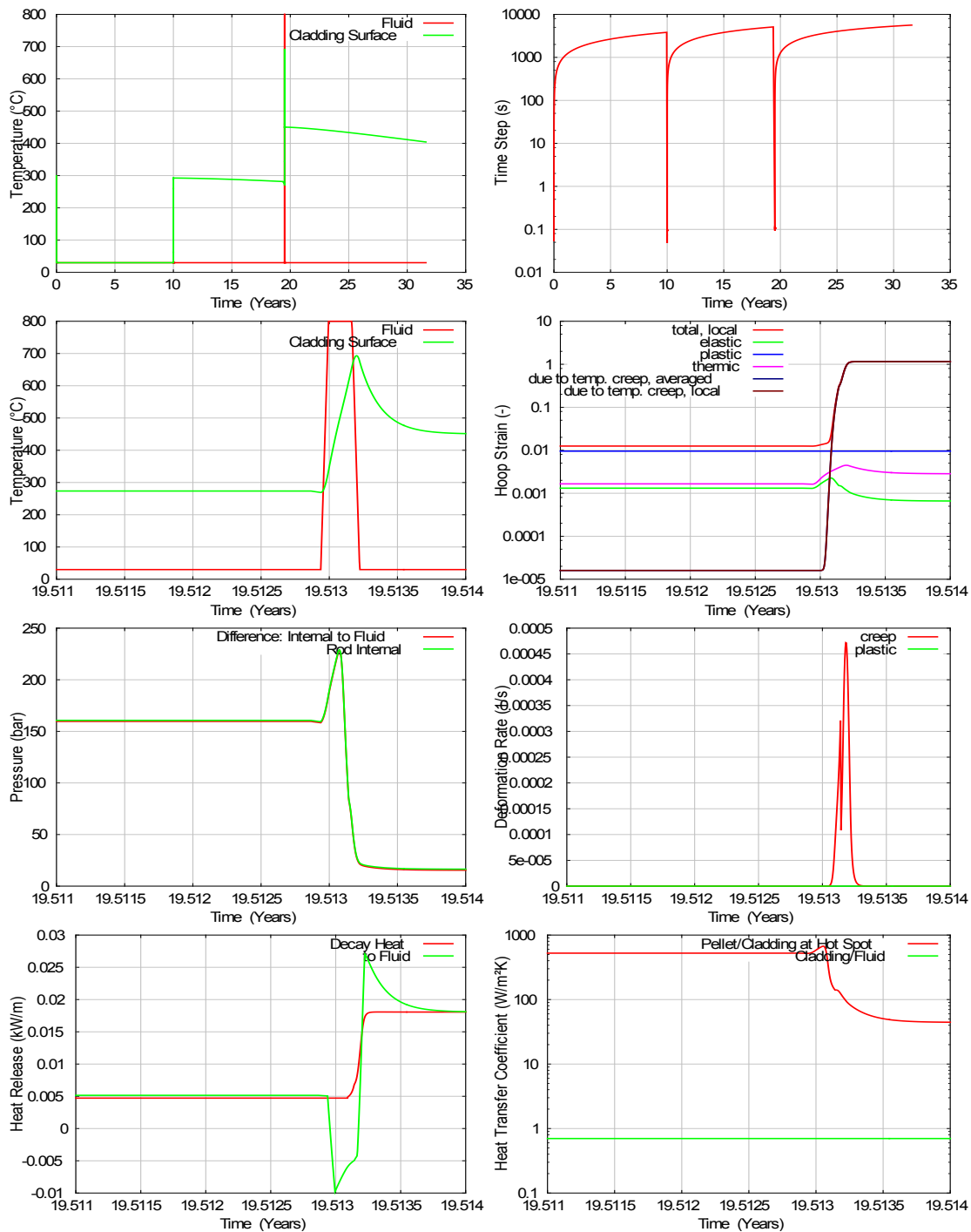
Nach der Abflachung gilt

$$U = 4l + (1,3D_0 - l)\pi \quad \text{und} \quad \frac{dU}{d\varepsilon} = \frac{dU}{dl} \frac{dl}{d\varepsilon} = (4 - \pi)D_0 \quad \text{mit} \quad \frac{dl}{d\varepsilon} = D_0. \quad (5.15)$$

Folglich reduziert sich die inkrementelle Umfangsdehnung  $dU$  im Verhältnis  $\frac{4-\pi}{\pi}$ .

Im Abb. 5.15 ist beispielhaft das mit TESP-ROD berechnete Brennstabverhalten unter Beachtung obiger geometrischer Beschränkung für ein Brand-Szenario dargestellt.





**Abb. 5.15** Hüllrohrtemperatur und Zeitschrittweite sowie im Zeitausschnitt die Hüllrohrtemperatur, die Kriechdehnung, der Brennstabinnendruck, die Kriechdehnungsrate, die Wärmefreisetzung der Wärmeübergangskoeffizient

Der Brand wird bei etwa 10 Jahre nach Beginn der Trockenlagerung (bei ca. 20 Jahren) unterstellt und dauert etwa 2 Stunden an. Der Lagerbehälter steht somit vorübergehend in einer Atmosphäre, die sich von 30 °C auf 800 °C aufheizt.

Infolge des Brand-Szenarios steigt im Verlauf von 2 Stunden die Hüllrohr-Temperatur auf Werte von über 600 °C an und fällt nach Löschung des Brandes exponentiell wieder ab (Abb. 5.15, 1. Reihe, rechts, grüne Kurve und Abb. 5.15, 2. Reihe, rechts, grüne Kurve).

Als Folge der ansteigenden Hüllrohr-Temperatur setzt ein Kriechvorgang ein, der 100 % Kriechdehnung erreicht (Abb. 5.15, 2. Reihe rechts, braune Kurve). Bei Überschreiten der 30 % Kriechdehnung ist eine sprunghafte Reduktion der Kriechrate gemäß Gleichung 5.5-4 erkennbar (Abb. 5.15, 3. Reihe rechts, rote Kurve).

Ab dem Zeitpunkt 19.5131 setzt wegen Überschreitung der 3 % Kriechdehnung die Brennstoffverlagerung ein, die zu einem Anstieg in der Nachzerfallsleistung führt (Abb. 5.15, 4. Reihe links, rote Kurve).

Als Folge des Brandes kehrt sich der Wärmestrom an der Behälteroberfläche um und transportiert Wärme von außen nach innen (Abb. 5.15, 4. Reihe, links, grüne Kurve). Der Wärmeübergangskoeffizient im Spalt zwischen Brennstoff und Hüllrohr vermindert sich dabei, da einerseits der Brennstab-Innendruck fällt und andererseits der Abstand zwischen Hüllrohr und Brennstoff zunimmt (Abb. 5.15, 4. Reihe, rechts, rote Kurve).

Das dynamische Brennstabverhalten in der Langzeitzwischenlagerung als auch das kurzfristige Verhalten bei Störfalltransienten in der Langzeitzwischenlagerung kann folglich mit dem weiterentwickelten Brennstab-Code TESP-ROD dargestellt werden. Die hier exemplarisch dargestellte Rechnung belegt, dass die Zeitintegration in TESP-ROD mit über Zehnerdekaden variierenden Zeitschrittweiten auf die Erfordernisse einer dynamischen Parameter-Entwicklung reagiert und somit die Genauigkeitsanforderungen für eine Analyse mit Störfall-Charakter erfüllen kann.

## **5.6 Sondierungsrechnungen**

Das Rechenprogramm TESP-ROD ist erstmals für Transienten der Langzeitzwischenlagerung ertüchtigt worden, so dass dynamisches Brennstabverhalten über einen Zeitraum von 100 Jahren analysiert werden kann.

Die Langzeitzwischenlagerung erfordert die Berücksichtigung von Brennstab-Phänomenen, die in den bisher mit TESP-ROD betrachteten Transienten (LOCA-, RIA-, PCI-Transiente) keine Bedeutung hatten. Diese Phänomene sind: Helium-

Produktion und –Freisetzung aus fortlaufenden  $\alpha$ -Zerfällen, das Pellet-Schwellen als Folge von Stoßkaskaden durch fortlaufende  $\alpha$ -Zerfälle sowie die Brennstoff-Verlagerung bei Hüllrohr-Dehnungen. Entsprechende Modelle sind zu diesen Phänomenen in TESP-ROD bereitgestellt und in den vorangegangenen Abschnitten dargestellt.

Die Veränderung der Hüllrohr-Festigkeitseigenschaften durch Hydrid-Ausscheidungen ist ein weiteres Phänomen, das in der derzeitigen Modellentwicklung von TESP-ROD noch nicht enthalten ist. Hierzu sind weitaus komplexere Modelle erforderlich, die im Rahmen dieses Vorhabens noch nicht zur Verfügung gestellt werden konnten. Insofern ist der Aspekt der Hüllrohr-Integrität in der Langzeitzwischenlagerung in den folgenden Sondierungsrechnungen nicht enthalten. Dagegen können bereits jetzt mit der vorliegenden Brennstabmodellierung die Einhaltung von Brennstabkriterien, wie permanente Hüllrohrdehnung und maximale Umfangsspannung im Hüllrohr, überprüft werden.

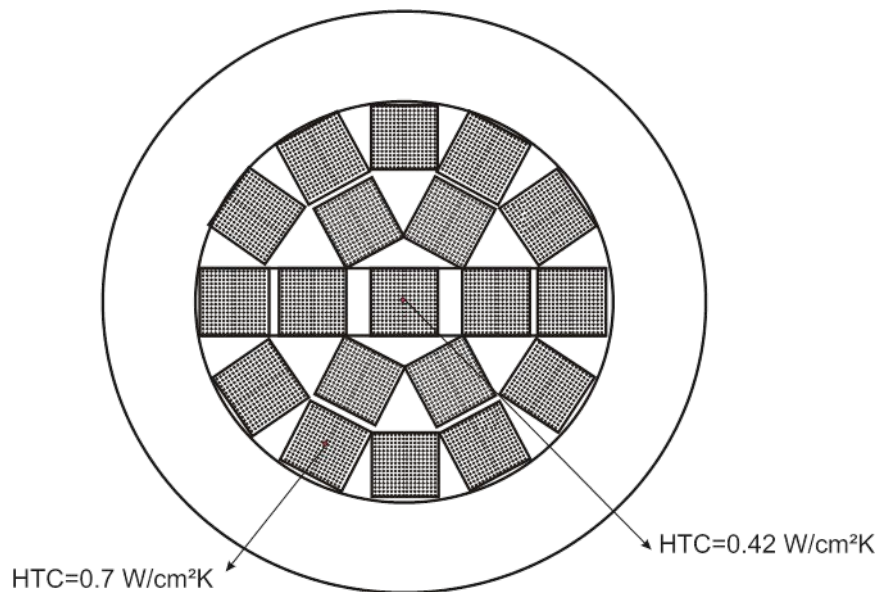
Die Randbedingungen für die Sondierungsrechnungen sind so gewählt, dass die wesentlichsten Aspekte, die Einfluss auf das Brennstabverhalten nehmen, berücksichtigt sind. Diese Aspekte sind: das Hüllrohr-Material (Zry-4, M5, Zirlo, Duplex), das Pellet-Material ( $\text{UO}_2$ , MOX), die letzte Brennstab-Leistung im Reaktor (100, 200, 300 und 400 W/cm) und der Pellet-Abbrand (50, 60, 70 und 80 GWd/t). Die vollständige Permutation aller Aspekte führt zu 128 TESP-ROD-Analysen. Diese werden in den Abb. 5.17 bis Abb. 5.28 dargestellt.

Um eine weitgehende Vergleichbarkeit der Analysen zu gewährleisten, werden geometrische Brennstab-Parameter und Hüllrohr-Korrosionszustand als unverändert unterstellt.

Hinsichtlich der Abklingzeit im Nasslager muss jedoch zwischen  $\text{UO}_2$  und MOX unterschieden werden, das heißt, für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff werden in den Analysen 4 Jahre Abklingzeit im Nasslager und für MOX-Brennstoff 10 Jahre Abklingzeit im Nasslager unterstellt.

Bei der Wahl der Position im Lagerbehälter wird für  $\text{UO}_2$ -Brennstäbe von einer mehr zentralen Position ausgegangen, während für MOX-Brennstäbe eher eine Rand-Position unterstellt wird. Die Zuordnung zur Lagerbehälter-Position ergibt sich durch entsprechende Vorgabe eines Wärmeübergangskoeffizienten (HTC), der zwischen der umgebenden Atmosphäre des Lagerbehälters (30 °C) und der Brennstab-Oberfläche

wirksam wird. Der Wärmeübergangskoeffizient wechselt bei Umstellung von Nass-Lagerung in die Trocken-Lagerung.



**Abb. 5.16** Positionierung im Transportbehälter bildet sich auf den Wärmeübergang (HTC) von der Brennstaboberfläche zur Umgebung ab

In der Nass-Lagerung wird vereinfachend ein HTC-Wert an der Brennstab-Oberfläche von  $10^4 \frac{W}{m^2K}$  unterstellt, so dass Wasser-Temperatur im Lagerbecken und Brennstab-Oberflächen-Temperatur gleich sind. Ab Beginn der Trockenlagerung wird für UO<sub>2</sub>-Brennstäbe  $0,42 \frac{W}{m^2K}$  (Zentralposition) und für MOX-Brennstäbe  $0,7 \frac{W}{m^2K}$  (Randposition) unterstellt, siehe Abb. 5.16. Der Wechsel im Wärmeübergangskoeffizienten von  $10^4 \frac{W}{m^2K}$  auf  $0,42 \frac{W}{m^2K}$  bewirkt somit einen sprunghaften Anstieg in der Brennstab-Temperatur.

Die einzelnen Sondierungsrechnungen beginnen mit einer stationären Leistung im Reaktor bei Normalbetrieb, auf die unmittelbar die Reaktor-Abschaltung folgt. Die Abschaltung endet mit den Kühlungsbedingungen des Nasslagers von 30 °C Wasser-Temperatur und Wärmeübergangskoeffizient von  $10^4 \frac{W}{m^2K}$ . Es folgt die Abklingzeit im Nasslager, die je nach Brennstoffart 4 beziehungsweise 10 Jahre beträgt. Am Ende der Nass-Lagerung beginnt die Trockenlagerung, bei der aufgrund der verminderten Wärmeübertragung zur Behälterumgebung die Brennstabtemperatur auf Werte nahe 400 °C ansteigen kann. In der Folgezeit kann die Brennstabtemperatur durch die Ab-

nahme der Nachzerfallsleistung fallen, sofern es nicht durch Hüllrohr-Kriechen zu Brennstoffverlagerungen innerhalb des Brennstabs kommt, was mit einer vorübergehenden lokalen Zunahme der Nachzerfallsleistung verbunden ist.

In den nachstehenden Abb. 5.17 bis Abb. 5.28 werden nach Hüllrohr-Typen getrennt jeweils für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff (in der linken Spalte) und für MOX-Brennstoff (in der rechten Spalte) jeweils die Ergebnisse für Hüllrohr-Oberflächentemperatur, permanente Hüllrohrdehnung, Hüllrohrumfangsspannung, Spalt zwischen Brennstoff und Hülle und der Brennstabinnendruck dargestellt.

Jede Darstellung umfasst 16 Kurven, in denen die Brennstab-Leistung im Reaktorbetrieb und der Abbrand permutiert werden. Hierbei grenzen die erste Kurve (400 W/cm und 50 MWd/kg) und die letzte Kurve (100 W/cm und 80 MWd/kg) Zustände ein, die in ihrer Kombination realen Gegebenheiten entsprechen. Sie sind daher in rot hervorgehoben. Die Kombination hohe Brennstab-Leistung (400 W/cm) und hoher Abbrand (80 MWd/kg) sind dagegen eher unrealistisch und dienen lediglich einer exemplarischen Folgenabschätzung

# Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

UO2

MOX

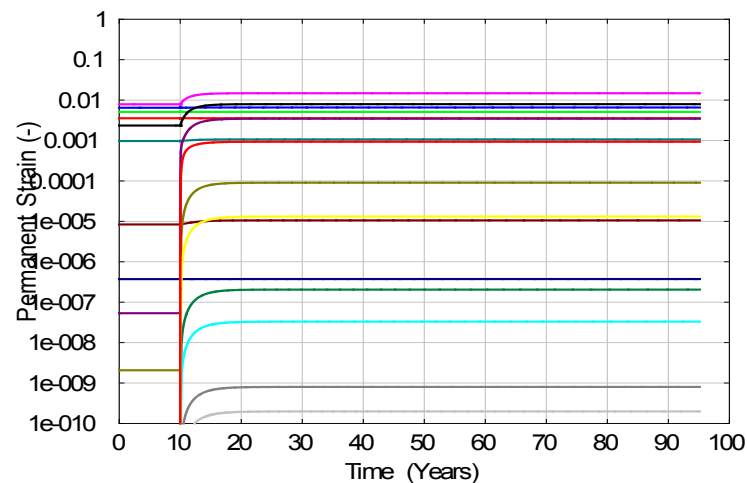
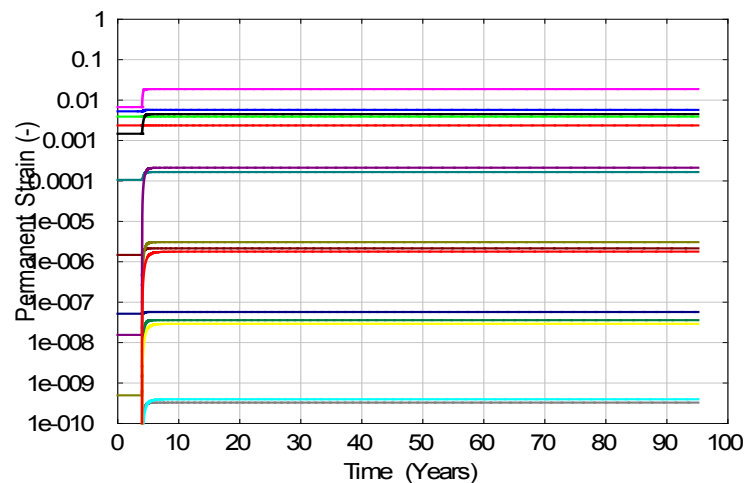
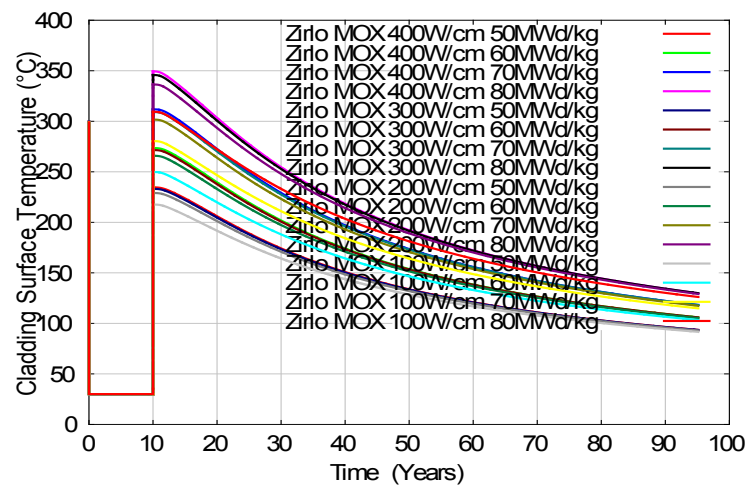
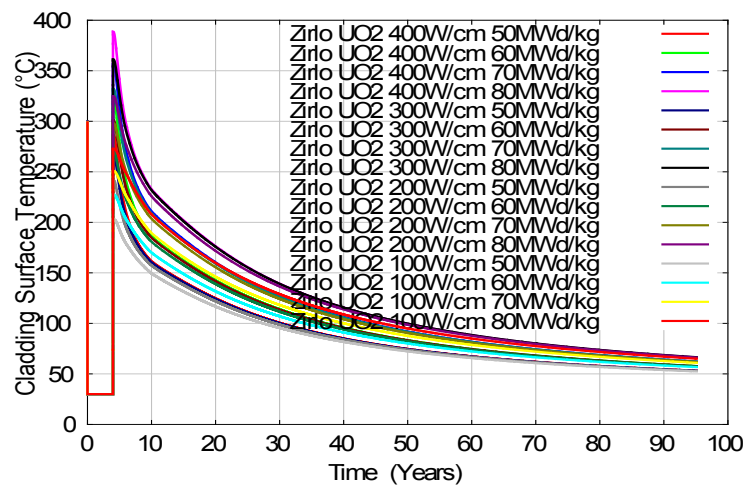
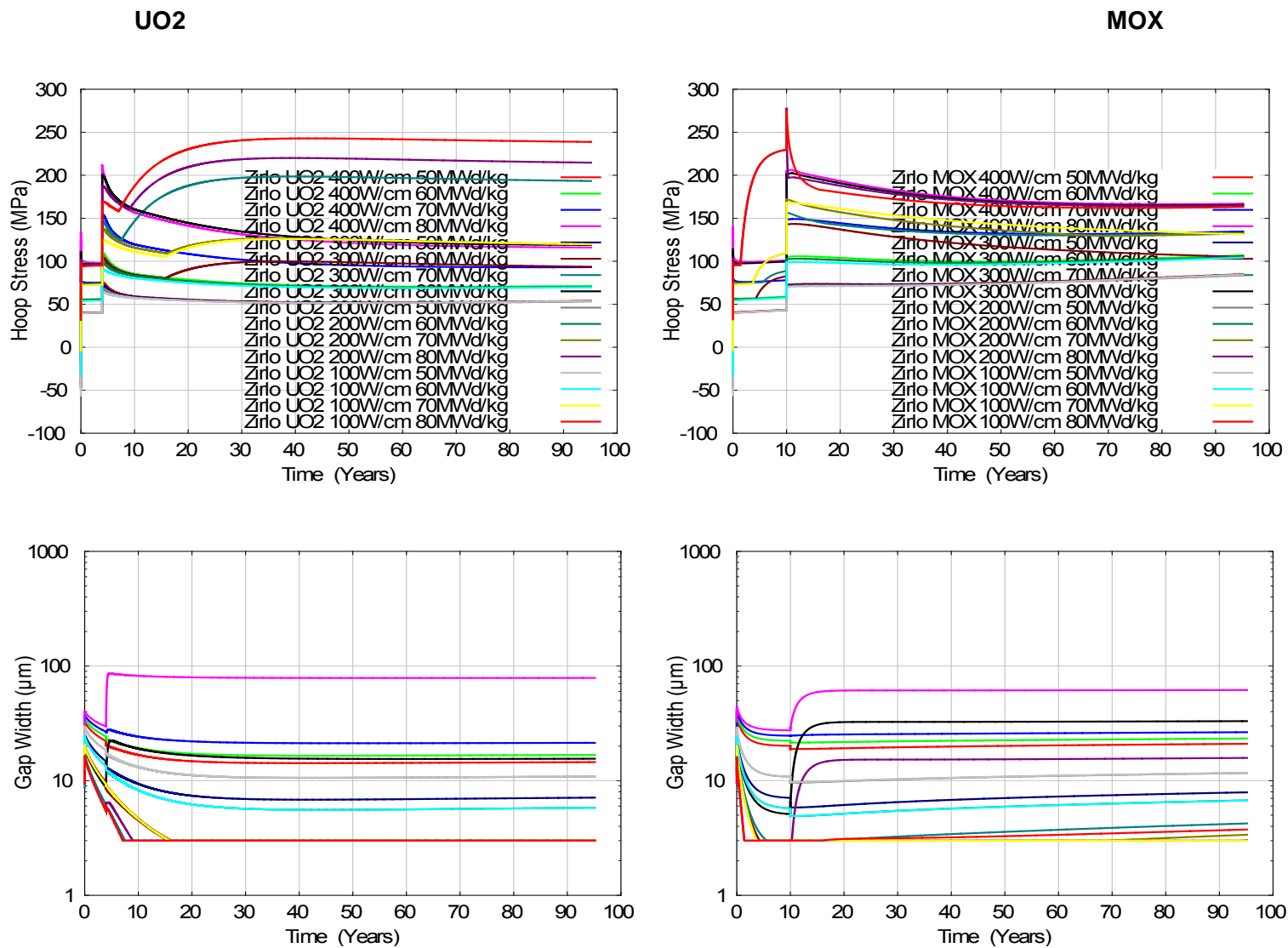


Abb. 5.17 Brennstabhülle: Zirlo, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung

### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



72

Abb. 5.18 Brennstabhülle: Zirlo, Umfangsspannung und Spaltweite

### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

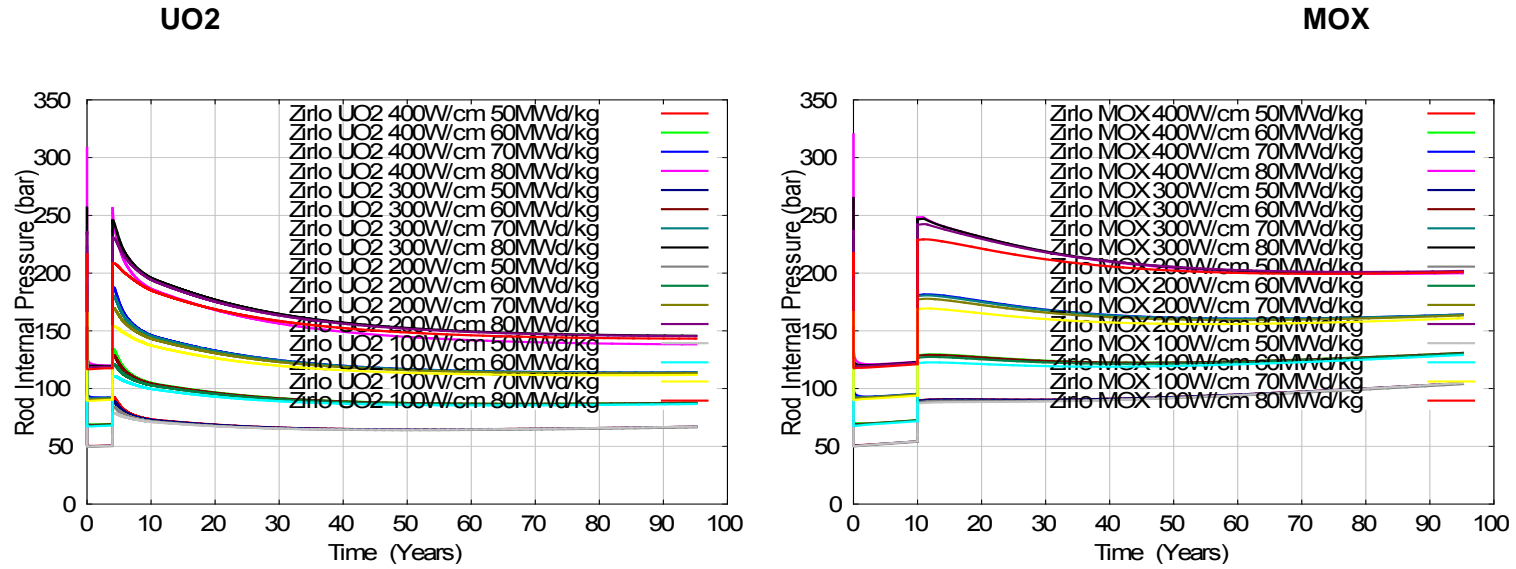
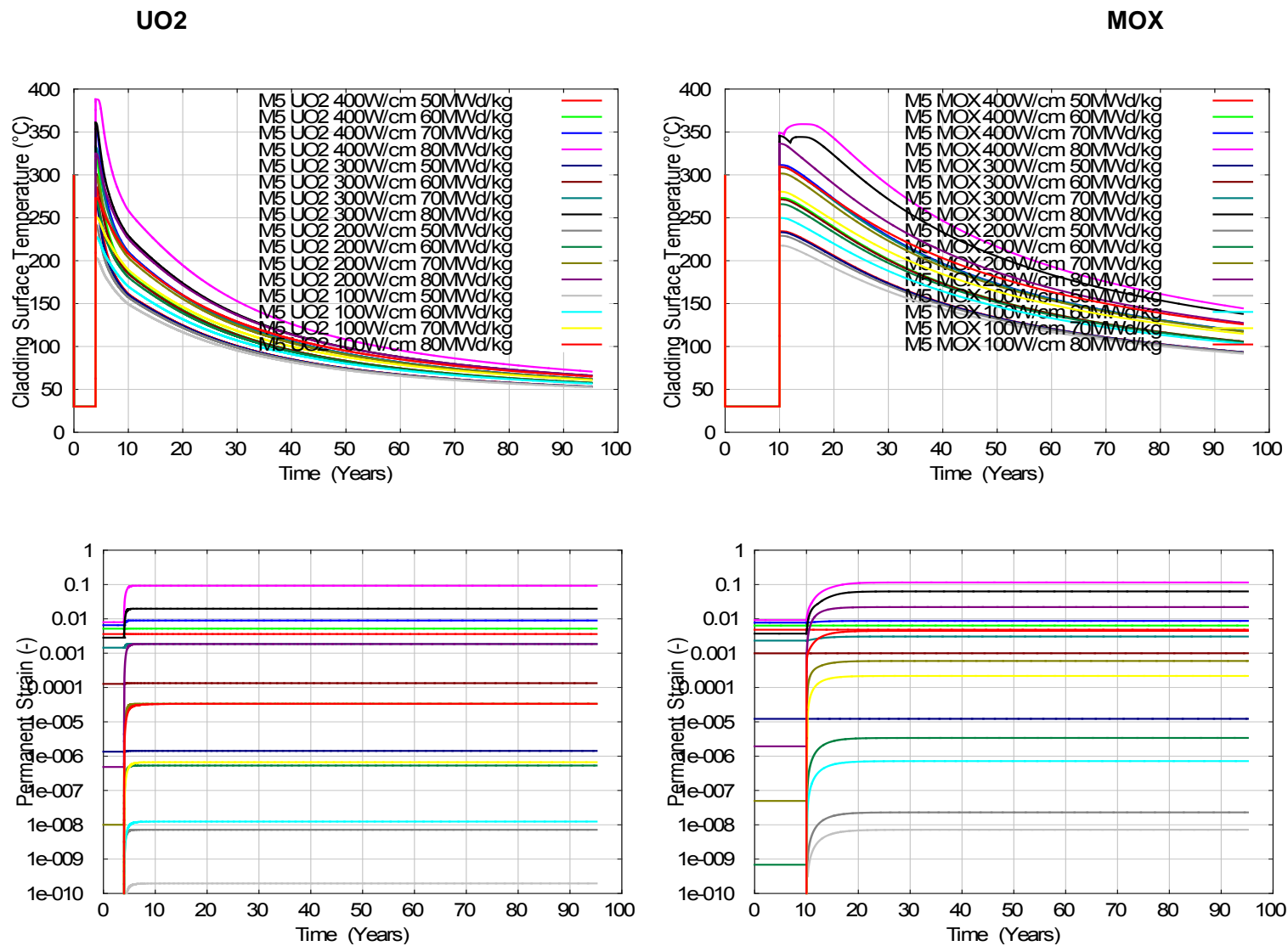


Abb. 5.19 Brennstabhülle: Zirlo, Brennstab-Innendruck



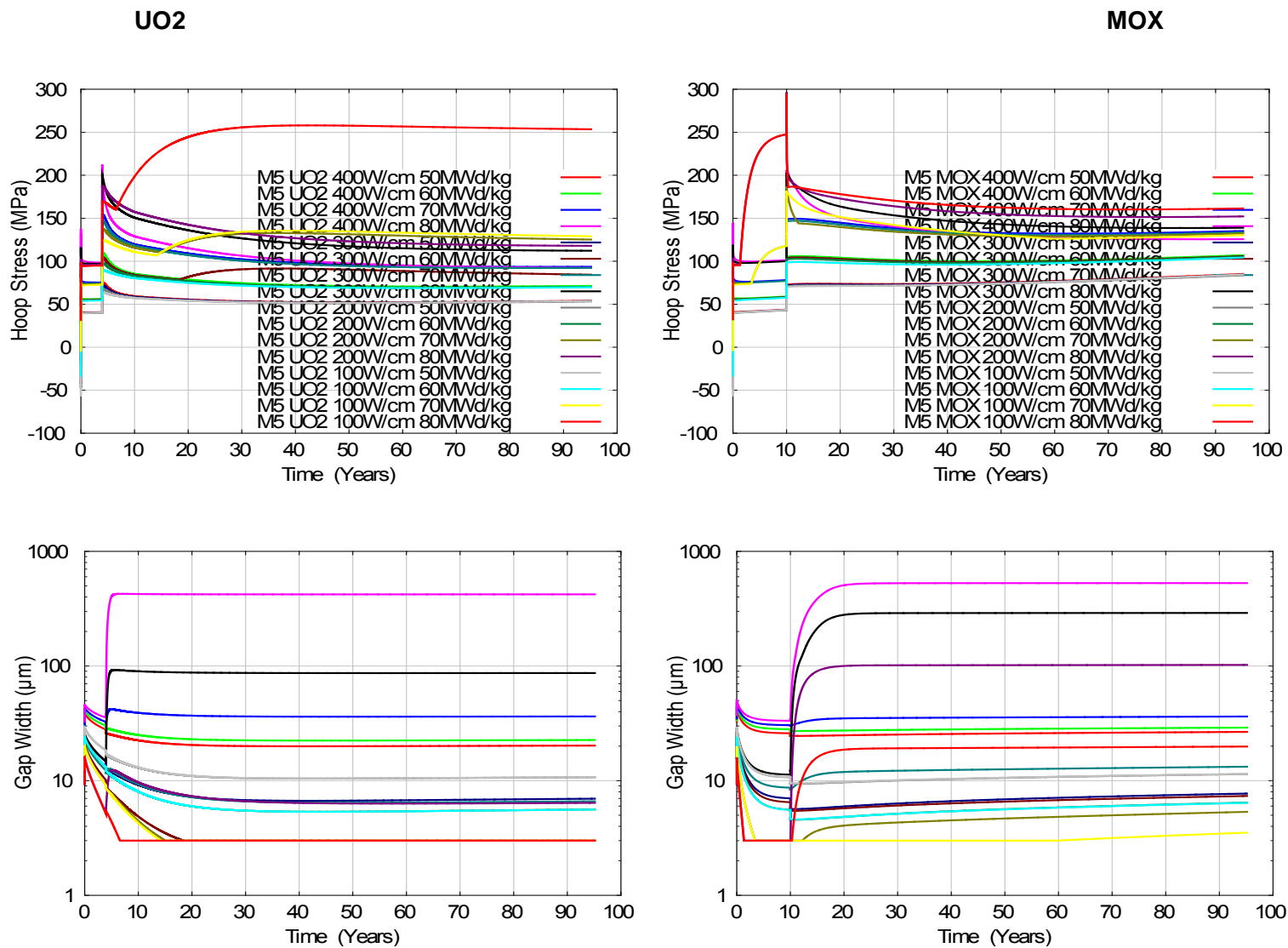
### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



74

**Abb. 5.20** Brennstabhülle: M5, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung

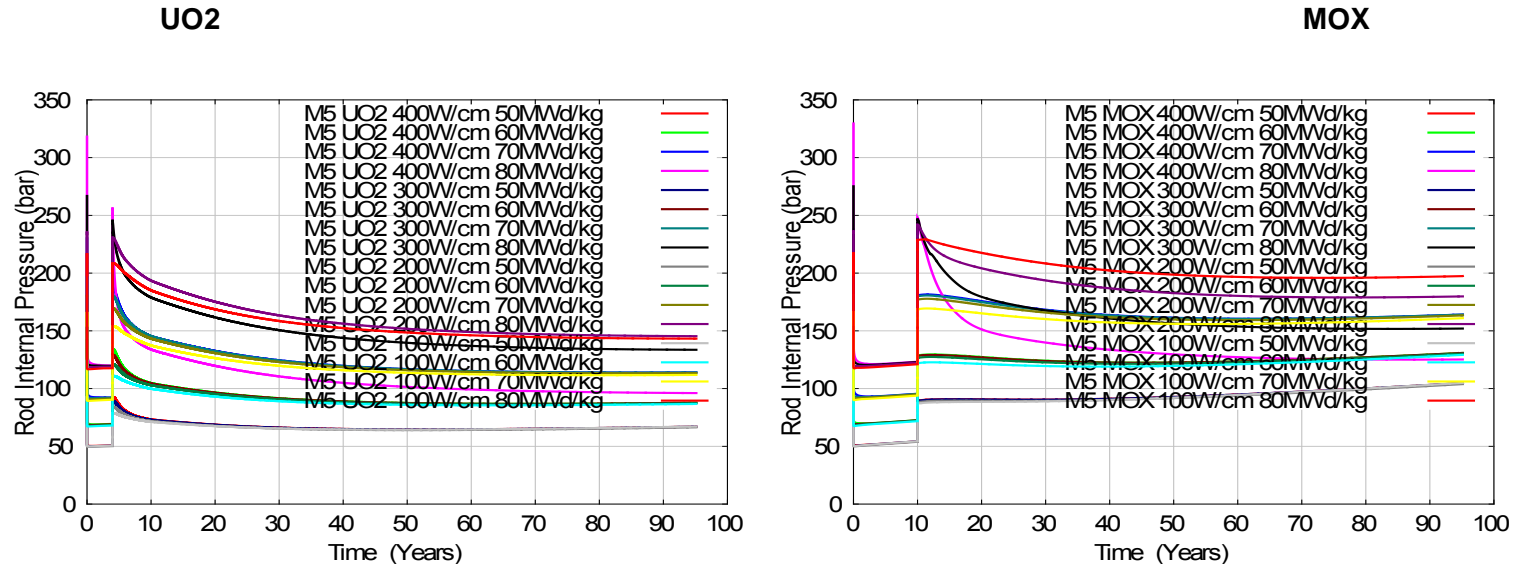
### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



75

Abb. 5.21 Brennstabhülle: M5, Umfangsspannung und Spaltweite

## Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

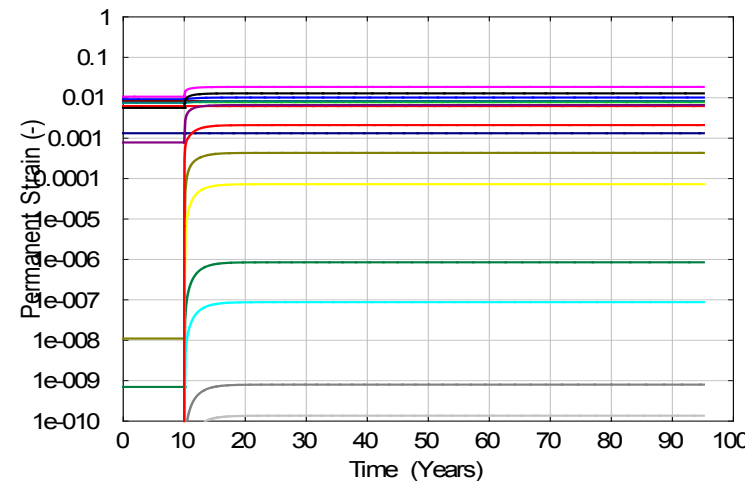
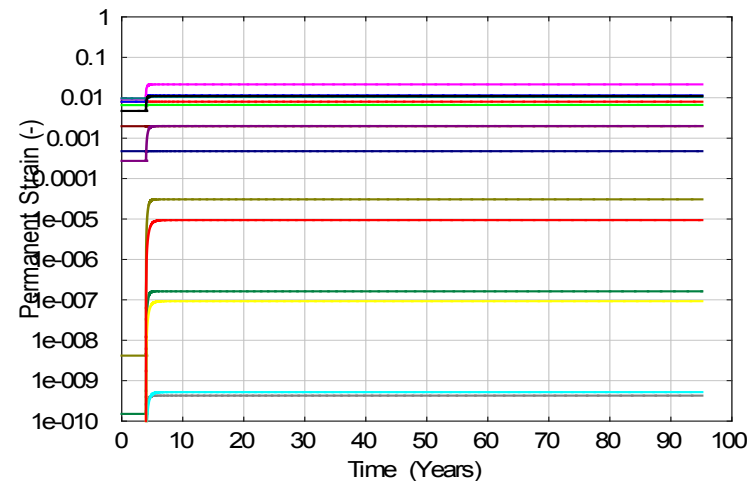
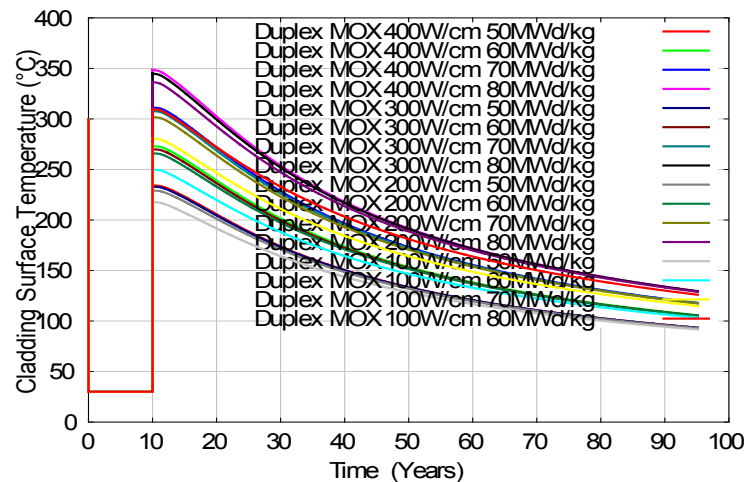
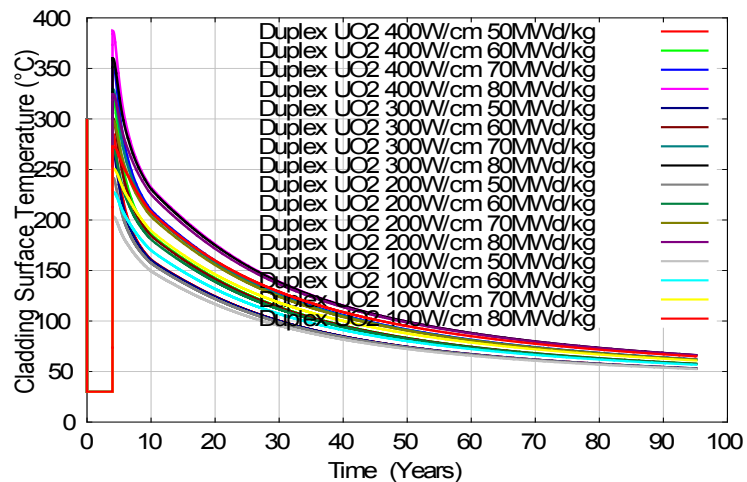


**Abb. 5.22** Brennstabhülle: M5, Brennstab-Innendruck

### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

UO2

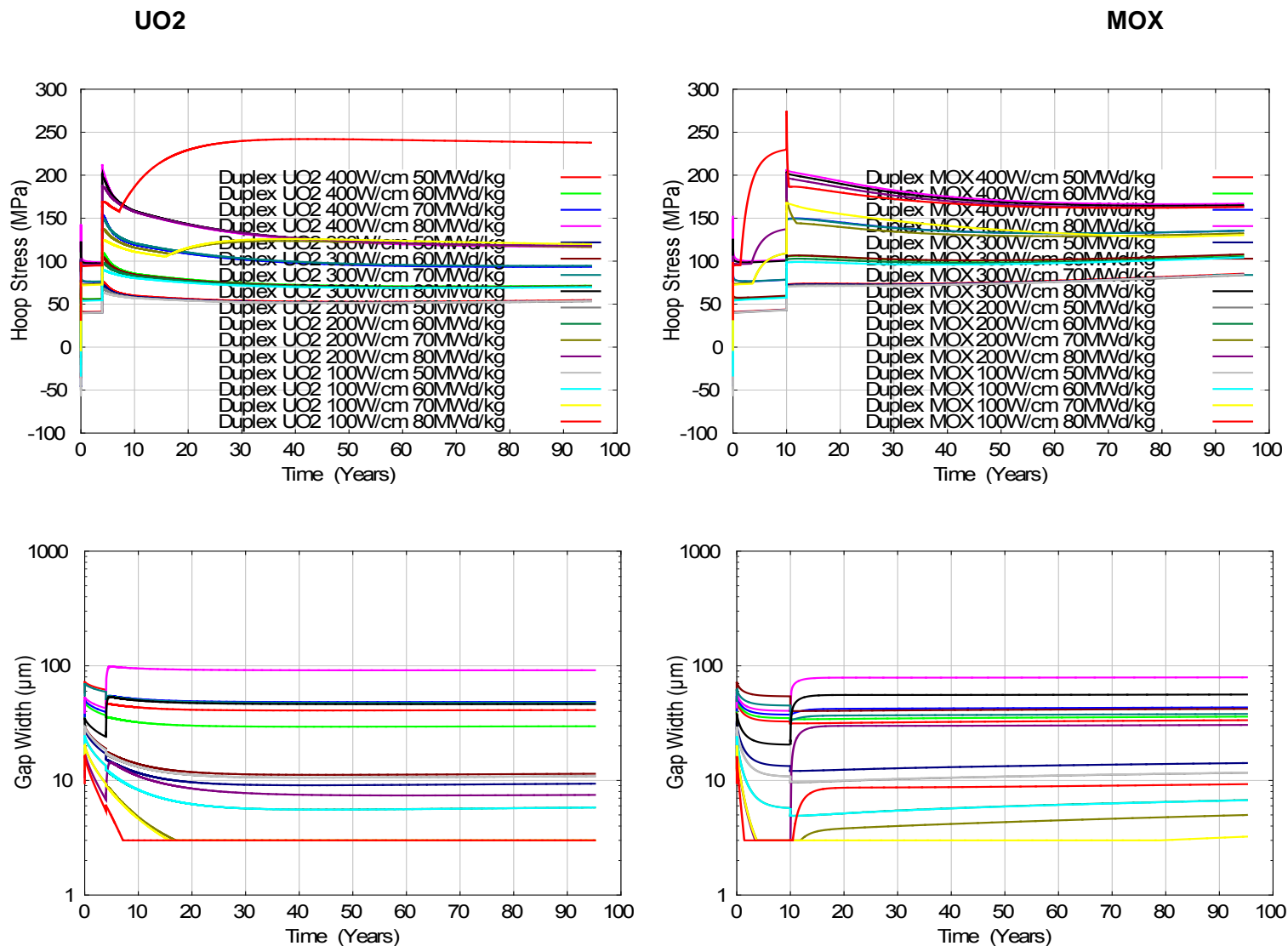
MOX



77

Abb. 5.23 Brennstabhülle: Duplex, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung

### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



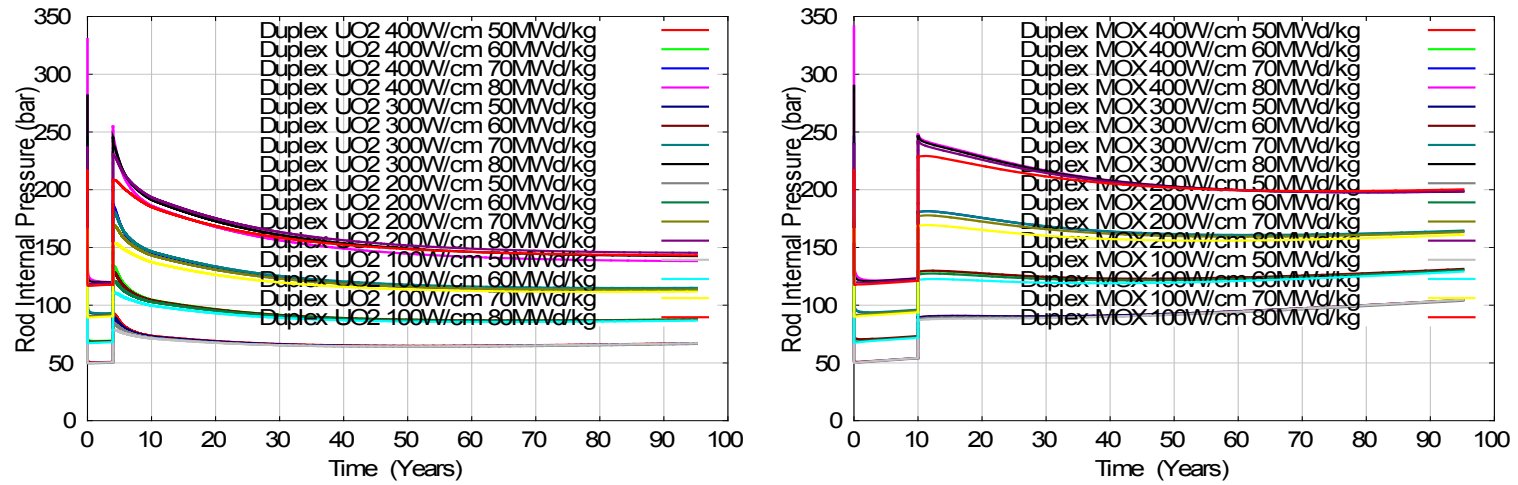
78

Abb. 5.24 Brennstabhülle: Duplex, Umfangsspannung und Spaltweite

## Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

UO<sub>2</sub>

MOX



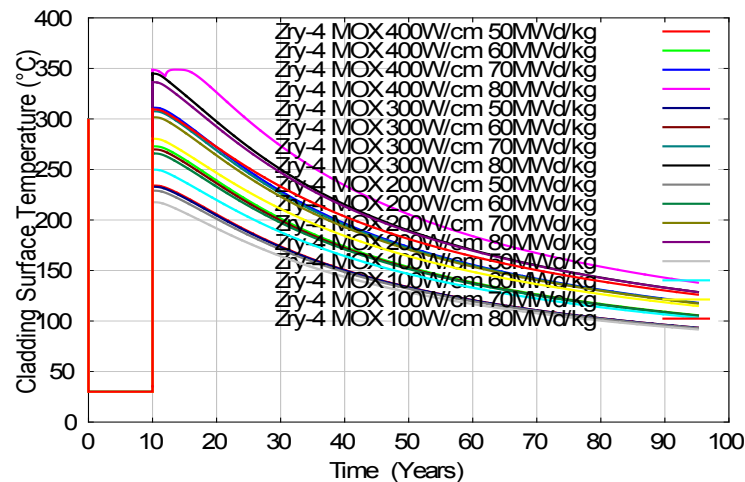
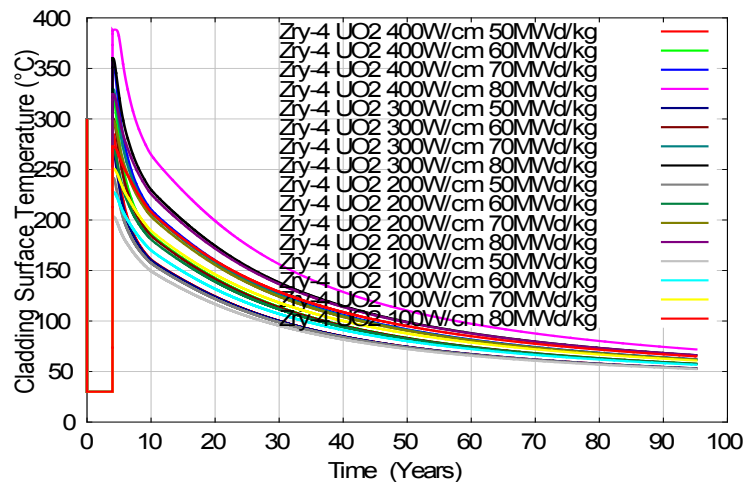
79

**Abb. 5.25** Brennstabhülle: Duplex, Brennstab-Innendruck

### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung

UO2

MOX



08

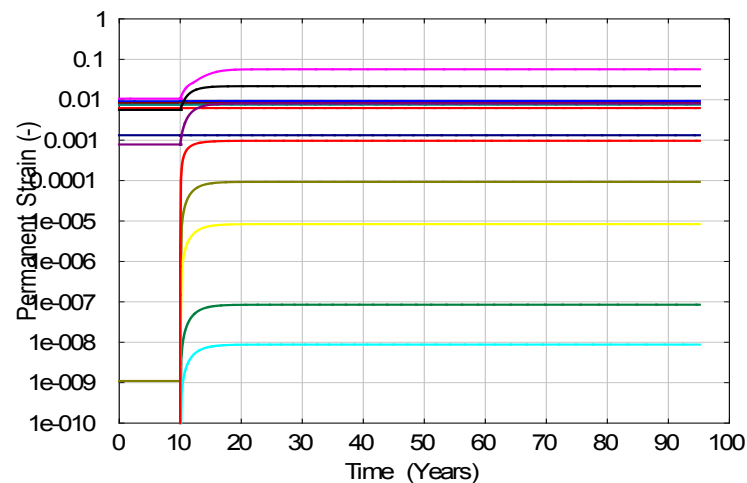
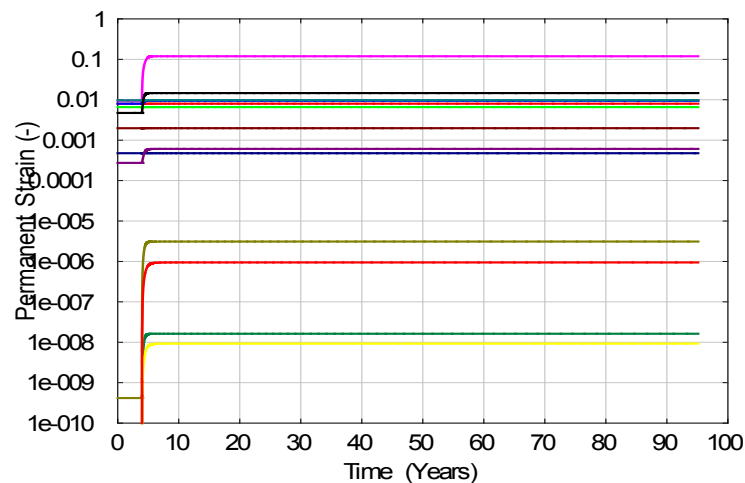
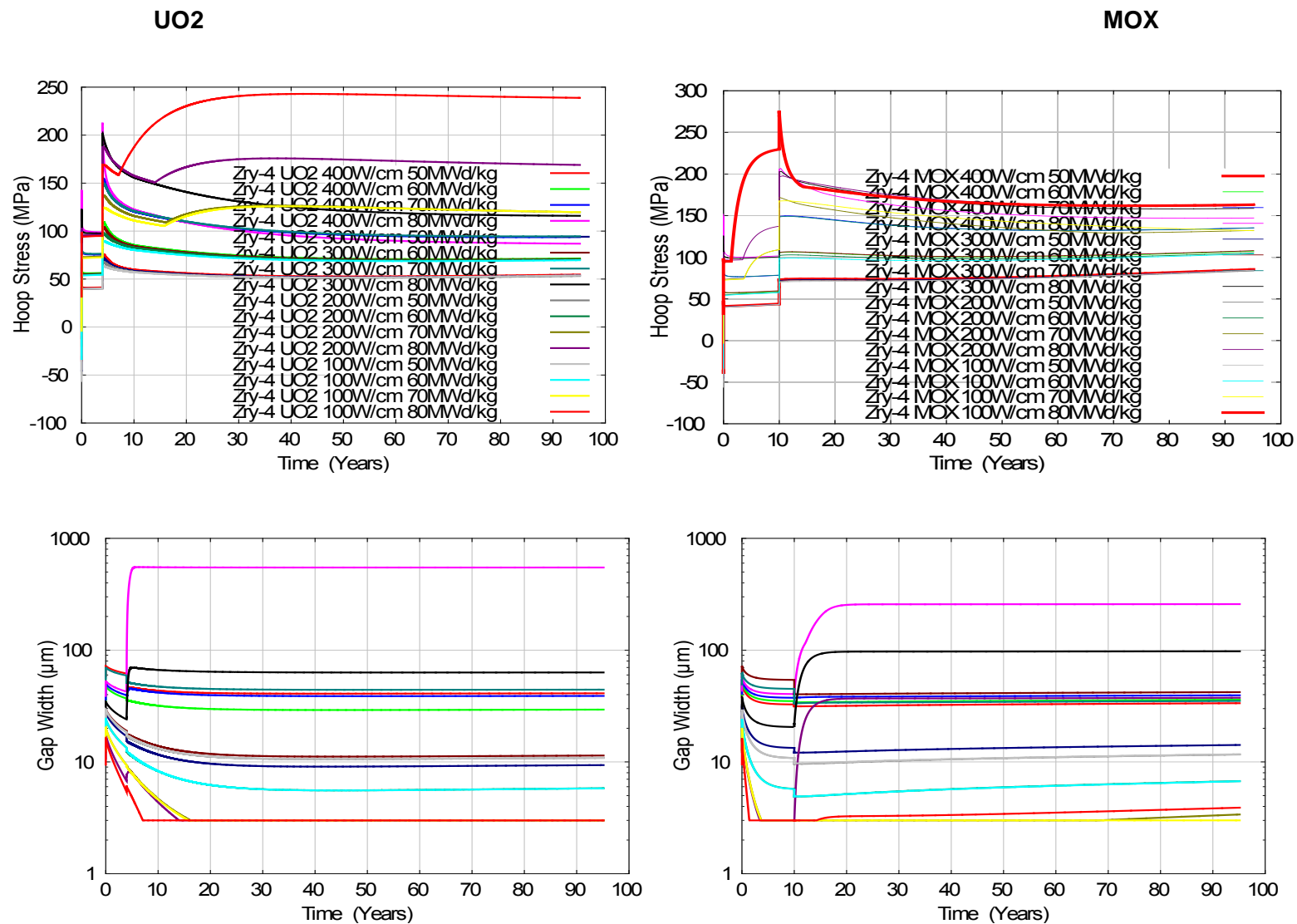


Abb. 5.26 Brennstabhülle: Zry-4, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung

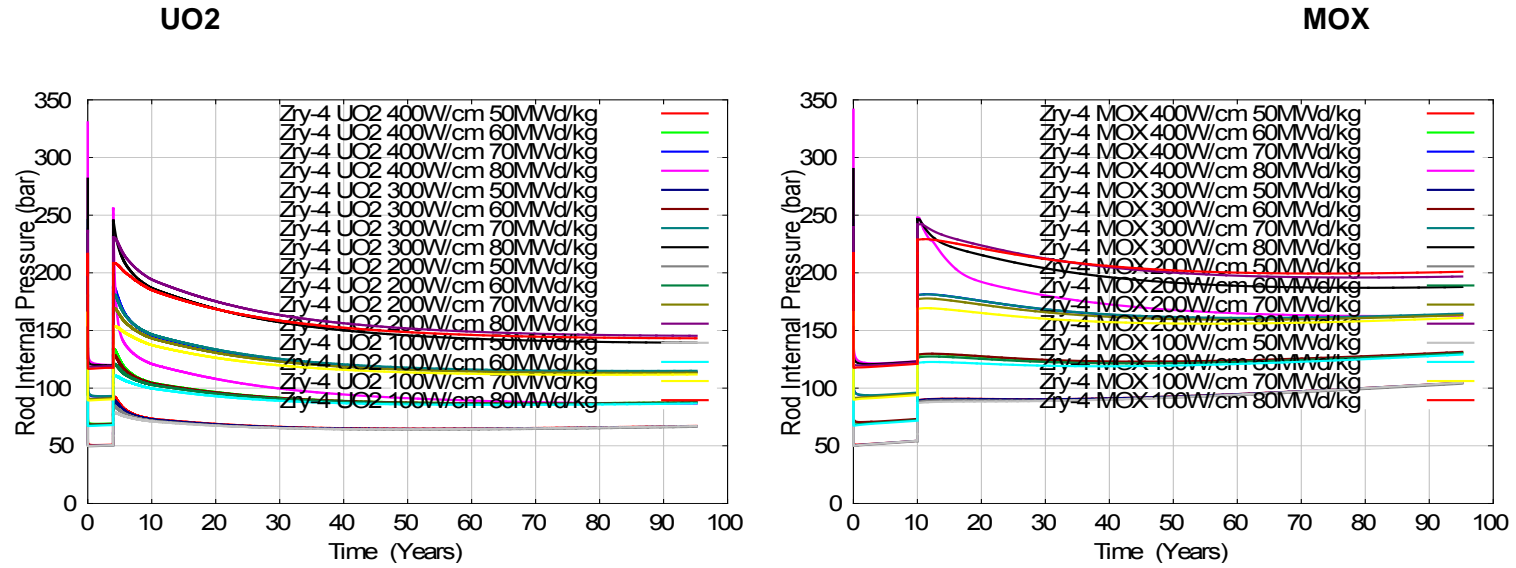
### Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



**Abb. 5.27** Brennstabhülle: Zry-4, Umfangsspannung und Spaltweite



## Brennstabverhalten in der 100-jährigen Langzeitlagerung



**Abb. 5.28** Brennstabhülle: Zry-4, Brennstab-Innendruck

In den vorliegenden Sondierungsrechnungen kann das Phänomen Brennstoff-Verlagerung im Zusammenhang mit MOX-Brennstoff und hier nur für die Hüllrohr-Typen Zry-4 und M5 sowie für eine außergewöhnlich hohe betriebliche Brennstab-Leistung von 400 W/cm beobachtet werden (Abb. 5.20 bis Abb. 5.22 und Abb. 5.26 bis Abb. 5.28). In geringen Umfang kann auch für das M5-Hüllrohr in Kombination mit  $\text{UO}_2$ -Brennstoff eine Verlagerung beobachtet werden.

Am deutlichsten zeigen Abb. 5.20 bis Abb. 5.22 den Effekt der Brennstoff-Verlagerung auf die Hüllrohr-Temperatur für die Kombination (Brennstab-Leistung: 400 W/cm, Abbrand: 70 MWd/kg bis 80 MWd/kg, Hüllrohr: M5, und Brennstoff: MOX). Die Zunahme der lokalen Leistungsdichte bewirkt einen fortgesetzten Anstieg der Temperatur über die Temperatur hinaus, die nach Beginn der Trockenlagerung sich zunächst einstellt (350 °C). Erst etwa 10 Jahre nach Beginn der Trockenlagerung fällt die Temperatur wieder unter das Niveau von 350 °C.

Die TESP-ROD-Sondierungsrechnungen zeigen im Allgemeinen, dass bereits während der Nasslagerung und anschließend kurz nach Wechsel in die Trockenlagerung die Brennstab-Parameter signifikanten Änderungen unterworfen sind. Dagegen verläuft die weitere Entwicklung der Brennstab-Parameter nach Ablauf von 30 Jahren Trockenlagerung stetig.

Die Entwicklung des Brennstab-Innendruckes während der Trockenlagerung zeigt in einigen Rechenfällen ein Minimum, das zu einem Zeitpunkt von etwa 80 Jahre für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff und 70 Jahre für MOX-Brennstoff auftritt. Diese Minima sind die Folge der Helium-Freisetzung, die trotz Brennstab-Abkühlung zu einer Druckerhöhung beiträgt.

Das Auftreten des Druck-Minimums korrespondiert in den meisten Rechenfällen mit dem Auftreten des Minimums in der Umfangsspannung. Das heißt, dass in den meisten Rechenfällen die Umfangsspannung vom Brennstab-Innendruck bestimmt wird. Abweichend hiervon zeigen einige Rechenfälle, insbesondere in den Fällen, die einen hohen Brennstab-Abbrand aufweisen (70 MWd/kg bis 80 MWd/kg), dass die Umfangsspannung vom Festkörperdruck des Brennstoffs bestimmt wird. Dieser Festkörperdruck baut sich in diesen Fällen bereits während der Nasslagerung auf und erreicht für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff sein Maximum bei etwa 40 Jahren. Für MOX-Brennstoff tritt die maximale Spannung unmittelbar zum Wechsel zwischen Nasslager und Trockenlager auf.

Das Schwellen des Brennstoffs kann einen Spaltschluss bewirken, der für  $\text{UO}_2$ -Brennstoff innerhalb von 20 Jahren auftritt und für MOX-Brennstoff noch vor Ablauf von 5 Jahren Nasslager auftritt. Sofern der Spalt geschlossen ist, führt weiteres Brennstoff-Schwellen zu einem starken Spannungsaufbau in der Hülle.

Unabhängig, ob die Umfangsspannung durch den Brennstab-Innendruck oder durch den Festkörperdruck des Brennstoffs bestimmt ist, zeigt das Gro der Rechnungen, dass Umfangsspannungen weit oberhalb von 100 MPa berechnet werden. Der 100 MPa-Wert ist die experimentell gesicherte Grenze, ab der Hydrid-Ausscheidungen nicht mehr in Umfangsrichtung sondern in radialer Richtung erfolgen und eine Versprödung des Hüllrohr-Materials bewirken können.

Die Sondierungsrechnungen zeigen somit an, dass aufgrund des Niveaus der Umfangsspannung in fast allen Fällen mit einer Umorientierung von Hydriden im Hüllrohr während der Trockenlagerung zu rechnen ist. Somit erscheint es anhand der vorliegenden Sondierungsrechnungen fraglich, ob ein Erhalt der Hüllrohr-Duktilität während der Trockenlagerung möglich ist. Dieses Ergebnis zeigt sich gleichermaßen für alle betrachteten Hüllrohr-Typen.

## 6 Umstellung der Entwicklungsumgebung

TESPA-ROD verwendet seit dem Jahr 2000 die Entwicklungsumgebung Visual Basic 6 von Microsoft. Diese Entwicklungsumgebung wird von den Nachfolge-Betriebssystemen, die nach Windows XP von Microsoft ausgeliefert wurden, nicht mehr unterstützt. An die Stelle der Entwicklungsumgebung von Visual Basic 6 sind neue Entwicklungsumgebungen von Microsoft bereitgestellt worden. Eine Migration von TESP-ROD von Visual Basic 6 zu Visual Studio 2012 war daher unvermeidlich.

Visual Studio 2012 ist gegenüber dem Vorgänger konsequenter objektorientiert. Hierdurch erhält die Entwicklungsumgebung von Visual Studio 2012 neue Sprachelemente, die in geringem Umfang Ähnlichkeiten zu der bisherigen Entwicklungsumgebung von Visual Basic 6 aufweisen.

Trotz Verwendung von Migrationstools ist der Arbeitsaufwand zur Erzeugung einer lauffähigen TESP-ROD-Version erheblich, da eine manuelle Nachbearbeitung der migrierten TESP-ROD-Software mit wenigen Ausnahmen alle Programmzeilen der migrierten Software betrifft.

Als Beispiel für die Unterschiede, die zwischen den Entwicklungsumgebungen bestehen, ist hier die Routine zur Berechnung der Leidenfrost-Temperatur gezeigt. In Visual Basic 6 lauten die Programmzeilen:

```
Function Tleid(Psys)
  If Psys < 2600000 Then
    Tleid = -53.97 + (374.15 + 53.97) * (Sin(PI / 2 * Psys / 2640000))^0.1636
  Else
    Tleid = 374.15
  End If
  Tleid = Tleid * (1 - (Psys - 2220000) / 2220000 * tSubMaxL / 100 * 500 / 0.00002)
End Function
```

In der Entwicklungsumgebung von Visual Studio 2012 lauten die Zeilen, die zum selben Ergebnis führen:

```
Function Tleid(ByRef Psys As Double) As Double
  Dim result As Double = 0
  If Psys < 2600000 Then
    result = -53.97 + (374.15 + 53.97) * (Math.Sin(PI / 2 * Psys / 2640000))^0.1636
  Else
    result = 374.15
  End If
  Return result * (1 - (Psys - 2220000) / 2220000 * tSubMaxL / 100 * 500 / 0.00002)
End Function
```

Weitere Unterschiede zwischen den Entwicklerumgebungen bestehen hinsichtlich der meisten Dialog-Bestandteile wie „TextBox“, „ListView“ und weiterer. Deren Objekt-

Namen und zum Teil deren -Funktionalität sind zwischen den Entwicklerumgebungen unterschiedlich, so dass alle in TESPА-ROD unter Visual Basic 6 erstellten Dialoge auf die Namensgebung und Funktionalität von Visual Studio 2012 umzustellen waren.

Hier wird deutlich, dass die Sprachunterschiede derart erheblich sind, dass selbst eine automatisierte Migration, wie sie z.B. von Mobilize.Net angeboten wird, nicht ohne eine erhebliche manuelle Nachbearbeitung auskommt. Es wurde daher auf eine automatisierte Migration verzichtet und stattdessen eine manuelle Migration mit selbstentwickelten Migrationstools durchgeführt.

Nach Abschluss der Migration wurden alle mit der Visual Studio 2012 Version von TESPА-ROD berechneten Testfälle mit denen der Visual Basic 6 Version verglichen, um eine erfolgreiche Migration zu garantieren.

## **7 Zusammenfassung und Ausblick**

In diesem Vorhaben wurden Methoden weiterentwickelt, die das Brennstabverhalten im Betrieb, bei Störfällen und in der Langzeitzwischenlagerung beschreiben. Die Methoden wurden in den Brennstab-Code TESP-ROD implementiert und an geeigneten Experimenten validiert.

### **7.1 Reaktivitätsstörfall**

Im Rahmen des OECD-RIA-Benchmarks Phase 2 sind Unsicherheiten des Rechenprogramms TESP-ROD sowie die Unsicherheiten der teilnehmenden Codes quantifiziert worden. Daneben wurden auch die Sensitivitäten der Codes ermittelt. In geringem Umfang konnten daraus Weiterentwicklungen von einzelnen Modellen für TESP-ROD wie, z. B. für die thermische Dehnung des Hüllrohrs, abgeleitet werden. Diese berücksichtigen die Polorientierung des Zirkoniumgefüges im Hüllrohr.

Grundsätzlich zeigt sich auch hier, dass alle teilnehmenden Codes, inklusive TESP-ROD, erhebliche Unsicherheiten aufweisen und die bestehenden Modellunsicherheiten nur durch einschlägige RIA-Experimente letztlich abgebaut werden können. In naher Zukunft soll der CABRI-Versuchsreaktor in Cadarache die Validierungsbasis insbesondere für das Brennstoffschwellen von MOX-Brennstoff bei RIA-Transienten bereitstellen und somit zu einem erheblichen Abbau der Code-Unsicherheiten beitragen.

### **7.2 Kühlmittelverluststörfall**

Für die Validierung des Modells für die Wasserstoffaufnahme in TESP-ROD wurden die QUENCH-LOCA-Tests des KIT ausgewertet. Dabei zeigte sich, dass die Ergebnisse ein anderes Verhältnis von ECR-Wert zu sekundärer Hydrierung gegenüber den Tests von Nagase aufweisen. Die Hydrid-Konzentrationen der KIT-Experimente stimmen nur für niedrige ECR-Werte mit denen von Nagase überein, bei größeren ECR-Werten steigt die Hydrid-Konzentration viel steiler an. Diese Abweichung lässt sich über die räumliche Verteilung der Hydrid-Konzentrationen erklären. Die Hydride treten zumeist konzentriert in einem engen Band am Hüllrohr entlang auf. Dieses Hydrid-Band verläuft dabei geneigt zu einer horizontalen Ebene. Die von KIT festgestellten Hydrid-Konzentrationen weichen daher systematisch zu höheren Werten gegenüber umfangsgemittelten Hydrid-Konzentrationen ab. Für TESP-ROD sind die über den

Hüllrohrumfang gemittelten Peak-Werte der Hydrid-Konzentration für eine sicherheitstechnische Nachweiseführung ausschlaggebend. Das Modell in TESP-ROD wurde daher derart eingestellt, dass die Nachrechnungen der KIT-Experimente die Messdaten am unteren Rand der Messdaten-Bandbreite wiedergeben. Hinsicht der Messdaten von Nagase werden die Hydrid-Konzentrationen von TESP-ROD im Bereich der Messdatenstreuung wiedergegeben.

Des Weiteren wurde ein Modell zur Brennstoffverlagerung in TESP-ROD implementiert. Bei einer Brennstoffverlagerung verlagert sich Brennstoff aus höheren Positionen in einen durch Hüllrohrdehnung entstandenen zusätzlichen Raum. Diese Verlagerung erhöht die lokale Leistungsdichte, was zu höherer Temperatur-Belastung mit selbstverstärkender Hüllrohrdehnung sowie zum Hüllrohr-Bersten und Brennstoff-Auswurf führen kann. Für eine Berechnung der Brennstoffverlagerung in TESP-ROD müssen drei Bedingungen erfüllt sein:

- a) eine Hüllrohrdehnung größer als 3 %
- b) eine Hüllrohrtemperatur größer 750 °C
- c) und das Auftreten von Hüllrohr-Bersten.

Mit Einführung des Modells zur Brennstoff-Verlagerung zeigt sich jetzt, dass die Exzentrizität des Pellets (exzentrische Lage des Pellets innerhalb des Hüllrohrs) einen entscheidenden Einfluss auf den Verlauf einer LOCA-Transiente nehmen kann.

Die Brennstoff-Verlagerung ist auch bei der Berechnung der Transienten zur Langzeitzwischenlagerung von Interesse. Im Unterschied zur LOCA-Transiente werden nicht mehr die Kriterien „Hüllrohrtemperatur größer 750 °C“ und „Auftreten von Hüllrohr-Bersten“ vorausgesetzt, da unter Langzeit-Bedingungen mit anwachsendem Helium-Druck in den Spaltgas-Blasen innerhalb der Brennstoff-Matrix die mechanische Stabilität einer hochfragmentierten Brennstoff-Säule über eine längere Zeit (Jahre) nicht mehr unterstellt werden kann. Siehe hierzu auch Kap. 5.4.

### **7.3 Verhalten bei Lastrampen**

Im Code TESP-ROD wurde der Elastizitätsmodul mit Blick auf die Abbildung eines 3-achsigen Spannungszustand bei Lastrampen angepasst. Ein effektiver E-modul konnte für die Hüllrohr-Materialien Zry-2, Zirlo und M5 anhand von Studsvik-HRX-Tests be-

stimmt werden. Weiterhin sind anhand dieser Tests Modelle für das Kriechen der Hüllrohr-Typen Zirlo und M5 entwickelt worden.

Im HRX-Test werden Hüllrohre bei konstanter Temperatur unter Innendruck beaufschlagt, um mit diesem Innendruck festgelegte Dehnraten aufzuprägen. Die Nachrechnung der HRX-Tests führt zu der Erkenntnis, dass die Hüllrohrtypen M5 und Zirlo nicht einem Norton-Kriechgesetz folgen, sondern einem Kriechgesetz folgen, das in der Literatur mit „Break-down of Power-Law“ bezeichnet wird.

Im Rahmen eines OECD-Benchmarks wurden Halden-Rampentests mit TESP-ROD nachgerechnet. In diesen Rampentests wird die Stablängenleistung von null bis auf etwas über 20 kW/m hochgefahren. Aufgrund des Abbrands tritt in diesen Tests ein Spaltschluss auf, der durch eine Veränderung in der Längenzunahme des Testbrennstabs nachgewiesen werden kann. Da TESP-ROD nur einen einachsigen Spannungszustand berechnet, ist basierend auf der einachsigen Spannungsberechnung eine Auswertung des 3-achsigen Spannungszustands anhand der Lamé-Gleichungen für Innendruck-Belastung in TESP-ROD implementiert worden. Um den Zustand „Spaltschluss“ in den Lamé-Gleichungen abzubilden, ist ein Modell für die axiale Hüllrohr-Dehnung bei Spaltschluss mit degressivem Schlupf zwischen azimuthaler und axialer Hüllrohr-Dehnung entwickelt worden. Mit diesem Modellansatz konnten die Halden-Rampentests in Bezug auf die Längenänderung des Testbrennstabs quantitativ korrekt wiedergegeben werden. Die Implementierung der Lamé-Gleichungen in TESP-ROD verschafft somit einen Zugang, die Modelle zur Brennstab-Mechanik anhand von Messungen zur Brennstab-Längenänderung zu validieren.

#### **7.4 Langzeitzwischenlagerung**

Um den Code TESP-ROD auch für die Langzeitzwischenlagerung anwenden zu können, wurde die Zeitintegration erweitert. Für eine numerisch stabile Auswertung der Wärmeleitungsgleichung erzwingt die Stabilitätsgrenze nach Courant kleine Zeitschrittweiten. Diese Beschränkung wird dadurch umgangen, indem in Zeiten mit geringer Änderung der Wärmeströme die rechnerische Wärmekapazität künstlich um mehrere Größenordnungen angehoben wird. Treten im Verlauf der Lagertransiente größere Änderungen in den Wärmeströmen auf, wie z.B. beim Wechsel vom Nass- ins Trockenlager, dann wird in TESP-ROD durch vorausschauende Auswertung von sich ändernden Randbedingungen die künstliche Erhöhung der Wärmekapazität rechtzeitig



zurückgenommen. Es kann gezeigt werden, dass dabei die resultierende Zeitintegration in TESPА-ROD nur sehr geringe Fehler in der Energiebilanz zur Folge hat.

Für die Langzeitzwischenlagerung sind in TESPА-ROD ein Modell für die Heliumproduktion im Brennstoff, ein Modell für die Helium-Freisetzung aus dem Brennstoff sowie ein Modell zum Brennstoff-Schwellen implementiert worden. Diese Modelle sind miteinander verknüpft, da das Speichern von gebildetem Helium im Brennstoff ursächlich für das Brennstoff-Schwellen ist.

Ferner ist für die Langzeitzwischenlagerung in TESPА-ROD die Berechnung der Nachzerfallsleistung die DIN 25463 auf die Anwendung für MOX-Brennstoff erweitert worden. Hier zeigt sich, dass ausgehend von der Nachzerfallsleistung für  $UO_2$ -Brennstoff durch eine Erweiterung der Gleichungen nach DIN 25463 eine Anpassung für MOX-Brennstoff gelingt.

In TESPА-ROD wird davon ausgegangen, dass es auch bei der Langzeitzwischenlagerung zu einer Brennstoff-Verlagerung kommen kann. Um die Änderung in der Leistungsdichte bei Brennstoff-Verlagerung bestimmen zu können, sind Tests von Siefken ausgewertet und in entsprechende Modellgleichungen umgesetzt worden. Gemäß dieser Tests füllt der verlagerte Brennstoff den durch Hüllrohr-Dehnung freigewordenen Raum nur teilweise aus, wobei der Grad der Füllung von der Hüllrohr-Dehnung selbst abhängt.

Während der Zwischenlagerung kann es zum Hüllrohr-Kriechen im Behälter kommen. Dabei werden die Kühlkanäle zwischen den Brennstäben verengt. Bei besonders großen Hüllrohr-Dehnungen wird das weitere Kriechen durch Nachbar-Brennstäbe behindert. Diese Behinderung wird in TESPА-ROD durch eine geeignete Modifikation im Kriechansatz berücksichtigt. Insbesondere im Zusammenhang mit einer Betrachtung von Brand-Szenarien im Zwischenlager ist diese Modellbildung von Bedeutung. Hier zeigen erste Analysen, dass das Szenario entscheidend von dieser Art Modellbildung bestimmt wird.

Für die Langzeitzwischenlagerung wurden Sondierungsrechnungen mit TESPА-ROD durchgeführt. Hierzu wurden Parametervariationen von Brennstoffart, letzte Stablängeneistung im Kern, Abbrand und Brennstab-Position innerhalb des Behälters. Insgesamt sind 128 Rechnungen durchgeführt worden. Im Ergebnis zeigt sich, dass in den meisten Analysen die Hüllrohr-Umfangsspannung größer als 100 MPa ausfällt. Hierbei

geht die Umfangsspannung zum Teil auf eine Festkörperspannung zurück, die durch das Pellet-Schwellen auf die Hülle ausgeübt wird. Dieses Niveau der Umfangsspannung deutet darauf hin, dass radiale Hydrid-Ausscheidungen im Hüllrohr möglich sind, die die Duktilität des Hüllrohrs herabsetzen können. Festigkeitsbetrachtungen sind bisher hierzu nicht erfolgt. Es wird jedoch empfohlen, dass solche Betrachtungen in einem weiteren Vorhaben angegangen werden sollten.

## **7.5 Umstellung der Entwicklerumgebung**

Der TESPА-ROD Source Code konnte erfolgreich auf die Entwicklerumgebung von Visual Studio 2012 migriert werden.

## Literaturverzeichnis

- /CAB 17/ OECD Nuclear Energy Agency, CABRI International Project (CIP), <https://www.oecd-nea.org/jointproj/cabri.html>, abgerufen am 24.04.2017
- /DEO 15/ U.S. Department of Energy, Pacific Northwest National Laboratory, Material Property Correlations: Comparisons between FRAPCON-4.0, FRAPTRAN-2.0, and MATPRO, Richland, Washington, Vereinigte Staaten, September 2015.
- /FIS 13/ Fischer-Appelt, K., Baltés, B., Buhmann, D., Larue, J., Mönig, J.: Synthesebericht für die VSG. Bericht zum Arbeitspaket 13, Vorläufige Sicherheitsanalyse für den Standort Gorleben, GRS, GRS-290, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, 424 S., ISBN 978-3-939355-66-3, GRS: Köln, 2013.
- /FLA 13/ Flanagan, M., Askeljung, P.; Puranen, A.: Post-Test Examination Results from Integral, High-Burnup, Fuelled LOCA Tests at Studsvik Nuclear Laboratory. NUREG-2160, August 2013
- /FRE 95/ Frecska, J.; Konczos, G.; Maroti, L.; Matus, L.: Oxidation and Hydriding of Zr1Nb Alloys by Steam at 900-1200°C. REPORT of Hungarian Academy of Sciences, CENTRAL RESEARCH INSTITUTE FOR PHYSICS, KFKI-1995-17/G, 1995
- /HOF 99/ Hofmann, P.; Miassoedov, A.; Steinbock, L.; et al.: Quench Behavior of Zircaloy Fuel Rod Cladding Tubes. Small-Scale Experiments and Modelling of the Quench Phenomena, FZKA 6208, INVCUBE(98)-D018, ISSN 0947-8620, März 1999
- /MAT 03/ MATPRO - A LIBRARY OF MATERIALS PROPERTIES FOR LIGHT-WATER-REACTOR ACCIDENT ANALYSIS. SCDAP/RELAP5-3D© CODE MANUAL, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, INEEL/EXT-02-00589, Volume 4, Revision 2.2, October 2003

- /NAG 05/ NAGASE, F.; FUKETA, T.: Behavior of Pre-hydrated Zircaloy-4 Cladding under Simulated LOCA Conditions. Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 42, No. 2, p. 209–218, February, 2005
- /NEA 16/ Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase-II, Volume 1: Simplified Cases Results, Summary and Analysis; Bericht NEA/CSNI/R(2016)6/VOL1, März 2016
- /NEA 16a/ Reactivity Initiated Accident (RIA) Fuel Codes Benchmark Phase-II, Volume 2: Task No. 1 Specifications; Bericht NEA/CSNI/R(2016)6/VOL2, Februar 2016
- /NEA 17/ OECD Nuclear Energy Agency: Reactivity-Initiated Accident Fuel-rod-code Benchmark Phase II: Uncertainty and Sensitivity Analyses; Bericht NEA/CSNI/R(2017)1, April 2017
- /NRC 12/ U.S.NRC: “Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal During the Loss-of-Coolant Accident”, NUREG-2121, März 2012
- /PER 07/ Perez-Feró, E.; et al.: EXPERIMENTAL DATABASE OF E110 CLADDINGS UNDER ACCIDENT CONDITIONS. Hungarian Academy of Sciences, KFKI Atomic Energy Research Institute, Database Report, AEKI-FRL-2007-123-01/01, November 2007
- /PRU 90/ Pruess, K.: TOUGH2. A general purpose numerical simulator for multiphase fluid flow, Report LBL-29400, Lawrence Berkeley National Laboratory (LBNL): Berkeley, California, USA, 1. Januar 1990.
- /RAY 12/ Raynaud, P. A. C.: Fuel Fragmentation, Relocation, and Dispersal during the Loss-of-Coolant Accident. US.NRC, NUREG-2121, 2012
- /RAY 15/ Raynaud, P.; Einziger, R.: Cladding stress during extended storage of high burnup spent nuclear fuel. In: Journal of Nuclear Materials 464, pp. 304–312, 2015

- /RON 12/ Rondinella, V.; Wiss, T.; et al.:  
Studies on nuclear fuel evolution during storage and testing of used fuel response to impact loadings. ESREL 2012, paper 16BS-We2-4, Helsinki, June 25-29 2012
- /RSK 15/ Bundesamt für Strahlenschutz, RSK/ESK-Geschäftsstelle: Nachweis einer Restduktilität/Restfestigkeit mittels einer ECR-Grenzkurve. Sachstandsbericht, RSK 476/Info-6.2, 11.06.2015
- /SCI 10/ Källström, R.; Karlson, J.: Subtask 0:3-B – Hardening Relaxation Tests. Report No. N-10/054 STUDSVIK-SCIP-100, Studsvik Nuclear AB, Schweden, 18.03.2010
- /SIE 83/ Siefken, L. J.: Axial fuel relocation in ballooning fuel rods. In: Proceedings of 7<sup>th</sup> International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-7), Volume C, paper 2, Chicago, IL, USA, 22. - 26. August 1983.
- /SON 13/ Sonnenburg, H.G., et.al: Rechenmethoden zu Brennstab-Schadensmechanismen im Betriebsbereich und Auslegungsstörfällen. Reaktorsicherheitsforschung, Vorhabens Nr.:RS1193, GRS-A-3717, Juli 2013
- /STU 13/ Stuckert, J.; Große, M.; Steinbrück, M.; Walter, M.: Results of the reference bundle test QUENCH-L1 with Zircaloy-4 claddings performed under LOCA conditions. KIT Scientific reports 7651, ISSN 1869-9669, 2013

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Kühlmitteltemperatur- und Kühlmitteldruck-Entwicklung, sowie Leistungseintrag in den Brennstab in Abhängigkeit der Zeit.....	5
Abb. 2.2	Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente, TESPA-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/ .....	6
Abb. 2.3	Hüllrohr-Außentemperatur während der RIA-Transiente, TESPA-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet /NEA 16/ .....	7
Abb. 2.4	Umfangsspannung im Hüllrohr während der RIA-Transiente, TESPA-ROD-Ergebnisse mit GRS gekennzeichnet.....	7
Abb. 2.5	Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente (Referenzrechnung). Die TESPA-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/ .....	10
Abb. 2.6	Unsicherheit der Pellet-Zentraltemperatur während der RIA-Transiente. Die TESPA-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/ .....	10
Abb. 2.7	Unsicherheit der Umfangsspannung im Hüllrohr. Die TESPA-ROD-Ergebnisse sind mit GRS gekennzeichnet /NEA 17/ .....	11
Abb. 2.8	Umfangsspannungen im Hüllrohr nach RIA-Transiente, 200 TESPA-ROD-Rechenläufe .....	12
Abb. 2.9	Thermische Ausdehnung des Hüllrohrs von $\alpha$ -Zr-Einkristall und $\alpha$ -Zr-Gefüge mit Berücksichtigung der Polorientierung im Vergleich .....	14
Abb. 2.10	Umfangsdehnung im Hüllrohr für den zweiten Rechenfall /NEA 17/.....	15
Abb. 2.11	Darstellung der Gesamtdehnung und des thermischen Anteils für das aktuelle und bisherige Modell in TESPA-ROD .....	16
Abb. 3.1	ECR-Grenzwert in Abhängigkeit von der Wasserstoff-Konzentration für den Übergang von duktilem zu sprödem Hüllrohr-Verhalten .....	17
Abb. 3.2	Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 900 °C /PER 07/ .....	19
Abb. 3.3	Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 1000 °C /PER 07/ .....	20
Abb. 3.4	Wasserstoffgehalt im Hüllrohr über Oxidation (ECR) bei 1100 °C /PER 07/ .....	20

Abb. 3.5	Wasserstoffaufnahme in die metallische Hüllrohrwandschicht in Abhängigkeit von der Hüllrohroxidation (ECR) für ein Zr1Nb-Hüllrohr.....	21
Abb. 3.6	Entwicklung der heißesten Hüllrohrtemperatur im Versuch QUENCH L1 .....	22
Abb. 3.7	Hüllrohrtemperaturen im Vergleich .....	23
Abb. 3.8	TESPA-ROD-Analyse des QUENCH-LOCA-Tests L1.....	24
Abb. 3.9	Zusammenhang von Oxidation und sekundärer Hydrierung .....	26
Abb. 3.10	Räumliche Verteilung der Hydridkonzentration im Hüllrohr aus QUENCH-LOCA-Tests L1 .....	27
Abb. 3.11	Daten-Zusammenstellung aus In-Pile-Test (FR-2-Tests, PBF-Tests).....	29
Abb. 3.12	Gegenüberstellung zweier LOCA-Analysen zu unterschiedlichen Exzentrizitäten der radialen Hüllrohrdehnung – linke Spalte 100 %, rechte Spalte 50 % Exzentrizität .....	31
Abb. 4.1	Entwicklung der Hüllrohrspannung bei Kriechverformung im Versuch SCIP-100-Test.....	36
Abb. 4.2	Nachrechnung der SCIP-100-Versuchsserien zum Zirlo-Hüllrohr-Kriechen .....	39
Abb. 4.3	Nachrechnung der SCIP-100-Versuchsserien zum M5-Hüllrohr-Kriechen bei 400 °C, 380 °C und 360 °C mit der Modellgleichungen (4.2-3).....	40
Abb. 4.4	Zeitverlauf der linearen Stablängenleistung (LHGR) im Rampentest mit etwa 12 Rampen.....	42
Abb. 4.5	Axiale Längenänderung des Test-Brennstabs in Abhängigkeit der Linearen Stablängenleistung (LHGR) im Rampen-Test IFA 293.4 mit etwa 12 Rampen.....	43
Abb. 4.6	Mit TESPA-ROD berechnete Längenänderung des Test-Brennstabs für 6 Rampen mit 50 % Schlupf bei Spaltschluss.....	46
Abb. 4.7	Mit TESPA-ROD berechnete Längenänderung des Test-Brennstabs für 6 Rampen mit degressivem Schlupf ab Spaltschluss.....	47
Abb. 4.8	Mit TESPA-ROD berechnete Spannungskomponenten und von Mises Vergleichsspannung zum Rampen-Test mit Modell für Dehnungskopplung nach Gleichung (4.17) .....	48
Abb. 4.9	Mit TESPA-ROD berechnete Dehnungskomponenten zum Rampen-Test mit Modell für Dehnungskopplung nach Gleichung (4.17) .....	49

Abb. 5.1	Sprunghafte Änderung bei Beginn der Trockenlagerung.....	53
Abb. 5.2	Ausschnitts-Vergrößerung von Abb. 5.1 .....	53
Abb. 5.3	Kumulative Helium-Produktion.....	54
Abb. 5.4	Längenänderung des Kristallgitters in Abhängigkeit der Gitterversetzungen in dpa /RAY 15/.....	56
Abb. 5.5	Kumulierte freigesetzte Helium-Mol-Masse (rot und grün) und Mol- Masse an freigesetztem Spaltgas (blau).....	57
Abb. 5.6	Leistungsentwicklung in UO <sub>2</sub> - und MOX-Brennstoff bei 40 und 55 GWd/t nach KENOEST-Analyse.....	59
Abb. 5.7	Nachsacken des Brennstoffs in Abhängigkeit der Hüllrohrdehnung /SIE 83/.....	60
Abb. 5.8	Brennstoffauswurf im Studsvik Test 196 bei einem Abbrand von 55 GWd/t .....	60
Abb. 5.9	Volumenbilanz am Brennstab vor und nach der Hüllrohrdehnung.....	61
Abb. 5.10	Umrechnung von Abb. 5.8 mittels der Volumenbilanz.....	62
Abb. 5.11	Gesamtdehnung des Hüllrohrs für verschiedene Hüllrohrmaterialien.....	63
Abb. 5.12	Hüllrohr-Oberflächentemperatur für verschiedene Hüllrohrmaterialien.....	63
Abb. 5.13	Hüllrohre mit ca. 30% Dehnung haben Kontakt zum benachbarten Hüllrohr.....	64
Abb. 5.14	Abflachungen an den Kontaktstellen zu benachbarten Brennstäben.....	65
Abb. 5.15	Hüllrohrtemperatur und Zeitschrittweite sowie im Zeitausschnitt die Hüllrohrtemperatur, die Kriechdehnung, der Brennstabinnendruck, die Kriechdehnungsrate, die Wärmefreisetzung der Wärmeübergangskoeffizient .....	66
Abb. 5.16	Positionierung im Transportbehälter bildet sich auf den Wärmeübergang (HTC) von der Brennstaboberfläche zur Umgebung ab .....	69
Abb. 5.17	Brennstabhülle: Zirlo, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung.....	71
Abb. 5.18	Brennstabhülle: Zirlo, Umfangsspannung und Spaltweite .....	72
Abb. 5.19	Brennstabhülle: Zirlo, Brennstab-Innendruck .....	73
Abb. 5.20	Brennstabhülle: M5, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung.....	74



Abb. 5.21	Brennstabhülle: M5, Umfangsspannung und Spaltweite .....	75
Abb. 5.22	Brennstabhülle: M5, Brennstab-Innendruck .....	76
Abb. 5.23	Brennstabhülle: Duplex, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung .....	77
Abb. 5.24	Brennstabhülle: Duplex, Umfangsspannung und Spaltweite .....	78
Abb. 5.25	Brennstabhülle: Duplex, Brennstab-Innendruck .....	79
Abb. 5.26	Brennstabhülle: Zry-4, Oberflächentemperatur und plastische Dehnung .....	80
Abb. 5.27	Brennstabhülle: Zry-4, Umfangsspannung und Spaltweite .....	81
Abb. 5.28	Brennstabhülle: Zry-4, Brennstab-Innendruck .....	82

## Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1	Zeitverlauf der Reaktivitätstransiente .....	5
Tab. 2.2	Sensitivitäten verschiedener Parameter während der RIA-Transiente bei Zeitpunkt 101 s .....	13
Tab. 3.1	Messwerte im QUENCH-LOCA-Versuch L1 .....	25
Tab. 4.1	Kriechparameter für M5 und Zirlo jeweils für die $\alpha$ -Zirkon-Phase.....	38

## Abkürzungsvezeichnis

CIP	Cabri International Project
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
DWR	Druckwasserreaktor
Duplex	Hüllrohr-Material von Siemens
EGRFP	Expert Group on Reactor Fuel Performance
HTC	Heat Transfer Coefficient, Wärmeübertragungskoeffizient
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
LHGR	Linear Heat Generation Rate, Lineare Stablängenleistung
LOCA	Loss-of-coolant accident (Kühlmittelverluststörfall)
MOX	Mischoxid
M5	Hüllrohr-Material von AREVA
NEA	Nuclear Energy Agency
PCI	Pellet Cladding Interaction
PCMI	Pellet Cladding Mechanical Interaction
RIA	Reactivity-initiated accident (Reaktivitätsstörfall)
SCIP	Studsвик Cladding Integrity Project
SWR	Siedewasserreaktor
U.S.NRC	United States Nuclear Regulatory Comission
WGFS	Working Group on Fuel Safety
Zirlo	Hüllrohr-Material von Westinghouse
Zry	Zircaloy

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

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

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

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

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

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