

**Rechenmethoden zu
Brennstab-Schadens-
mechanismen im
Betriebsbereich und
Auslegungsstörfällen**

Abschlussbericht

Abschlussbericht/ Final Report

Reaktorsicherheitsforschung -
Vorhabens Nr.:/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS1193

Vorhabensitel / Project Title:
Rechenmethoden zu Brennstab-
Schadensmechanismen im Be-
triebsbereich und Auslegungs-
störfällen

Methods for the analysis of fuel
rod behavior under operating
conditions and the conditions for
loss of coolant (LOCA) and reac-
tivity accidents (RIA)

Autor / Authors:
H.-G. Sonnenburg, J. Arndt,
Ch. Bals, J. Herb, J. Sievers

Berichtszeitraum / Publication Date:
Juli 2013

Anmerkung:
Das diesem Bericht zugrunde liegen-
de F&E-Vorhaben wurde im Auftrag
des Bundesministeriums für Wirt-
schaft und Energie (BMWi) unter dem
Kennzeichen RS1193 erstellt und
durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt die-
ser Veröffentlichung liegt beim Auf-
tragnehmer.

Kurzfassung

Das Vorhaben RS1193 hat zum Ziel Methoden für die Analyse des Brennstabverhaltens unter Betriebsbedingungen, den Bedingungen bei Kühlmittelverlust- (LOCA) und den Bedingungen bei Reaktivitätsstörfällen (RIA) zu entwickeln. Dabei wird auf Erkenntnisse des Vorgänger-Vorhabens RS1175 (Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen) aufgesetzt.

Der KIT-QUENCH-L0-Test sowie umfangreiche ANL-Ringdruck-Tests zu unterschiedlich hydrierten Hüllrohr-Materialien sind hinsichtlich der Wirkung von Wasserstoff auf das Festigkeitsverhalten untersucht worden.

Die CABRI- und NSRR-Versuchsdaten sind für die Weiterentwicklung des Brennstab-Codes TespaRod hinsichtlich der Modellierung des Wärmeübergangs mit Filmsieden und hinsichtlich des Leistungsdichte-basierten Dehnens des Pellets ausgewertet worden.

Anhand von STUDSVIK-SCIP-Versuchsdaten zum PCI-Verhalten sind erste Untersuchungen mit dem Brennstab-Code TespaRod durchgeführt worden, die das Relaxieren bestrahlter Hüllrohre durch Kriechen analysieren.

Abstract

The project RS1193 aims to develop methods for the analysis of fuel rod behaviour under operating conditions, the conditions of loss of coolant accidents (LOCA) and the conditions for reactivity initiated accidents (RIA). The developmental work continues the work of the previous project RS1175 (development of methods for the analysis of fuel rod behaviour during reactivity and loss of coolant accidents).

The KIT-QUENCH-L0 test and extensive ANL ring compression tests for differently hydrated cladding materials have been evaluated in order to quantify the effect of hydrogen up-take on the strength of the cladding material.

The selected CABRI and NSRR test data have been evaluated for the further development of the fuel rod code TespaRod with regard to both the modelling of the heat transfer for film boiling and the modelling of the power density related pellet straining.

The STUDSVIK-SCIP test for cladding hardening and relaxation of irradiated cladding has been preliminarily investigated with the fuel rod code TespaRod in order to identify the cladding relaxation behaviour as a result of the cladding creep modelling.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	1
2	Kühlmittelverluststörfall.....	2
2.1	Einleitung.....	2
2.2	Auswertung der ANL-und KIT-Ringdrucktests.....	3
2.2.1	Vorgehensweise zur Bestimmung von Materialeigenschaften für Hüllrohrwerkstoffe.....	10
2.2.2	Bestimmung der Bruchspannungen für das Hüllrohrmaterial	14
2.2.3	Übergang zwischen duktilem und sprödem Verhalten	23
2.2.4	Vergleich mit amerikanischen Ergebnissen.....	25
2.3	Nachrechnung des KIT-QUENCH-L0-Tests mit ATHLET.....	28
2.3.1	QUENCH – Versuchsanlage.....	29
2.3.2	Versuchsablauf.....	32
2.3.3	Modellierung mit dem Programm ATHLET–CD	33
2.3.4	Nodalisierung und Änderung der bisherigen Modellierung	33
2.3.5	Anfangs- und Randbedingungen	36
2.3.6	Weitere wichtige Parameter der Rechnung.....	39
2.3.7	Rechenergebnisse.....	40
2.3.8	Vergleich der Temperaturverläufe und des Oxidationsverhaltens	40
2.3.9	Vergleich der Berstzeitpunkte und -temperaturen	47
2.4	ADINA-Analysen zu Versuch QUENCH-L0 und QUENCH-L1.....	49
2.4.1	ADINA FE-Modell	49
2.4.2	Approximation der Kriecheigenschaften von Zirkaloy-4.....	50
2.4.3	Kurzbeschreibung des Versuchs QUENCH-L1	54
2.4.4	ADINA-Analysen zum QUENCH-L1 Experiment.....	55
2.4.5	ADINA-Analysen zum QUENCH-L0 Experiment.....	58
2.5	Zusammenfassung und Ausblick zum Kühlmittelverluststörfall	64
3	Reaktivitätsstörfall.....	65
3.1	Analyse des Wärmeübergangs im RIA-Versuch 562-12	66

3.2	Analyse von RIA-Versuchen zum Leistungsdichte-basierten Dehnungsmodell.....	71
3.2.1	Versuch NSRR 562-12	71
3.2.2	Versuch CABRI CIP01.....	74
3.2.3	Die Versuche NSRR VA-1 und NSRR VA-3.....	77
3.3	Zusammenfassung der Erkenntnisse zu RIA	84
4	Brennstab-Verhalten bei Lastwechsel	86
4.1	Studsvik-Untersuchung zum „Hardening Relaxation“ von Zry-2	87
4.2	Weiterentwicklung des Kriechmodells in TespaRod.....	90
4.3	Modellerweiterung zur Aktivierungsenergie in der α -Phase	96
4.4	Modellerweiterung zur Bruchspannung in der α -Phase.....	99
4.5	Zusammenfassung zum Lastfolgebetrieb	102
5	Zusammenfassung	103
6	Literaturverzeichnis.....	105
7	Verteiler	113

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.2-1	Schichtstruktur von oxidiertem Zry-4, M5 und ZIRLO /BIL 08a/.....	5
Abb. 2.2-2	Prinzipieller experimenteller Aufbau der Ringdruckversuche.....	5
Abb. 2.2-3	Vernetzungsschema für die FE-Simulationen der Ringdrucktests (90°-Modell, ¼ des Probekörpers, aus /GRS 10/)	11
Abb. 2.2-4	Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,4 mm (oben links), 0,8 mm (oben rechts) und 1,2 mm (unten links) vorgeschriebener Verformung (aus /GRS 10/)	13
Abb. 2.2-5	Vergleich zwischen experimentellen Lastverformungskurve und ADINA Simulation für ZIRLO, oxidiert bei 1000 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Test bei Raumtemperatur.....	14
Abb. 2.2-6	Verhältnis Bruch- zu Fließspannung (Spannungsverhältnis) für alle ANL und KIT Versuche /GRS 13/.....	16
Abb. 2.2-7	Statistische Analyse der Einflussfaktoren Material, ECR, Wasserstoffkonzentration und Testtemperatur und Kombinationen davon auf das Spannungsverhältnis (statistisch nicht signifikante Einflussgrößen in Orange)	17
Abb. 2.2-8	Statistische Analyse der Einflussfaktoren Material, ECR, Wasserstoffkonzentration und Testtemperatur und Kombinationen davon auf das Spannungsverhältnis	19
Abb. 2.2-9	Einfluss der Testtemperatur auf das Spannungsverhältnis /GRS 13/ ...	20
Abb. 2.2-10	Einfluss des Hüllrohrmaterials auf das Spannungsverhältnis (die Linien und Unsicherheitsbänder von Zry-4 und ZIRLO liegen übereinander) /GRS 13/.....	20

Abb. 2.2-11	Einfluss der Wasserstoffkonzentration auf das Spannungsverhältnis (Ringdrucktests ohne erkennbaren Bruch sind nicht dargestellt) /GRS 13/.....	21
Abb. 2.2-12	Einfluss des Produkts aus Wasserstoffkonzentration und ECR auf das Spannungsverhältnis (Ringdrucktests ohne erkennbaren Bruch sind nicht dargestellt) /GRS 13/	22
Abb. 2.2-13	ECR-Grenzwert in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration bei 25 °C (oben) und 135 °C (unten) (die Kurven von Zry-4 und ZIRLO liegen übereinander) /GRS 13/.....	24
Abb. 2.2-14	Zusammenfassung von /BIL 08a/ über die Versprödung in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration	26
Abb. 2.2-15	NRC-Vorschlag für eine Neufassung des Limits für den ECR-Wert bei LOCA in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration nach /ASK 11/	27
Abb. 2.2-16	Vergleich der ECR-Werte aus /BIL 08a/ und Gleichung (2.2-4) für das Auftreten von Versprödung. /GRS 13/.....	27
Abb. 2.2-17	Gegenüberstellung des Vorschlags einer Regelwerksaktualisierung nach /ASK 11/ und der Grenzkurve nach Gleichung (2.2-4) /GRS 13/	28
Abb. 2.3-1	QUENCH Versuchsanlage /STU 10/	30
Abb. 2.3-2	Querschnitt des QUENCH-Testbündels /STU 10/	31
Abb. 2.3-3	QUENCH-L0: Verteilung der Stäbe mit unterschiedlichem Innendruck.	31
Abb. 2.3-4	Nodalisierung für ATHLET-CD	34
Abb. 2.3-5	Bündelleistung	37
Abb. 2.3-6	Einspeisemassenströme für Dampf und Argon	38
Abb. 2.3-7	Einspeisemassenströme für Kondensat und Quenchwasser	38

Abb. 2.3-8	Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 350 mm Höhe.....	41
Abb. 2.3-9	Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 550 mm Höhe.....	42
Abb. 2.3-10	Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 750 mm Höhe.....	42
Abb. 2.3-11	Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 950 mm Höhe.....	43
Abb. 2.3-12	Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 1150 mm Höhe.....	43
Abb. 2.3-13	Vergleich der Shroud- und Cooling Jacket-Wandtemperaturen (innen in 950 mm Höhe	44
Abb. 2.3-14	Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrates	45
Abb. 2.3-15	Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung	46
Abb. 2.3-16	Berechnung der Oxidschichtdicke	46
Abb. 2.3-17	Gegenüberstellung der Berstzeiten für Experiment und Rechnung	48
Abb. 2.4-1	ADINA-Modell für einen Hüllrohrausschnitt (Außendurchmesser 10,75 mm, Wanddicke 0,725 mm, Höhe 200 mm) des QUENCH-L1-Versuchs	50
Abb. 2.4-2	Kriechraten für Zry-4 als Funktion der Temperatur für verschiedene Spannungen (ADINA-Modell)	51
Abb. 2.4-3	Kriechraten für Zry-4 als Funktion der Spannung für verschiedene Tem- peraturen [°C] (ADINA-Modell)	52
Abb. 2.4-4	Temperaturabhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zry-4 nach /MAT 03/.....	53
Abb. 2.4-5	Temperaturabhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zry-4 nach /MAT 03/, Ausschnitt aus Abb. 2.4 4.....	53
Abb. 2.4-6	QUENCH-L1: Temperatur- und Druckbelastung der Hüllrohre	54

Abb. 2.4-7	QUENCH-L1: Deformation und Aufreißen einzelner Hüllrohre (aus /KIT 12/)	55
Abb. 2.4-8	Spannungen und Wanddickenänderung des Hüllrohrausschnitts bei Druck- und Temperaturbelastung „letztes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-3)	56
Abb. 2.4-9	Dehnung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung c (siehe Abb. 2.4-3)	56
Abb. 2.4-10	Vergleichsspannung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung „letztes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-3)	57
Abb. 2.4-11	Zeitverläufe von Kriech- und plastische Dehnungen „erstes Versagen“	58
Abb. 2.4-12	Druck- und Temperaturtransienten (950mm und 1150 mm)	59
Abb. 2.4-13	Verformung des Hüllrohrausschnitts bei Druckbelastung (siehe Abb. 2.4-12)	60
Abb. 2.4-14	Spannungen und Wanddickenveränderung [mm] an ausgewählten Positionen des Hüllrohrs bei Druck- und Temperaturbelastung (siehe Abb. 2.4-12)	60
Abb. 2.4-15	Dehnung als Funktion der Zeit bei Temperaturbelastung (siehe Abb. 2.4-12)	61
Abb. 2.4-16	Vergleichsspannung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung (siehe Abb. 2.4-12)	62
Abb. 2.4-17	Vergleich der Verformungen von FE-Simulation und Test /STU 12/	63
Abb. 3.1-1	Charakterisierung des Test-Brennstabs NSRR-562-12	67
Abb. 3.1-2	Leistungsdichte-Verteilung längs des Test-Brennstabs	67
Abb. 3.1-3	Reaktorleistung	68

Abb. 3.1-4	Vergleich der mit TespaRod berechneten und gemessenen Temperaturen im Versuch NSRR 562-12.....	69
Abb. 3.1-5	Angepasstes Filmsiede-Modell in TespaRod.....	70
Abb. 3.1-6	Variation der Zeitdauer des Filmsiedens	71
Abb. 3.2-1	Bleibende Hüllrohr-Dehnung längs des Brennstabs	72
Abb. 3.2-2	Kumulation von Gitterschäden in UO ₂ und weiteren Werkstoffen	74
Abb. 3.2-3	Leistungsdichte und bleibende Hüllrohr-Dehnung (ETZ) längs des Test- Brennstabs.....	76
Abb. 3.2-4	Erscheinungsbild des Test-Brennstabs nach Versuchsdurchführung aus drei Blickwinkeln	76
Abb. 3.2-5	Zusammensetzung der gesamten Hüllrohr-Dehnung in Umgangsrichtung.....	77
Abb. 3.2-6	Riss-Verlauf im Test-Brennstab VA-3 – Test bei 280°C /SUZ 2009/.....	80
Abb. 3.2-7	Riss-Verlauf im Test-Brennstab VA-1 – Test bei 18°C /SUZ 2009/.....	80
Abb. 3.2-8	Leistungsverteilung längs des Test-Brennstabs	81
Abb. 3.2-9	Äußerer Pellet-Rand (grüne Kurve) mit und ohne (gestrichelt) verzögertem Rückgang der Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung im Versuch VA-3	82
Abb. 3.2-10	Erreichen der Berst-Spannung bei abklingender Hüllrohr-Spannung in VA-3.....	83
Abb. 3.2-11	Entwicklung der plastischen Verformung im Versuch VA-3	83
Abb. 4.1-1	Spannung und Dehnung im SCIP-100-Test für Zry-2 bei 310°C	89

Abb. 4.1-2	Abweichungen der Spannung/Dehnung-Kurven zur Hook'schen Geraden im Versuch SCIP-100 Zry-2 bei 360°C	90
Abb. 4.2-1	Vergleich der transienten Umfangsspannung zwischen Messung und Rechnung für den Versuch SCIP-100 Zry-2 bei 360°C.....	91
Abb. 4.2-2	Erneute Nachrechnung des Versuchs SCIP-100, Zry-2, 360°C unter Berücksichtigung der Kriechverfestigung	92
Abb. 4.2-3	Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 360°C) und Rechnung.....	93
Abb. 4.2-4	Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 360°C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung mit dem erweiterten Kriechverfestigungsmodell	94
Abb. 4.2-5	Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 360°C) und Rechnung.....	95
Abb. 4.2-6	Komponenten der Hüllrohr-Dehnung nach Modellrechnung mit TespaRod für den Versuch SCIP-100, Zry-2, 360°C	95
Abb. 4.3-1	Aktivierungsenergien für α -Phase, die eine bestmögliche Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung hinsichtlich Spannungsrelaxation liefern.....	97
Abb. 4.3-2	Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 310°C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung.....	98
Abb. 4.3-3	Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 330°C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung.....	98
Abb. 4.4-1	Exponent B zur Berechnung der Bruchspannung für eine optimale Wiedergabe der in den SCIP-100 Versuchen beobachteten Plastifizierungen.....	100

Abb. 4.4-2	Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 310°C) und Rechnung.....	100
Abb. 4.4-3	Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 330°C) und Rechnung.....	101

Tabellenverzeichnis

Tab. 2.2-1	Randbedingungen der simulierten Ringdruckversuche (Oxidationsgrad ECR, Oxidations- T_{ox} bzw. Hydrierungstemperatur T_H , Ringdrucktest-Temperatur T_{RCT} , Wasserstoffgehalt H, Ringgeometrie (Dicke und Länge), Korrosionsschichtdicke und Quellenangabe).....	7
Tab. 2.2-2	Regressionsparameter für die Korrelation des Spannungsverhältnisses.	19
Tab. 2.3-1	Zuordnung der Stäbe im Experiment zu den Rod-Bereichen der Rechnung	36
Tab. 2.3-2	Berstzeiten und Temperaturen im Experiment /STU 10/.....	47
Tab. 3.1-1	Parameter des Test-Brennstabs NSRR-562-12	66
Tab. 3.2-1	Brennstab-Parameter im Versuch NSRR 562-12	75
Tab. 3.2-2	Brennstab-Parameter im Versuch NSRR VA-1 und VA-3.....	78

1 Einführung

Das Vorhaben RS1193 hat zum Ziel Methoden für die Analyse des Brennstabverhaltens unter Betriebsbedingungen und den Bedingungen bei Kühlmittelverlust- (LOCA) und Reaktivitätsstörfälle (RIA) zu entwickeln. Dabei wird auf Erkenntnisse des Vorgänger-Vorhabens RS1175 (Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen) aufgesetzt. Ausgewählte Versuchsdaten von experimentellen Versuchseinrichtungen, wie die Testergebnisse des KIT-QUENCH-Tests sowie die ANL-Ringdruck-Tests zum LOCA, die CABRI- und NSRR-Versuchsdaten zum RIA und die STUDSVIK-SCIP-Versuchsdaten zum PCI-Verhalten werden genutzt, um den Brennstab-Code TespaRod weiterzuentwickeln.

Der vorliegende Abschlussbericht gliedert sich daher in drei Teile, die den Bereichen Kühlmittelverluststörfall, Reaktivitätsstörfall und Brennstab-Verhalten bei Lastwechsel zugeordnet sind.

2 Kühlmittelverluststörfall

2.1 Einleitung

Die GRS hat zur Ermittlung des Schadensumfangs bei Kühlmittelverluststörfällen (LOCA) das Rechenprogramm TespaRod entwickelt, das zur Schadensumfangsanalyse bei Kernnachladungen von den Technischen Überwachungsvereinen eingesetzt wird. Im Rahmen der Vorläufer-Vorhaben (z. B. RS1175) wurden für dieses Rechenprogramm geeignete Material-Gesetze für die Brennstabhülle entwickelt, die abhängig vom Oxidationsgrad das Bersten der Brennstabhülle beschreiben.

Nach dem Bersten der Hüllrohre tritt auf der Innenseite der Hüllrohre eine zusätzliche Oxidation auf, die von einer Wasserstoff-Aufnahme in die Hüllrohre, der sekundären Hydrierung, begleitet wird. Um für derart geborstene, oxidierte und hydrierte Hüllrohre eine Aussage über deren Festigkeit gegen Auseinanderbrechen durch Thermoschock-Belastungen beim Wiederbenetzen (Quenchen) zu erhalten, sind weitergehende Material-Gesetze zu diesen Hüllrohr-Zuständen erforderlich /OEC 09/, die insbesondere auch den Aspekt der sekundären Hydrierung erfassen.

Im Vorläufer-Vorhaben RS1175 /SON 10/ sind bereits erste Materialeigenschaften anhand von ANL-Ringdruck-Tests ermittelt worden. Zu deren Bestimmung wurde ein Auswerte-Algorithmus entwickelt, der es gestattet, Festigkeitseigenschaften anhand der bei ANL gemessenen Kraft-Verformungskurven zu ermitteln.

Über das Bestehende hinaus sind in diesem Vorhaben weitere Messdaten der ANL-Tests ausgewertet worden, so dass nunmehr auch für den Hüllrohrtyp ZIRLO diese Materialeigenschaften vorliegen. Zusätzlich zu den ANL-Ringdruck-Tests wurden auch Versuche am KIT, die Probekörper mit unterschiedlichen Wasserstoffkonzentrationen verwendeten, berücksichtigt. Damit ist erstmals die Wirkung einer sekundären Hydrierung auf Festigkeitseigenschaften des Hüllrohrs quantifizierbar. Im Ergebnis dieser Untersuchung können materialspezifische Festigkeitsgrenzwerte für gedehnte, geborstene, oxydierte und hydrierte Hüllrohre bestimmt werden.

Die Kenntnis dieser Materialeigenschaften steht in unmittelbarem Zusammenhang mit den Brennstab-Bündel-Untersuchungen, die im KIT seit 2010 durchgeführt werden. Die Brennstab-Bündel-Untersuchungen haben zum Ziel, den für deutsche Reaktoranlagen

repräsentativen Zustand der Brennstab-Hülle bei einsetzender Wiederbenetzung, also beim Quenchen, zu bestimmen.

Im Rahmen dieses Vorhabens ist der erste Bündelversuch QUENCH-L0 mit dem Thermohydraulik-Rechenprogramm ATHLET analysiert worden. Schwerpunkt der Analyse ist dabei die Hüllrohr-Temperatur während der LOCA-Transiente im Umfeld der Brennstab-Berst-Öffnung. Mit dieser Kenntnis wird die Voraussetzung geschaffen, die sekundäre Hydrierung in diesem Umfeld nachzuvollziehen und ggf. analytisch zu modellieren.

Im Rahmen des Vorhabens wurden auch detaillierte strukturmechanische Analysemodelle zur Simulation des Brennstabhüllrohrverhaltens unter LOCA-Belastungen entwickelt und entsprechende Berechnungen mit dem Finite-Elemente (FE) Rechenprogrammsystem ADINA /ADI 10/ durchgeführt. Ziel dieser Arbeiten ist es in Ergänzung zur vereinfachten Methodik TespaRod im Rahmen von FE-Berechnungen, wesentliche Phänomene, die bei der Integritätsbewertung von Hüllrohren eine Rolle spielen, insbesondere die Berücksichtigung des teilweise komplexen Spannungszustandes in Hüllrohren, die im Bereich der Grenztragfähigkeit belastet werden, zu berücksichtigen. Dabei steht neben der Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der elastoplastischen Werkstoffeigenschaften des Hüllrohrmaterials die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Kriecheigenschaften im Vordergrund.

In den nachfolgenden Kapiteln werden zunächst die Analysen zu den ANL-Ringdruck-Tests vorgestellt und im Anschluss daran die ATHLET-Nachrechnung zum KIT-QUENCH-L0-Test sowie ADINA-Analysen zu den Experimenten KIT-QUENCH-L0 und KIT-QUENCH -L1 vorgestellt.

2.2 Auswertung der ANL-und KIT-Ringdrucktests

In den letzten Jahren wurde eine große Anzahl von Ringdruckversuchen (RCT: ring compression test) am ANL durchgeführt und in der ADAMS Datenbank der NRC veröffentlicht, unter anderem in /BIL 08a/, /BIL 08b/, /YAN 04a/, /YAN 04b/, /YAN 04c/, /YAN 04d/, /YAN 04e/, /YAN 04f/, /YAN 04g/, /YAN 04h/, /YAN 08a/ und /YAN 08b/. Die Tests umfassten verschiedene Hüllrohrmaterialien zu unterschiedlichen Oxidations- und Hydrierungszuständen. Diese Zustände sind so gewählt, dass sie für den Kühlmittelverluststörfall repräsentativ sind.

Unter den getesteten Hüllrohrmaterialien befanden sich Zry-4 (teilweise mit reduziertem Zinnanteil), M5 und ZIRLO. Die Tests wurden mit Hüllrohrmaterialien durchgeführt, die entweder fabrikneu waren, mit Wasserstoff vorbehandelt worden waren oder von Brennstäben mit hohem Abbrand stammten.

Vor den Ringdrucktests wurde das Hüllrohrmaterial bei einer definierten Temperatur in einer Wasserdampf-Atmosphäre oxidiert. Die Oxidationstemperatur variierte dabei zwischen 1000 °C und 1200 °C.

Durch eine Variation der Oxidationsdauer wurden unterschiedliche Oxidationsgrade der Probekörper erreicht. Durch eine Messung der Gewichtszunahme des Hüllrohrmaterials wurde der so genannte ECR-Wert bestimmt.

Der Oxidationsgrad „Equivalent Cladding Reacted“ oder ECR-Wert ist dabei wie in /NRC 10/ definiert: Es wird angenommen, dass der gesamte Sauerstoff, der vom Hüllrohr absorbiert wird bzw. mit dem Hüllrohr reagiert, lokal zu stöchiometrischem Zirkonoxid (ZrO_2) reagiert. Dann ist der ECR-Wert der Prozentsatz der Hüllrohrwanddicke, die die dafür notwendige Zirkonmenge enthält.

In Abb. 2.2-1 ist die Schichtstruktur von oxidierten Hüllrohren dargestellt. Das Hüllrohr wurde dabei sowohl an der äußeren als auch der inneren Oberfläche oxidiert. Beide Oberflächen wurden dabei von einer Oxidschicht (ZrO_2 -Schicht) bedeckt. Unterhalb der ZrO_2 -Schicht befanden sich die so genannten sauerstoff-stabilisierten- α -Schichten (O- α -Schichten). O- α -Schichten sind spröde und tragen nicht zur Restdehnbarkeit des Hüllrohrs bei Ringdruckversuchen bei.

Die so genannte prior- β -Schicht in der Mitte der Hüllrohrwand bestand aus Zirkon (Zr), das während der Hochtemperaturtransiente einen Phasenübergang von α -Zr zu β -Zr und zurück nach α -Zr erfahren hatte. Während des Oxidationsvorgangs diffundierte dabei eine bestimmte Menge Sauerstoff in diese Schicht, welche bei der Ermittlung der mechanischen Eigenschaften dieser Schicht zu berücksichtigen war.

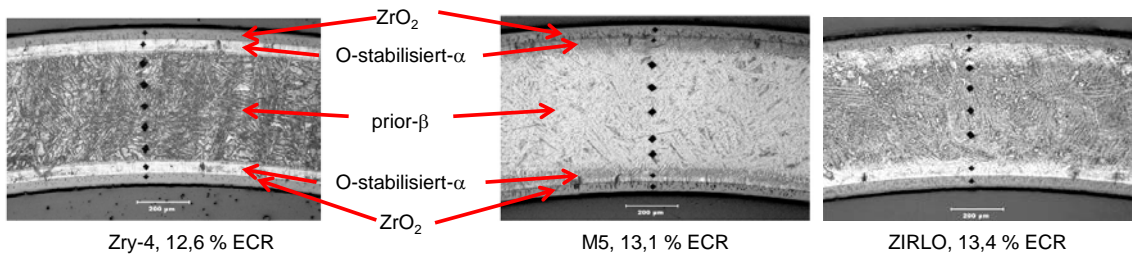


Abb. 2.2-1 Schichtstruktur von oxidiertem Zry-4, M5 und ZIRLO /BIL 08a/

Am KIT wurden ebenfalls verschiedene Ringdruckversuche von fabrikneuem Hüllrohrmaterial aus Zirkaloy-4 durchgeführt /STU 10/, /STU 11/.

Abb. 2.2-2 zeigt schematisch den experimentellen Aufbau der Ringdruckversuche. Eine bewegliche Platte drückt dabei von oben auf den zu testenden Ring. Die Versuche sind so gestaltet, dass die Verschiebung der Platte Δl linear mit konstanter Rate zunimmt. Sowohl Δl als auch die Kraft (bzw. Last) P werden dabei gemessen. Das Ergebnis des Ringdruckversuchs ist daher eine Lastverformungskurve (P - Δl -Kurve).

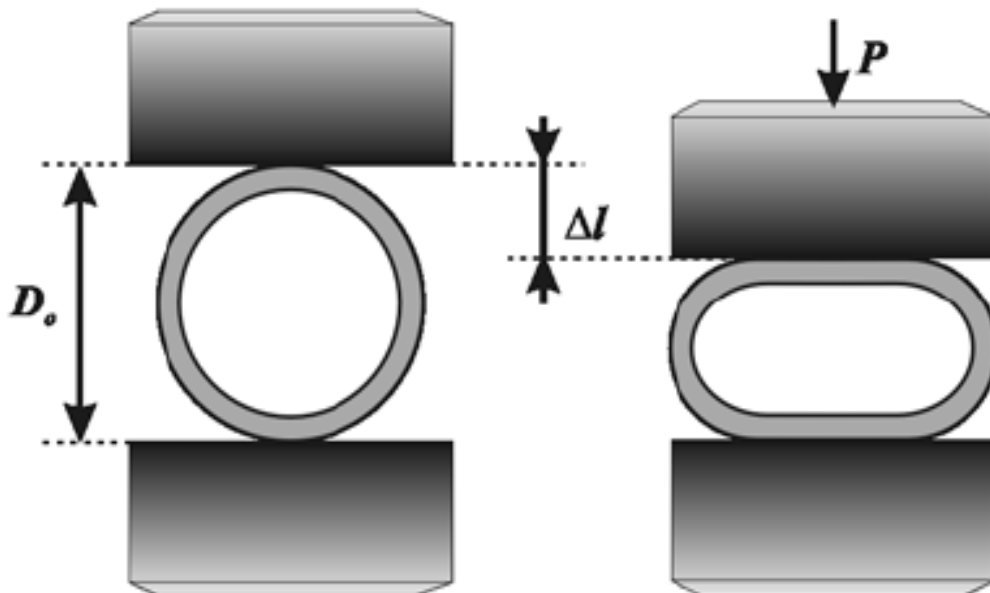


Abb. 2.2-2 Prinzipieller experimenteller Aufbau der Ringdruckversuche.

Für die Nachrechnung der Lastverformungskurven mit Hilfe von FE-Simulationen wurden die in Tab. 2.2-1 aufgeführten Versuche ausgewählt. Es handelt sich hierbei um Versuche mit fabrikneuen Hüllrohren sowie mit Hüllrohren von in Reaktoren verwendeten Brennstäben.

Die Hüllrohr-Probekörper der ANL-Versuche wurden zuerst oxidiert, dann langsam auf 800 °C abgekühlt und dann mit kaltem Wasser abgeschreckt. Die daran anschließenden Ringdrucktests wurden entweder bei Raumtemperatur bzw. bei 135 °C durchgeführt.

Teilweise wurden die Hüllrohre vor der Hochtemperaturoxidation bzw. dem Ringdrucktest mit Wasserstoff beladen. Der Wasserstoffgehalt im Hüllrohr wurde mit der LECO-Messapparatur ermittelt.

Bei den Tests mit „Zry-4 HBR“ handelt es sich um Ringdruckversuche mit Zirkaloy-4 mit reduziertem Zinnanteil /YAN 04d/. Der Name leitete sich aus dem Kernkraftwerk ab, in dem diese Art von Hüllrohrmaterial u. a. eingesetzt wurde: „H. B. Robinson PWR“.

Bei den Tests am KIT wurde das Hüllrohr nicht bei hohen Temperaturen oxidiert. Stattdessen wurde das Material so mit Wasserstoff behandelt, dass sich eine bestimmte Konzentration im Hüllrohr einstellte. Die Temperatur, bei der diese Hydrierung stattfand, ist in Tab. 2.2-1 mit T_H bezeichnet und das Material mit „Zry-4 KIT“. Um die gleichen ADINA Modelle für die Simulationen verwenden zu können wie für restlichen Versuche, wurde ein ECR-Wert von 0,1 % angenommen.

Ein Teil der untersuchten Hüllrohre stammte von Brennstäben, die vor den Ringdrucktests in Reaktoren verwendet worden waren. Diese sind an Korrosionsschichtdicken größer Null zu erkennen.

Für alle untersuchten Hüllrohrproben wird in Tab. 2.2-1 der Oxidationsgrad, die Oxidations- bzw. Hydrierungstemperatur, die Ringdrucktest-Temperatur, der Wasserstoffgehalt, die Ringgeometrie (Dicke und Länge in Axialrichtung), die Korrosionsschichtdicke und Referenz für den Versuch angegeben.

Tab. 2.2-1 Randbedingungen der simulierten Ringdruckversuche (Oxidationsgrad ECR, Oxidations- T_{ox} bzw. Hydrierungstemperatur T_H , Ringdrucktest-Temperatur T_{RCT} , Wasserstoffgehalt H, Ringgeometrie (Dicke und Länge), Korrosionsschichtdicke und Quellenangabe)

Material	ECR (%)	T_{ox} / T_H (°C)	T_{RCT} (°C)	H (ppm)	Dicke (m)	Korrosion (m)	Länge (m)	Quelle
M5	4,3	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	7,5	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	10,6	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	11,6	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	12,4	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	13,4	1000	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	4,7	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	9,2	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	13,9	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	16,2	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	19,2	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	20,6	1100	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04e/
M5	4	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	9,1	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	13,1	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	13,8	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	15,7	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	18,8	1200	25	0	6,10E-04	0	8,00E-03	/YAN 04f/
M5	9,1	1200	135	0	6,10E-04	0	8,13E-03	/YAN 04h/
M5	13,8	1200	135	0	6,10E-04	0	8,57E-03	/YAN 04h/
M5	15,7	1200	135	0	6,10E-04	0	7,94E-03	/YAN 04h/
M5	15,1	1200	135	140	5,54E-04	1,20E-05	7,70E-03	/YAN 08a/
M5	15,1	1200	135	140	5,54E-04	1,20E-05	7,40E-03	/YAN 08a/
M5	15,1	1200	135	140	5,54E-04	1,20E-05	6,10E-03	/YAN 08a/
M5	16,1	1200	135	140	5,54E-04	1,20E-05	8,00E-03	/YAN 08a/
M5	16,1	1200	135	140	5,54E-04	1,20E-05	8,00E-03	/YAN 08a/
ZIRLO	5,8	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	10,5	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	13,8	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	16,6	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	18	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	5,9	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	10,9	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	16,1	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/

Material	ECR (%)	T _{ox} /T _H (°C)	T _{RCT} (°C)	H (ppm)	Dicke (m)	Korrosion (m)	Länge (m)	Quelle
ZIRLO	17,9	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	21,1	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
ZIRLO	4,8	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	10,3	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	13,4	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	15,8	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	17,8	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	22,3	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
ZIRLO	10,3	1200	135	0	5,70E-04	0	4,62E-03	/YAN 04g/
ZIRLO	15,8	1200	135	0	5,70E-04	0	4,90E-03	/YAN 04g/
ZIRLO	17,8	1200	135	0	5,70E-04	0	5,05E-03	/YAN 04g/
ZIRLO	8	1200	135	300	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	8	1200	135	300	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	8	1200	135	300	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	10	1200	135	300	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	10	1200	135	300	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	8	1200	135	340	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	8	1200	135	340	5,51E-04	2,60E-05	8,00E-03	/YAN 09/
ZIRLO	5,1	1200	135	420	5,40E-04	4,30E-05	7,40E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	5,1	1200	135	420	5,40E-04	4,30E-05	7,20E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	5,1	1200	135	420	5,40E-04	4,30E-05	5,50E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	6,3	1200	135	510	5,40E-04	4,30E-05	8,00E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	6,3	1200	135	510	5,40E-04	4,30E-05	8,00E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	4	1200	135	540	5,40E-04	4,30E-05	8,00E-03	/YAN 08b/
ZIRLO	4	1200	135	540	5,40E-04	4,30E-05	8,00E-03	/YAN 08b/
Zry-4	6,0	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	11,1	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	16,9	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	19,2	1000	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	6,2	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	10,9	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	16,3	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	18,0	1100	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04a/
Zry-4	5,5	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
Zry-4	5,5	1200	25	0	5,70E-04	0	5,10E-03	/YAN 04b/
Zry-4	8,2	1200	25	0	5,70E-04	0	6,91E-03	/YAN 04b/
Zry-4	12,8	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
Zry-4	18,0	1200	25	0	5,70E-04	0	8,00E-03	/YAN 04b/
Zry-4	11,9	1200	25	0	5,70E-04	0	8,55E-03	/YAN 04c/

Material	ECR (%)	T _{ox} /T _H (°C)	T _{RCT} (°C)	H (ppm)	Dicke (m)	Korrosion (m)	Länge (m)	Quelle
Zry-4	14,6	1200	25	0	5,70E-04	0	8,65E-03	/YAN 04c/
Zry-4	18,1	1200	25	0	5,70E-04	0	8,52E-03	/YAN 04c/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	0	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 11/
Zry-4 KIT	0,1	900	25	400	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	680	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	681	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	700	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 11/
Zry-4 KIT	0,1	800	25	800	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	800	25	900	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 11/
Zry-4 KIT	0,1	900	25	1200	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	800	25	1600	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	900	25	1700	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	1800	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	1800	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	2500	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	2500	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	2700	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	800	25	2800	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	4800	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4 KIT	0,1	700	25	5400	7,25E-04	0	1,00E-02	/STU 10/
Zry-4	11,9	1200	135	0	5,70E-04	0	7,95E-03	/YAN 04c/
Zry-4	11,9	1200	135	0	5,70E-04	0	8,70E-03	/YAN 04c/
Zry-4	14,6	1200	135	0	5,70E-04	0	7,83E-03	/YAN 04c/
Zry-4	18,1	1200	135	0	5,70E-04	0	8,75E-03	/YAN 04c/
Zry-4	7,5	1200	135	740	7,02E-04	9,50E-05	8,00E-03	/BIL 08b/
Zry-4 HBR	13,7	1176	25	0	7,60E-04	0	7,90E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	13,7	1176	25	0	7,60E-04	0	8,93E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	12,8	1188	25	0	7,60E-04	0	8,00E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	6,1	1200	25	0	7,60E-04	0	7,75E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	8,0	1200	25	0	7,60E-04	0	7,87E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	8,0	1200	25	0	7,60E-04	0	9,05E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	10,6	1200	25	0	7,60E-04	0	8,00E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	13,9	1200	25	0	7,60E-04	0	7,71E-03	/YAN 04d/
Zry-4 HBR	17,8	1200	25	0	7,60E-04	0	8,06E-03	/YAN 04d/

2.2.1 Vorgehensweise zur Bestimmung von Materialeigenschaften für Hüllrohrwerkstoffe

In /GRS 13/ wurde das Modell für die Materialeigenschaften und seine Ableitung aus Ringdruckversuchen vorgestellt. Es beschreibt die Änderung der Materialeigenschaften während der Aufheizphase und besteht aus zwei Teilmodellen. Diese sind ein Modell für die Oxidation und ein weiteres Modell für die mechanischen Eigenschaften.

Das Oxidationsmodell beschreibt die Größe der verschiedenen Schichten mit unterschiedlichen Materialeigenschaften, die während der Oxidation des Hüllrohrmaterials entstehen. Außerdem wird mit diesem Oxidationsmodell der Sauerstoffgehalt am Ende des Oxidationsprozesses in den verschiedenen Materialschichten bestimmt.

Mit Hilfe des Modells für die mechanischen Eigenschaften können dann auf der Basis der lokalen Sauerstoffkonzentration die lokalen mechanischen Eigenschaften wie das Elastizitätsmodul E , die Fließspannung σ_{Yield} , der Verfestigungsexponent n und die Bruchspannung σ_{Burst} ermittelt werden.

Die Ermittlung der Bruchspannung σ_{Burst} erfolgt anhand von Analysen mittels Finite-Element-Methode der gemessenen Last-Verformungskurven. Für die Bruchspannung konnte keine geeignete Korrelation aus der Literatur übernommen werden, da insbesondere zur Abhängigkeit vom Oxidationsgrad widersprüchliche Angaben gemacht werden.

Zusätzlich zum Oxidationsgrad ist die Wasserstoffkonzentration innerhalb des Hüllrohrmaterials von Bedeutung. Ein Teil des Wasserstoffs stammt dabei von der betrieblichen Oxidation des Hüllrohrs, ein Teil von der Hochtemperaturoxidation. Die Berechnung der Wasserstoffkonzentration ist nicht Bestandteil dieser Untersuchung. Die verwendeten Werte stammen aus Messungen.

Die Materialdaten von Zry-4 sind öffentlich zugänglich und werden laufend erweitert. Sowohl die mechanischen Eigenschaften /MAT 03/, /MAN 07/, /FRA 05/ als auch die Oxidationskinetik /BAK 62/, /CAT 77/, /LEI 85/ sind bekannt.

Bei den Hüllrohrmaterialien M5 und ZIRLO sind die Materialeigenschaften nicht veröffentlicht. Deshalb wurde das Materialmodell für M5 (/SON 09/, /GRS 10/) und ZIRLO ausgehend vom Zry-4-Modell so angepasst, dass es mit den Versuchsdaten in Ein-

klung steht. Die Versuche mit ZIRLO können dabei ohne weitere Anpassungen mit dem Materialmodell von Zircaloy-4 gut beschrieben werden.

Mit Hilfe der hier vorgestellten Modelle für Hochtemperaturoxidation und Material-Festigkeit können die veröffentlichten Ergebnisse der Ringdruckversuche am ANL und am KIT für Zry-4, M5 und ZIRLO in Abhängigkeit vom ECR-Wert, der Wasserstoffkonzentration, der (effektiven) Oxidationstemperatur und der Temperatur, bei der das Hüllrohrmaterial einer mechanischen Belastung ausgesetzt werden, beschrieben werden.

Ausgewählte ANL-Ringdrucktests wurden mit der in /GRS 10/ beschriebenen Methodik mit Hilfe des FE-Programms ADINA /ADI 10/ simuliert. Dazu wurden die Probekörper unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen mit isoparametrischen zweidimensionalen Kontinuumsselementen. Auf Grund der zwei vorhandenen Symmetrieebenen reichte es, nur ein Viertel des Probekörpers zu modellieren (siehe Abb. 2.2-3). Weiterhin wurde für die Elemente ein ebener Dehnungszustand angenommen, d. h. das Modell hat senkrecht zur Darstellungsebene eine Länge von 1 mm, die sich während der Simulation des Ringdrucktests nicht ändert.

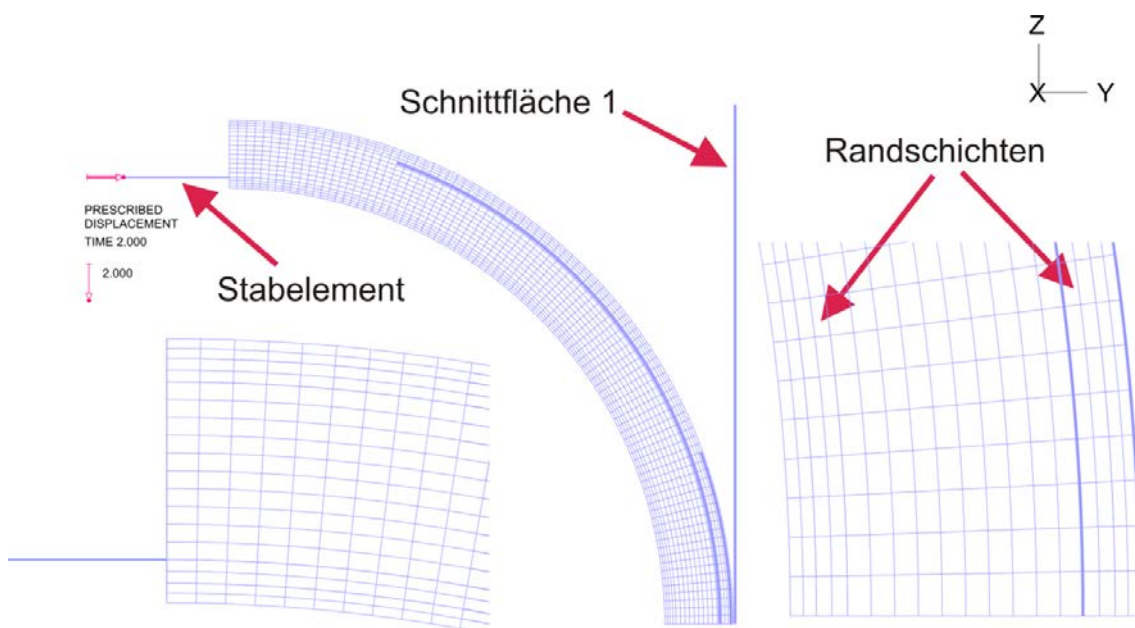


Abb. 2.2-3 Vernetzungsschema für die FE-Simulationen der Ringdrucktests (90°-Modell, ¼ des Probekörpers, aus /GRS 10/)

Die Belastungen in den Ringdrucktests wurden im Analysemodell durch vorgeschriebene Verformungen des freigeschnittenen Querschnitts über ein fiktives Stabelement (siehe Bereich der Lastaufbringung in Abb. 2.2-3) aufgebracht, wobei durch eine ent-

sprechende Verformungsrandbedingung alle Knoten der Schnittfläche 1 die gleiche Verschiebung in y-Richtung hatten. Die der Verformung entsprechende Kraft wurde an dem fiktiven Stabelement berechnet und gemessenen Daten gegenübergestellt. Für diesen Vergleich wurden aus Symmetriegründen die auf das Analysemodell aufgebrachten Verformungen und die berechneten Kräfte mit dem Faktor 2 multipliziert. Weiterhin wurden die berechneten Kräfte mit einem Faktor multipliziert, der gleich der Länge des Probekörpers in Millimeter ist. Dies war nötig, da wie oben erwähnt, das 2D-Analysemodell eine Länge von 1 mm repräsentiert. Die Wirkung des Kraftstempels im Versuch wurde durch Kontaktelemente simuliert.

Die Randschichten (ZrO_2 -Schicht und O- α -Schicht) wurden mit konstanter Dicke entlang des Umfangs modelliert. Jeder Teil der Randschicht (ZrO_2 -Schicht und O- α -Schicht) wurde durch jeweils ein Element in radialer Richtung repräsentiert. Die innere und äußere Randschicht beinhalteten damit jeweils zwei Elemente. Die lasttragende prior- β -Schicht in der Mitte wurde durch zehn Elemente approximiert. In Umfangsrichtung wurde jede radiale Elementschicht durch 90 Elemente repräsentiert. Somit enthielt das $\frac{1}{4}$ -Modell des Probekörpers 1260 2D-Kontinuumselemente mit insgesamt 3989 Knoten.

Für alle Materialien (Zry-4, M5, ZIRLO) wurde für die Dicken der Randschichten das oben beschriebene Modell auf Basis der Leistikow-Korrelationen als Schätzwert verwendet. Es stellte sich dann während der Simulationen heraus, dass die Dicken der ZrO_2 -Schicht und O- α -Schicht für M5 angepasst werden mussten.

Es wurde bei der Modellierung der Randschichten angenommen, dass diese unter Zug- bzw. Druckbelastung unterschiedliches Materialverhalten zeigen. Deshalb wurden die Randschichten in unterschiedliche Bereiche aufgeteilt. Für Bereiche, in denen Zugspannungen zu erwarten sind, wurde ein Materialmodell mit vorgegebener Bruchdehnung ausgewählt. Für Bereiche mit zu erwartender Druckspannung wurde keine Bruchdehnung vorgegeben, so dass das Material in diesen Bereichen nicht versagt. Für sehr große Verformungen des Rings führte dies zu einem unrealistischen Verhalten des Ringdrucktestmodells. Allerdings war dies nicht relevant, da die Simulationen nur bis zu der Verformung ausgewertet wurden, bei der im Experiment, z. B. durch Rissbildung, der erste sprunghafte Abfall in der Lastverformungskurve auftrat. Dieser Punkt diente dann zur Bestimmung der Bruchspannung (siehe Abschnitt 2.2.2).

Beispielhaft sind im Folgenden ausgewählte Ergebnisse einer Simulation eines Ringdrucktests zusammengestellt. Abb. 2.2-4 zeigt verschiedene vorgeschriebene Verformungen eines Rohres, das vor dem Versuch einen Außendurchmesser von 9,5 mm und eine Wandstärke von 0,57 mm hatte, für verschiedene vorgeschriebene Verformungen. Weiterhin wurde jeweils die Verteilung der Mises-Vergleichsspannung

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \quad (2.2-1)$$

mit den Hauptspannungen σ_I , σ_{II} und σ_{III} dargestellt. Die Maximalwerte der Vergleichsspannung wurden nahe der Innenoberfläche des Rohres an der 3 Uhr Position erreicht, wobei dieser Bereich unter Zugbeanspruchung lag und somit bei Erreichen der Bruchspannung Rissbildung erwartet wurde.

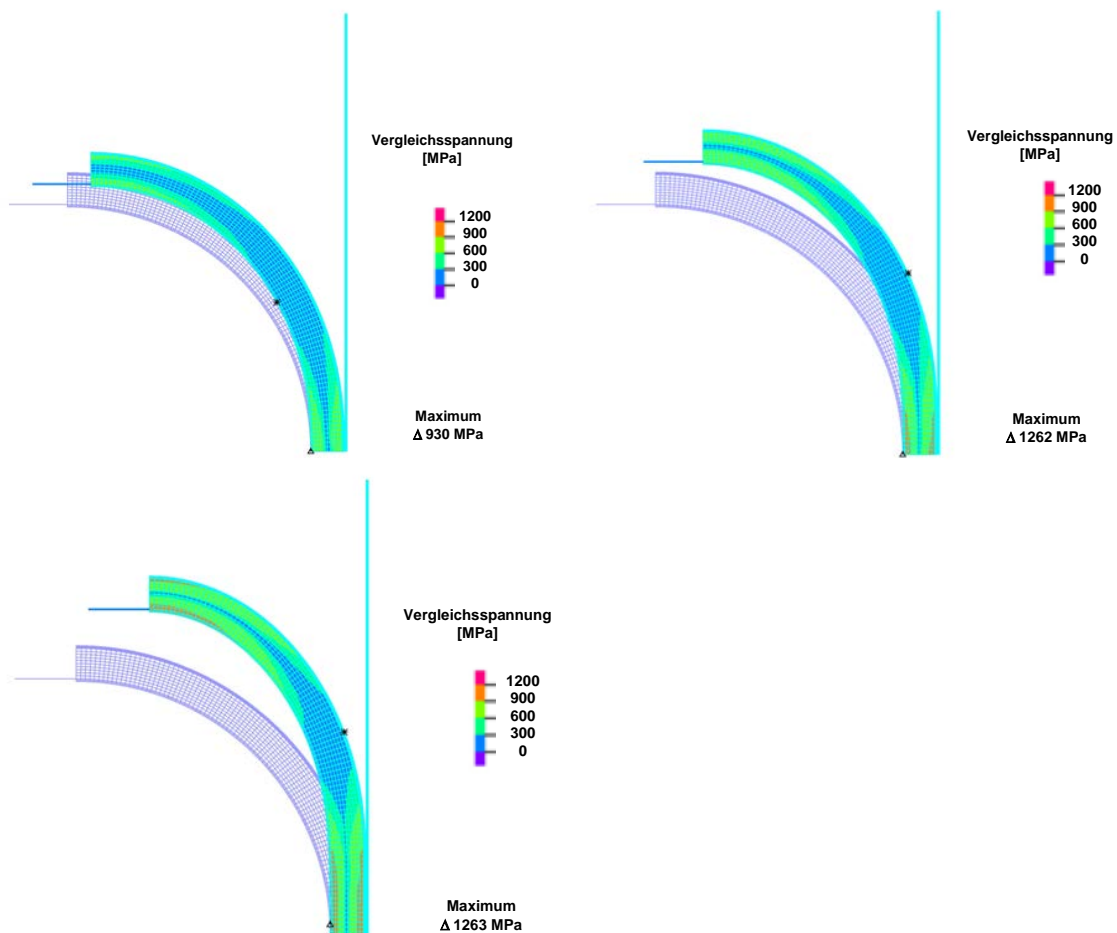


Abb. 2.2-4 Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,4 mm (oben links), 0,8 mm (oben rechts) und 1,2 mm (unten links) vorgeschriebener Verformung (aus /GRS 10/)

2.2.2 Bestimmung der Bruchspannungen für das Hüllrohrmaterial

Auf Basis einer guten Übereinstimmung der Lastverformungskurve aus einer ADINA Simulation mit den Messdaten sowohl im elastischen wie auch im plastischen Bereich konnte das erste Auftreten eines sprunghaften Lastabfalls in den Messdaten, etwa durch Rissbildung, zur Abschätzung der Bruchspannung herangezogen werden.

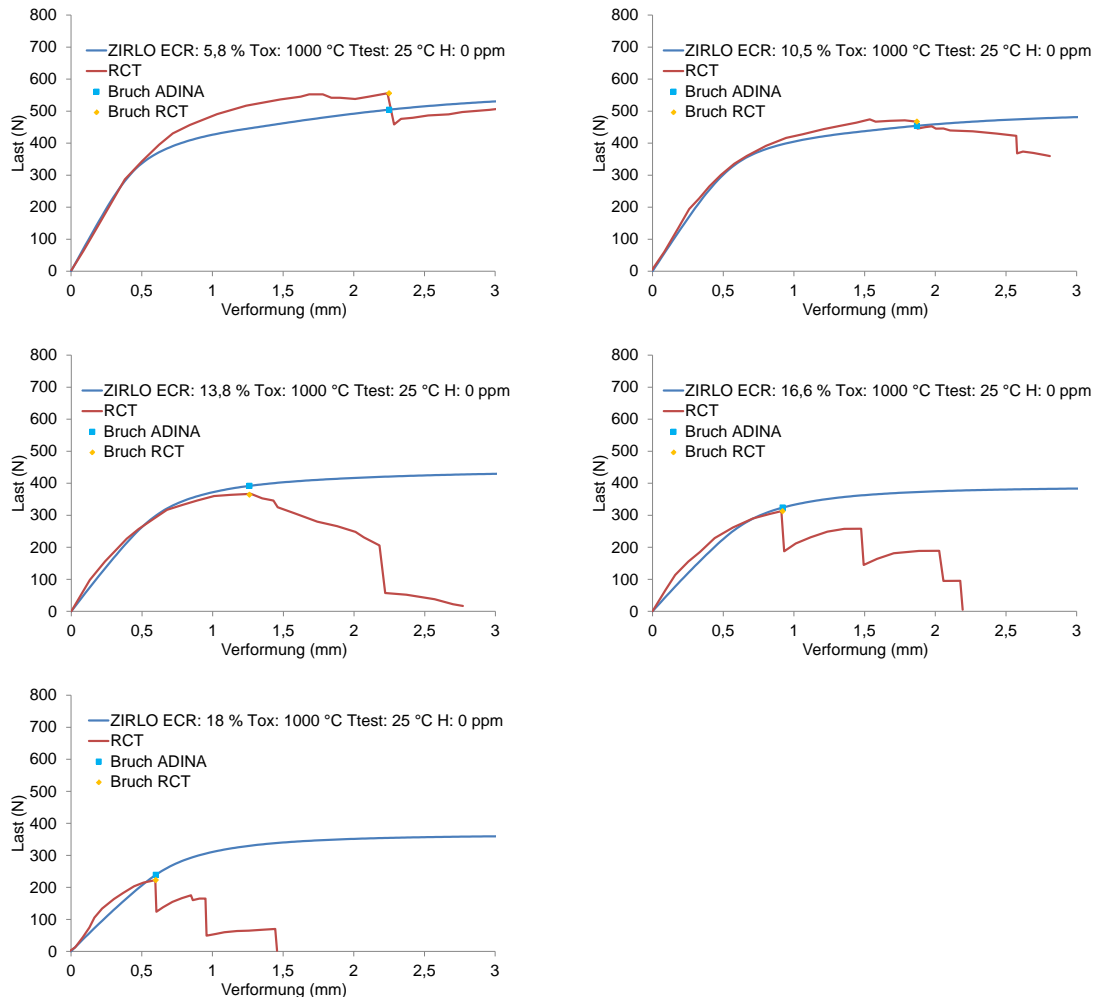


Abb. 2.2-5 Vergleich zwischen experimentellen Lastverformungskurve und ADINA Simulation für ZIRLO, oxidiert bei 1000 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Test bei Raumtemperatur

Dazu war es notwendig, die ADINA Vorhersage für die Verformung zu bestimmen, bei der der erste sprunghafte Lastabfall im Experiment aufgetreten war. Es war dann der FE-Knoten in der lastabtragenden prior- β -Schicht zu identifizieren, der die größte wahre innere Vergleichsspannung besaß. Die in dem so identifizierten FE-Knoten auftretende Vergleichsspannung wurde dann als Schätzwert für die Bruchspannung interpretiert.

tiert. Es zeigte sich, dass die maximale innere Vergleichsspannung immer auf der Innenseite des Rings unter dem Druckstempel auftrat (siehe Abb. 2.2-4).

Exemplarisch werden in Abb. 2.2-5 die ADINA-Analysen zum Hüllrohr-Material ZIRLO bei 1000 °C Oxidationstemperatur vorgestellt. Der Vergleich aller anderen Versuchsdaten mit dem jeweiligen Experiment ist in /GRS 13/ enthalten.

Die Auswertung von Ringdruck-Tests mit Wasserstoff-beladenen Hüllrohr-Proben zeigt, dass eine Duktilität mit zunehmendem Wasserstoff-Gehalt abnimmt. Somit stellt sich die Frage, ob eine hinreichende Restfestigkeit im Hüllrohr trotz einer Wasserstoff-Beladung noch ausreichend sein kann, um dennoch die Spannungen, die durch den Thermoschock hervorgerufen werden, abtragen zu können. Es ist das Ziel der nachfolgenden Analysen, diese Restfestigkeit als Bruchspannung im Verhältnis zur Spannung an der Fließgrenze zu korrelieren.

Dieser Bezug auf die Fließgrenze ist zweckmäßig, weil dadurch der Übergang von duktilem zu sprödem Verhalten durch das Verhältnis $R=1$ kenntlich wird. Das Verhältnis (2.2-2) aus Bruchspannung zu Fließspannung wird im Folgenden als Spannungsverhältnis R bezeichnet.

$$R = \frac{\sigma_{Burst}}{\sigma_{Yield}} \quad (2.2-2)$$

Zur Ableitung des Spannungsverhältnisses standen zwei unabhängige Datensätze zur Verfügung, die Ringdrucktests am ANL bzw. am KIT. Diese unterschieden sich wesentlich bezüglich des untersuchten Parameterraums. Während bei allen ANL-Versuchen die Brennstabhüllen vor den Ringdruckversuchen eine Hochtemperaturoxidation durchlaufen hatten (und teilweise zusätzlich eine erhöhte Wasserstoffkonzentration enthielten), war dies für die KIT-Versuche nicht der Fall. Diese waren bis auf eine Ausnahme bei Temperaturen zwischen 700 °C und 900 °C mit Wasserstoff beladen worden, waren aber nicht oxidiert worden. Die Ableitung eines Spannungsverhältnisses wurde deshalb auf Basis aller zur Verfügung stehenden Daten (ANL und KIT) durchgeführt. In /GRS 13/ wurde gezeigt, dass eine separate Auswertung nur der ANL-Versuche keine besseren, d. h. statistisch signifikanteren, Ergebnisse liefert als eine gemeinsame Auswertung.

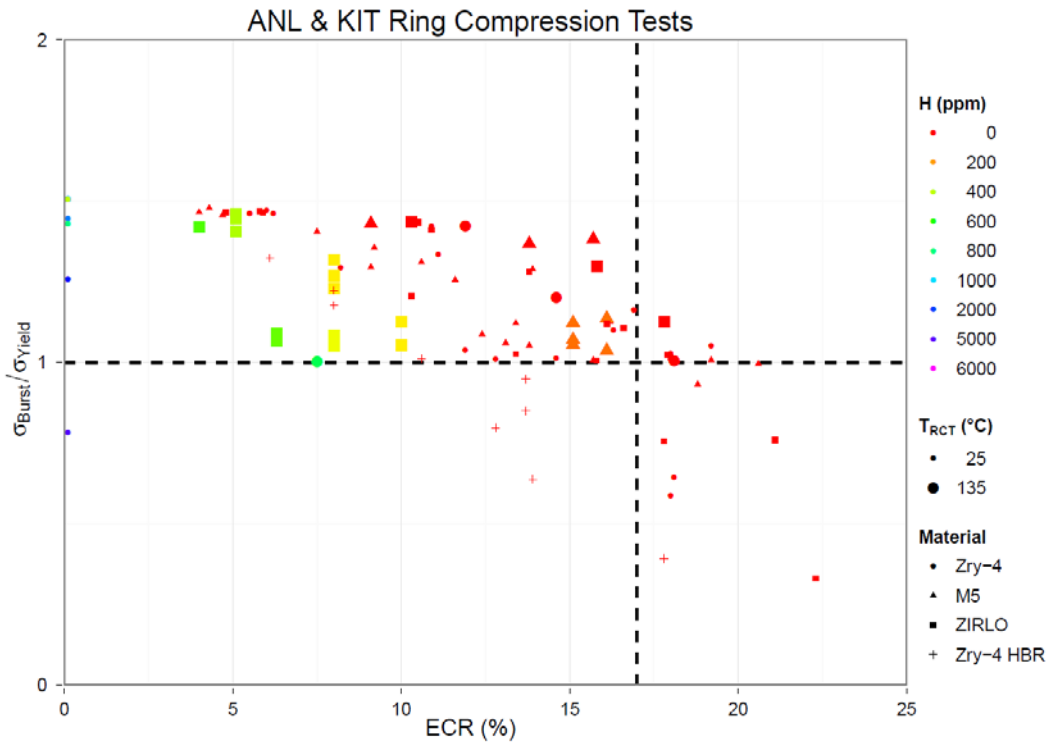


Abb. 2.2-6 Verhältnis Bruch- zu Fließspannung (Spannungsverhältnis) für alle ANL und KIT Versuche /GRS 13/

In Abb. 2.2-6 ist das Spannungsverhältnis für alle ausgewerteten Ringdruckversuche, sowohl vom ANL als auch vom KIT aufgetragen. Es wurde dabei Rückwärtseliminierung als statistische Analyse der möglichen Einflussgrößen auf das Spannungsverhältnis durchgeführt (siehe Abb. 2.2-7). Alle statistischen Auswertungen wurden mit dem Statistikprogramm R /RDC 11/ vorgenommen. Um die signifikanten Einflussgrößen zu ermitteln, wurde dabei gemäß /FAR 04/ eine Rückwärtseliminierung der möglichen Einflussgrößen durchgeführt. Zunächst wurde dabei eine lineare Regression durchgeführt, die auf einem Modell mit verschiedenen Einflussgrößen basierte. Anschließend wurden nacheinander alle Einflussgrößen aus dem Modell eliminiert und die Regression wiederholt, bis nur noch Einflussgrößen mit einem ausreichenden Vertrauensniveau übrig waren. Dieses Niveau wurde mit 95 % gewählt, so dass die Nullhypothese, dass die jeweilige Einflussgröße nicht zum Modell beitrug, eine maximale Wahrscheinlichkeit von 5 % besaß. Bei den berechneten Unsicherheitsbändern wurde davon ausgegangen, dass die Abweichungen der experimentellen Größen von den berechneten Korrelationen durch Normalverteilungen beschrieben werden konnten.

In Abb. 2.2-8 ist das Ergebnis der statistischen Analyse dargestellt. Die signifikanten (linearen) Einflussgrößen auf das Spannungsverhältnis sind der ECR-Wert, die Was-

serstoffkonzentration, das Produkt aus ECR-Wert und Wasserstoffkonzentration, die Testtemperatur sowie eine materialabhängige Korrektur der linearen Abhängigkeit vom ECR-Wert. Die materialabhängigen Korrekturen sind die relativen Korrekturen zu der Korrelation, die für Zry-4 ermittelt wurde.

```

Call:
lm(formula = Ratio ~ ECR:Material + TRCT + TRCT:Material + ECR *
  H * Material + I(ECR * H), data = alldata)

Residuals:
    Min       1Q   Median       3Q      Max
-0.36044 -0.06733  0.00320  0.07176  0.21963

Coefficients: (4 not defined because of singularities)
              Estimate Std. Error t value Pr(>|t|)
(Intercept)   1.586e+00  4.275e-02  37.106 < 2e-16 ***
TRCT          1.706e-03  6.080e-04   2.807  0.00614 **
ECR          -3.916e-02  3.529e-03 -11.097 < 2e-16 ***
H           -9.229e-05  1.829e-05  -5.046  2.33e-06 ***
MaterialM5    -3.797e-02  8.758e-02  -0.434  0.66561
MaterialZIRLO 2.007e-01  9.454e-02   2.123  0.03654 *
MaterialZry-4 HBR 1.875e-01  1.420e-01   1.320  0.19008
I (ECR * H)   -8.140e-05  2.442e-05  -3.334  0.00125 **
ECR:MaterialM5 6.906e-03  6.594e-03   1.047  0.29778
ECR:MaterialZIRLO -1.319e-02  6.476e-03  -2.037  0.04463 *
ECR:MaterialZry-4 HBR -3.723e-02  1.177e-02  -3.163  0.00213 **
MaterialM5:TRCT 2.198e-04  9.064e-04   0.242  0.80895
MaterialZIRLO:TRCT 4.029e-04  8.962e-04   0.450  0.65412
MaterialZry-4 HBR:TRCT NA          NA          NA          NA
ECR:H          NA          NA          NA          NA
MaterialM5:H   -5.497e-03  1.199e-02  -0.458  0.64773
MaterialZIRLO:H -1.351e-04  3.028e-04  -0.446  0.65660
MaterialZry-4 HBR:H NA          NA          NA          NA
ECR:MaterialM5:H 3.387e-04  7.733e-04   0.438  0.66241
ECR:MaterialZIRLO:H -6.801e-05  5.229e-05  -1.301  0.19665
ECR:MaterialZry-4 HBR:H NA          NA          NA          NA
---
Signif. codes:  0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1

Residual standard error: 0.1184 on 90 degrees of freedom
Multiple R-squared:  0.8207,    Adjusted R-squared:  0.7889
F-statistic: 25.76 on 16 and 90 DF,  p-value: < 2.2e-16

```

Abb. 2.2-7 Statistische Analyse der Einflussfaktoren Material, ECR, Wasserstoffkonzentration und Testtemperatur und Kombinationen davon auf das Spannungsverhältnis (statistisch nicht signifikante Einflussgrößen in Orange)

Im Detail konnten folgende Effekte der verschiedenen Einflussgrößen auf das Spannungsverhältnis gemäß Gleichung (2.2-3) ermittelt werden:

$$R = \frac{\sigma_{burst}}{\sigma_{yield}} = a_0 + \left(a_{ECR} + a_{H,ECR}c(H) \right) ECR + a_T T + a_H c(H) \quad (2.2-3)$$

a_0 : Bei einer Wasserstoffkonzentration von 0 ppm, einem ECR-Wert von 0 % und einer fiktiven Testtemperatur von 0 °C wurde das Spannungsverhältnis mit etwa 1,6 bestimmt. Dies gilt für alle Materialien.

a_T : Eine Erhöhung der Testtemperatur um 100 K führt zu einer Erhöhung des Spannungsverhältnisses um ca. 0,2. Referenzwert ist 0 °C. Dies gilt für alle Materialien (siehe z. B. Abb. 2.2-9 für Zry-4)

$a_{ECR}(Zry - 4, ZIRLO)$: Eine Erhöhung des ECR-Werts um 10 % führt zu einer Verringerung des Spannungsverhältnisses um etwa 0,41 für Zry-4 und auch für ZIRLO (siehe Abb. 2.2-10).

$a_{ECR}(M5)$: Eine Erhöhung des ECR-Werts um 10 % führt zu einer Verringerung des Spannungsverhältnisses um ca. 0,36 für M5 (siehe Abb. 2.2-10).

$a_{ECR}(Zry - 4 HBR)$: Eine Erhöhung des ECR-Werts um 10 % führt zu einer Verringerung des Spannungsverhältnisses um ca. 0,64 für Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil (siehe Abb. 2.2-10).

$a_{H,ECR}$: Eine Erhöhung der Wasserstoffkonzentration um 1000 ppm führt zu einer Reduktion des Spannungsverhältnisses von ca. 0,1 unabhängig vom ECR-Wert (siehe Abb. 2.2-11). Außerdem wird das Spannungsverhältnis um den Betrag des Produkts aus Wasserstoffgehalt (in ppm), ECR-Wert (in %) und $1,075E-4$ reduziert. Dies ist unabhängig vom Material (siehe Abb. 2.2-12).

Die Regressionsparameter sind in Tab. 2.2-2 zusammengefasst.

Tab. 2.2-2 Regressionsparameter für die Korrelation des Spannungsverhältnisses.

Regressionsparameter	Gemeinsame Auswertung von ANL- und KIT-Daten
a_0 (-)	1,61
a_T (1/°C)	1,84E-03
a_{ECR} (1/%) für Zry-4 und ZIRLO	-4,11E-02
a_{ECR} (1/%) für M5	-3,59E-02
$a_{H,ECR}$ (1/(% ppm))	-1,08E-04
a_H (1/ppm)	-9,93E-05

```

Call:
lm(formula = Ratio ~ ECR:Material + TRCT + ECR + H + I(ECR *
  H), data = alldata)

Residuals:
    Min       1Q   Median       3Q      Max
-0.41150 -0.07143  0.01072  0.07177  0.21264

Coefficients:
              Estimate Std. Error t value Pr(>|t|)
(Intercept)  1.611e+00  3.239e-02  49.738 < 2e-16 ***
TRCT         1.843e-03  3.536e-04   5.211 1.03e-06 ***
ECR         -4.110e-02  2.883e-03 -14.256 < 2e-16 ***
H           -9.934e-05  1.616e-05  -6.148 1.66e-08 ***
I (ECR * H) -1.075e-04  1.645e-05  -6.534 2.79e-09 ***
ECR:MaterialM5  5.229e-03  2.626e-03   1.991 0.0492 *
ECR:MaterialZIRLO  2.312e-05  2.639e-03   0.009 0.9930
ECR:MaterialZry-4 HBR -2.272e-02  3.878e-03  -5.859 6.11e-08 ***
---
Signif. codes:  0 '***' 0.001 '**' 0.01 '*' 0.05 '.' 0.1 ' ' 1

Residual standard error: 0.1197 on 99 degrees of freedom
Multiple R-squared:  0.7985,    Adjusted R-squared:  0.7842
F-statistic: 56.04 on 7 and 99 DF,  p-value: < 2.2e-16

```

Abb. 2.2-8 Statistische Analyse der Einflussfaktoren Material, ECR, Wasserstoffkonzentration und Testtemperatur und Kombinationen davon auf das Spannungsverhältnis

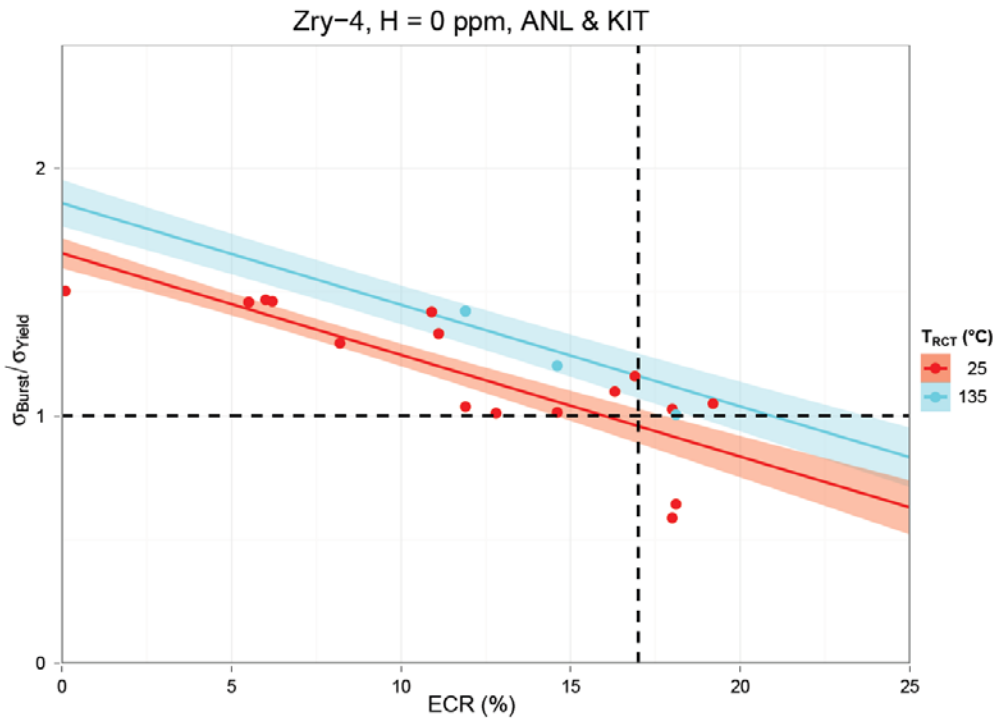


Abb. 2.2-9 Einfluss der Testtemperatur auf das Spannungsverhältnis /GRS 13/

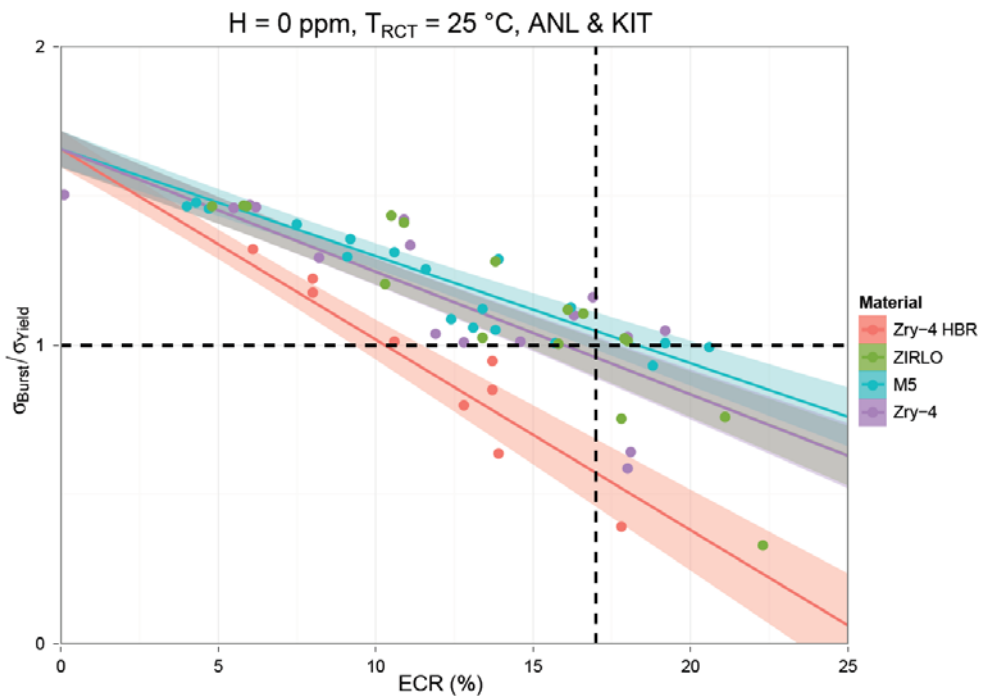


Abb. 2.2-10 Einfluss des Hüllrohrmaterials auf das Spannungsverhältnis (die Linien und Unsicherheitsbänder von Zry-4 und ZIRLO liegen übereinander) /GRS 13/

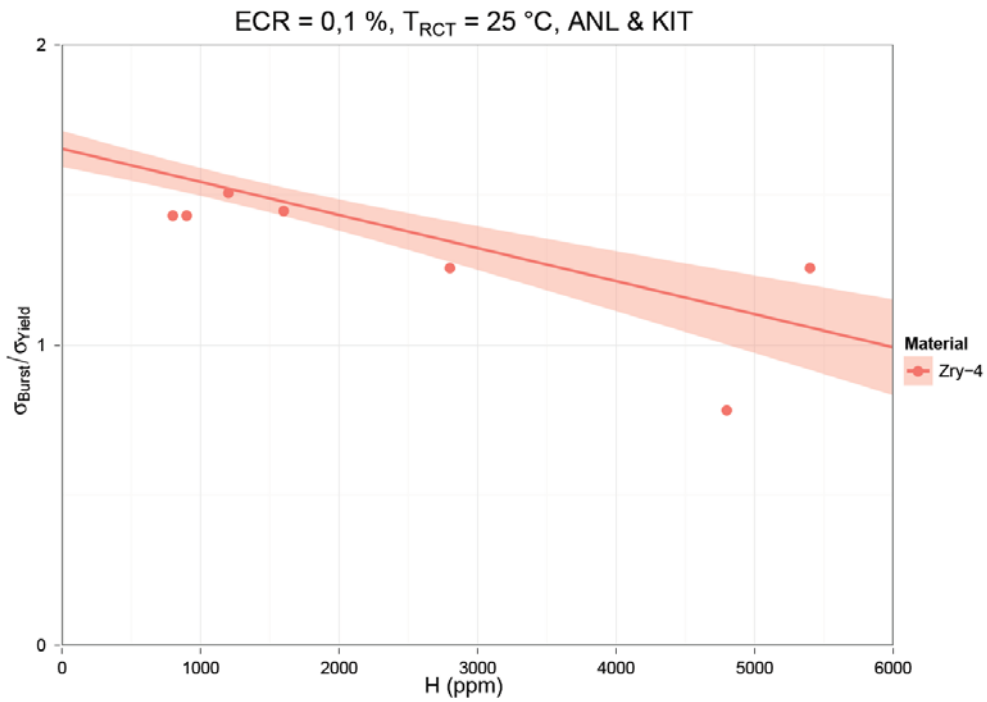


Abb. 2.2-11 Einfluss der Wasserstoffkonzentration auf das Spannungsverhältnis
(Ringdrucktests ohne erkennbaren Bruch sind nicht dargestellt)
/GRS 13/

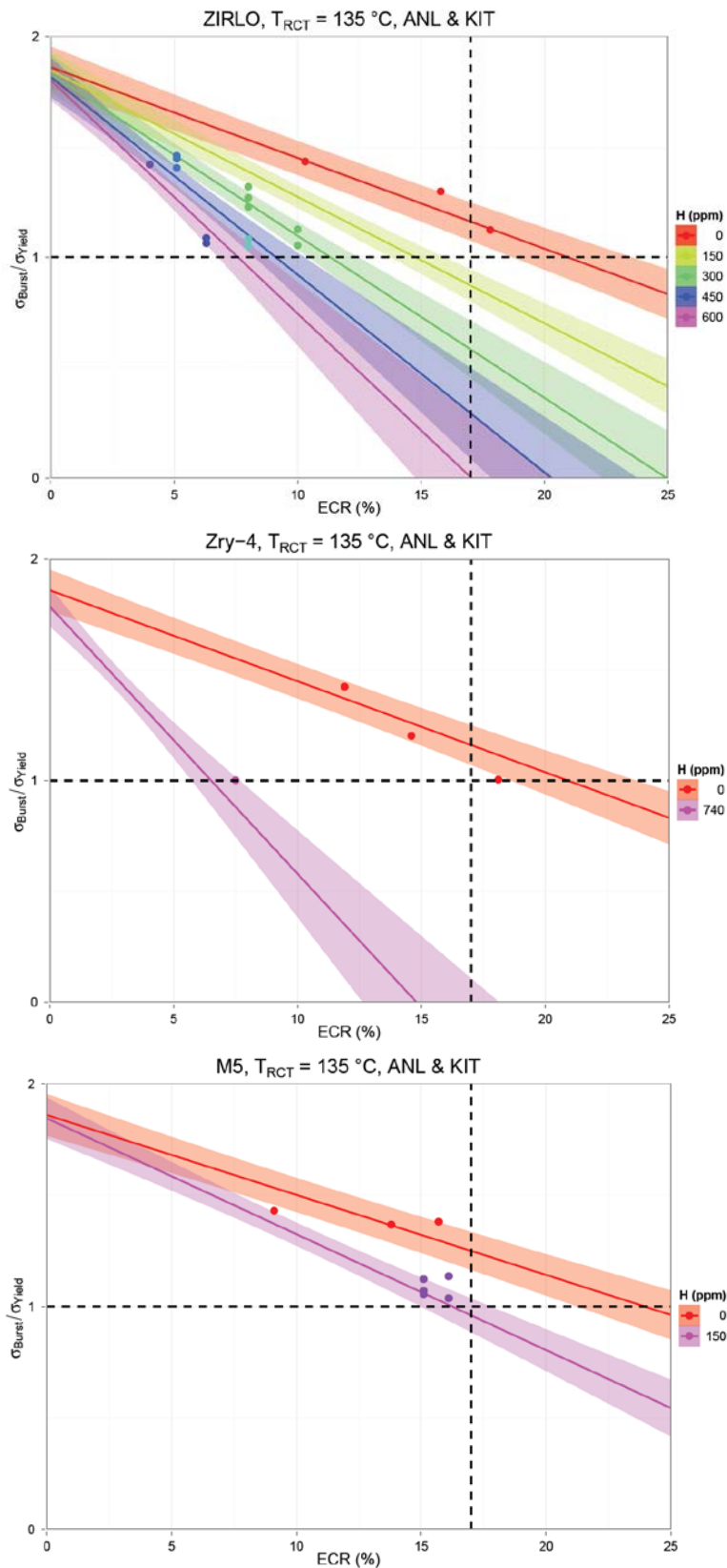


Abb. 2.2-12 Einfluss des Produkts aus Wasserstoffkonzentration und ECR auf das Spannungsverhältnis (Ringdrucktests ohne erkennbaren Bruch sind nicht dargestellt) /GRS 13/

2.2.3 Übergang zwischen duktilem und sprödem Verhalten

In Kapitel 2.2.2 wurde die Korrelation in Gleichung (2.2-3) für das Spannungsverhältnis ermittelt, die die Effekte der Hochtemperaturoxidation sowie der Wasserstoffaufnahme berücksichtigt. Das Spannungsverhältnis stellt somit ein Maß für die Versprödung des Hüllrohrmaterials dar. Liegt der Wert bei eins oder darunter, so versagt das Material im spröden Bereich. Es kann dann während des Quenchen nur Lasten im elastischen Bereich abtragen, aber nicht plastisch. Somit könnten thermisch induzierte Spannungen zu einem Rundumabriss des Hüllrohrs führen.

Um aus der Korrelation in Gleichung (2.2-3) einen Grenzwert für den Übergang von plastischem zu elastischem Verhalten auf Basis der Sauerstoff- und Wasserstoffaufnahme des Hüllrohrmaterials abzuleiten, wurde diese Gleichung gleich eins gesetzt. Dann ergab sich ein Zusammenhang zwischen dem ECR-Wert, der Wasserstoffkonzentration und der Temperatur, so dass sich bei vorgegebener Temperatur der zulässige ECR-Wert gemäß Gleichung (2.2-4) berechnet.

$$ECR_{limit} = \frac{1 - a_0 - a_T T - a_H c(H)}{a_{ECR} + a_{H,ECR} c(H)} \quad (2.2-4)$$

Setzt man in Gleichung (2.2-4) die Werte aus der Regression auf Basis aller Daten (ANL und KIT) ein, ergeben sich die Kurven in Abb. 2.2-13. Ebenfalls dargestellt werden Unsicherheitsbänder, die aus den 95 %-Vertrauensintervallen der Regression berechnet werden.

Zu erkennen ist, dass für alle Materialien eine Wasserstoffkonzentration von ca. 400 ppm zu einer Halbierung des zulässigen ECR-Werts führt. Für größere Wasserstoffkonzentrationen verläuft der Abfall dann flacher. Für 135 °C verlaufen die ermittelten Grenzkurven bei höheren ECR-Werten als bei Raumtemperatur.

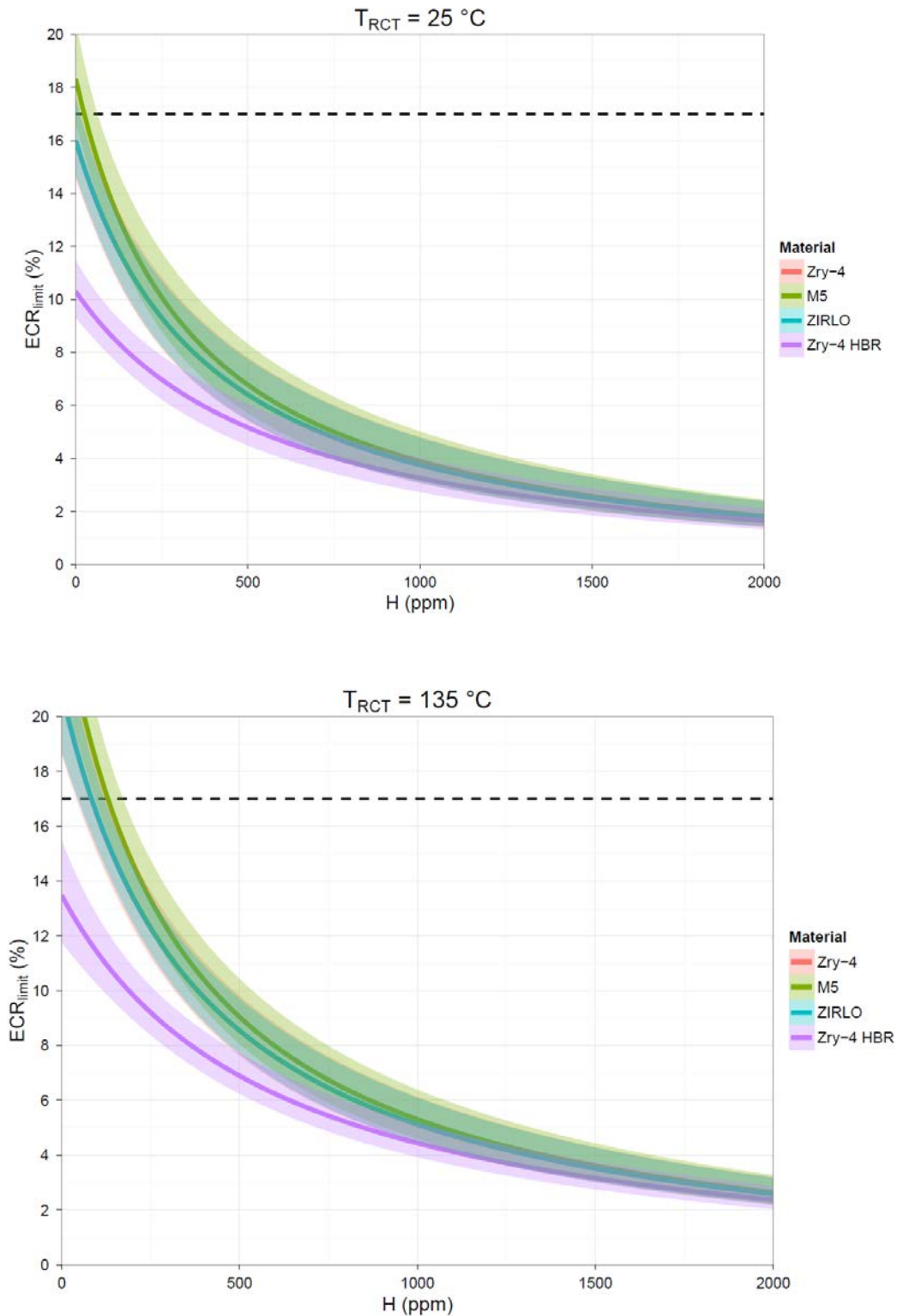


Abb. 2.2-13 ECR-Grenzwert in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration bei 25 °C (oben) und 135 °C (unten) (die Kurven von Zry-4 und ZIRLO liegen übereinander) /GRS 13/

Für Aussagen zu Temperaturen oberhalb 135 °C sind zusätzliche Untersuchungen erforderlich. In /GRS 13/ wurden deshalb Korrelationen, die aus den PROMETRA Versuchen abgeleitet wurden, dazu verwendet, die Anwendbarkeit der Grenzkurve nach Gleichung (2.2-4) auf höhere Temperaturen zu erweitern.

Gegenüber dem bisherigen Grenzwert von 17 % ECR ergeben sich damit bei erhöhtem Wasserstoffgehalt niedrigere zulässige ECR-Werte.

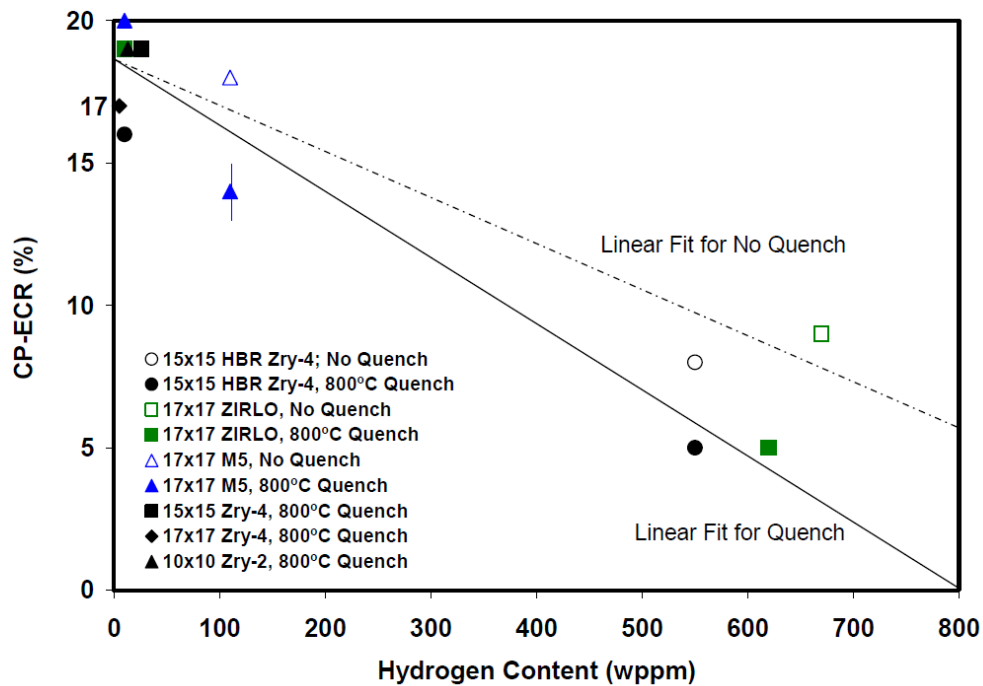
2.2.4 Vergleich mit amerikanischen Ergebnissen

In /BIL 08a/ lag der Schwerpunkt der Auswertung im qualitativen Bereich. Auf Basis der plastischen Restverformbarkeit wurde der Übergang zwischen elastischem und plastischem Verhalten für einzelne Probekörper bestimmt. Aus der Beobachtung eines solchen Übergangs wurde dann der Zusammenhang zwischen Wasserstoffkonzentration und ECR-Wert für die Grenzkurve bestimmt. Die so ermittelte Kurve ist in Abb. 2.2-14 dargestellt.

Auf der Basis der Experimente aus /BIL 08a/ präsentierte die NRC in /ASK 11/ einen Vorschlag, wie der ECR-Grenzwert des Regelwerks /NRC 09/ abgeändert werden sollte, um bei LOCA die zusätzliche Versprödung durch Wasserstoff zu berücksichtigen (siehe Abb. 2.2-15).

In Abb. 2.2-16 werden die Ergebnisse aus /BIL 08a/ mit den aus Gleichung (2.2-4) ermittelten ECR-Grenzwerten verglichen. Die Vorhersagen nach Gleichung (2.2-4) sind dabei konsistent mit den Resultaten aus /BIL 08a/.

Diese Konsistenz gilt auch für eine Versuch mit „Zry-4 HBR“ (Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil) bei einem ECR-Wert von ca. 5 % und einer Wasserstoffkonzentration von ca. 550 ppm. Dies bestätigt die Vorhersagefähigkeit der hier ermittelten Korrelation, obwohl für ihre Ableitung für das Hüllrohrmaterial Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil nur Versuche ohne erhöhte Wasserstoffkonzentration verwendet wurden. Es wird somit bestätigt, dass es zulässig ist, das Verhalten in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration von anderen Hüllrohrwerkstoffen („normales“ Zry-4, ZIRLO und M5) auf Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil zu extrapolieren.



Embrittlement threshold expressed as an oxidation level (CP-ECR) vs. pre-test hydrogen content for as-fabricated cladding alloys and high-burnup Zry-4, ZIRLO, and M5 cladding, which were oxidized at $\leq 1200^{\circ}\text{C}$ and either quenched at 800°C or cooled without quench.

Abb. 2.2-14 Zusammenfassung von /BIL 08a/ über die Versprödung in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration

Allerdings steht das Ergebnis aus Abb. 2.2-16, dass Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil ohne erhöhte Wasserstoffkonzentration den Übergang zu sprödem Verhalten bei einem ECR-Wert von ca. 17 % zeigt, sowohl im Widerspruch zur Korrelation nach Gleichung (2.2-3) wie auch zu den in /YAN 04d/ veröffentlichten Lastverformungskurven.

Der Versuch mit ZIRLO bei einem ECR-Wert von ca. 5 % und einer Wasserstoffkonzentration von ca. 650 ppm ging nicht in die Ermittlung der Korrelation (2.2-3) ein, wird aber durch sie gut wiedergegeben.

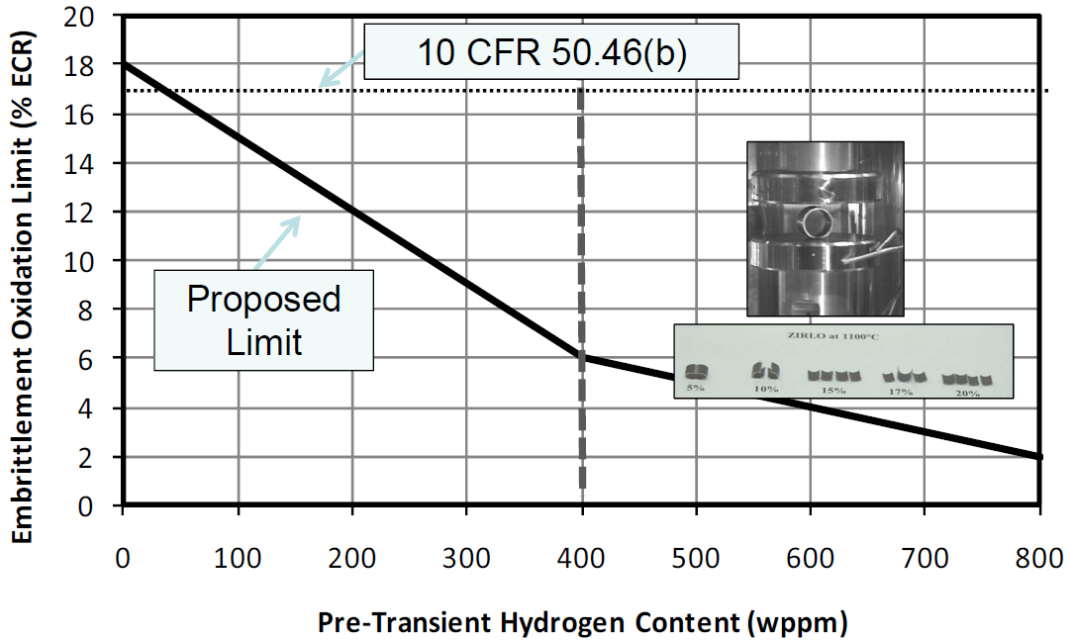


Abb. 2.2-15 NRC-Vorschlag für eine Neufassung des Limits für den ECR-Wert bei LOCA in Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration nach /ASK 11/

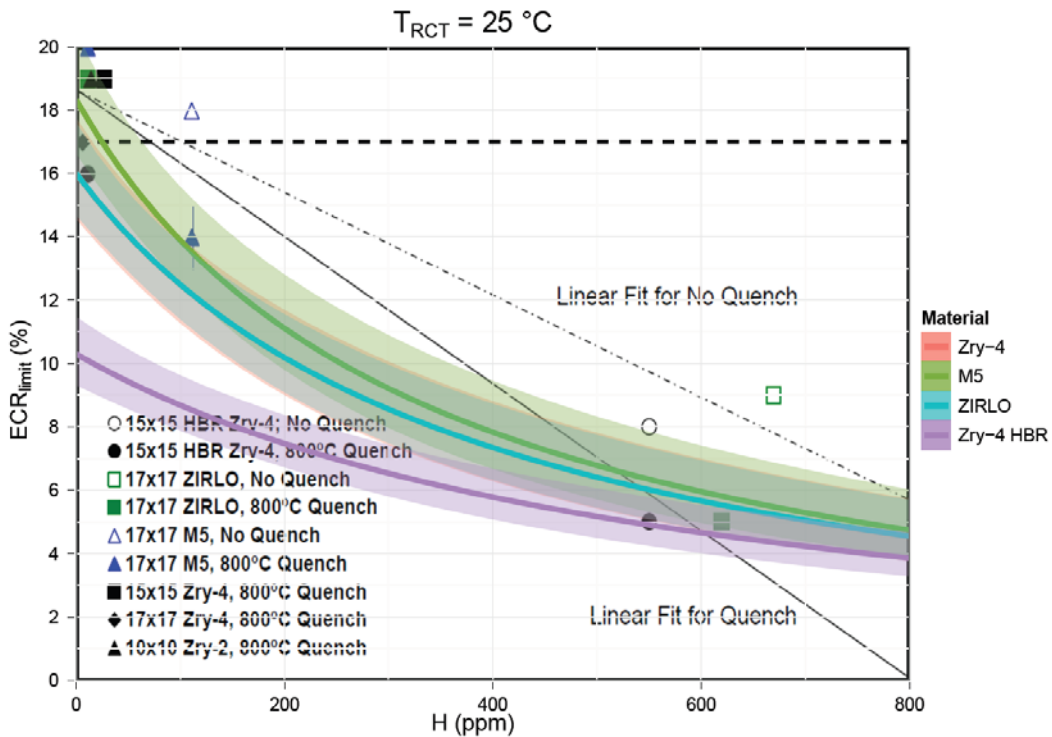


Abb. 2.2-16 Vergleich der ECR-Werte aus /BIL 08a/ und Gleichung (2.2-4) für das Auftreten von Versprödung. /GRS 13/

Ein Vergleich zwischen dem NRC-Vorschlag /ASK 11/ und der Grenzkurve nach Gleichung (2.2-4) zeigt, dass bis zu einer Wasserstoffkonzentration von ca. 400 ppm der NRC-Vorschlag nicht konservativ ist. Dies gilt insbesondere für das Material Zry-4 mit reduziertem Zinnanteil (Zry-4 HBR). Wie oben beschrieben, scheinen hier Diskrepanzen zwischen verschiedenen amerikanischen Quellen über das Verhalten dieses Werkstoffes zu bestehen.

Für Wasserstoffkonzentrationen zwischen 400 ppm und 500 ppm liegt die NRC-Grenzkurve je nach Material in den Unsicherheitsbändern der Korrelationen bzw. darunter. Für Wasserstoffkonzentrationen größer als 500 ppm stellte die NRC-Kurve eine konservative Abschätzung dar (siehe Abb. 6.2-4).

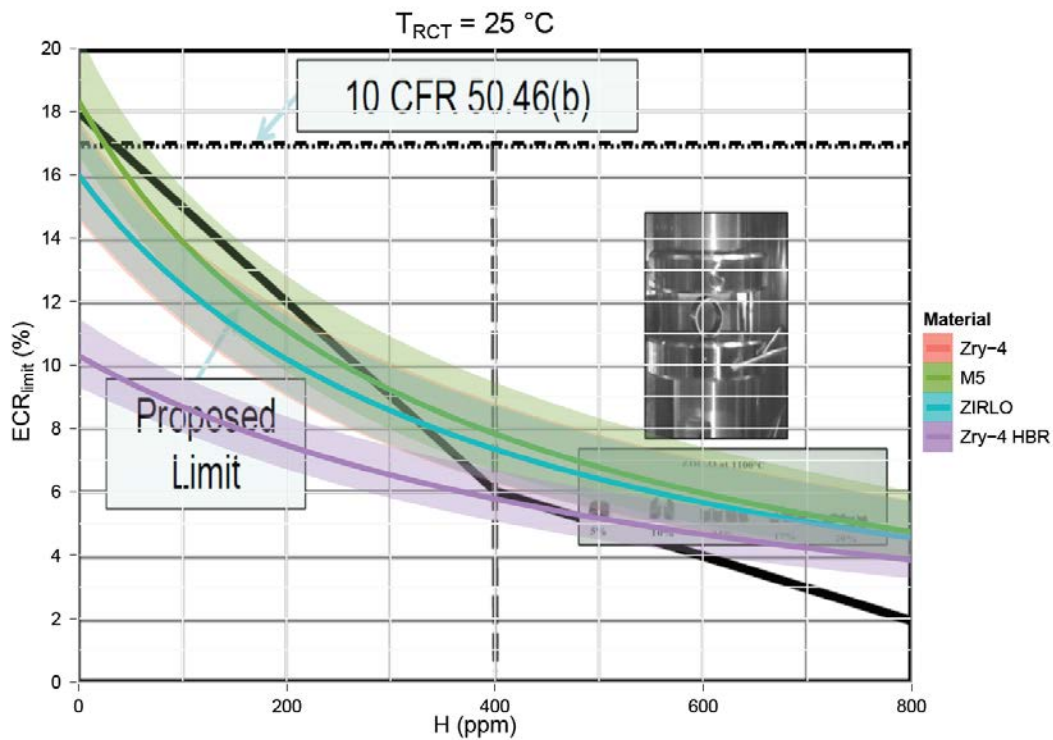


Abb. 2.2-17 Gegenüberstellung des Vorschlags einer Regelwerksaktualisierung nach /ASK 11/ und der Grenzkurve nach Gleichung (2.2-4) /GRS 13/

2.3 Nachrechnung des KIT-QUENCH-L0-Tests mit ATHLET

Das QUENCH-Experiment L0 ist der erste Test der QUENCH-LOCA Versuchsserie. Das Hauptziel dieser Versuchsserie ist die Untersuchung des Aufblähens und Berstens sowie der Wasserstoffaufnahme (sekundäre Hydrierung) der Hüllrohre unter Bedin-

gungen des Kühlmittelverluststörfalls. Für den Basistest QUENCH-L0 wurden Zirkaloy-4 Hüllrohre verwendet. Die Brennstab-Simulatoren wurden mit Krypton Gas mit den Innendrücken 35, 40 45, 50 und 55 bar versehen, um das mechanische Verhalten unter verschiedenen Druckbelastungen zu untersuchen; ein Brennstab wurde zum Vergleich auf Umgebungsdruck (3 bar) belassen.

Der Test wurde beim Karlsruher Institut für Technologie (KIT) am 22. Juli 2010 durchgeführt. Durch eine Leistungssteigerung auf 44 kW wurde eine schnelle Aufheizung des Bündels auf ca. 1300 K herbeigeführt; bei Temperaturen von ca. 1100 K barsten in einem Zeitbereich von 63 s alle 20 unter Druck befindlichen Brennstabsimulatoren. Eine erste Kühlung der Stäbe erfolgte durch Eintrag von kondensiertem Dampf nach Erhöhung der Dampfeinspeisung; die endgültige Abkühlung stellte sich nach Beginn der Wasserkühlung ein.

Für die Nachrechnung von QUENCH-L0 wurde gegenüber bisherigen Nachrechnungen der QUENCH-Versuche eine detailliertere Abbildung des Brennstabbündels gewählt, um die einzelnen unter verschiedenen Innendrücken stehenden Stäbe entsprechend den tatsächlichen Gegebenheiten abbilden zu können. Auch die durch kondensierten Dampf vorzeitig auftretende Kühlung konnte durch eine auch hydraulisch genauere Aufteilung des Bündelbehälters in drei radiale Bereiche besser wiedergegeben werden. Die Nachrechnung erfolgte mit den Versionen ATHLET Mod 2.2 Cycle A / ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A Update 1.

2.3.1 QUENCH – Versuchsanlage

Die Abb. 2.3-1 zeigt eine schematische Darstellung der QUENCH-Versuchsanlage /STU 10/.

Der Querschnitt des Bündelbehälters in einer Druckwasserreaktor-typischen Anordnung ist in Abb. 2.3-2 dargestellt /STU 10/.

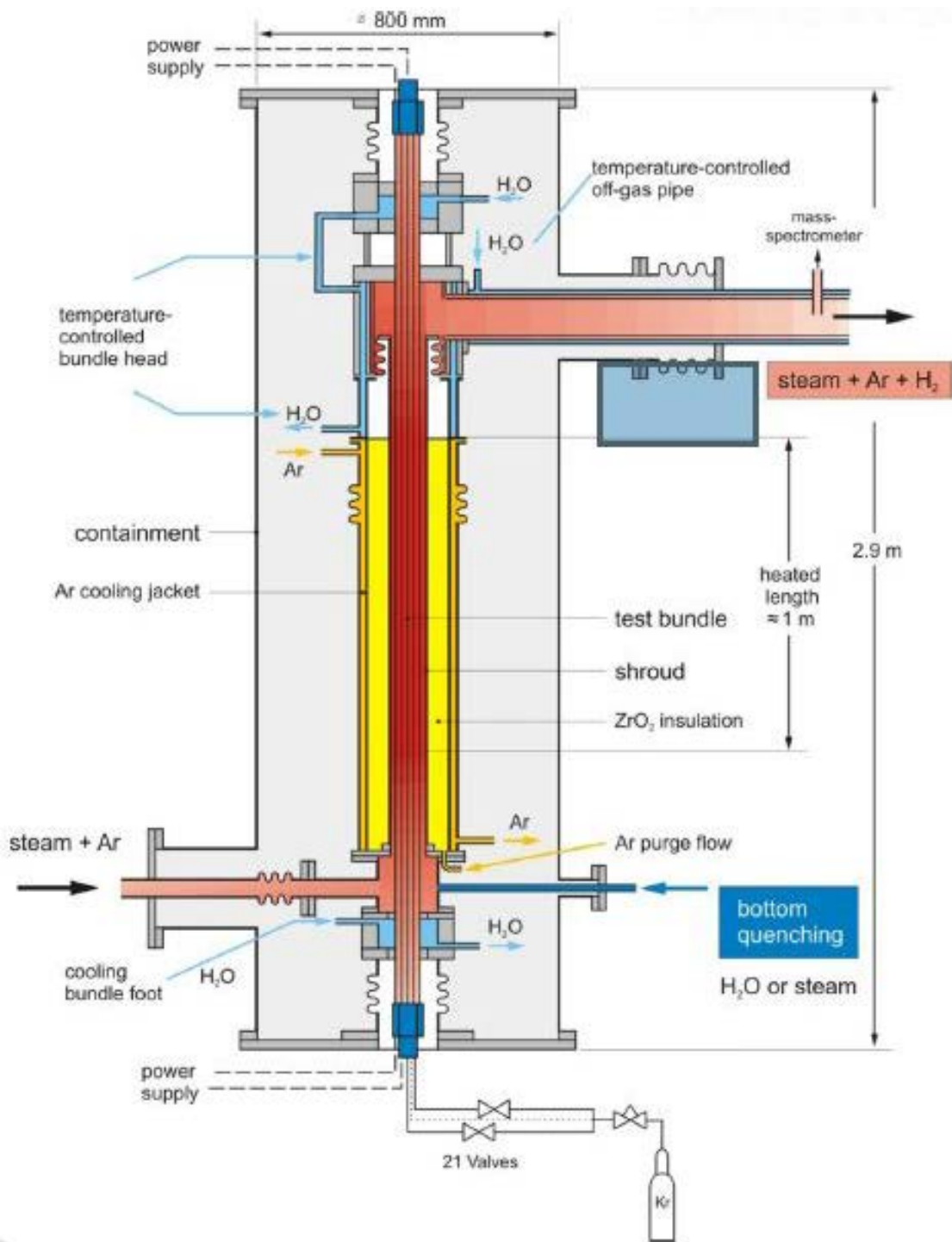


Abb. 2.3-1 QUENCH Versuchsanlage /STU 10/

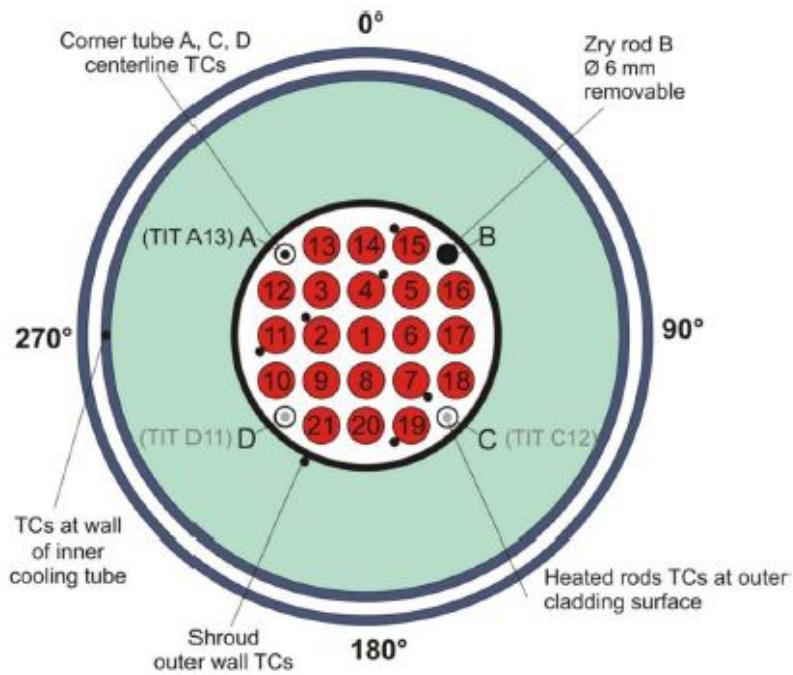
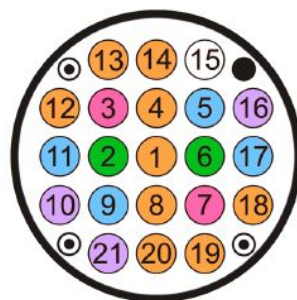


Abb. 2.3-2 Querschnitt des QUENCH-Testbündels /STU 10/

Die 21 elektrisch beheizten Brennstab-Simulatoren sind von Zirkaloy-4 Hüllrohren umgeben. Aus Abb. 2.3-3 ist die Verteilung der 21 Stäbe mit unterschiedlichem Innendruck zu ersehen /STU 10/.



Map of bundle filling

Pressure, bar	Number of rods
3 (system p)	1
35	2
40	4
45	3
50	9
55	2

Abb. 2.3-3 QUENCH-L0: Verteilung der Stäbe mit unterschiedlichem Innendruck

Die elektrische Beheizung des Bündels auf einer Länge von 1m mit Wolfram-Stäben im Zentrum der Brennstab-Simulatoren erfolgt durch 2 Generatoren, deren Leistung auf jeweils 35 kW begrenzt ist. Das Testbündel ist von einem Kühlmittelführungsrohr (Shroud) aus Zirkaloy mit einer starken ZrO_2 -Isolierung umgeben (Abb. 2.3-1, Abb. 2.3-2). Diese Isolationsschicht wiederum wird von einem Kühlrohr (cooling jacket tube) umschlossen, durch das Argon als Kühlmittel im Gegenstrom hindurch geleitet wird.

Die Brennstabsimulatoren und der Shroud sind mit einer Vielzahl von Thermoelementen bestückt. Sie sind auf 17 axialen Ebenen von -0,25 m bis 1,35 m in Abständen von 0,10 m angebracht. Der freigesetzte Wasserstoff wird mit einem Massenspektrometer erfasst. Mit der Hilfe von erstmals installierten Messwertaufnehmern zur Erfassung der Hüllrohrdehnung wird das Ausmaß der Verformung, die hierbei auftretende Spannung sowie der Zeitpunkt des Berstens ermittelt. Mit Hilfe von Neutronenradiographie wird außerdem die Wasserstoffaufnahme der Hüllrohre ermittelt.

2.3.2 Versuchsaufbau

Bei einer Ausgangsleistung von 4,6 kW wird das Stabbündel in einem Dampfstrom von 2,1 g/s und einem Argonstrom von 6 g/s auf eine Maximaltemperatur von ~800 K vorgeheizt. Mit einer schnellen Leistungssteigerung auf 27 kW, gefolgt von einer allmählichen Leistungszunahme auf 44 kW im Zeitbereich von 0 bis 185 s wird das Bündel bis zu einer Maximaltemperatur von ~1300 K aufgeheizt. Das Bersten aller 20 unter Druck stehenden Hüllrohre wird im Zeitbereich zwischen 108 und 171 s im Temperaturbereich zwischen 1070 und 1130 K ermittelt. Das Versagen der einzelnen Stäbe wird angezeigt durch die einzelnen Druckaufnehmer; dieses stimmt überein mit den aus den Massenspektrometer-Messungen erhaltenen Kryptonpeaks.

Nach dem Bersten der unter Druck stehenden Hüllrohre wird die Leistung auf 3,4 kW reduziert. Als Folge der zum Zeitpunkt 215 s beginnenden Kühlung mit gesättigtem Dampf bei einer allmählich zunehmenden Einspeiserate bis 50 g/s beginnt eine plötzliche und schnelle Kühlung des Bündels, die durch Rückströmung von kondensiertem Dampf verursacht wird. Der vorzeitigen Kühlphase folgt eine zweite kurzfristige Aufheizung bis ca. 660 K, die durch den Beginn der Wasserkühlung bei $t = 360$ s beendet wird /STE 10/.

2.3.3 Modellierung mit dem Programm ATHLET-CD

Als Ausgangsbasis für den verwendeten Datensatz dienten die Daten der QUENCH-10 Nachrechnung, wobei für Test QUENCH-L0 im Unterschied zu QUENCH-10 der zentrale Stab im Bündel ein beheizter Heizstab ist und sich somit 21 anstatt 20 beheizte Stäbe im Bündel befinden. Durch Anpassung der Anfangs- und Randbedingungen an die in /STU 10/ dargestellten und aus den vorliegenden Messwerten ermittelten Konditionen des Experiments wurde der Datensatz für die Nachrechnung von QUENCH-L0 erstellt.

Die Nachrechnung erfolgte mit den Versionen ATHLET Mod 2.2 Cycle A / ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A Update 1.

2.3.4 Nodalisierung und Änderung der bisherigen Modellierung

Abb. 2.3-4 zeigt die schematische Darstellung der Versuchsanlage für die Nachrechnung mit ATHLET-CD.

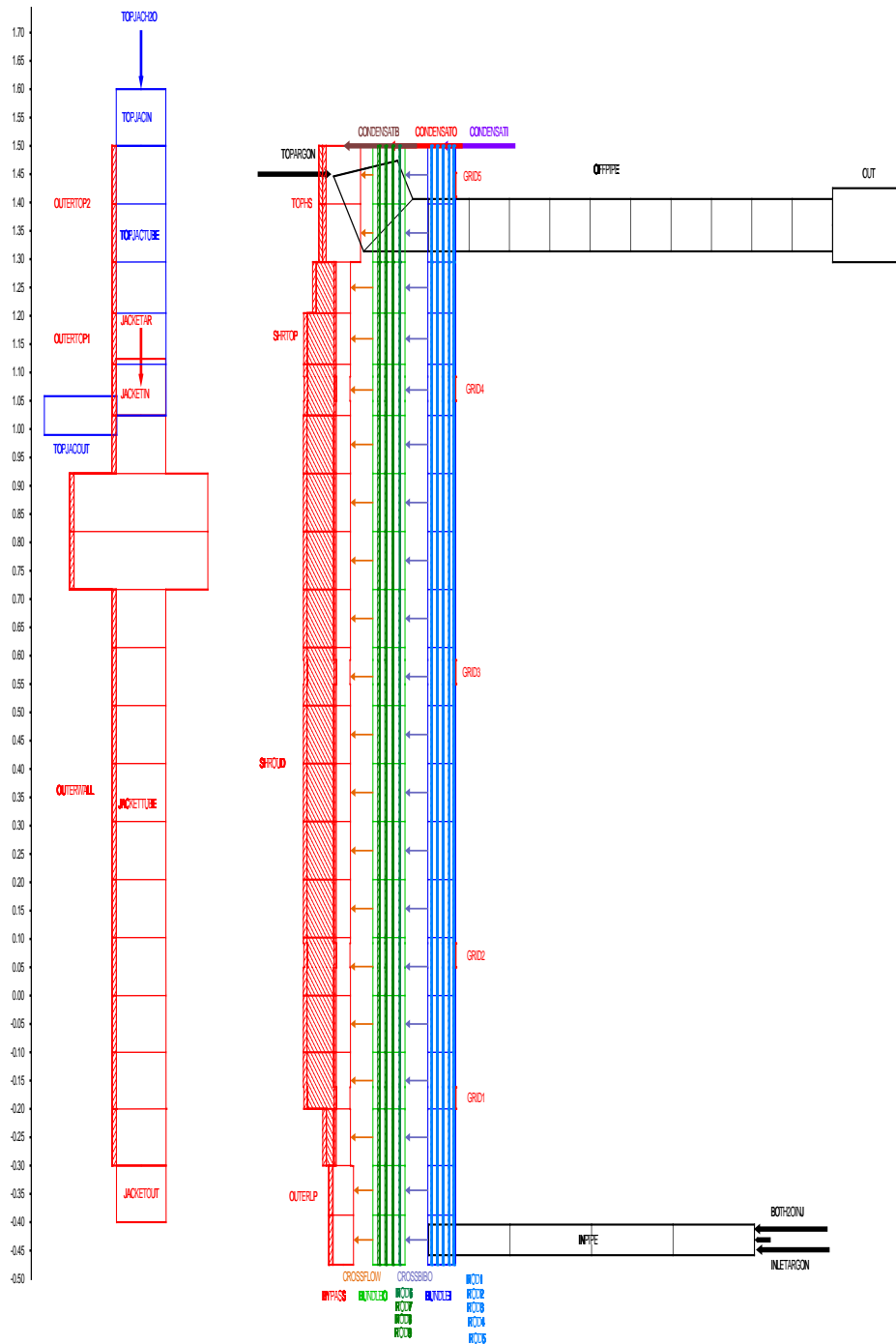


Abb. 2.3-4 Nodalisierung für ATHLET-CD

Im Folgenden werden die wesentlichen Änderungen in der Abbildung der Versuchsanordnung und der benutzten Optionen gegenüber den bisherigen Nachrechnungen für die QUENCH-Versuche erläutert:

- Das Bündel wird für ECORE mit 3 Ringbereichen abgebildet (innerer, mittlerer und äußerer Ring); bisher war der zentrale unbeheizte Stab dem inneren Ring zugeordnet. Da der zentrale Stab hier beheizt ist, wird er als eigene beheizte Zone berücksichtigt;
- Innerhalb der 3 Ringbereiche gibt es Stäbe mit 6 verschiedenen Innendrücken. Um die einzelnen Stäbe mit dem jeweils richtigen Innendruck abbilden zu können (siehe Abb. 2.3-3) wird die Rechnung mit 9 verschiedenen Rod-Bereichen durchgeführt. So können Stäbe gleichen Innendrucks im selben Ring (innen, Mitte, außen) eindeutig einem von 9 Rod-Bereichen zugeordnet werden (siehe Tab. 2.3-1).
- Bisher wurde der Fluidkanal durch ein alle Brennstab-Simulatoren enthaltenes BUNDLE, sowie einen äußeren BYPASS im Flächenverhältnis 90 % / 10 % dargestellt. Um die in diesem Versuch auftretende starke radiale Temperaturverteilung (innen wesentlich höhere Temperaturen als außen) in guter Übereinstimmung mit den Messdaten nachrechnen zu können, wurde der bisherige Kanal BUNDLE aufgeteilt in einen zentralen Bereich BUNDLEI, der die inneren Rod-Bereiche 1 bis 5 enthält (siehe Tab. 2.3-1) und einen äußeren Bereich BUNDLEO mit den Rod-Bereichen 6 bis 9. Hierbei ergibt sich das Flächenverhältnis von BUNDLEI zu BUNDLEO entsprechend der Zahl der enthaltenen Stäbe mit 9 zu 12. Somit resultiert für die Flächenaufteilung BUNDLEI / BUNDLEO / BYPASS ein Anteil von 38,6 % / 51,4 % / 10 %. Die vertikalen Fluidkanäle sind durch Querverbindungen mit dem jeweils benachbarten Kanal verbunden (BUNDLEI → BUNDLEO, BUNDLEO → BYPASS).
- Um die im Versuch auftretende Einströmung von Dampfkondensat nach dem Beginn der Einspeisung von gesättigtem Dampf zu simulieren, wird mit Hilfe einer Fill Wasser von oben in das Bündel eingespeist (BUNDLEI, BUNDLEO, BYPASS; Aufteilung der Massenströme im Verhältnis der Querschnittsflächen). Die hierbei gewählte Höhe des Massenstroms mit 500 g/s im Zeitbereich zwischen 225 und 265 s (~ 20 kg) wurde zur Erreichung der bestmöglichen Übereinstimmung der aus der Versuchsanordnung ausströmenden Dampfmenge mit den gemessenen Werten und zur Erreichung der im Versuch auftretenden starken Kühlung so hoch gewählt (s. auch /FER 10/, 19 kg). Von den Experimenta-

toren wird dagegen eine wesentlich geringere Wassermenge von ca. 5,2 kg angegeben /STU 10-1/.

- Der äußere Widerstand der zu den Heizstäben führenden Leitungen wird für die im äußeren Bündelkanal liegenden Rod-Bereiche 6 bis 9 gegenüber den im Inneren befindlichen Zonen 1 bis 5 erhöht, um die wesentlich geringere Aufheizung im Außenbereich besser simulieren zu können.

Tab. 2.3-1 Zuordnung der Stäbe im Experiment zu den Rod-Bereichen der Rechnung

Radiale Anordnung	Rod-Bereich (Rechnung)	Innendruck (bar)	Nrn. der Stäbe im Experiment	Streuung der Berstzeiten im Experiment (s)
innen	1	50	1	111,2
Mitte	2	35	2, 6	130,4 – 136,8
	3	40	5, 9	129,6 – 136,2
	4	50	4, 8	114,6 – 122,0
	5	55	3, 7	114,2 – 119,2
außen	6	3	15	–
	7	40	11, 17	152,0 – 167,2
	8	45	10,16,21	155,0 - 174,4
	9	50	12,13,14,18,19,20	150,0 – 162,5

2.3.5 Anfangs- und Randbedingungen

Die für die Rechnung erforderlichen Anfangs- und Randbedingungen wurden aus den Verläufen der vorliegenden Messdaten ermittelt.

Abb. 2.3-5 zeigt den Leistungseintrag in das Testbündel. Die Messkurve EP zeigt die gesamte elektrische Leistung des Versuchs. Die für die Rechnung verwendete elektrische Gesamtleistung der Stabbereiche 1 bis 9 verläuft deckungsgleich. Wegen der Verluste der zu den Heizdrähten führenden Leitungen (äußerer Widerstand WHRES0, siehe auch Kap. 2.3.4) ergibt sich die für die Aufheizung des Bündels tatsächlich zur Verfügung stehende elektrische Gesamtleistung (Bundle Power) erheblich niedriger.

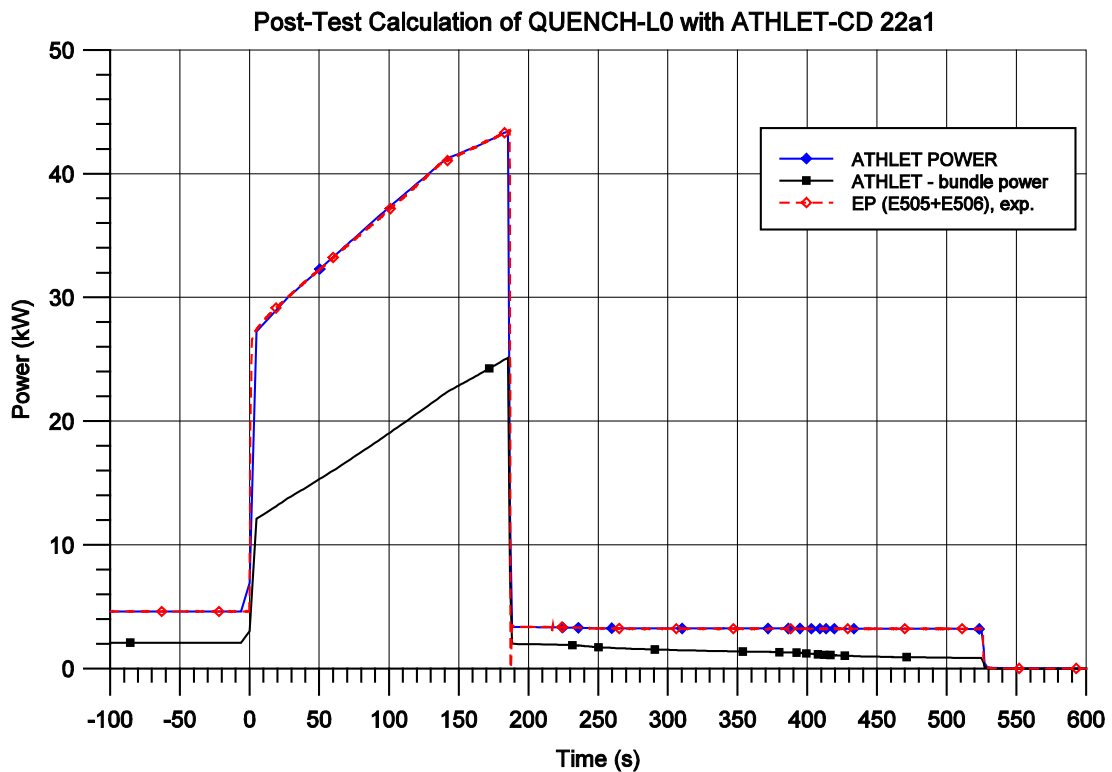


Abb. 2.3-5 Bündelleistung

In Abb. 2.3-6 sind die in das Bündel eingespeisten Massenströme von Dampf und Argon dargestellt. Die Dampfeinspeisung mit der Rate von 2,0 g/s erfolgt überhitzt, wogegen die nach 200s einsetzende Dampfeinspeisung von bis zu 50 g/s gesättigt ist. In der Nachrechnung werden diese zwei separaten Einspeisungen als Summe vorgegeben; die Einspeisetemperatur, die anfangs entsprechend der gemessenen Temperatur (Signal T205) 165 °C beträgt wird nach 215 s auf 135 °C abgesenkt.

Der Verlauf der angenommenen Kondensatwasser-Einströmung (von oben) sowie der Quenchwasser-Einspeisung (von unten) ist in Abb. 2.3-7 aufgetragen.

Post-Test Calculation of QUENCH-L0 with ATHLET-CD 22a1

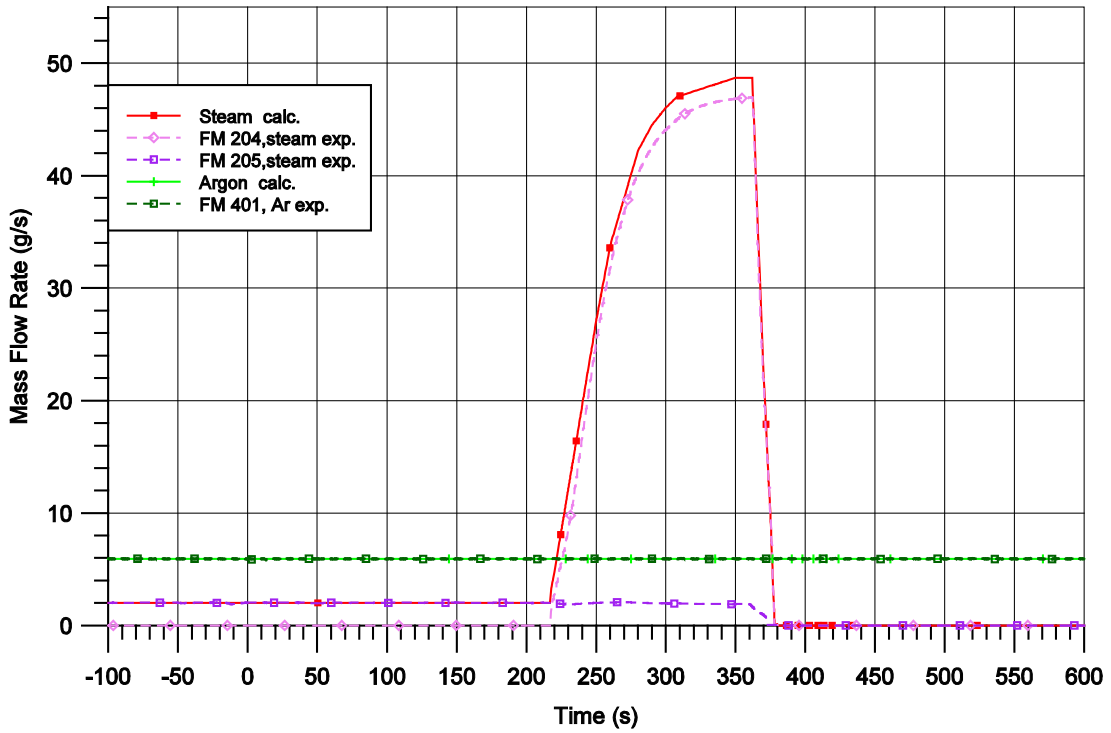


Abb. 2.3-6 Einspeisemassenströme für Dampf und Argon

Post-Test Calculation of QUENCH-L0 with ATHLET-CD 22a1

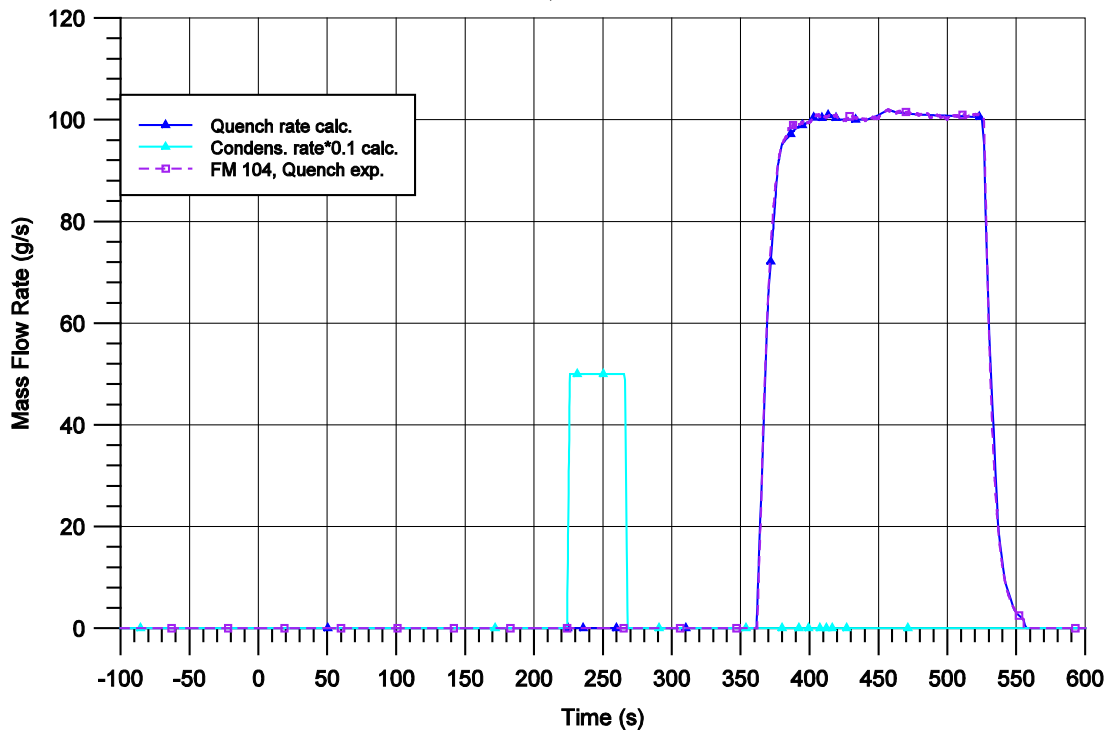


Abb. 2.3-7 Einspeisemassenströme für Kondensat und Quenchwasser

Der Anfangsdruck beträgt 3,1 bar (Messgrößen P511, inlet); die Anfangstemperatur wird entsprechend dem Ausgangszustand im Test bei -100 s zwischen 135 °C und 530 °C vorgegeben.

2.3.6 Weitere wichtige Parameter der Rechnung

Das in ATHLET-CD verwendete Heizleitermodell berücksichtigt die Leistungsverluste in den zu den Heizstäben führenden Leitungen über den in den Eingabedaten definierten äußeren Widerstand WHRES0, der von einem Versuch zum anderen etwas angepasst werden muss, um den Temperaturanstieg richtig zu berechnen. Bei der gezeigten Rechnung wurde ein äußerer Widerstand von 5,5 mΩ pro Stab verwendet. Die bei bisherigen Nachrechnungen verwendete zeitliche Veränderung zur besseren Abbildung des Temperaturplateaus (Erhöhung des Wertes um 40 % bei Erreichen der Voroxidationsphase) wurde bei dieser Nachrechnung nicht vorgenommen, da sich der Ablauf bei diesem Test von den bisherigen Versuchen unterscheidet (kein Temperaturplateau). Dagegen wurde der äußere Widerstand WHRES0 für die im äußeren Bündelkanal liegenden Rod-Bereiche 6 bis 9 gegenüber den im Inneren befindlichen Zonen 1 bis 5 erhöht, um die wesentlich geringere Aufheizung im Außenbereich besser simulieren zu können. In der hier gezeigten Nachrechnung wurde der Eingabewert von 5,5mΩ, der standardmäßig für alle ECORE-Bereiche verwendet wird, durch Modifikation der Routine EPWH im Außenbereich verdoppelt.

Um die im Versuch auftretende schnelle Abkühlung des Bündels von oben nach dem Beginn der Kondenswasser-Einströmung in besserer Übereinstimmung mit den Messdaten nachrechnen zu können, wurde die Menge des einströmenden Wassers über die im Versuch abgeschätzte Menge hinaus erhöht (siehe Kap. 2.3.4). Außerdem wurden die Modelldaten CQVELB/T und CQHTWB/T, die den Fortschritt der Quench-Front beeinflussen (PW QFCON) gegenüber bisher verwendeten Standarddaten (CQHTWB/T=3.D5, CQVELB/T=0.05 m/s) vergrößert, um die gemessene Abkühlung in den oberen Bündelregionen zu erreichen (CQHTWB/T=5.D5, CQVELB/T=0.1 m/s).

Bei bisherigen Quench-Versuchen mit Temperaturen von mehr als 1500 K kam der Auswahl der Korrelation für die Simulation der Dampf-Oxidation des Hüllrohrmaterials Zirkon eine besondere Bedeutung zu. Da bei dem Test QUENCH-L0 Maximaltemperaturen von ca. 1300 K nicht überschritten werden, kommt der Oxidation bei diesem Versuch nur eine geringe Bedeutung zu. In der vorliegenden Rechnung wurde die Oxidati-

on entsprechend den Nachrechnungen der letzten QUENCH-Tests mit den Beziehungen von Cathcart ($T < 1773 \text{ K}$) bzw. Prater-Courtright ($T > 1773 \text{ K}$) berechnet (IOXMOD=15).

Eine Beschreibung zum mechanischen Brennstabverhalten in ATHLET-CD mit einem Vergleich der anwendbaren Optionen zur Berechnung der plastischen Verformung (Ballooning) bis zum Hüllrohrversagen ist in /TRA 09/ enthalten. Für die vorliegende Nachrechnung von QUENCH-L0 wurde die Standardoption IBLOW=0 benutzt. Die Verwendung der Option 3 (TespRod) mit der Option ITESPA=2 (Korrelation von Rossinger) führte zu einem verfrühten Versagen der Hüllrohre und wurde deshalb nicht weiter verwendet.

Um für die 9 definierten Stabbereiche unterschiedliche Innendrucke vorgeben zu können, wurde mit der Option IPROD=2 in den Eingabedaten des KW ACORE (Radial Core Section Data) unter APRDIN für jeden der 9 Bereiche ein GCSM-Signal definiert, mit dem die jeweiligen anzunehmenden Innendrucke relativ zu einem Bezugsdruck (hier gewählt: 50 bar) definiert werden.

2.3.7 Rechenergebnisse

Die Rechnung wurde zum Zeitpunkt -200 s begonnen, um das System mit den vorgegebenen Anfangsbedingungen zu stabilisieren. Ab -100 s beginnt der Vergleich mit dem Experiment, das bis zum Zeitpunkt 0 s mit der geringen Ausgangsleistung von 4,6 kW eine Kompensation der Wärmeverluste zeigt, also konstante Temperaturen aufweist. Bei 0 s beginnt mit der Leistungssteigerung die Aufheizung.

Die Rechnungen wurden bis zu einer Problemzeit von 600 s durchgeführt. Die erforderliche CPU-Zeit für die Nachrechnung beträgt 14,6 Minuten (mit Vorlaufrechnung) auf dem Rechner CS-GAR03. Der mittlere Zeitschritt für die Rechnung (600 s, ohne Vorlaufzeit) liegt mit 8293 Zeitschritten bei 0,07 s.

2.3.8 Vergleich der Temperaturverläufe und des Oxidationsverhaltens

In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Instrumentierungsliste /KIT 10/. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich

aus dem Nodalisierungsmodell (Abb. 2.3-4). Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt zwischen 0,0 m und 1,0 m.

Die Abb. 2.3-8 bis Abb. 2.3-12 zeigen einen Vergleich der gemessenen und berechneten Stabtemperaturen in verschiedenen Höhen des Bündelbereichs. Während die Aufheizung der Hüllrohre für die inneren Stabregionen (ROD1 bis ROD5) mit Ausnahme der obersten Position im Mittel gut mit den Messdaten übereinstimmt, wird der Temperaturanstieg der äußeren Stabbereiche (ROD6 bis ROD9) trotz der unterschiedlichen Maßnahmen zur Verbesserung der Übereinstimmung (s. Kap. 2.3.3) noch immer überschätzt. Nur oberhalb der beheizten Länge (1150 mm, Abb. 2.3-12) ist die berechnete Aufheizung zu gering, obwohl der Wärmeverlust gegenüber der Umgebung in diesem Bereich erheblich reduziert wurde gegenüber bisher verwendeten Daten (HTC SHRTOP, WLF Argon).

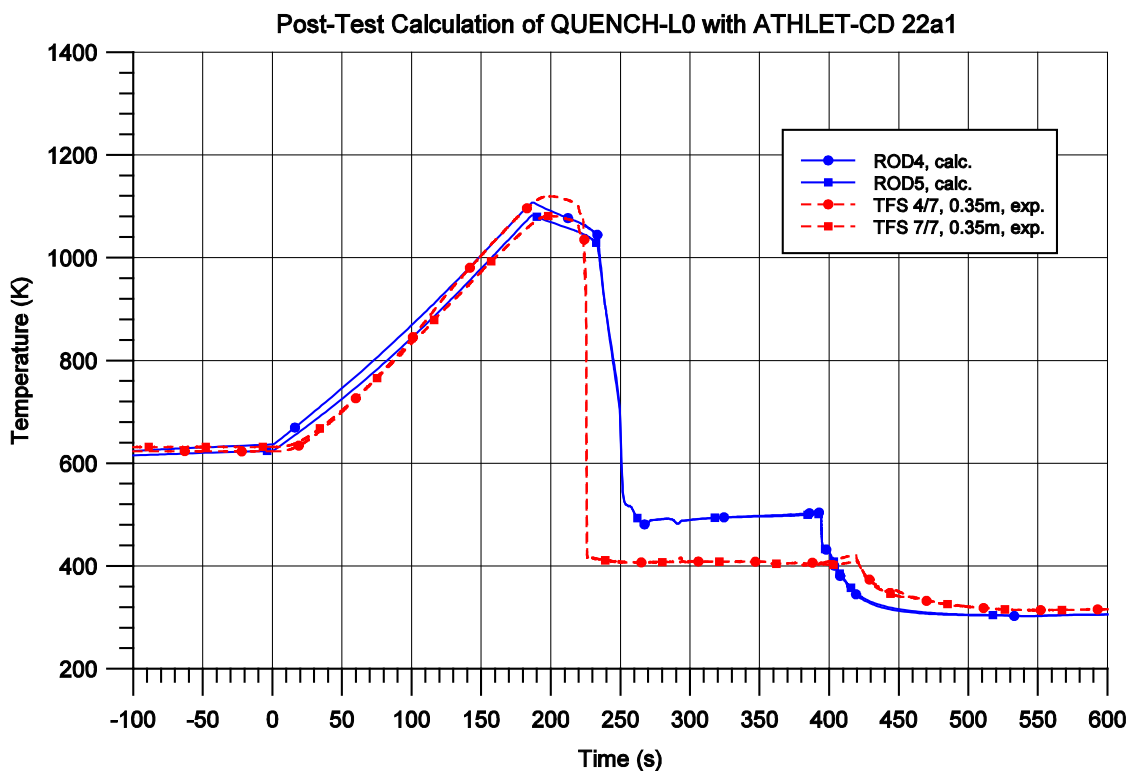


Abb. 2.3-8 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 350 mm Höhe

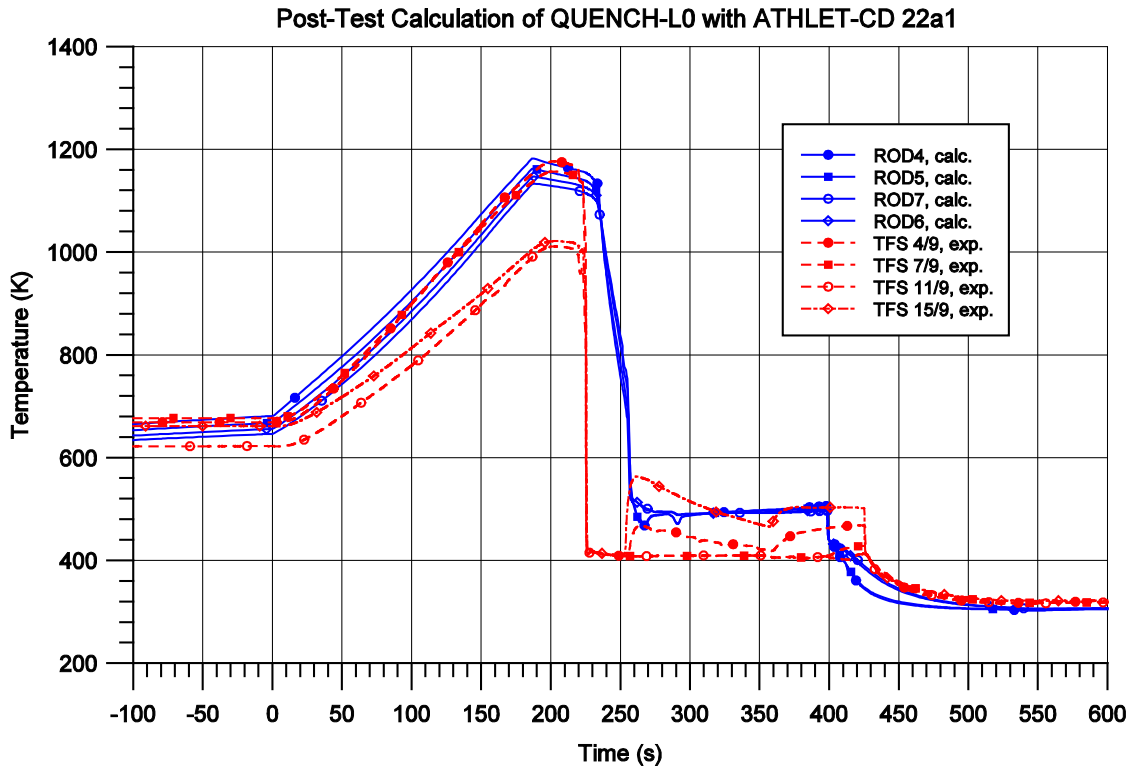


Abb. 2.3-9 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 550 mm Höhe

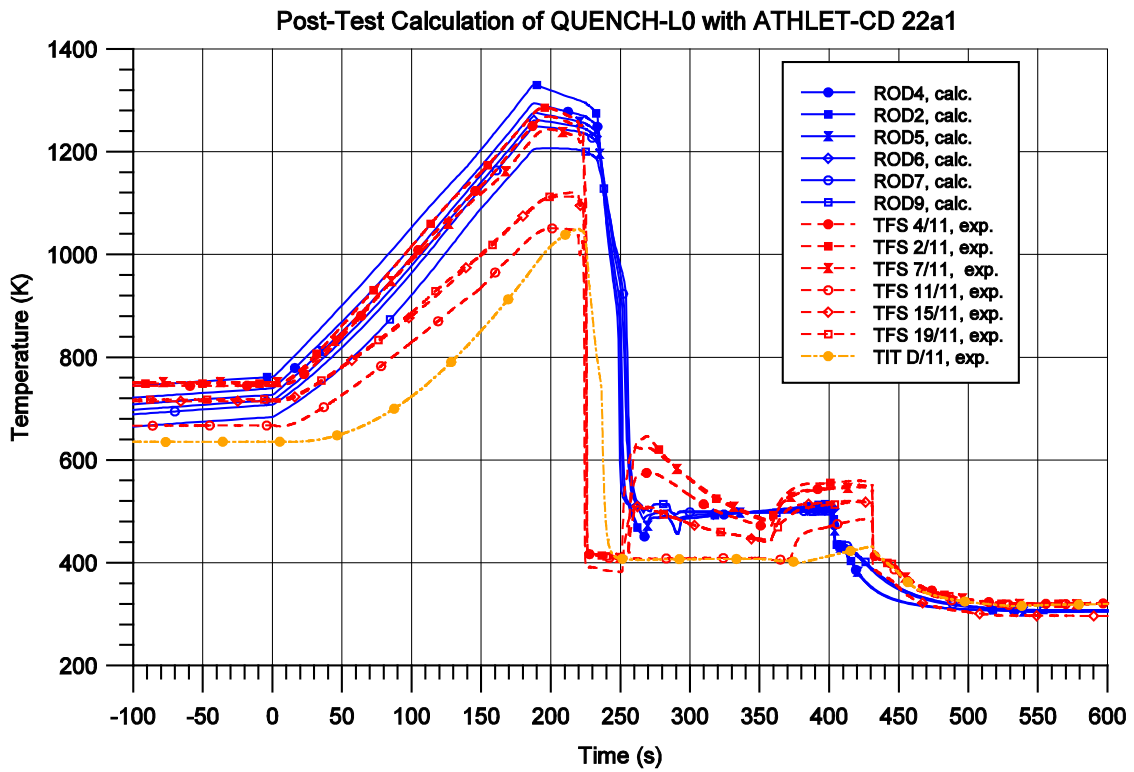


Abb. 2.3-10 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 750 mm Höhe

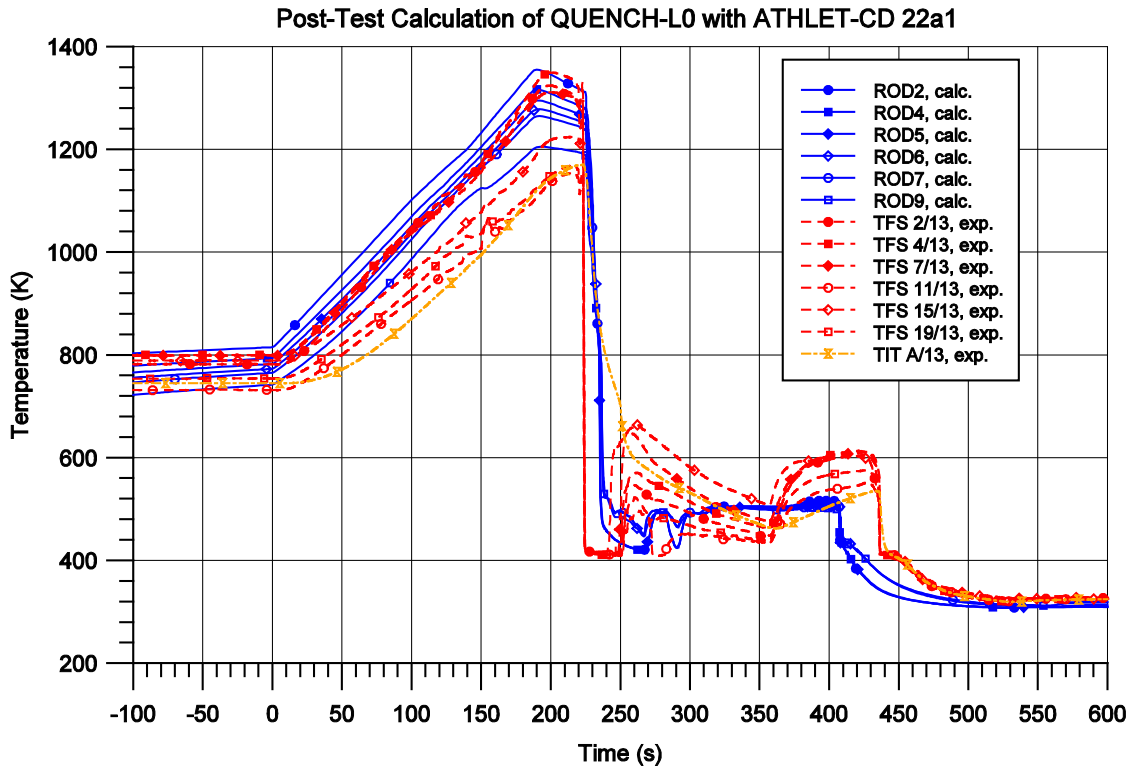


Abb. 2.3-11 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 950 mm Höhe

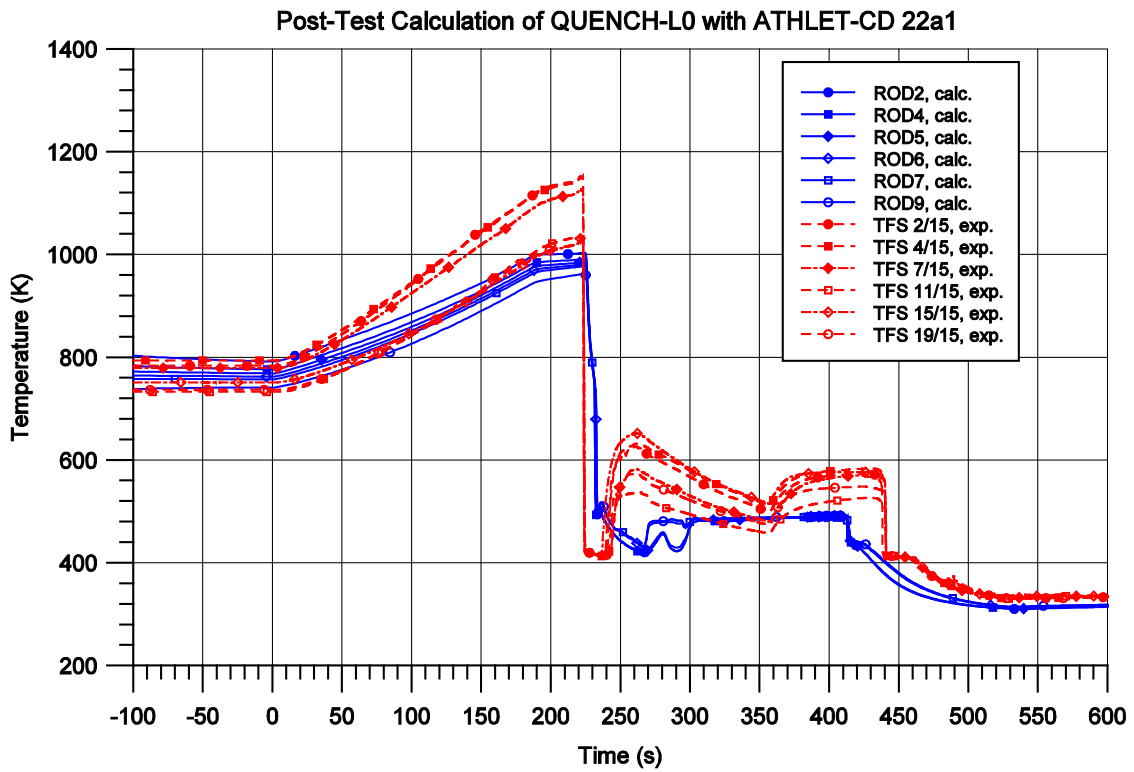


Abb. 2.3-12 Vergleich der Hüllrohrtemperaturen in 1150 mm Höhe

Mit den für den radialen Wärmeübergang im Shroud-Bereich verwendeten Standarddaten ($HTC_{\text{gap}}=1.D5$, $HTC_L/HTC_R=\text{calc.}$) und der vorgenommenen Nodalisierung (BUNDLEI \rightarrow BUNDLO \rightarrow BYPASS, SHROUD an BYPASS gekoppelt) werden die Shroud-Temperaturen und die Wandtemperatur des „Cooling Jacket“ unterschätzt (Abb. 2.3-13). In den bisherigen Rechnungen der QUENCH-Versuche war die Shroud-Wand in direkter Verbindung zu dem das Stabbündel enthaltenen Kanal BUNDLE abgebildet worden; obwohl die hier vorgenommene detailliertere Modellierung in der Abbildung der Versuchsanlage eher den tatsächlichen Gegebenheiten entspricht, kann die Wärmeabströmung an den Shroud durch die bisherige Vorgehensweise besser simuliert werden.

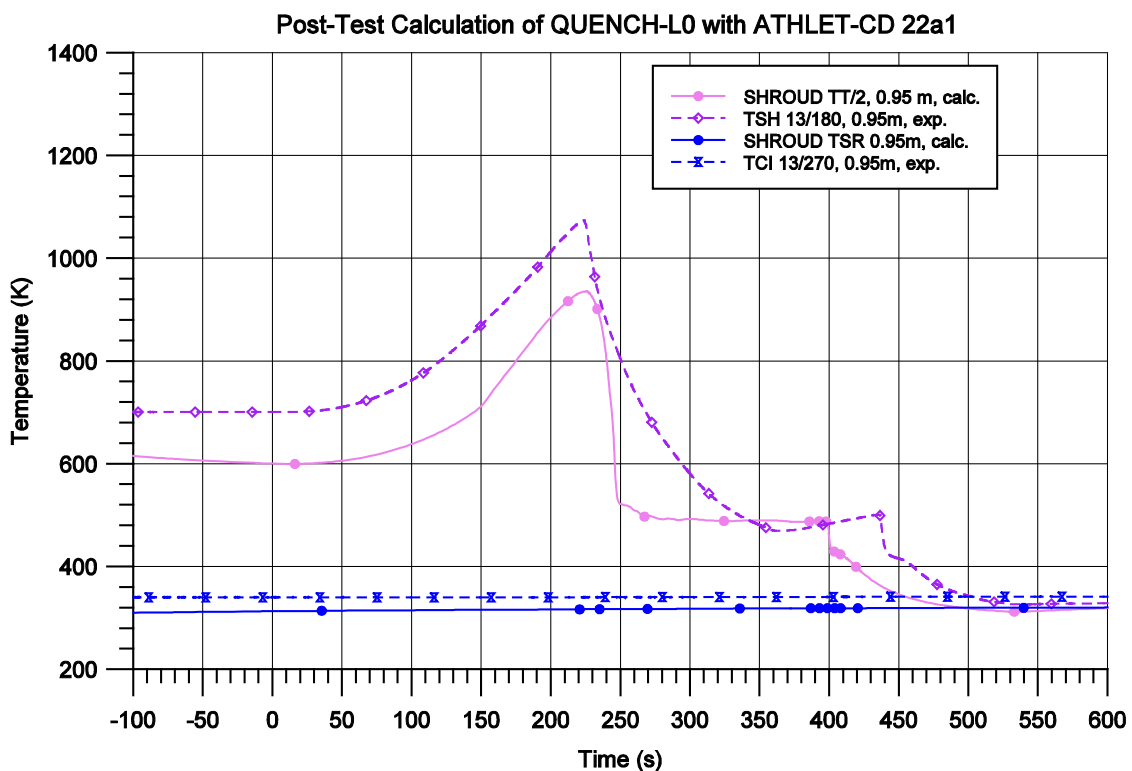


Abb. 2.3-13 Vergleich der Shroud- und Cooling Jacket-Wandtemperaturen (innen in 950 mm Höhe)

Der bei der Oxidation von Zirkon erzeugte Wasserstoff ist in Abb. 2.3-14 (H_2 -Erzeugungsrates) und Abb. 2.3-15 (integrale H_2 -Erzeugung) für Rechnung und Experiment gegenübergestellt. In der ATHLET-CD Rechnung ergibt sich eine insgesamt erzeugte Wasserstoff-Menge von 0,78 g gegenüber einem Messwert von 1,06 g. Die Abweichung von 26 % vom Messwert bei dieser Nachrechnung könnte darauf zurückzuführen sein, dass im Experiment an den Berst-Positionen auch eine Oxidation der Hüllrohr-Innenseite festgestellt wurde. In der Simulation ist die Oxidation der Innenseite

im Modell zwar berücksichtigt, diese wirkt sich jedoch nicht aus, wie aus der Auftragung der berechneten Oxidschichtdicken (Abb. 2.3-17) zu ersehen ist.

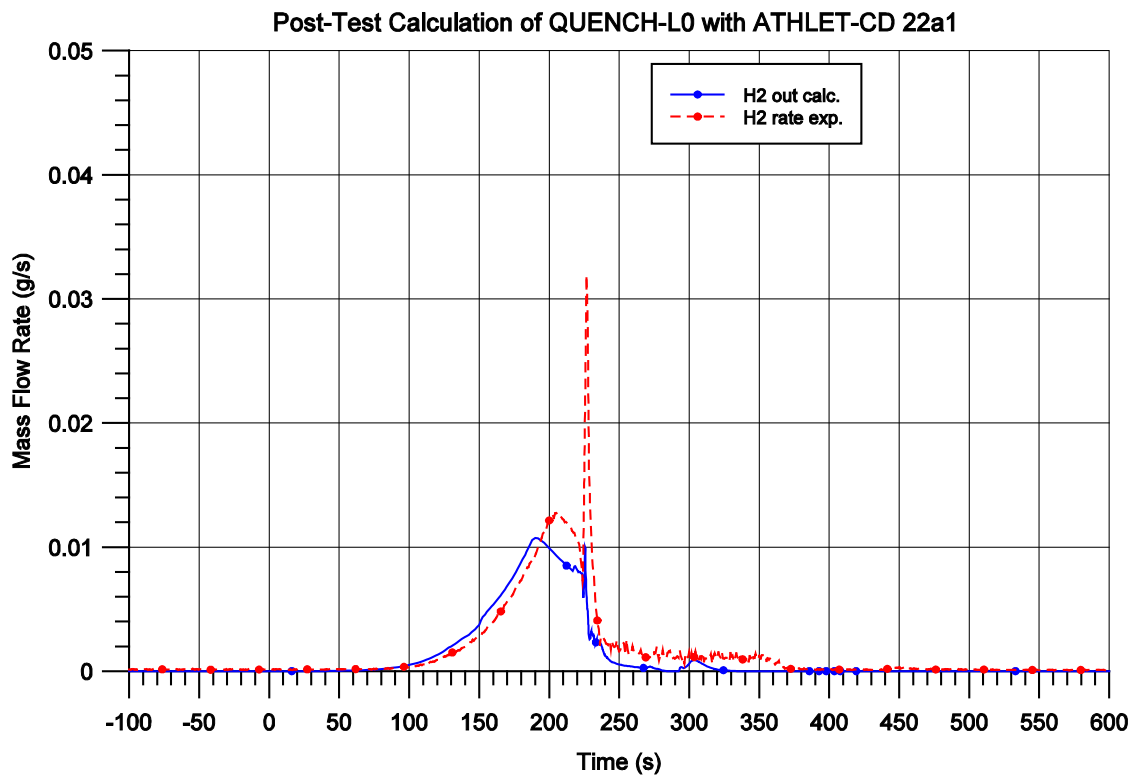


Abb. 2.3-14 Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate

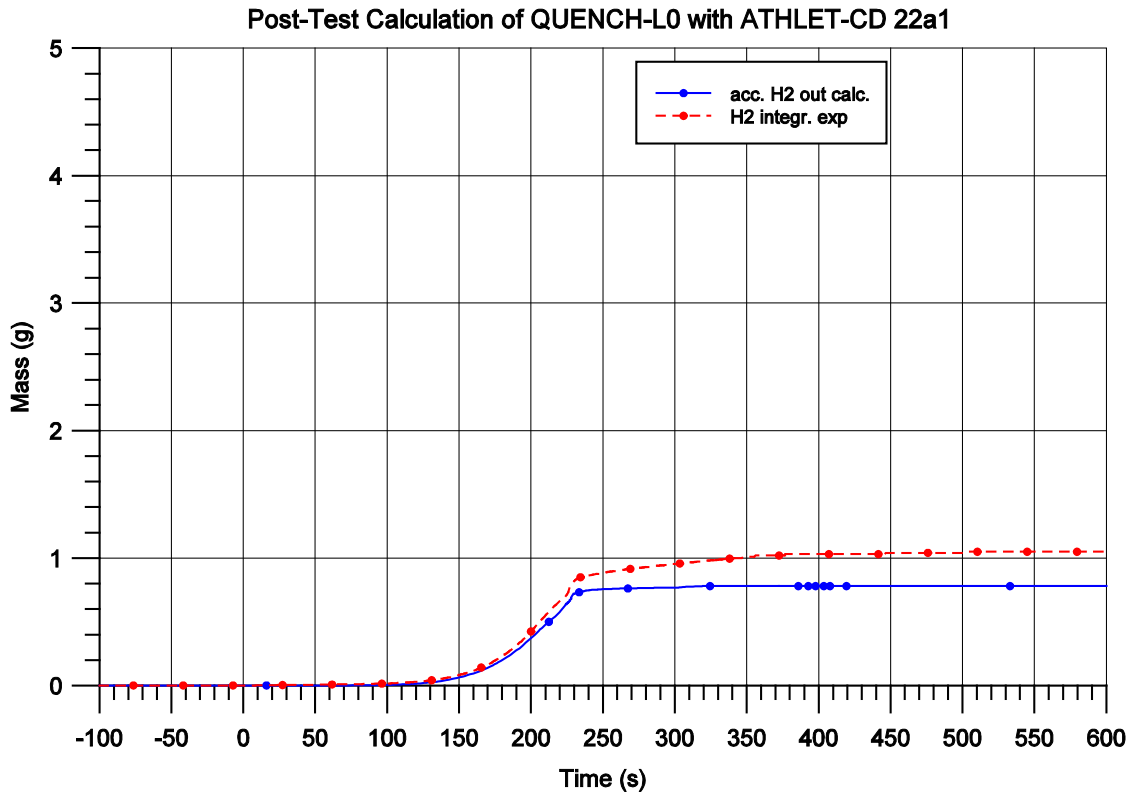


Abb. 2.3-15 Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung

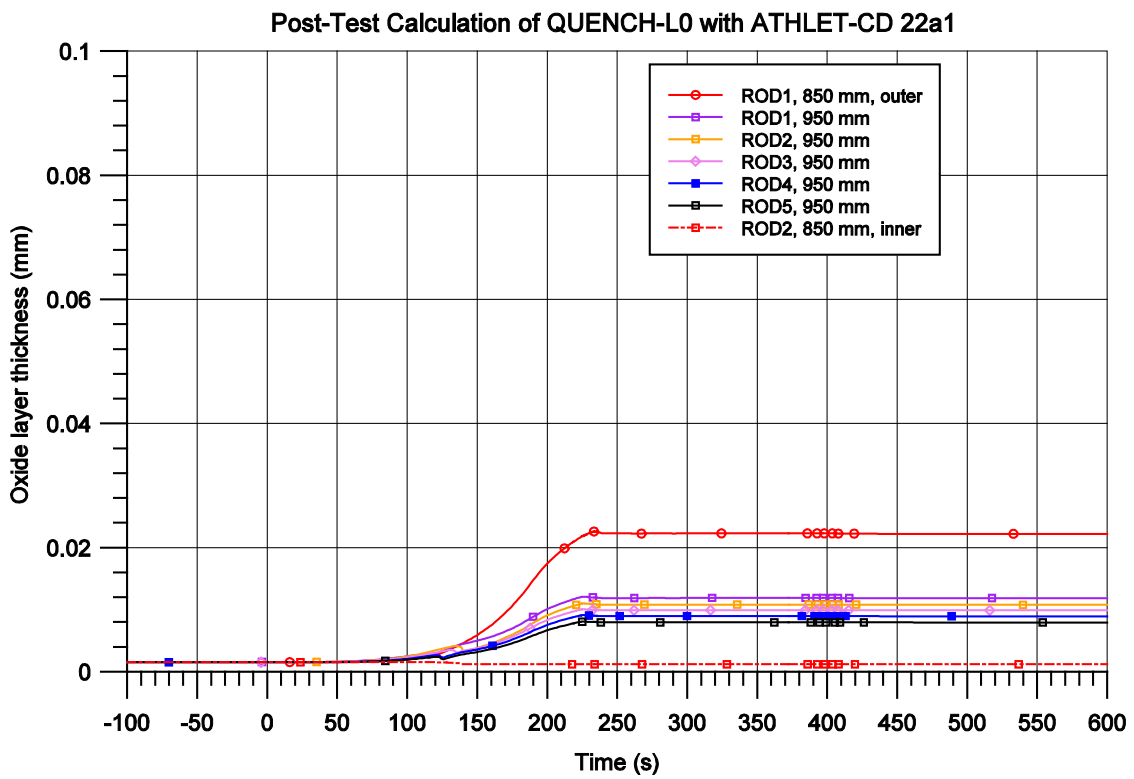


Abb. 2.3-16 Berechnung der Oxidschichtdicke

Die durch die Oxidation erreichte Oxidschichtdicke ist wichtig für die mechanischen Eigenschaften des Hüllrohres. Eine stärkere Oxidation würde eine stärkere Versprödung und somit ein früheres Versagen des Hüllrohres zur Folge haben. Es wurde eine maximale Oxidschichtdicke von 15 µm gemessen /STU 10/. Abb. 2.3-16 zeigt, dass die in der Nachrechnung ermittelten Oxidschichtdicken von 22 µm (Rod1, 850 mm) bzw. ca. 10 µm (Rod2-Rod5, 950 mm) an den Berst-Positionen gut mit dem Versuch übereinstimmen.

2.3.9 Vergleich der Berstzeitpunkte und -temperaturen

Wie in Tab. 2.3-2 aufgelistet, ereignet sich das Versagen der Hüllrohre bei Temperaturen zwischen 776 °C (min) und 861 °C (max) im Zeitbereich zwischen 111,2 s und 174,4 s; nur der als Vergleichsstab benutzte Stab 15 (p = 3 bar) bleibt ohne Bersten.

Tab. 2.3-2 Berstzeiten und Temperaturen im Experiment /STU 10/

rod	start p, bar	burst p, bar	burst time, s	T@950 mm, C
1	49,3	48,5	111,2	796
7	54,6	54,1	114,2	793
4	49,2	49,5	114,6	800
3	55	54,4	119,2	816
8	47,7	46,8	122,0	813
5	38	38,9	129,6	835
6	34,2	34,7	130,4	833
9	39,2	40,1	136,2	860
2	33,8	34,5	136,8	861 max T
12	49,9	50,2	150,0	815
18	49	48,7	151,2	830
17	39,6	40,4	152,0	854
20	50,3	50,4	153,2	776 min T
14	49	49,0	153,4	821
16	44,6	44,9	155,0	818
19	50	50,0	159,6	850
13	49,4	49,0	162,5	805
11	39,8	40,8	167,2	868
21	44,4	44,8	170,6	795
10	44,5	45,2	174,4	791

Das Bersten trat im Versuch auf den Höhen zwischen 930 und 1015 mm auf, wobei keine klare Abhängigkeit der Berstlänge vom Innendruck festzustellen war /STU 10/. ATHLET-CD berechnet das Versagen des Hüllrohres für alle unter Innendruck stehenden Rodbereiche (Rod1 bis Rod9, außer Rod6) in Übereinstimmung mit dem Versuch auf der Höhe 950 mm (Segment 15); für den dem Stab 15 entsprechenden ECORE-Bereich Rod6 wird ebenfalls entsprechend dem Versuch kein Bersten berechnet ($p=3$ bar).

Abb. 2.3-17 zeigt eine Auftragung der Berstzeiten von Experiment und Simulationsrechnung für die einzelnen Stäbe, wobei die im Experiment aufgetretenen Versagenszeitpunkte entsprechend Tab. 2.3-1 den einzelnen Rod-Bereichen der Nachrechnung zugeordnet sind. Wie aus der Gegenüberstellung zu ersehen ist, ist die Abhängigkeit des Berstzeitpunktes von der Temperatur (innen: Stäbe 1 bis 9, außen: Stäbe 10 – 21) stärker ausgeprägt als die Abhängigkeit vom Innendruck. Da in der Rechnung im Außenbereich etwas zu hohe Temperaturen berechnet werden (Gradient innen – außen zu gering), tritt das Versagen im äußeren Bereich etwas zu früh auf; im Durchschnitt zeigt sich jedoch eine gute Übereinstimmung der berechneten Zeitpunkte mit den gemessenen Werten. Die Stabtemperaturen, bei denen das Versagen berechnet wird, liegen zwischen 842 °C (Rod5) und 924 °C (Rod2) und somit ca. 60 °C niedriger als im Test (Tab. 2.3-2).

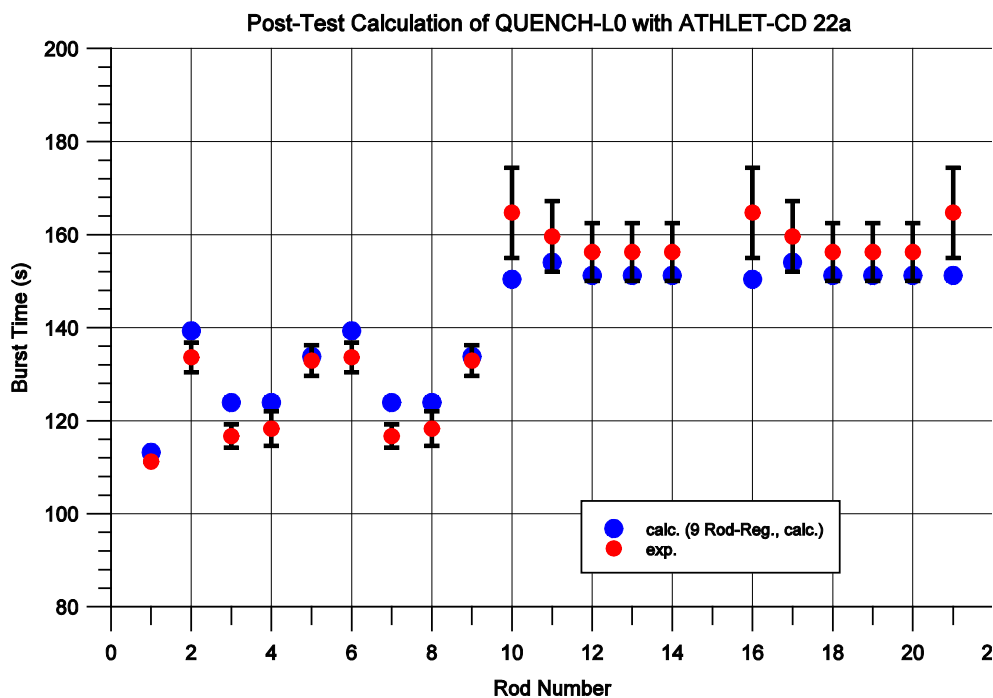


Abb. 2.3-17 Gegenüberstellung der Berstzeiten für Experiment und Rechnung

Die vor der Versuchsdurchführung neu installierte Messtechnik (Laser Profilometer) ermöglichte die genaue Ermittlung der Hüllrohrdehnung vor dem Bersten. Die gemessenen Werte variierten zwischen 20 % und 40 %; mit der gewählten Standardoption IBLOW=0 des Modells MFRODB wird in der Simulation das Hüllrohrversagen bei 38 % Dehnung angenommen.

Die als Folge des „Ballooning“ auftretende Kühlkanalblockade betrug im Test maximal 21 % /STU 10/. Im der Rechnung ergibt sich dagegen eine wesentlich stärkere Einschnürung des Bündelquerschnitts; die freie Querschnittsfläche auf der Höhe 950 mm sinkt von 58 % (POROSI=0,58) auf 12 % im Innenbereich des Bündels (BUNDLEI) bzw. 25 % im Außenbereich (BUNDLEO).

2.4 ADINA-Analysen zu Versuch QUENCH-L0 und QUENCH-L1

Bei LOCA-Versuchen an Hüllrohren spielen aus strukturmechanischer Sicht neben der Temperaturabhängigkeit der elasto-plastischen Werkstoffeigenschaften des Hüllrohrmaterials die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Kriech Eigenschaften eine wesentliche Rolle. Daher wurde die bisher entwickelte Analysemethodik (siehe GRS 10/) um die Berücksichtigung der Kriech Eigenschaften ergänzt (siehe Kapitel 2.4.1) und im Rahmen von Nachrechnungen zu QUENCH-L0 (Kapitel 2.4.4) und QUENCH-L1-Versuchen (s. Kapitel 2.4.3) angewendet. Die Ergebnisse dieser Nachrechnungen werden in den folgenden Unterkapiteln erläutert.

2.4.1 ADINA FE-Modell

Die ADINA-Analysen wurden mit einem 3D-180°-Analysemodell eines Hüllrohrabschnitts (Höhe 200 mm, siehe Abb. 2.4-1) durchgeführt. Wie in der Abb. 2.4-1 ersichtlich ist, kann eine relevante Auswertungsstelle durch Angabe einer z-Koordinate (axial) für die Höhenangabe, einen Winkel (0°-180°) sowie eine Angabe, ob sich die Auswertungsstelle auf der Innen- oder Außenoberfläche der Rohrgeometrie befindet, gekennzeichnet werden. Der Winkel wird so bestimmt, dass der 0°-Winkel in der Symmetrieebene auf der positiven y-Seite liegt.

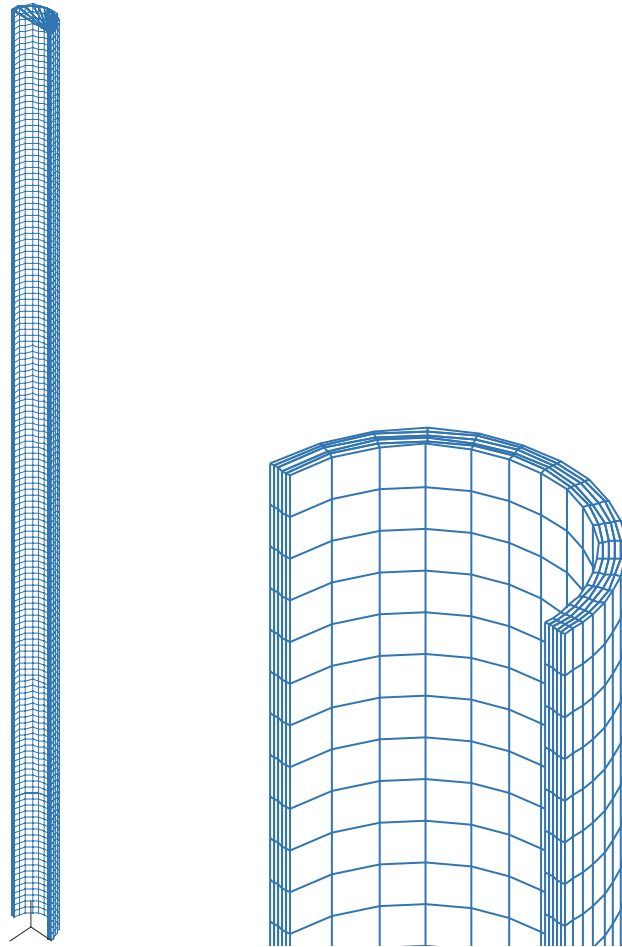


Abb. 2.4-1 ADINA-Modell für einen Hüllrohrausschnitt (Außendurchmesser 10,75 mm, Wanddicke 0,725 mm, Höhe 200 mm) des QUENCH-L1-Versuchs

2.4.2 Approximation der Kriecheigenschaften von Zirkaloy-4

Für die Simulation der Kriecheigenschaften von metallischen Werkstoffen stehen in dem Finite-Elemente Rechenprogramm ADINA /ADI 10/ verschiedene Kriechgesetze zur Verfügung. Das für Fragestellungen mit Hüllrohrwerkstoffen ausgewählte Kriechgesetz „Creep Law 3“ beschreibt die Kriechdehnung als Funktion der Zeit und der Spannung mit sieben Parameter a_i , $i=1-7$ in der folgenden Form.

$$\varepsilon = a_0 \sigma^{a_1} \cdot (t^{a_2} + a_3 t^{a_4} + a_5 t^{a_6}) \cdot e^{-\frac{a_7}{\theta + 273,15}} \quad (2.4-1)$$

Diese Formel wurde mit dem entsprechenden Ausdruck, der im Rechenprogramm TespaRod enthalten ist, gleichgesetzt.

$$\dot{\epsilon} = A\sigma^n \cdot e^{-\frac{Q}{kT}} \quad (2.4-2)$$

Das Kriechgesetz wurde ausgewählt, da es geeignet ist, die im Rechenprogramm TespaRod enthaltenen Kriechparameter zu approximieren. Daraus ergeben sich die folgenden Identitäten:

$$a_0 = A, a_1 = 1, a_2 = 1, a_3 = a_4 = a_5 = a_6 = 0, a_7 = \frac{Q}{k}, \theta \text{ in } ^\circ C$$

Da die Temperatur- und Spannungsabhängigkeit der Kriechparameter in TespaRod nicht unmittelbar im Programm verfügbar ist, wurden zahlreiche Stützrechnungen mit TespaRod durchgeführt, aus denen Stützwerte für die Kriechkurvenapproximation in ADINA abgeleitet wurden. Abb. 2.4-2 und Abb. 2.4-3 zeigen ausgewählte Ergebnisse dieser Arbeiten in Form der Abhängigkeit der Kriechraten von der Temperatur und der Spannung. Diese Kurven gelten für Zirkaloy-4 ohne Hüllrohoxidation.

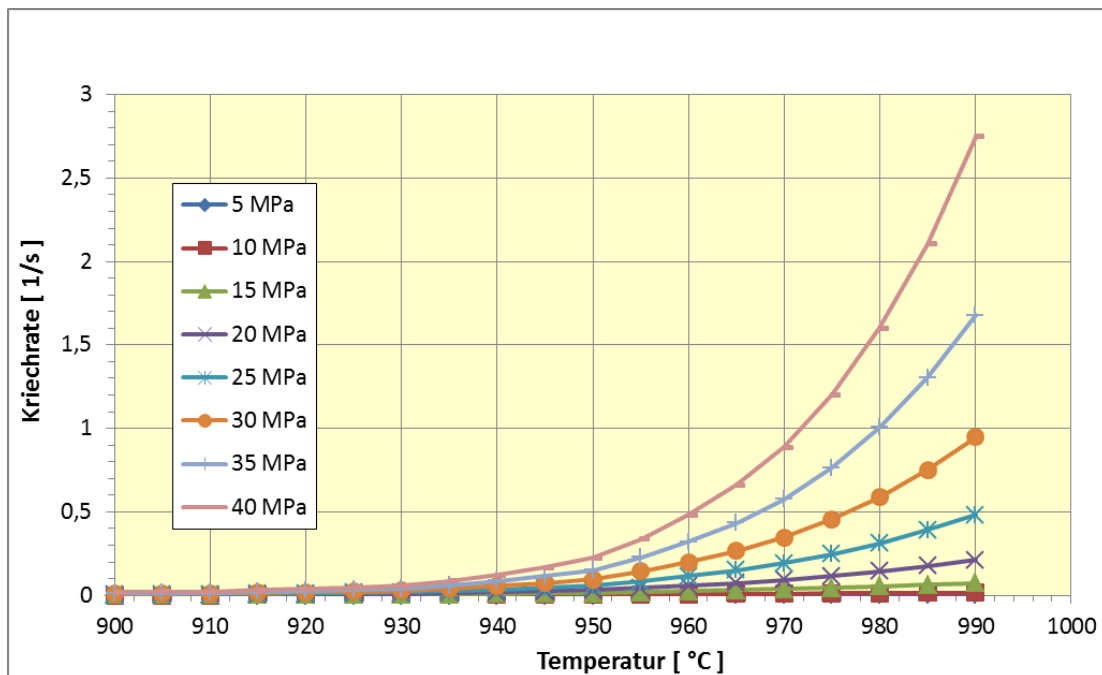


Abb. 2.4-2 Kriechraten für Zry-4 als Funktion der Temperatur für verschiedene Spannungen (ADINA-Modell)

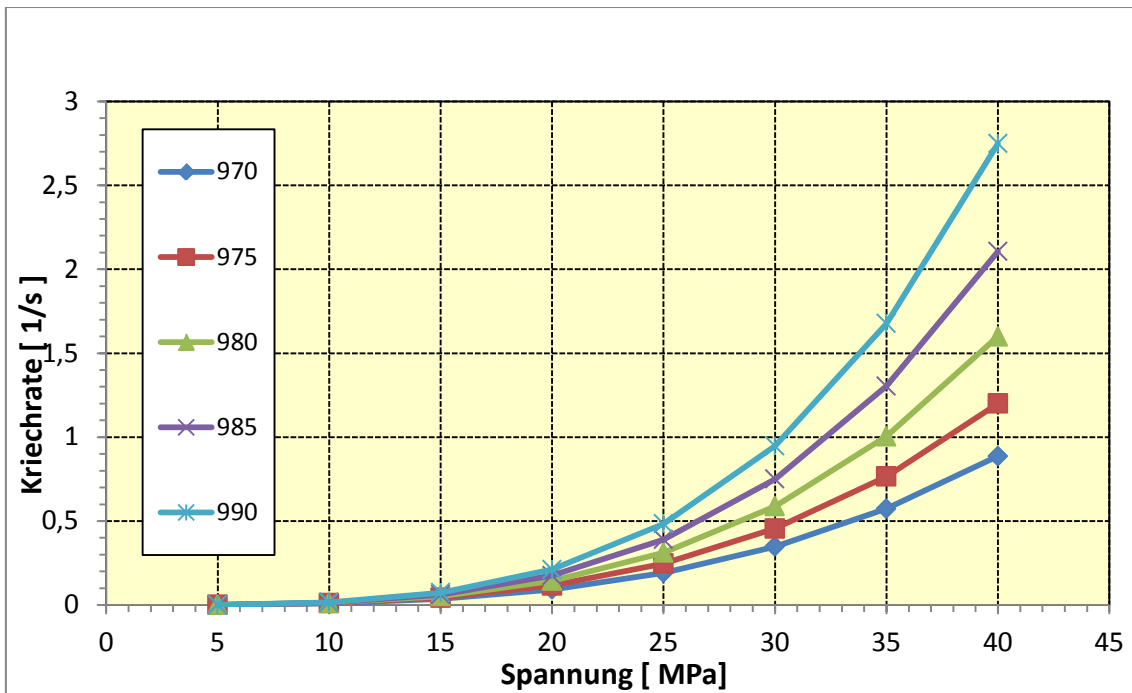


Abb. 2.4-3 Kriechraten für Zry-4 als Funktion der Spannung für verschiedene Temperaturen [°C] (ADINA-Modell)

Da für eine jeweilige Temperaturstufe die Spannungswerte nur eingeschränkt bis zu einer bestimmten Dehnung verfügbar sind, ist es notwendig die Spannungs-Dehnungskurven zu extrapolieren. Dies geschieht für die Spannungs-Dehnungskurven bis 850 °C durch lineare Extrapolation. Die Spannungs-Dehnungskurven von 900 °C bis 1300 °C wurden mit Hilfe von Potenzfunktionen der Form $y = a * x^b$ extrapoliert, da eine lineare Extrapolation die Kurventrends der Temperaturstufen nicht korrekt wiedergibt. Die benötigten Koeffizienten a und b der jeweiligen Potenzfunktionen werden mit Hilfe einer Trendanalyse in MS-Excel ermittelt. In Abb. 2.4-3 und Abb. 2.4-4 sind die angepassten Spannungs-Dehnungskurven dargestellt. Die Abb. 2.4-5 ermöglicht durch eine geänderte Skalierung der Y-Achse eine geeignete Übersicht der Spannungsdehnungskurven oberhalb einer Temperatur von 800 K.

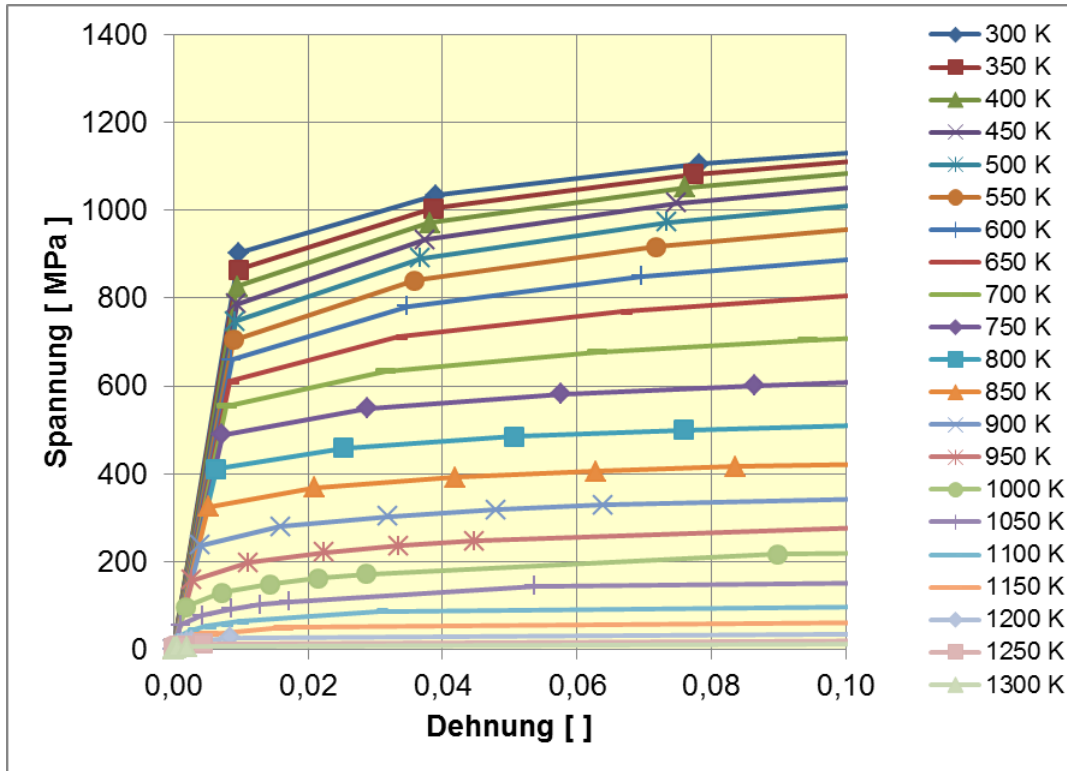


Abb. 2.4-4 Temperaturabhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zry-4 nach /MAT 03/

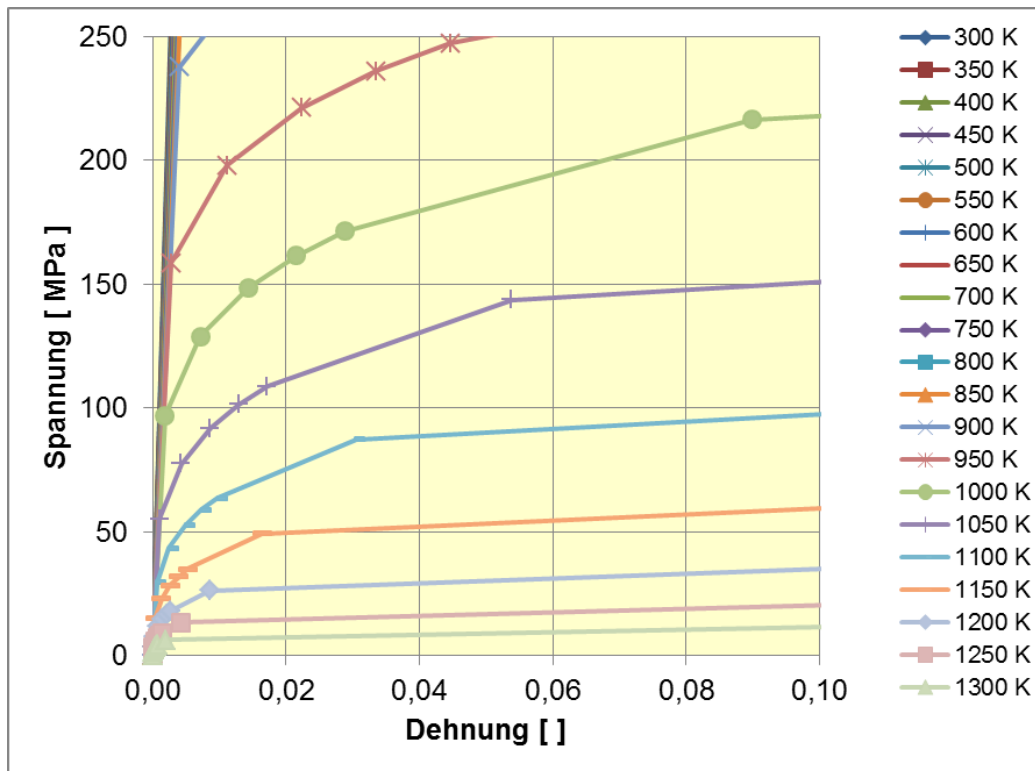


Abb. 2.4-5 Temperaturabhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Kurven für Zry-4 nach /MAT 03/, Ausschnitt aus Abb. 2.4 4

2.4.3 Kurzbeschreibung des Versuchs QUENCH-L1

An der in Kapitel 2.3.1 beschriebenen Versuchsanlage wurde am 02.02.2012 der Versuch QUENCH-L1 durchgeführt. Gemäß der Kurzbeschreibung des Versuchs /KIT 12/ wurden dabei die Hüllrohre des Bündels aus Zry-4 „as received“, d. h. ohne Oxidationseinfluss in den ersten 100 s Temperaturen und Innendrücken gemäß Abb. 2.4-6 ausgesetzt.

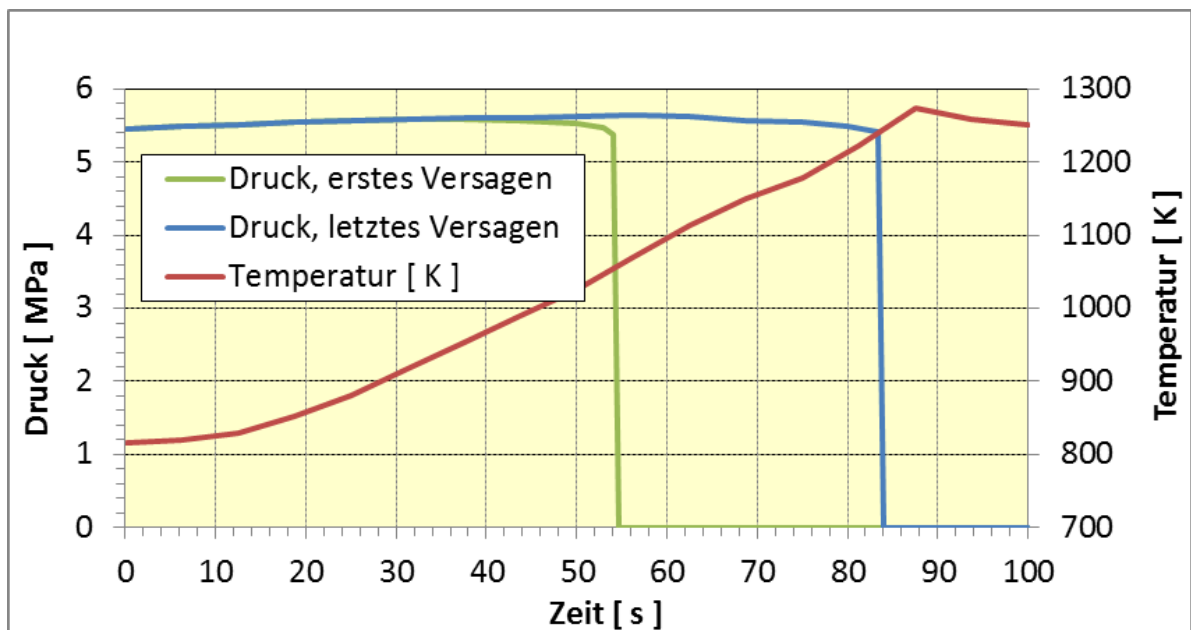


Abb. 2.4-6 QUENCH-L1: Temperatur- und Druckbelastung der Hüllrohre

Die Abbildung zeigt, dass die Hüllrohrtemperatur von anfangs 800 K (527 °C) in 87,5 s auf 1300 K (1027 °C) ansteigt. Das erste Hüllrohrversagen tritt nach 54 s bei etwa 1050 K (777 °C) und das letzte nach ca. 84 s bei ca. 1250 K (977 °C) statt. Während des Experiments zeigen die Hüllrohre starke lokale Deformation (ballooning) und axiales Aufreißen (siehe Abb. 2.4-7).

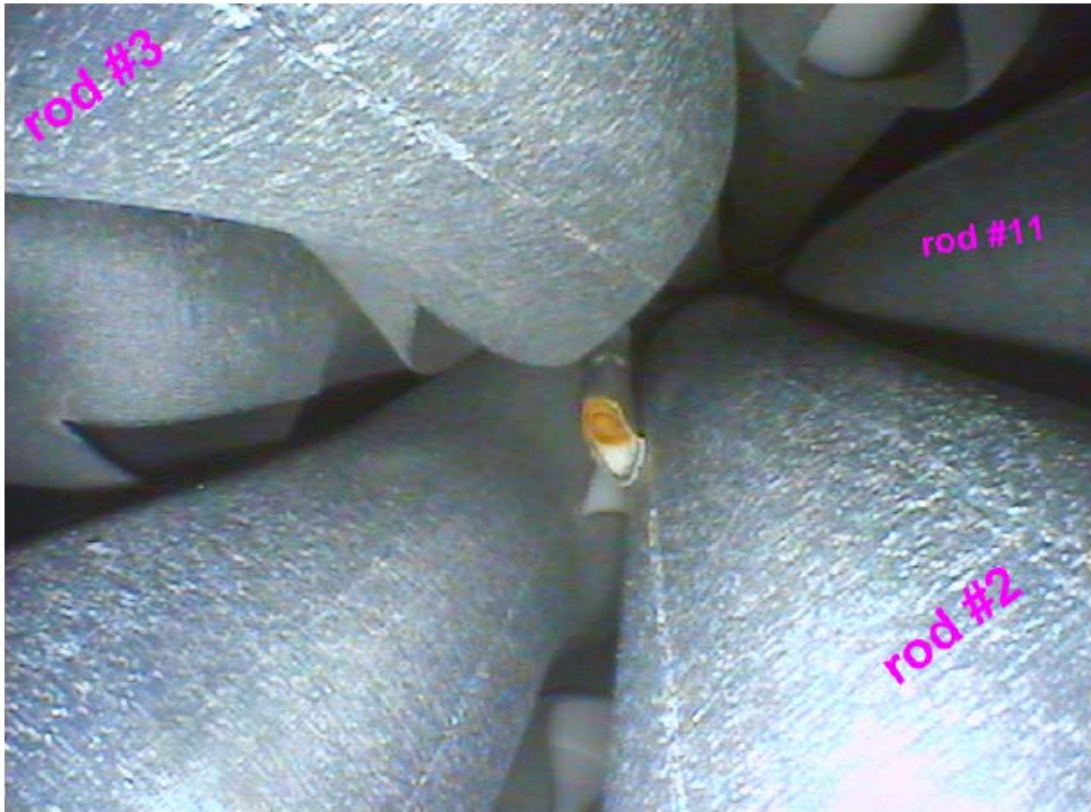


Abb. 2.4-7 QUENCH-L1: Deformation und Aufreißen einzelner Hüllrohre
(aus /KIT 12/)

2.4.4 ADINA-Analysen zum QUENCH-L1 Experiment

Im Folgenden werden die Ergebnisse der FE-Berechnungen des QUENCH-L1-Experiments erläutert. Wie im Kapitel 2.4.1 anhand des FE-Modells dargestellt, werden relevante Positionen anhand der drei Angaben z-Koordinate, Winkel φ und die Lage auf der Rohrgeometrie charakterisiert. Als relevante Lagen werden sowohl die Außen- als auch die Innenseite betrachtet. In den folgenden Diagrammen wird Position auf der Innenseite stets mit „i“ und die Position auf der Außenseite mit „a“ abgekürzt.

Die Abb. 2.4-8 zeigt die Verformung des Hüllrohrausschnitts unter der Innendruckbelastung „letztes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-3). Dabei steigt die radiale Verformung nach etwa 75 s stark an und erreicht nach etwa 80 s Werte oberhalb des Hüllrohrradius'. Ein Anwachsen der inneren Umfangsspannung Sig-XX ist analog zur Abnahme der Wandstärke zu beobachten. Bei der Auftragung sind die Verformungsrandbedingungen zu beachten, d. h. die hier gezeigte z-Verformung entspricht der doppelten radialen Aufweitung.

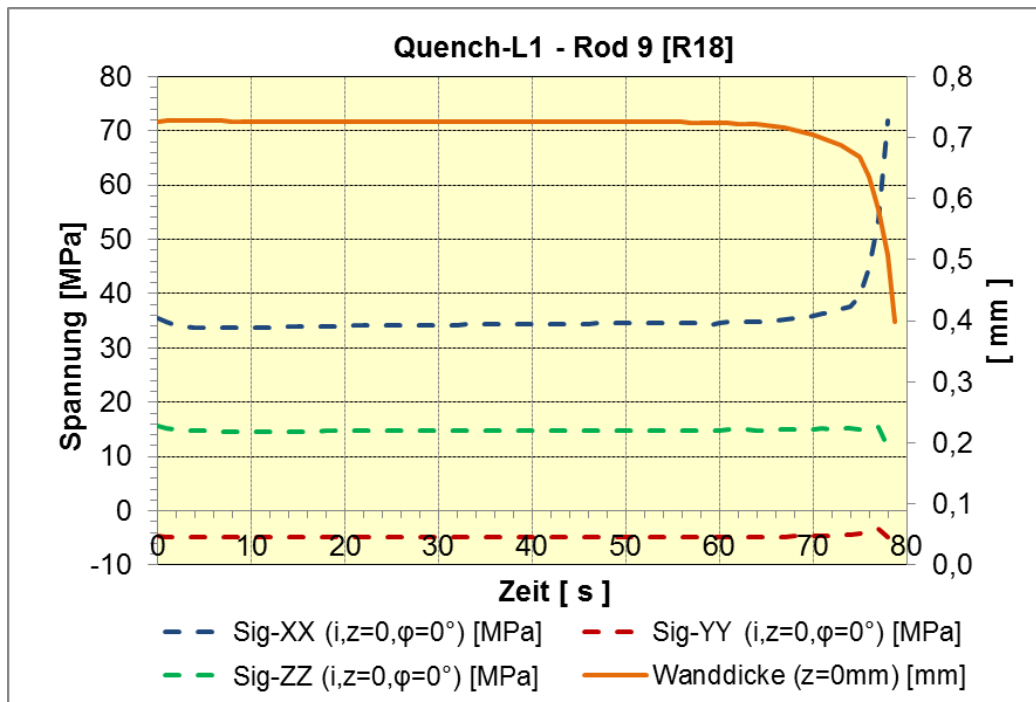


Abb. 2.4-8 Spannungen und Wanddickenänderung des Hüllrohrausschnitts bei Druck- und Temperaturbelastung „letztes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-3)

Die zeitlichen Verläufe der plastischen Dehnung und der Kriechdehnung sind in Abb. 2.4-9 enthalten. Dabei wird deutlich, dass die Kriechdehnungen und plastischen Dehnungen ab etwa 75 s stark ansteigen, d. h. unmittelbar danach bei ca. 80 s wird das Versagen der Struktur erwartet.

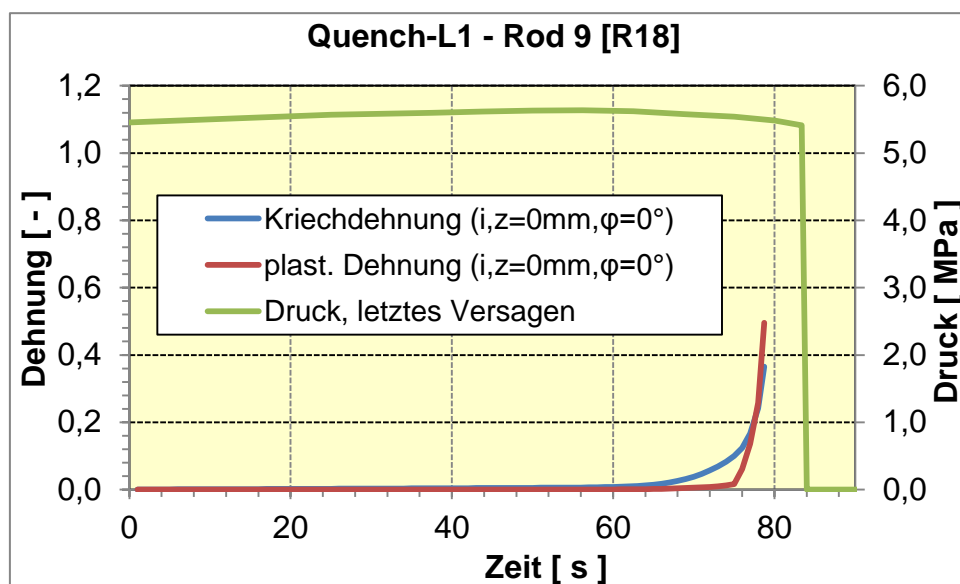


Abb. 2.4-9 Dehnung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung c (siehe Abb. 2.4-3)

Dieses berechnete Ergebnis stimmt gut mit dem experimentellen Befund (ca. 84 s) bei Druckbelastung „letztes Versagen“ überein.

Der zeitliche Verlauf der Vergleichsspannung im Vergleich zur temperaturabhängigen Streckgrenze (Abb. 2.4-10) zeigt, dass nach ca. 32 s die Plastifizierung an der Außenseite beginnt und nach ca. 58 s auch die Innenseite plastifiziert.

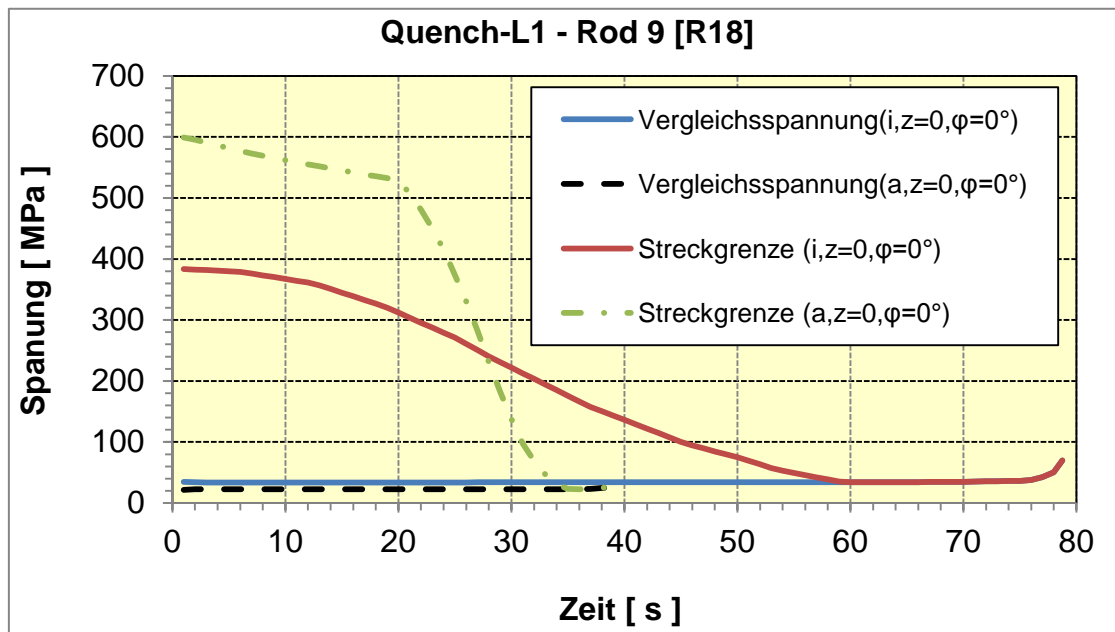


Abb. 2.4-10 Vergleichsspannung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung „letztes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-3)

Analog wurde eine ADINA-Analyse mit der Druckbelastung „erstes Versagen“ (siehe Abb. 2.4-6) durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass nur elastische Dehnungen auftreten und die Kriechdehnungen nur etwa 0,6 % erreichen, wodurch kein Versagen durch Dehnungen zu erwarten ist (siehe Abb. 2.4-11).

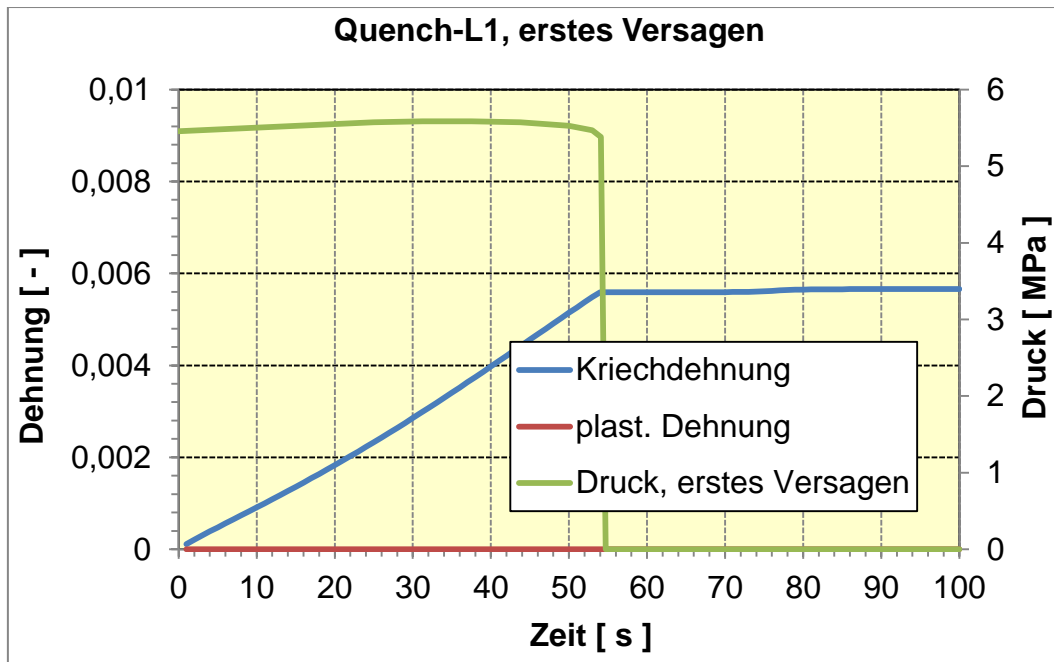


Abb. 2.4-11 Zeitverläufe von Kriech- und plastische Dehnungen „erstes Versagen“

Insgesamt ergeben diese Analysen zum QUENCH-L1 Versuch, dass mit der Finite Elemente-Methodik das experimentell bestimmte Versagen der Hüllrohre unter der Lastannahme („letztes Versagen“) gut prognostiziert werden kann.

2.4.5 ADINA-Analysen zum QUENCH-L0 Experiment

Die Temperaturtransienten für den Belastungsfall Quench-L0 wurden mit Hilfe von ATHLET-CD berechnet (siehe Abb. 2.3-8 bis Abb. 2.3-12). Im Folgenden werden die Lasttransienten, die auf das Hüllrohr des Brennstabs 9 (Rod 9, siehe Abb. 2.3-2) betrachtet. Dazu werden zwei Positionen auf dem Hüllrohr untersucht (siehe Abb. 2.4-12), die durch eine z-Koordinate, welche axial zum Hüllrohr verläuft, beschrieben werden können. Die Temperaturdifferenz der betrachteten Bereiche 950 mm und 1150 mm beträgt maximal ca. 560 K bei einer Zeit von etwa 430 s. Da innerhalb des betrachteten Bereichs mit einer Länge von 200 mm ein Temperaturgradient zu erwarten ist, besteht die Notwendigkeit, die Temperaturverteilung innerhalb dieses Bereichs geeignet zu interpolieren. Hierzu wurde ein FORTRAN-Programm entwickelt, das der FE-Analyse in ADINA Temperaturdaten in Form von Last-Zeit-Funktionen zur Verfügung stellt.

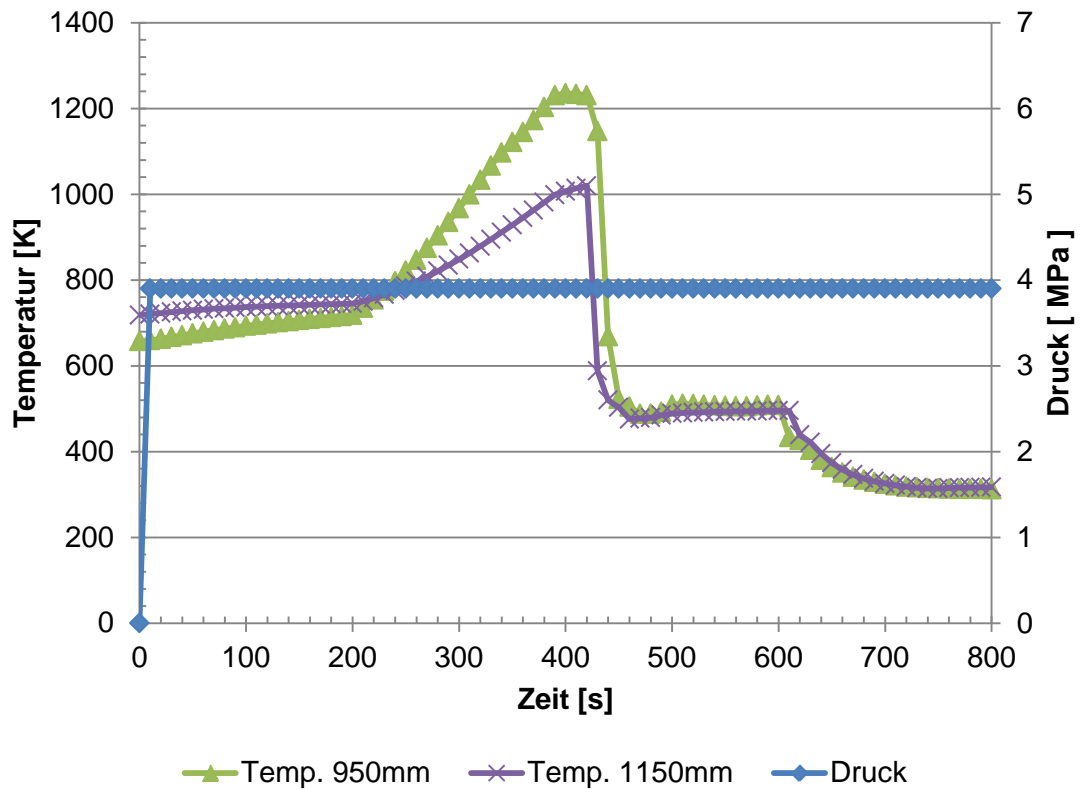


Abb. 2.4-12 Druck- und Temperaturtransienten (950mm und 1150 mm)

Die Abb. 2.4-13 zeigt die Verformung des Hüllrohrabschnitts unter der Innendruckbelastung. Aufgrund der Verformung nähert sich der Innendurchmesser immer mehr dem Außendurchmesser an, dies ist mit der Reduzierung der Wandstärke verbunden. Dabei steigt die radiale Verformung nach etwa 370 s stark an und bei etwa 380 s wird Versagen erwartet.

Die Abb. 2.4-14 zeigt die Wanddickenänderung des Hüllrohrabschnitts unter der Innendruck- und Temperaturbelastung (siehe Abb. 2.4-12).

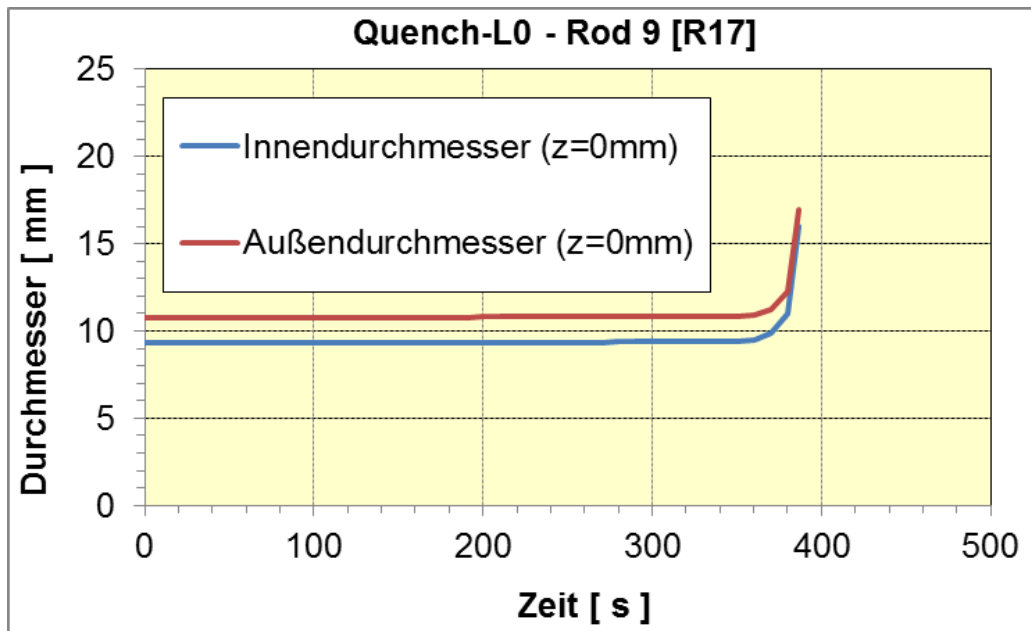


Abb. 2.4-13 Verformung des Hüllrohrabschnitts bei Druckbelastung (siehe Abb. 2.4-12)

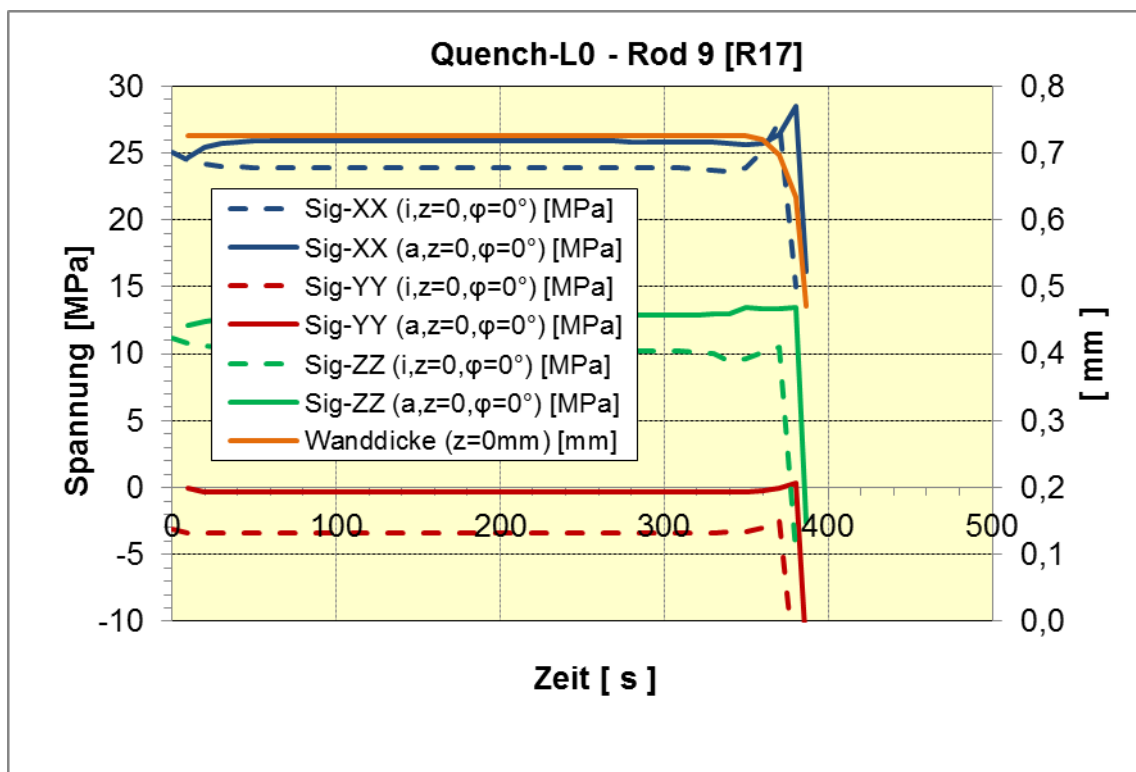


Abb. 2.4-14 Spannungen und Wanddickenveränderung [mm] an ausgewählten Positionen des Hüllrohrs bei Druck- und Temperaturbelastung (siehe Abb. 2.4-12)

Die zeitlichen Verläufe der plastischen Dehnung und der Kriechdehnung sind in Abb. 2.4-15 enthalten. Dabei wird deutlich, dass die Kriechdehnungen das Verhalten des Hüllrohrs dominieren und ein Versagen ausgehend von der Innenseite des Hüllrohrs durch Kriechen spätestens bei 380 s zu erwarten ist.

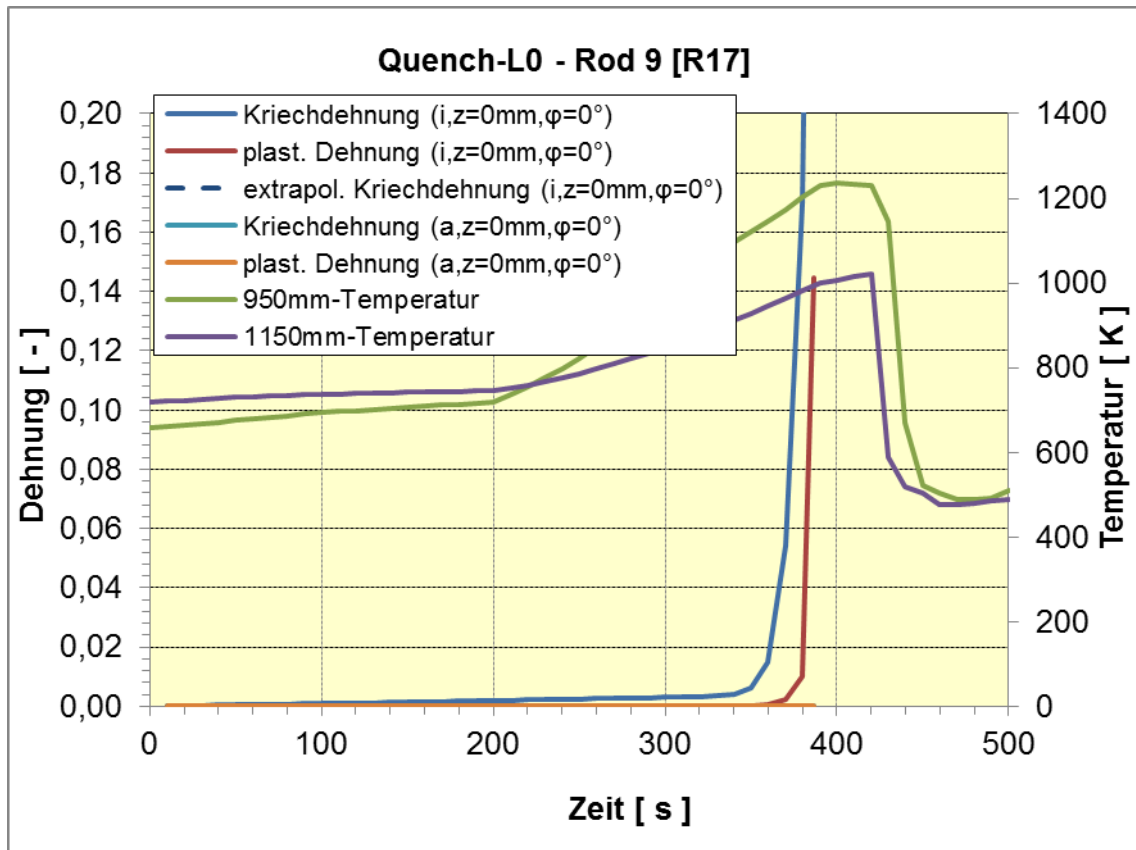


Abb. 2.4-15 Dehnung als Funktion der Zeit bei Temperaturbelastung
(siehe Abb. 2.4-12)

Der zeitliche Verlauf der Vergleichsspannung im Vergleich zur temperaturabhängigen Streckgrenze (Abb. 2.4-16) zeigt, dass nach ca. 350 s eine Plastifizierung zu erwarten ist.

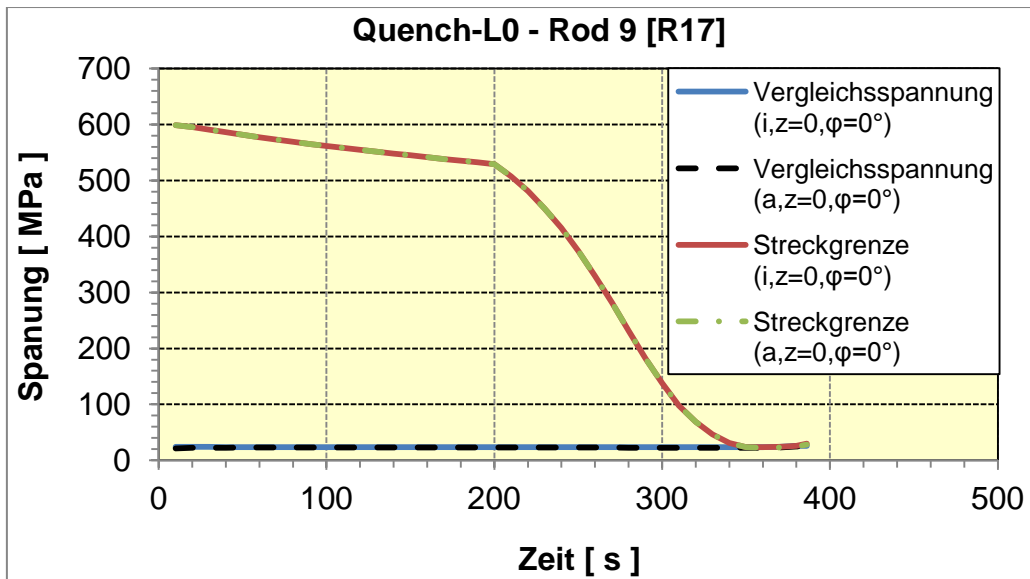


Abb. 2.4-16 Vergleichsspannung als Funktion der Zeit bei Druckbelastung (siehe Abb. 2.4-12)

In der Abb. 2.4-17 wird der verformte Brennstab 9 nach dem Test /STU 12/ dem verformten Analysemodell basierend auf einer FE-Simulation mit ADINA gegenübergestellt. Es ist offensichtlich, dass beim Test das Hüllrohr des Brennstabs lokal aufgerissen wird.

Die im Rahmen der ADINA-Analyse erwarteten Berstzeiten liegen deutlich über den experimentell bestimmten (siehe Tab. 2.3-2 und Abb. 2.3-17). Inwieweit die hier nicht berücksichtigte Oxidschicht (siehe Ende Kapitel 2.8.8) und deren Einfluss auf das Kriechverhalten und die Plastifizierung diesen Unterschied begründet, müsste in einem nächsten Arbeitsschritt untersucht werden. Dazu müssten zunächst analog zu der beschriebenen Vorgehensweise (siehe Kapitel 2.4.2) ECR-abhängige Kriechkurven für ADINA-Rechnungen über Stützrechnungen mit TespaRod bestimmt werden.

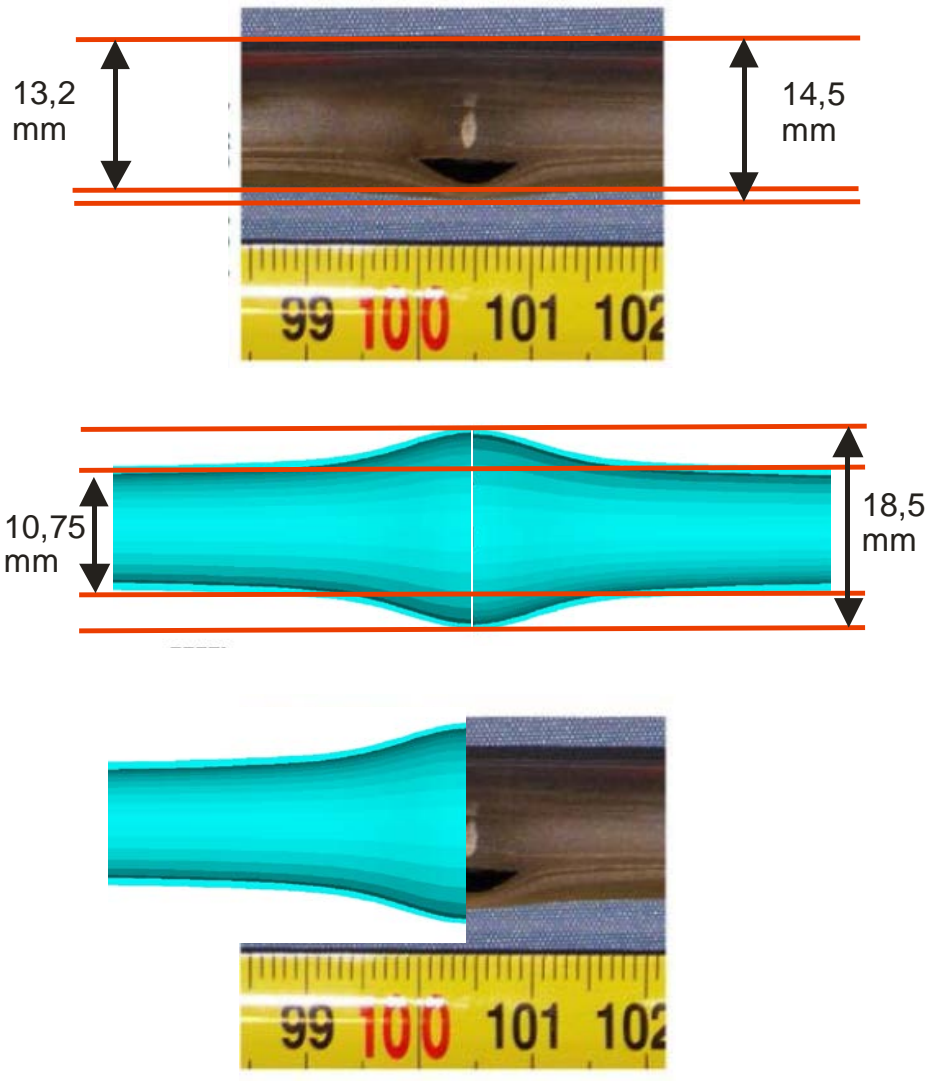


Abb. 2.4-17 Vergleich der Verformungen von FE-Simulation und Test /STU 12/

2.5 Zusammenfassung und Ausblick zum Kühlmittelverluststörfall

Aus den Analysen der ANL- und KIT-Ringdruck-Tests ergibt sich, dass bestimmte Kombinationen von Wasserstoff- und Sauerstoff-Aufnahme zum Zustand Restduktilität führen. Dadurch ist es möglich, dass der Hüllrohr-Zustand bei Vorliegen einer sekundären Hydrierung und Oxidation hinsichtlich seiner Duktilität beurteilt werden kann.

Der QUECH-L0-Versuch zeigt, dass bei Vorliegen einer prototypischen sekundären Hydrierung sowie einer prototypischen Oxidation das Auseinanderbrechen eines geborstenen Hüllrohrs beim Wiederbenetzen (Quenchen) im Versuch nicht stattfindet, was somit im Einklang mit obigen ANL- und KIT-Untersuchung zur Restduktilität steht. Die mit dem Rechenprogramm ATHLET berechneten Berstzeiten und Kühlkanalblockaden werden von den Versuchsergebnissen des QUENCH-L0-Versuchs bestätigt.

Die Finite-Element-Analysen mit ADINA zu den Versuchen QUENCH-L1 und -L0 zeigen, dass mit geeigneten Kriechkurven und Spannungs-Dehnungskurven das „Ballooning“ der Hüllrohre bestimmt und durch den Anstieg der Kriechdehnungen sowie der plastischen Dehnungen der Versagenszeitpunkt durch Bersten gut prognostiziert werden kann.

3 Reaktivitätsstörfall

Der Reaktivitätsstörfall zeichnet sich durch eine sehr kurzzeitige Erhöhung der Leistungsdichte im Brennstoff aus, die in der Folge zu einer ebenso kurzfristigen Erhöhung der Hüllrohr-Temperatur führt. Der zeitliche Gradient der Hüllrohr-Temperatur kann dabei etwa 1000 K/s erreichen. Konventionelle Wärmeübergangskorrelationen, die letztlich anhand stationärer Messungen ermittelt wurden, sind daher weniger geeignet, so dass eine eigenständige Entwicklung von Wärmeübergangskorrelationen erforderlich ist. Im Vorläufer-Vorhaben RS1175 sind daher für RIA-Transienten geeignete Wärmeübergangsmodelle entwickelt und in den Brennstab-Code TespaRod implementiert worden.

Der Verlauf der Hüllrohr-Temperatur bei Auftreten von DNB mit anschließender Wiederbenetzung der Hülle kann mittels der in TespaRod bereitgestellten Wärmeübergangsmodelle berechnet werden. Insbesondere das Wärmeübergangsverhalten bei Wiederbenetzen ist in starkem Maße von der Oberflächen-Beschaffenheit der Hülle und der Unterkühlung des Strömungskerns abhängig. Diese Abhängigkeiten lassen sich empirisch erfassen, sind aber mechanistisch noch nicht verstanden /SON 10/, /OEC 10/.

Anhand weiterer Versuchsdaten, die im Rahmen eines OECD-Benchmark bereitgestellt wurden, kann gezeigt werden, dass das in TespaRod bereitgestellte Wärmeübergangsmodell nur geringfügig anzupassen ist, um die Hüllrohr-Temperatur-Messungen des NSRR-Versuchs NSRR 562-12 wiedergeben zu können.

Zum Brennstab-Verhalten bei RIA ist im Vorläufer-Vorhaben (RS1175) das Berechnungsmodell zur Leistungsdichte-basierten Dehnung bestätigt worden. Im Rahmen des OECD-RIA-Benchmark sind erstmals RIA-Versuchsdaten zu frischem Brennstoff zugänglich geworden. Mit Blick auf das Leistungsdichte-basierte Dehnungsmodell in TespaRod ist es daher möglich, dieses Modell unter den Bedingungen mit genau bekannten geometrischen Randbedingungen, wie es nur für frischen Brennstoff möglich ist, zu überprüfen.

In den nachfolgenden Kapiteln werden TespaRod-Versuchsauswertungen vorgestellt, die zum einen der Validierung des Wärmeübergangsmodells und zum anderen der Validierung des Leistungsdichte-basierten Dehnungsmodells dienen.

3.1 Analyse des Wärmeübergangs im RIA-Versuch 562-12

Der RIA-Test NSRR 562-12 hat das Störfall-Verhalten eines frischen Brennstabs zum Gegenstand. Dieses Störfall-Verhalten kann in diesem speziellen Versuch insbesondere hinsichtlich der Wärmeübergangsverhältnisse untersucht werden, da im Versuchsergebnis der Brennstab nicht birst und folglich Hüllrohr-Temperaturmessungen nicht durch austretenden Brennstoff oder austretende Spaltgase beeinflusst werden.

Das Hüllrohr besteht aus Zirkaloy-4, der Brennstoff ist UO₂ und die Anreicherung beträgt 4,1 %. Der Brennstab befindet sich in ruhendem Wasser von 24 °C bei atmosphärischem Druck. Dieser Test-Brennstab ist mit 5 Thermoelementen auf der Hüllrohr-Oberfläche und einem zentralen Thermoelement im Brennstoff-Inneren bestückt. Der Brennstab ist mit nachstehenden Parametern charakterisiert.

Tab. 3.1-1 Parameter des Test-Brennstabs NSRR-562-12

Pellet center hole diameter ^{a)} (hollow pellet)	1.9 mm
Pellet height ^{a)}	11 mm
Pellet enrichment ^{a)}	4.1%
Pellet density ^{b)}	95%
Pellet dish/chamfer	Dished, no chamfer
Cladding outer diameter ^{a,c)}	9.5 mm
Cladding thickness ^{c)}	0.57 mm
Pellet/cladding gap ^{a)}	0.02 mm (diameter gap: 0.04mm)
Pellet outer diameter ^{a)}	8.32 mm
Rodlet fuel stack length ^{a)}	132 mm (4 hollow pellets and 8 solid pellets) ^{a)}
Rodlet He filling pressure at RT ^{a)}	0.1 MPa

^{a)} calculated using the information in this table

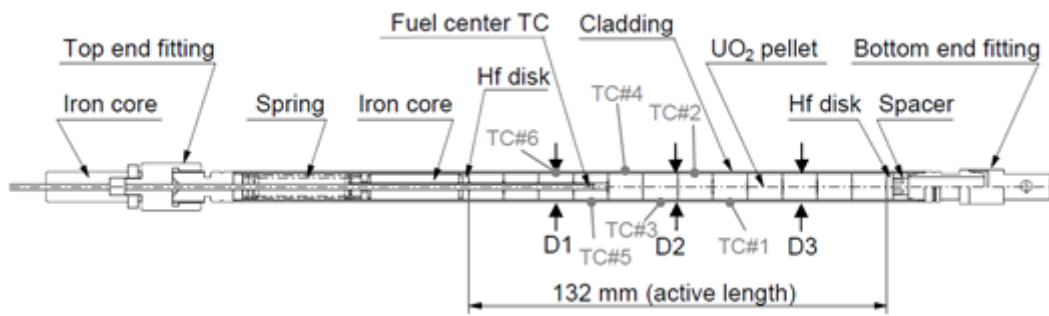


Abb. 3.1-1 Charakterisierung des Test-Brennstabs NSRR-562-12

Die axiale Leistungsverteilung zeigt die Abb. 3.1-2. Die Leistungsdichte im Bereich des Brennstabs mit Zentralbohrung ist geringfügig gegenüber dem übrigen Brennstab erhöht.

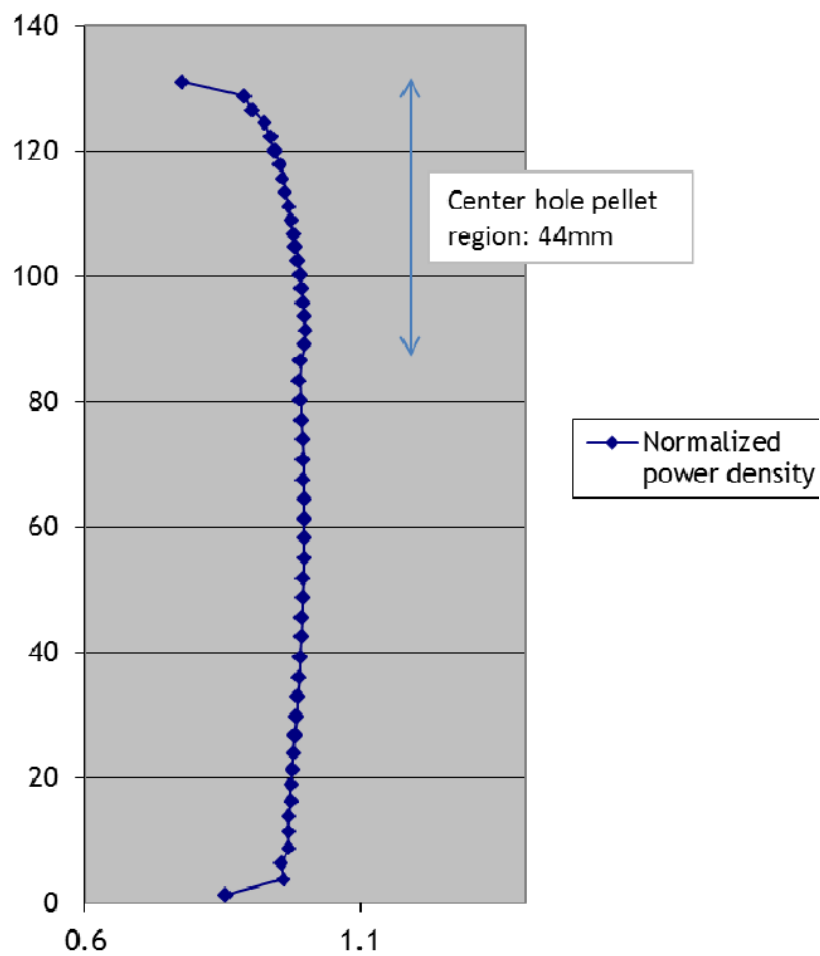


Abb. 3.1-2 Leistungsdichte-Verteilung längs des Test-Brennstabs

Da der Brennstab eine definierte Spaltweite zu Versuchsbeginn ausweist, ist bezüglich des Wärmeübergangs im Spalt zwischen Brennstoff und Hülle eine wesentliche Unsicherheit in der Analyse des Brennstabverhaltens vermieden.

Die Entwicklung der Leistungsdichte ergibt sich anhand der Reaktorleistung und einem Kopplungsfaktor von 12.15 W/g/MW. Die Reaktorleistung ist in Abb. 3.1-3 dargestellt.

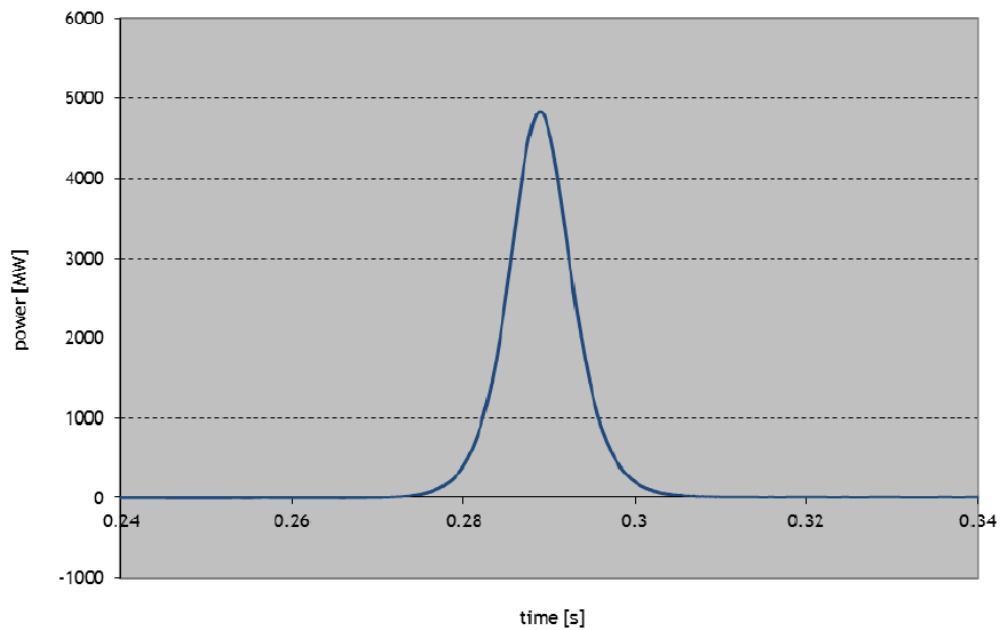


Abb. 3.1-3 Reaktorleistung

Die Analyse des NSRR-Versuchs 562-12 mit dem TespaRod-Wärmeübergangsmodell ergibt, dass das sowohl das Auftreten von DNB als auch die Dauer des Filmsiedens mit befriedigender Genauigkeit wiedergegeben werden. Lediglich die Höhe der Brennstab-Hüllrohr-Temperatur wird im Vergleich zu den 5 längs des Brennstabs verteilten Thermoelementen um etwa 150 K bis 400 K überschätzt, siehe Abb. 3.1-4.

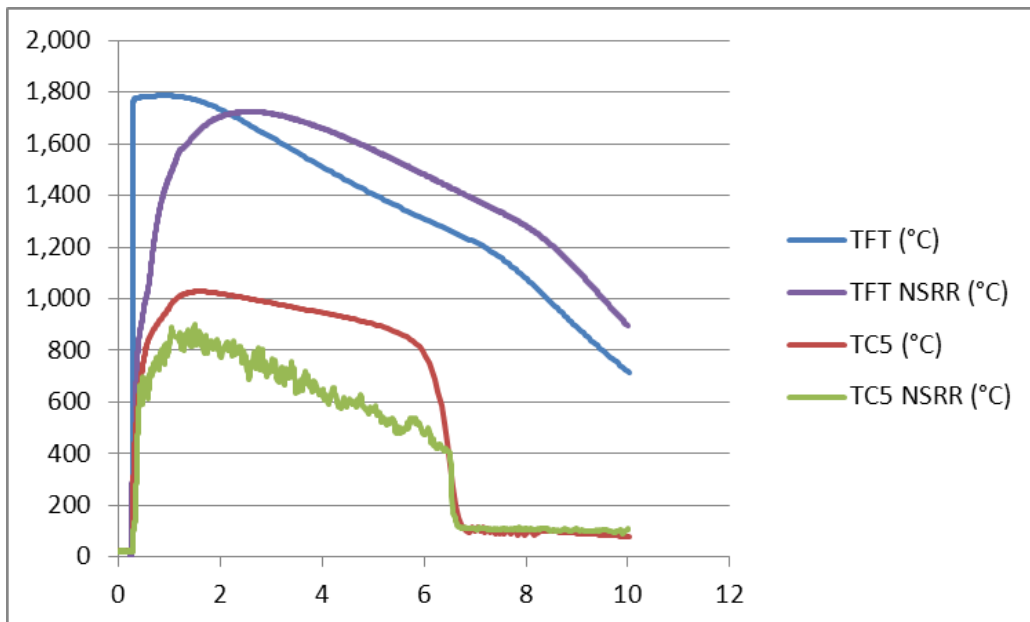


Abb. 3.1-4 Vergleich der mit TespaRod berechneten und gemessenen Temperaturen im Versuch NSRR 562-12

Die Dauer des Filmsiedens wird mit etwa 6 s von TespaRod ermittelt, was mit der Messung im Versuch übereinstimmt.

Abweichungen in der Zentraltemperatur zwischen Rechnung und Messung gehen auf die Wärmekapazität des dort eingebrachten Thermoelements zurück. In der Aufheizphase bleibt die Messung hinter dem berechneten Ergebnis zurück, weil das Thermoelement zunächst Wärme in der Aufheizphase einspeichert und folglich später in der Abkühlphase mit Verzögerung wieder ausspeichert. Insofern ist die berechnete Brennstoff-Temperatur als befriedigend zu bewerten.

Hinsichtlich der Überschätzung der Hüllrohr-Temperatur im Filmsieden sind Modellanpassungen erforderlich, um den tatsächlichen Verhältnissen näher zu kommen.

Das Modell zum Filmsieden bestimmt den Wärmeübergang mittels der Korrelation für Wärmestrahlung, wobei ein Multiplikator von 4 verwendet wird, um den konvektiven Anteil hierdurch zu erfassen. Dieser Multiplikator ist auf den Wert 9 angepasst worden und erneut mit TespaRod analysiert worden. Damit sinkt die erreichbare Maximaltemperatur und der Temperatur-Abfall nach Maximum verläuft steiler. Somit setzt nach kürzerer Zeit die Vorkühlung im Filmsieden ein.

In einer weitergehenden Modellanpassung wird der Beginn einer Vorkühlung dann angenommen, wenn die Oberflächen-Temperatur eine kritische Temperatur zwischen Leidenfrost-Temperatur und Maximal-Temperatur unterschreitet. Diese kritische Temperatur wird berechnet nach:

$$T_{\text{krit}} = 0,75 T_{\text{Peak}} + 0,25 T_{\text{Leidenfrost}} \quad (3.1-1)$$

Vergleiche zwischen Temperatur-Messungen und Rechnungen mit dem angepassten Modell sind in Abb. 3.1-5 dargestellt. Beim Vergleich ist zu beachten, dass die Thermoelemente von außen auf der Hülle angebracht sind und wie Kühlrippen bei einem Kontakt zum Wasser wirken können.

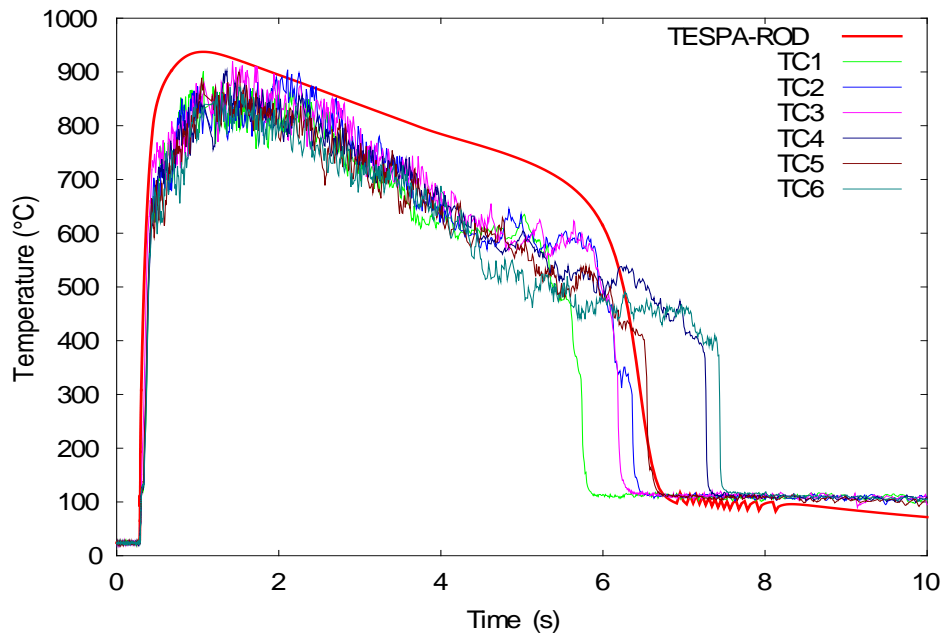


Abb. 3.1-5 Angepasstes Filmsiede-Modell in TespaRod

Wenn man von den 5 Thermoelementen die mit dem größten Abstand voneinander betrachtet, dann zeigt sich, dass die beobachtete Variation der Zeitdauer des Filmsiedens größer ist, als die mit TespaRod berechnete, siehe Abb. 3.1-6.

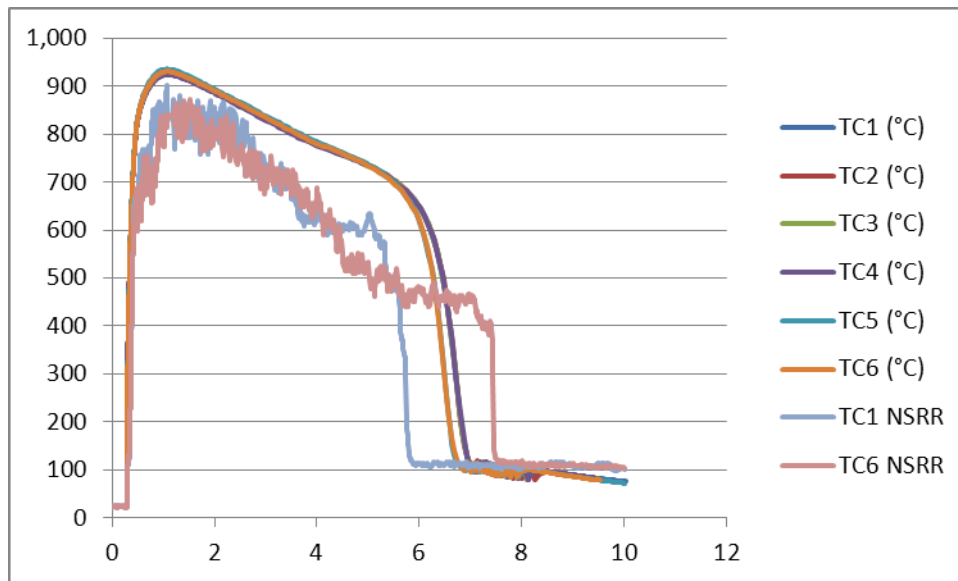


Abb. 3.1-6 Variation der Zeitdauer des Filmsiedens

Dieser Befund muss als statistische Unsicherheit in der Reproduzierbarkeit der Messungen mit Thermoelementen, die wie Kühlrippen wirken können, gesehen werden.

Das im Rahmen dieser Studie angepasste Filmsiede-Modell in TespaRod weist somit insgesamt eine deutliche Annäherung an die beobachteten Temperatur-Verläufe auf.

Im Nachgang zur Modellanpassung ist das TespaRod-Modell hinsichtlich der bestehenden Verifikationsbasis (NSRR LS1) erneut überprüft worden. Auch hier zeigt sich, dass eine verkürzte Filmsiededauer eine Verbesserung des Modells darstellt.

3.2 Analyse von RIA-Versuchen zum Leistungsdichte-basierten Dehnungsmodell

3.2.1 Versuch NSRR 562-12

Der im vorangegangenen Abschnitt dargestellte Versuch NSRR 562-12 eignet sich auch zur Überprüfung des TespaRod-Modells zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung. Der frische Brennstab ist in Bezug auf seine geometrischen Abmessungen sehr genau vermessen. Abbrand-bedingte Veränderungen, wie Spaltweite, Leistungsdichte-Umverteilung zum Pellet-Rand (RIM-Effekt) und Hüllrohr-Korrosion liegen nicht vor. Insofern kann das Messergebnis zur bleibenden Hüllrohr-Dehnung nach dem Test

direkt auf das mechanische Brennstoff-Dehnen während des Tests zurückgeführt werden.

Das TespaRod-Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung unterscheidet nicht den Abbrand-Zustand. Das Modell verwendet für frischen Brennstoff die gleiche Abhängigkeit von der Leistungsdichte wie für hochabgebrannten Brennstoff. Insofern ist der Test NSRR 562-12 besonders geeignet, diesen Modellansatz dahingehend zu überprüfen.

Diese Untersuchung wird jedoch wegen der hohen Hüllrohr-Temperatur, das neben plastischer Verformung auch Kriechverformung zulässt, etwas erschwert. Die Wirkung einer Kriechverformung muss folglich mit betrachtet werden. In Abb. 3.2-1 sind die längs des Brennstabs ermittelten bleibenden Dehnungen der Hülle verschiedenen TespaRod-Analysen zusammengestellt.

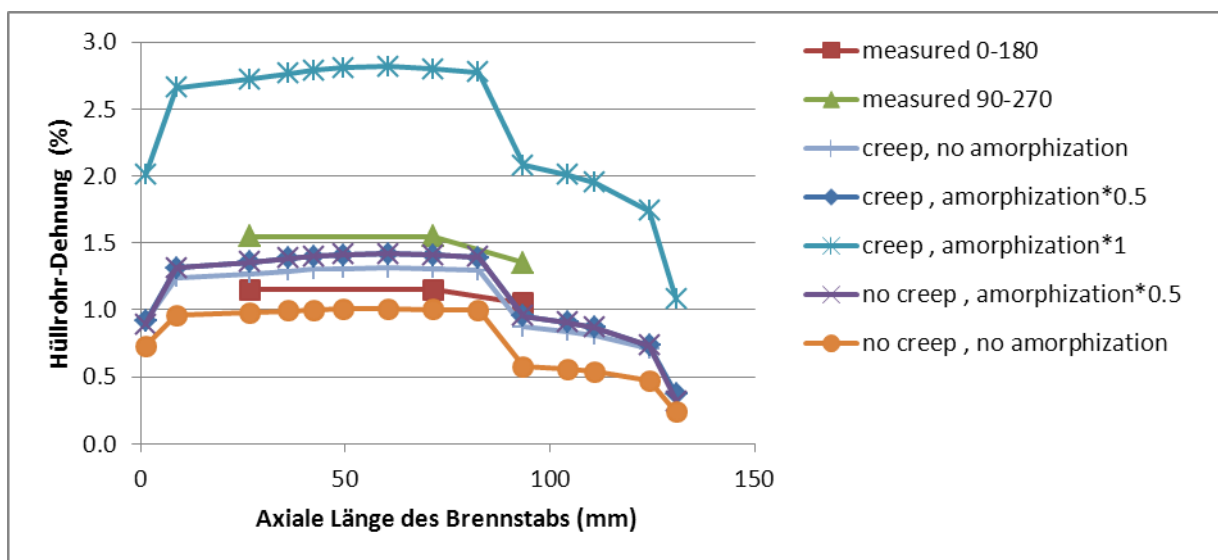


Abb. 3.2-1 Bleibende Hüllrohr-Dehnung längs des Brennstabs

Es zeigt sich, dass das TespaRod Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung (Kurve: creep, amorphization*1) die Messungen (Kurven: measured 0-180, measured 90-270) deutlich überschätzt. Frischer Brennstoff hat demnach eine wesentlich geringere Leistungsdichte-basierte Brennstoff-Dehnung. Diese Überschätzung kann, wie sich zeigt, nicht durch eine Verminderung des Hüllrohr-Kriechens beseitigt werden.

Das Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung muss für das Verhalten von frischem Brennstoff angepasst werden. Eine Reduktion der Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung um etwa 50 % ist mindestens erforderlich, um sich dem experimentellen Befund zu nähern (Kurve: creep, amorphization*0.5). Es zeigt sich ferner, dass das Kriech-Modell keinen nennenswerten Beitrag zur bleibenden Dehnung erzielt (Kurve: no creep, amorphization*0.5 im Vergleich mit Kurve: creep, amorphization*0.5).

Diese Untersuchung führt zur Schlussfolgerung, dass frischer Brennstoff sich wesentlich von Brennstoff mit einem Abbrand unterscheidet, so dass bei frischem Brennstoff die Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung nicht beobachtet werden kann.

Frischer Brennstoff weist eine verminderte Fähigkeit zur Amorphisation auf, da die Zahl der Gitterfehler im UO₂-Gitter noch keine Sättigung erreicht hat. Dies ergibt sich aus der Untersuchungen von Thome zur Amorphisation von UO₂ /THO 12/.

Zur Akkumulation von Gitterschäden messen die Autoren Thome und Moll /THO 12/, dass bei etwa 10 dpa eine Kumulation von Gitterschäden in UO₂-Kristallen bis hin zu einer Sättigung von 30 % Gitterschaden erfolgt ist, siehe Abb. 3.2-2.

Während der RIA-Transiente werden mit 10 dpa/s etwa 0,1 dpa erreicht. Es ist daher zu erwarten, dass die Amorphisation von frischem UO₂-Brennstoff gering ausfällt, da die in der RIA-Transiente erreichten Gitterversetzungen mit 0,1 dpa noch weit von einer Kumulation von Gitterschäden entfernt sind.

Ein über wenige Tage im Betrieb bestrahlter UO₂-Brennstoff hat dagegen die Grenze von 10 dpa überschritten und wird sich folglich unter den Bedingungen einer RIA-Transiente wegen der hohen Stoß-Rate von 10 dpa/s amorphisieren lassen, so dass das Modell der Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung ab da wieder gültig ist.

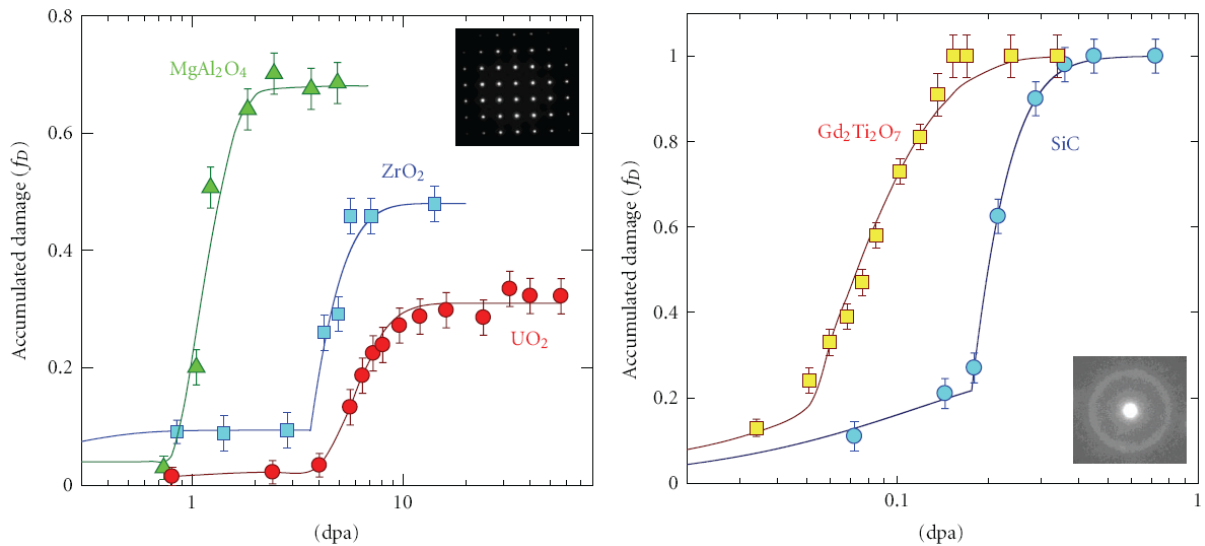


Abb. 3.2-2 Kumulation von Gitterschäden in UO₂ und weiteren Werkstoffen

Diese Erkenntnis ist in das TespaRod-Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung insofern übernommen worden, als für frischen Brennstoff das Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung abgeschaltet wird.

3.2.2 Versuch CABRI CIP01

Im Rahmen des OECD-Benchmarks ist der Versuch CIP01 aus dem CABRI-WL-Projekt bereitgestellt worden, wobei über die bisher bekannten Messergebnisse hinaus insbesondere Messungen zur bleibenden Brennstab-Dehnung zur Verfügung gestellt wurden. Der Versuch CIP01 ist ebenso wie der Versuch NSRR 562-12 während der RIA-Transiente nicht geplatzt. Der Test-Brennstab ist durch nachstehende Parameter charakterisiert (siehe Tab. 3.2-1).

Tab. 3.2-1 Brennstab-Parameter im Versuch NSRR 562-12

Pellet Diameter	8.192 mm
Pellet Height	9.83 mm
Pellet Dish depth	0.24 mm
Pellet Spherical dish radius	12.88 mm
Pellet Chamfer depth	0.13 mm
Pellet Chamfer width	0.51 mm
U-235 Enrichment	4.5 %
Pellet Density	95.7 %
Pellet Grain size	11 μm
Rodlet total length	702.3 mm
Rodlet fuel stack length	541mm
Length lower Hf pellet	2 mm
Length upper Hf pellet	5 mm
Rodlet free volume	2.84 cm ³
Rodlet plenum volume	2 cm ³
Rodlet He filling pressure at 20°C	3.04 bar
Cladding Inner diameter	8.357 mm
Cladding Outer diameter	9.500 mm

Das Hüllrohr-Material ist ZIRLO. Der Brennstoff ist UO₂. Der Test-Brennstab wird von Natrium mit 280 °C gekühlt und steht dabei unter einem Kühlmitteldruck von 3 bar. Der Abbrand des Brennstoffs ist mit etwa 74 MWd/kgU sehr hoch. Die Oxidschicht beträgt etwa 60 bis 90 μm . Die Wasserstoff-Aufnahme ins Hüllrohr ist mit 1200 ppm sehr hoch und hat Auswirkungen auf das Kriechverhalten der Hülle.

Aufgrund einer relativ ungleichförmigen Leistungsverteilung über die axiale Länge des Brennstabs ergibt sich nach dem TespaRod-Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung ein entsprechend ungleichförmige bleibende Hüllrohr-Dehnung, die in Abb. 3.2-3 dargestellt ist.

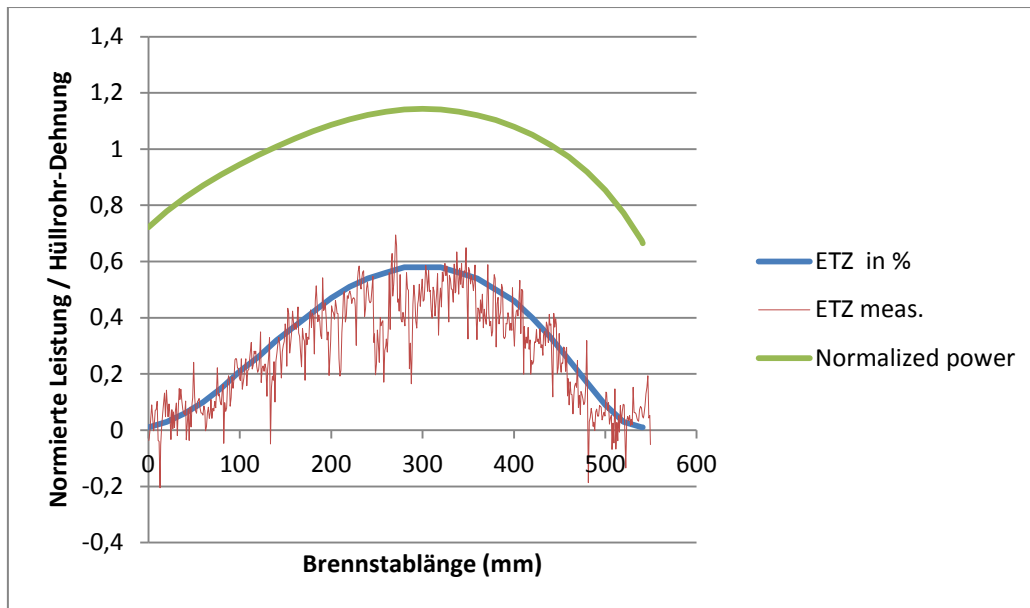


Abb. 3.2-3 Leistungsdichte und bleibende Hüllrohr-Dehnung (ETZ) längs des Test-Brennstabs

Abb. 3.2-3 verdeutlicht, dass das Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung optimal die Versuchsergebnisse wiedergibt. Was vom Modell nicht erfasst wird, sind die nach unten abweichenden Messwerte (siehe in Abb. 3.2-3 die Kurve: „ETZ meas.“), die auf Oxidschicht Abplatzungen zurückgehen, siehe Abb. 3.2-4.

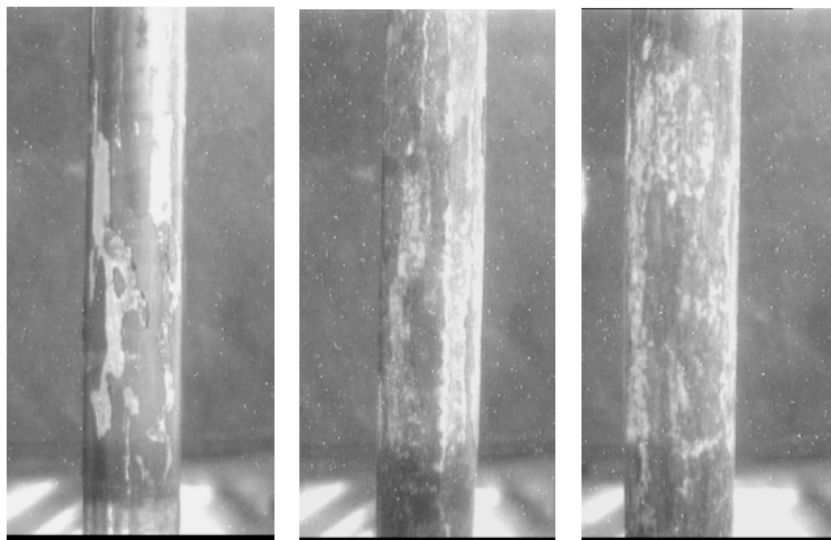


Abb. 3.2-4 Erscheinungsbild des Test-Brennstabs nach Versuchsdurchführung aus drei Blickwinkeln

Da hinsichtlich der Brennstab-Festigkeit die oben gezeigten Abplatzungen keine Bedeutung haben (siehe bleibende Dehnung), wird ein Modell zur Beschreibung dieser Oxidschicht-Abplatzungen aus derzeitiger Sicht nicht für erforderlich gehalten.

Wegen des hohen Wasserstoff-Gehalts der Brennstab-Hülle von 1200 ppm H, ist nach bestehendem Modell in TespaRod mit einer erhöhten Kriechrate für das ZIRLO-Hüllrohr zu rechnen. Dies wird in der nachstehenden Abb. 3.2-5 verdeutlicht. Während die plastische Verformung (plastic) keinen Beitrag zur Gesamtverformung leistet, wird die Gesamtverformung durch das Hüllrohr-Kriechen (due to temp. creep) bestimmt.

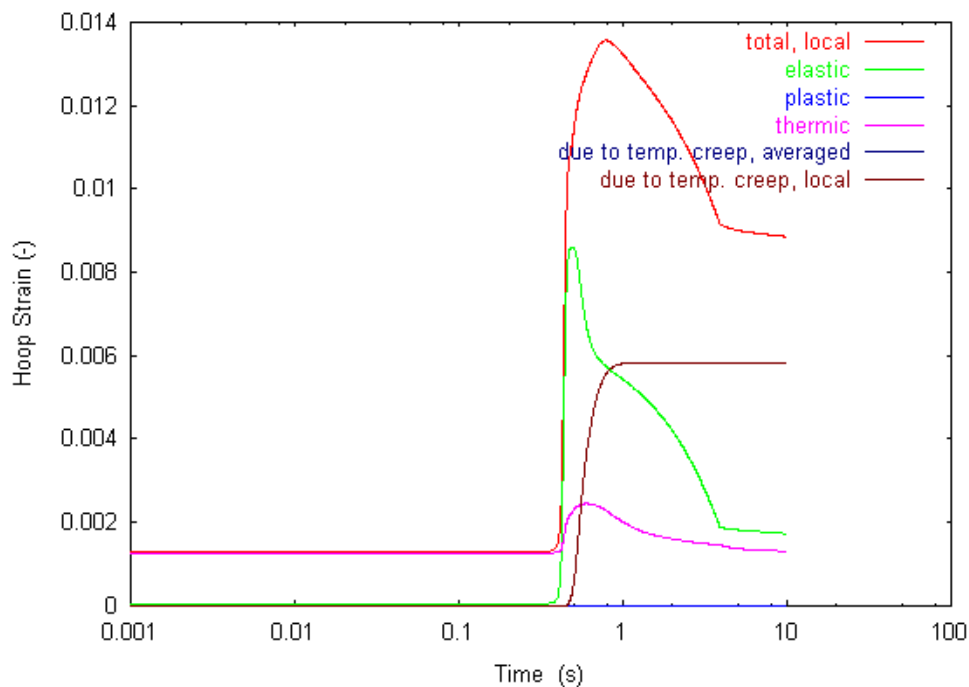


Abb. 3.2-5 Zusammensetzung der gesamten Hüllrohr-Dehnung in Umgangsrichtung

In weiteren Untersuchungen zur Sensitivität konnte festgestellt werden, dass eine Minderung der Kriechrate nur eine Zunahme in der plastischen Verformung bewirkt und somit die Gesamtverformung nahezu gleichbleibend ist und vom Pellet-Dehnen kontrolliert wird. Insofern darf das Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung als verifiziert angesehen werden.

3.2.3 Die Versuche NSRR VA-1 und NSRR VA-3

Im Rahmen des OECD-Benchmarks sind zwei weitere Versuche der japanischen NSRR-Versuchsanlage zur Verfügung gestellt worden (Versuch NSRR VA-1 und

NSRR VA-3). Beide Versuche zeichnen sich durch eine sehr kurze Dauer der Puls-Halbwertsbreite von etwa 4 ms aus. Dadurch wird das Modell zur Leistungsdichte-basierten Brennstoff-Dehnung besonders hohe Dehnungswerte generieren und somit ebenfalls einer weiteren Validierung unterzogen.

Darüber hinaus wird das Modell zur Bestimmung der Bruchgrenze in den Vordergrund gerückt, da nach dem schnellen Abklingen der Brennstoff-Dehnung die Spannungsbelastung ebenfalls schnell zurückgeht, so dass ein Wettlauf zwischen abklingender Spannungsbelastung und absinkender Bruchspannung einsetzt. In diesem Wettlauf ist insbesondere die Duktilität des Hüllrohr-Materials von Bedeutung. Die Test-Brennstäbe VA-1 und VA-3 haben die folgenden charakteristischen Parameter (siehe Tab. 3.2-2).

Tab. 3.2-2 Brennstab-Parameter im Versuch NSRR VA-1 und VA-3

Pellet Diameter	8.19 mm
Pellet Height	9.83 mm
UO ₂ -235-Enrichment	4.5 %
Pellet Density	95 %
Cladding Inner diameter	8.36 mm
Cladding Outer diameter	9.5 mm
Rodlet total length VA-1	315 mm
Rodlet total length VA-3	137 mm
Rodlet fuel stack length VA-1	112 mm
Rodlet fuel stack length VA-3	61 mm
Length lower Hf pellet	2 mm
Length upper Hf pellet	2 mm
Rodlet free volume	No evaluation
Rodlet plenum volume	No evaluation
Rodlet He filling pressure at RT	0.1 MPa

Der Abbrand beider Test-Brennstäbe liegt bei 71 MWd/kgU, die Oxidschichtdicke zwischen 60 µm und 90 µm,

Die Kühlungsbedingungen unterscheiden sich zwischen VA-1 und VA-3 erheblich. Im Versuch VA-1 wird mit Wasser von 18 °C und Druck von 1 bar gekühlt. Im Versuch VA-3 wird mit Wasser von 285 °C und unter einem Druck von 68 bar gekühlt.

Das Hüllrohr ist aus ZIRLO. Der Wasserstoff-Gehalt liegt bei 660 wppm H (VA-1) und 670 wppm H (VA-3). Somit liegen die Wasserstoff-Gehalte oberhalb der Grenze, ab der ein Hüllrohr noch duktile Festigkeitseigenschaften aufweist.

Im Versuchsergebnis zeigt sich dennoch eine Restduktilität. Dies wird am Schliffbild des Hüllrohrs mit charakteristischem Riss-Verlauf deutlich, siehe Abb. 3.2-6 und Abb. 3.2-7.

Zu 40 % kann spröder Rissverlauf und zu 60 % duktiler Rissverlauf im Schliffbild zu VA-1 abgelesen werden, siehe Abb. 3.2-7. Da der Brennstab VA-3 bei erhöhter Wasser-Temperatur von 285 °C getestet wird, ist dessen Rest-Duktilität besser als die von VA-1. Der Verlauf des Risses zeigt hier 12 % spröden Riss-Verlauf und 88 % duktilen Riss-Verlauf, siehe Abb. 3.2-6.

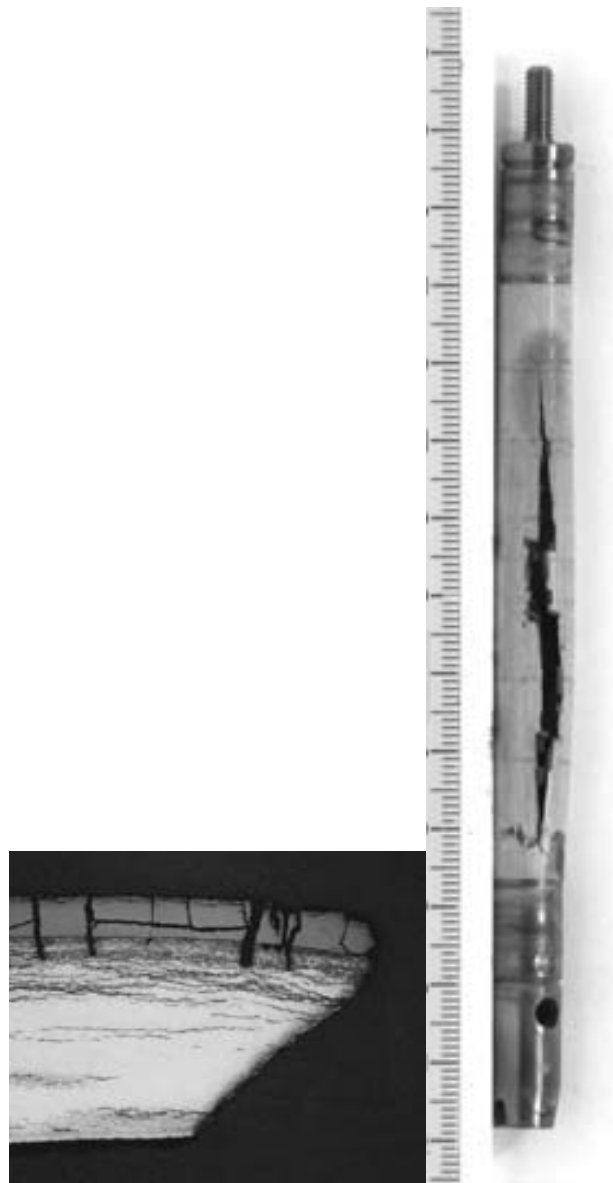


Abb. 3.2-6 Riss-Verlauf im Test-Brennstab VA-3 – Test bei 280°C /SUZ 2009/

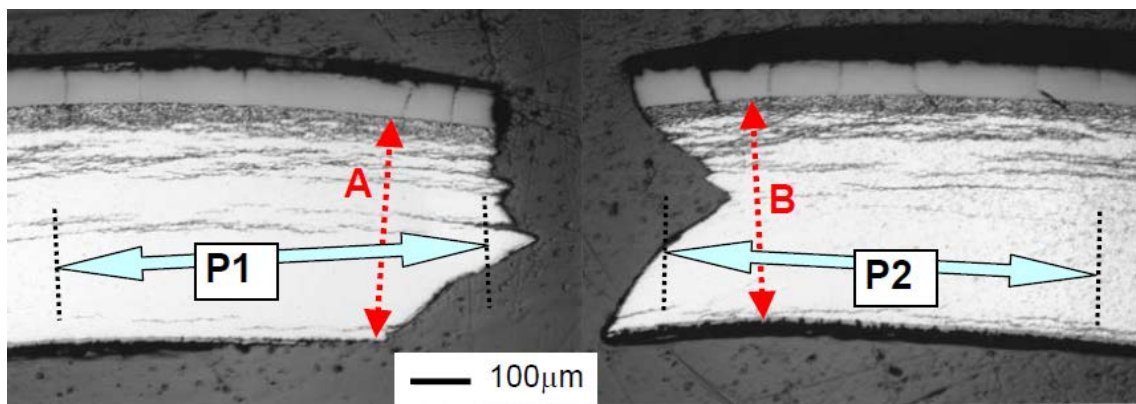


Abb. 3.2-7 Riss-Verlauf im Test-Brennstab VA-1 – Test bei 18°C /SUZ 2009/

Der Verlauf der Reaktorleistung zeigt im Nachlauf beider RIA-Transienten ein ver-rauschtes Signal, das in dieser Form nicht als Randbedingung in TespaRod übernom-men werden kann und zum Rechnungsabbruch führen würde. Daher wird das ver-rauschte Signal im Versuchslauf VA-1 bei 0,285 s und im Versuchslauf VA-3 bei 0,4296 s abgeschnitten. Diese Abschneidungen haben keinen Einfluss auf die berech-neten Hüllrohr-Parameter.

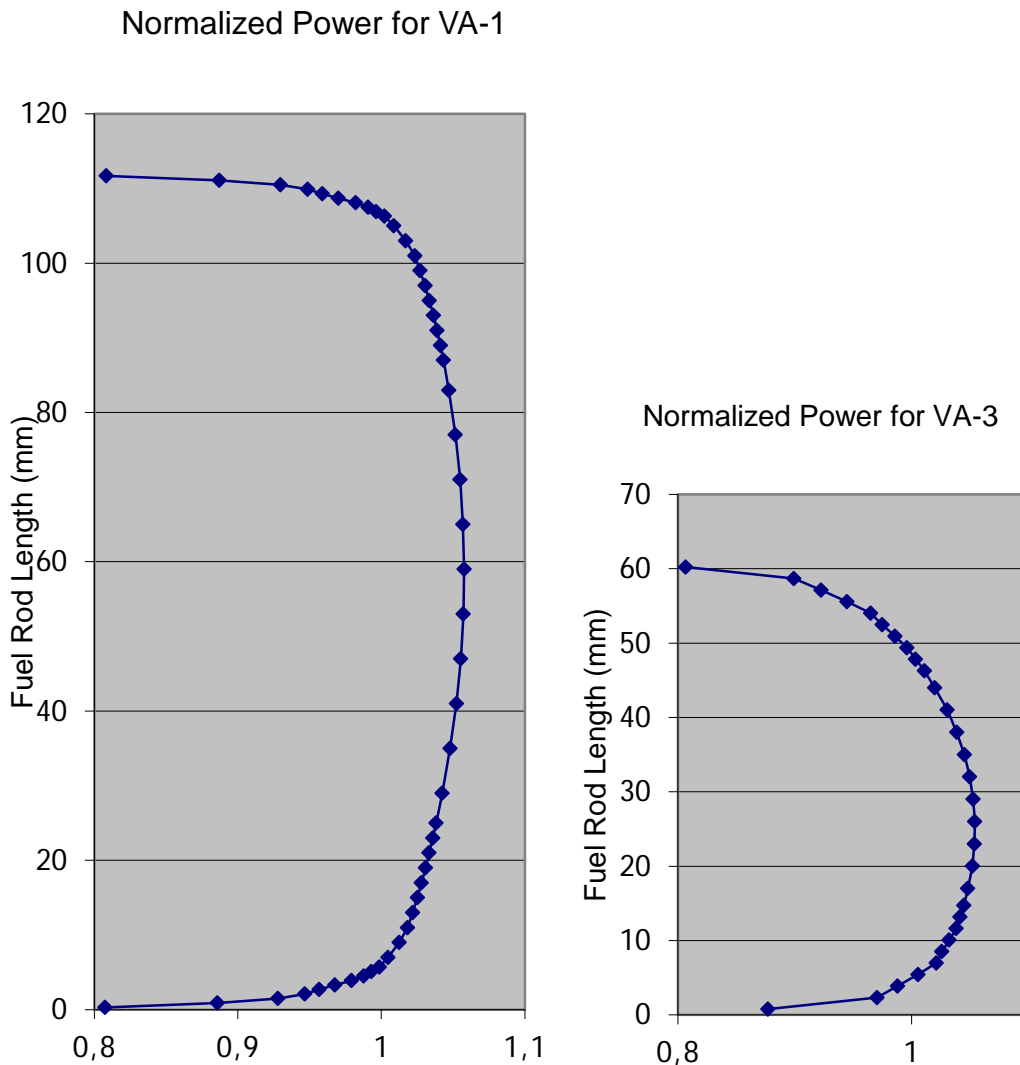


Abb. 3.2-8 Leistungsverteilung längs des Test-Brennstabs

Das bisher als gültig erachtete TespaRod-Modell zur Einschätzung der Duktilität des Hüllrohrs unterstellt für beide Test-Brennstäbe ein sprödes Material-Verhalten.

Sprödes Material-Verhalten führt in der Versuchsauswertung zu einem sehr frühen Versagen der beiden Test-Brennstäbe, so dass noch vor Erreichen der maximalen Leistungsdichte das Versagen bereits auftritt. Die Versuche zeigen jedoch, dass das Versagen erst nach dem Überschreiten der maximalen Leistungsdichte auftritt /GEO 08/. Dieser Befund kann mit dem bisherigen Modell zur Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung nicht erklärt werden. Es ist hierzu ein verzögerter Rückgang der Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung erforderlich, um dem experimentellen Befund näher zu kommen.

Anhand weiterer Variationsrechnungen konnte ermittelt werden, dass die Zeitkonstante für den Rückgang der Pellet-Dehnung bei etwa 20 ms liegt. Diese Zeitkonstante konnte erst in den Versuchen VA-1 und VA-3 sichtbar werden, da hier die Puls-Halbwertsbreite bei nur 4 ms liegt. Die Abb. 3.2-9 zeigt, dass bei verzögertem Rückgang ein Kontakt zur Hüllrohr-Innenseite über den Zeitpunkt der maximalen Leistungsdichte hinaus fortbesteht.

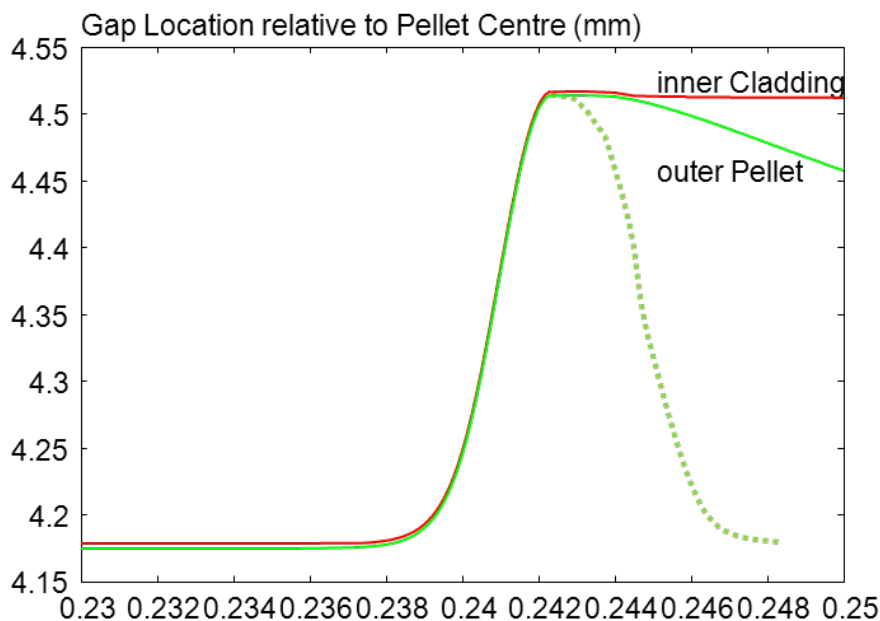


Abb. 3.2-9 Äußerer Pellet-Rand (grüne Kurve) mit und ohne (gestrichelt) verzögertem Rückgang der Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung im Versuch VA-3

Durch das Fortbestehen der Hüllrohr-Belastung über das Maximum der Hüllrohr-Spannung hinaus entsteht ein Wettlauf zwischen abklingender Hüllrohr-Spannung (Abb. 2.3-10 Kurve: „Stress in Cladding“) und abnehmender Bruch-Spannung (Abb. 2.3-10 Kurve: „Burst Stress“) der Hülle. Die Berst-Spannung wird mit schleichender

Annäherung bei 0,244 s erreicht. Hierzu ist anzumerken, dass über die Restduktilität des Hüllrohrs bereits genaue Kenntnis vorliegt.

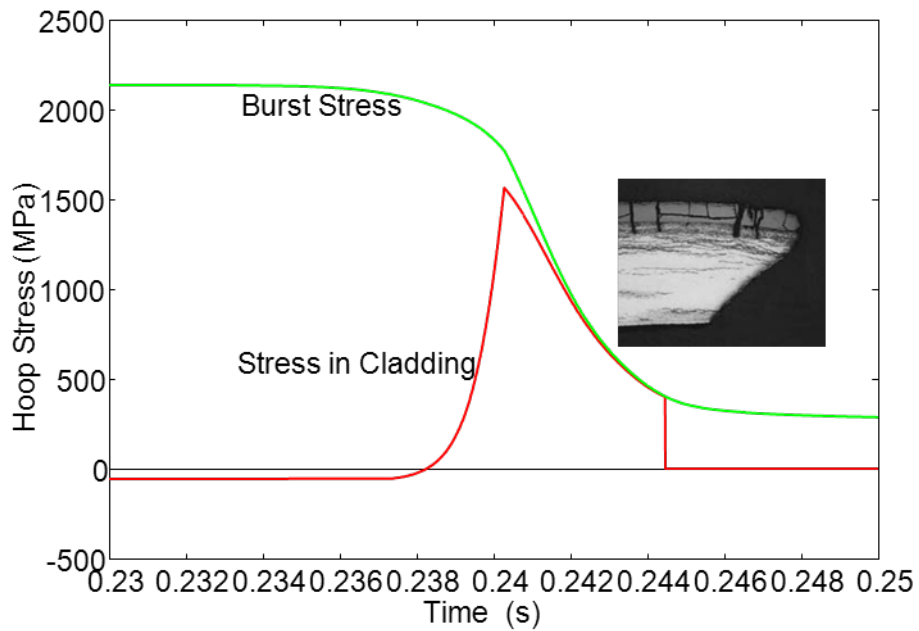


Abb. 3.2-10 Erreichen der Berst-Spannung bei abklingender Hüllrohr-Spannung in VA-3

Analoges Verhalten hinsichtlich Spannung und Dehnung werden für den Versuch NSRR VA-1 berechnet und daher nicht gesondert dargestellt.

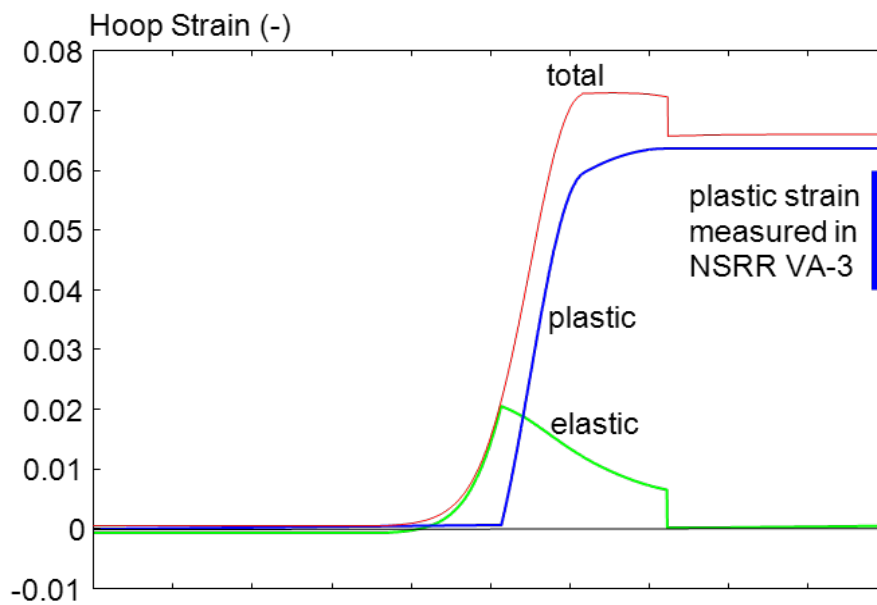


Abb. 3.2-11 Entwicklung der plastischen Verformung im Versuch VA-3

Anhand der Rissverläufe aus den Schlifffbildern (Abb. 3.2-6 und Abb. 3.2-7) kann auf die elastisch-plastische Verformung geschlossen werden. Danach ist im Versuch die Duktilität auf nur 88 % reduziert. Erst hierdurch ist es möglich, in Verbindung mit dem verzögerten Rückgang der Pellet-Dehnung, das beobachtete Bersten zum beobachteten Zeitpunkt (0,244 s) genau zu ermitteln, siehe Abb. 3.2-11.

Das Modell zur elastisch-plastischen Dehnung benötigt das Spannungsverhältnis von Dehngrenze und Berst-Spannung. Dieses Verhältnis ergibt sich bei Kenntnis der Restduktilität aus der Interpolation zwischen dem Verhältnis (0,985) bei sprödem Verhalten und dem Verhältnis (0,8824) bei duktilem Verhalten.

Spannungsverhältnis von Dehngrenze und Berst-Spannung in VA-1:

$$0,9234 = 0,4 \times 0,985 + 0,6 \times 0,8824$$

Spannungsverhältnis von Dehngrenze und Berst-Spannung in VA-3:

$$0,8947 = 0,12 \times 0,985 + 0,88 \times 0,8824$$

Unter Verwendung dieser interpolierten Spannungsverhältnisse gelingt es, den jeweiligen Bert-Zeitpunkt in den Versuchsläufen auf eine Millisekunde genau (VA-1: 243,8 ms und VA-3: 244 ms) zu ermitteln. Somit werden durch diese Übereinstimmung der TespaRod-Modellansatz zum Leistungsdichte-basiertem Pellet-Dehnen einerseits und das Modell zur elastisch-plastischen Verformung andererseits bestätigt.

3.3 Zusammenfassung der Erkenntnisse zu RIA

Durch Mitwirkung der GRS beim OECD-Benchmark erhielt die GRS Zugang zu RIA-Versuchsdaten, die zu einer Vielzahl von Modellverbesserungen im GRS-Rechenprogramm TespaRod geführt haben.

Das Wärmeübergangsmodell zum Filmsieden konnte mittels der NSRR 562-12 Versuchsdaten dahingehend angepasst werden, dass zum einen der Beitrag der Konvektion beim Filmsieden mit dem bestehenden Multiplikator-Konzept genauer erfasst wird und zum anderen der Beginn der Vorkühlung, die das Ende des Filmsiedens einleitet, durch einen Interpolationsansatz zwischen Leidenfrost-Temperatur und Maximal-Temperatur genauer ermittelt werden kann.

Ferner zeigt der RIA-Versuch zu frischem Brennstoff, dass die Leistungsdichte-basierte Pellet-Dehnung wegen fehlender Kumulation von Gitterschäden im UO₂-Gitter nicht beobachtet werden kann und als Mindestvoraussetzung daher 10 dpa im Brennstoff gegeben sein müssen, um den Gültigkeitsbereichs des Dehnungsmodells zu erreichen.

Der CABRI CIP01 Versuch bestätigt in vollem Umfang das in TespaRod vorhandene Modell zur Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung. Experimentelle Abweichungen zwischen berechneter und gemessener bleibender Hüllrohr-Dehnung gehen auf Oxidschicht-Abplatzungen zurück. Die modelltechnische Berücksichtigung von Abplatzungen hat nach gegenwärtigem Stand der Untersuchungen keinen Einfluss auf Brennstab-Versagensgrenzen und kann daher außer Acht bleiben.

Anhand der NSRR Versuche VA-1 und VA-3 zeigt sich, dass das elastisch-plastische Verformen der Hülle von einer Teil-Duktilität bestimmt wird. Diese kann derzeit im Vorfeld, also ohne Kenntnis eines Schliffbildes, nicht ermittelt werden, da dies wiederum die Kenntnis der Hydrid-Verteilung im Hüllrohr-Querschnitt erforderlich machen würde. Diese Erkenntnis ist jedoch entscheidend, um das Berst-Verhalten des Brennstabs genau bestimmen zu können.

Weiterhin zeigen die VA-1- und VA-3-Versuche, dass das Modell zur Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung um eine Zeitkonstante von 20 ms zu erweitern ist, damit auch nach dem Abklingen der maximal Leistungsdichte ein zeitlich befristetes Fortbestehen der Hüllrohr-Belastung stattfinden kann. Nur diese abklingende Hüllrohr-Belastung kann bei absinkender Bruchspannung das beobachtete Brennstab-Versagen erklären. Insofern konnte das bestehende Modell zur Leistungsdichte-basierten Pellet-Dehnung erweitert werden. Diese Zeitkonstante verliert bei RIA-Transienten mit Puls-Halbwertsbreiten von mehr als 10 ms ihre Bedeutung.

4 Brennstab-Verhalten bei Lastwechsel

PCI ist ein seit langem bekannter Schadensmechanismus, der durch überhöhte betriebliche Leistungsrampen hervorgerufen werden kann. Brennstab-Schäden 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.

Im Zusammenhang mit dem Hochabbrand zeigen neueste Untersuchungen, dass neben diesem PCI-Schadensmechanismus ein weiterer Schadensmechanismus hinzukommt. Erhöhte Wasserstoff-Konzentrationen in der Brennstabhülle nahe dem äußeren Rand der Hülle können ähnlich wie das Jod Spannungsüberhöhungen an vorhandenen Riss-Spitzen verursachen /HOL 08/, /SHI 04/, /ALV 07/, /ALV 10/ und zu einem Risswachstum beitragen. Die Untersuchungen zu diesem neuen Schadensmechanismus stehen noch am Anfang, so dass eine begründete Beschränkung des Leistungshubs zu diesem Mechanismus weder empirisch noch analytisch festgelegt werden kann.

In STUDSVIK sind hierzu entsprechende Untersuchungen durchgeführt worden. Das Versuchsprogramm SCIP umfasst eine Reihe von Untersuchungen zum Lastwechsel. Diese Versuchsdaten wurden gesichtet und zunächst hieraus eine Versuchsreihe ausgewählt, die den Mechanismus Spannungsaufbau durch Brennstoff-Schwellen und Spannungsabbau durch Hüllrohr-Kriechen erkennbar macht.

Es handelt sich hierbei um die sogenannten „Hardening Relaxation Tests SCIP-100“ /SCI 10/. Die untersuchten Mechanismen sind für alle gängigen Hüllrohrtypen durchgeführt worden. Diese Hüllrohre zeichnen sich durch einen relativ hohen betrieblichen Abbrand aus, so dass insbesondere der Abbrand-bedingte Wasserstoff-Gehalt der Hülle im Versuch berücksichtigt ist. Hüllrohre aus Zry-2 erreichen bei einem Abbrand von 65 MWd/kg etwa 150 bis 250 ppm Wasserstoff.

Nachfolgend wird der Stand der Modellierung im Rahmen des Brennstab-Programms TespaRod durch Nachrechnungen der SCIP-100 Tests für konstante Versuchstemperaturen (310 °C, 330 °C und 360 °C) und Hüllrohr-Material Zry-2 mit einem Abbrand von 65 MWd/kg dargestellt.

4.1 Studsvik-Untersuchung zum „Hardening Relaxation“ von Zry-2

Bei Anhebung der Brennstab-Leistung erhöht sich die Brennstoff-Temperatur, die dann eine thermische Ausdehnung der Pellets zur Folge hat. Das gedehnte Pellet drückt die die Hüllrohr-Innenseite nach außen, wobei sich im Hüllrohr eine Spannung in Umfangsrichtung aufbaut. Auch wenn das gedehnte Pellet nach der Leistungsanhebung im thermisch gedehnten Zustand verbleibt, kommt es zu einer Spannungsentlastung durch Kriechen der Hülle.

Für den Lastwechsel ist es daher von Bedeutung, welche Kriechrate im Hüllrohr-Material sich einstellt, um einen möglichst raschen Rückgang der Spannung zu erreichen, damit vorhandene kleinste Anrisse im Gefüge nicht in einem Spannungsregime mit Potential zum Risswachstum verbleiben.

Im Rahmen des Studsvik SCIP Programm sind daher verschiedene Hüllrohre (unbestrahltes ZIRLO, ZIRLO mit 76 MWd/kg Abbrand, M5 mit 67 MWd/kg Abbrand und Zry-2 mit 65 MWd/kg Abbrand) in sogenannten „Hardening Relaxation“-Tests untersucht worden, um diese Spannungsentlastung durch Kriechen insbesondere an bestrahlten Hüllrohren messtechnisch zu erfassen.

Das Nachrechnen der „Hardening Relaxation“-Tests für Zry-2 ist geeignet, das TespaRod-Modell zum Hüllrohr-Kriechen bestrahlter Zry-2Hüllrohre zu überprüfen und gegebenenfalls weiterzuentwickeln. Zry-2 ist das Hüllrohr-Material für Siedewasserreaktoren.

Bevor eine Nachrechnung der „Hardening Relaxation“-Tests für Zry-2 Hüllrohre mit TespaRod erfolgen kann, muss zunächst dieser Brennstab-Code ertüchtigt werden.

Der Code TespaRod ist ausgelegt für die Analyse von Transienten, die in einem Zeitfenster von Millisekunden (RIA) und Minuten (LOCA) stattfinden. Die Routine zur Zeit-Integration verwendet explizite Zeitschritte und ist deshalb an das Courant-Limit gebunden. In einem ersten Entwicklungsschritt ist durch geeignete Steuerungsmaßnahmen in den transienten Wärmeleitungsgleichungen versucht worden, dieses Limit um mehrere Größenordnungen anzuheben, ohne dass die Konvergenz der Zeitintegration verloren geht.

Unterschiedliche Varianten zur Aufhebung des Courant-Limits wurden untersucht. Es zeigt sich, dass letztlich nur eine künstlich überhöhte Wärme-Kapazität zur Berechnung größerer Zeitschrittweiten zielführend ist. Diese künstliche Überhöhung der Wärmekapazität wird dabei nur solange aufrechterhalten, wie es eine hinreichende Stationarität in der Wärmeleitung zulässt.

Als Bemessungsgrundlage für die Stationarität wird ein Vergleich zwischen integral dem Brennstab zugeführter und vom Brennstab abgeführter Wärme herangezogen. Sofern eine Differenz von mehr als 10 W/m ermittelt wird, wird die künstlich überhöhte Wärmekapazität abgeschaltet und das Courant-Limit reduziert den Zeitschritt auf die für transiente Wärmeleitung üblichen Zeitschrittweiten.

Ein weiterer Umbau im Rechenprogramm TespaRod wird dadurch erforderlich, da im Studsvik „Hardening Relaxation“-Test vorgegebene Hüllrohr-Durchmesser-Aufweitungen durch Innendruck-Steuerung kontrolliert werden. Diese Versuchsrandbedingung im Brennstab-Code TespaRod nachzubilden, erfordert ersatzweise eine zeitgesteuerte Pellet-Dehnung, die in der Brennstab-Hülle die entsprechenden Hüllrohr-Aufweitungen herbeiführt. Die zeitgesteuerte Dehnung des Pellets ist in TespaRod durch eine externe Eingabe-Tabelle realisiert.

Jeder Test umfasst vier aufeinanderfolgende Last-Rampen. Er wird jeweils bei konstanter Temperatur durchgeführt (310 °C, 330 °C und 360 °C).

Der typische Rampen-Verlauf ist in Abb. 4.1-1 dargestellt. Jede Rampe erreicht am Ende der Versuchsphase mit Belastungszunahme eine Aufweitung der Brennstabhülle um etwa 0,6 %. Diese Aufweitung wird durch Kontrolle des Innendrucks über die folgenden Stunden hinweg konstant gehalten. Zwischen jedem Rampen-Schritt erfolgt eine vollständige Entlastung, so dass jede nachfolgende Rampe auf die bis dahin erreichte bleibende Aufweitung (etwa 0,1 % bis 0,2 %) aufsetzt. Jede der vier Rampen dauert etwa 24 Stunden (86400 Sekunden) /KÄL 10/, so dass der gesamte Versuchslauf sich über 4 Tage erstreckt.

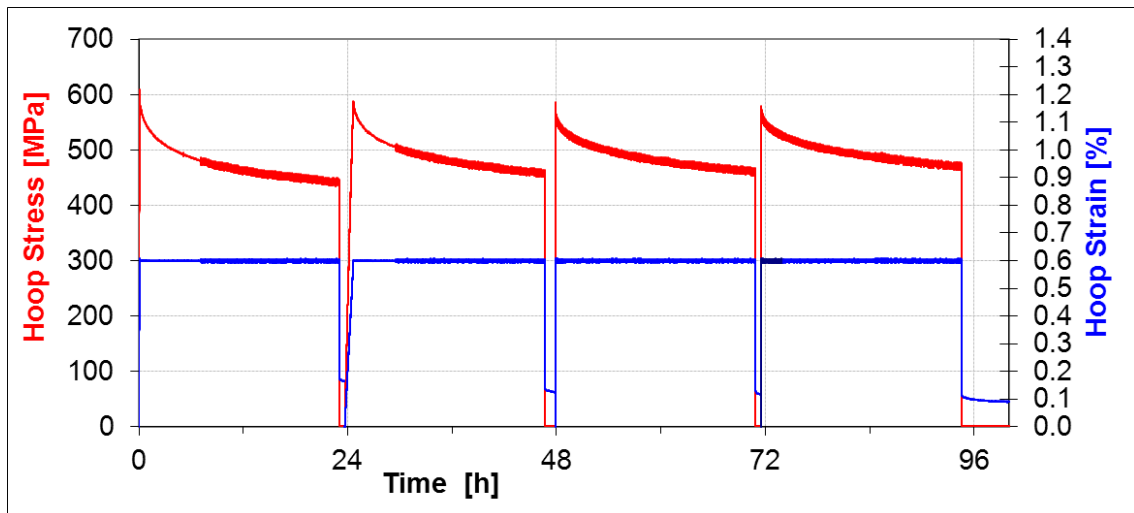


Abb. 4.1-1 Spannung und Dehnung im SCIP-100-Test für Zry-2 bei 310 °C

Die jeweiligen Lastrampen weiten die Hülle mit unterschiedlichen Dehnungsgeschwindigkeit von 0.4 %/min (1. Rampe, Dauer: 1.5 min), von 0.01 %/min (2. Rampe, Dauer: 60 min), von 4 %/min (3. Rampe, Dauer: 0.15 min) und von 0.4 %/min (4. Rampe, Dauer: 1.5 min) auf.

In den Analysen zeigt sich, dass die vorgegebenen Dehnungsgeschwindigkeiten keine bis fast keine (2. Rampe mit 0,01 %/min) Auswirkung auf den Spannungsaufbau haben, da insgesamt die Zeiträume für ein signifikantes Kriechen der Hülle in der Versuchsphase mit Lastzunahme und Kriechraten um 10^{-7} 1/s (Ergebnis der TespaRod-Analyse zur 2. Rampe) zu gering sind.

Für die zweite Rampe mit einer Dauer der Versuchsphase mit Lastzunahme von 3600 s ergibt sich die Hüllrohr-Aufweitung durch Kriechen zu:

$$10^{-7} * 3600 \text{ s} = 3,6 * 10^{-4} \ll 6 * 10^{-3} \quad (4.1-1)$$

Diese Aufweitung durch Kriechen in der Versuchsphase mit Lastzunahme erreicht mit $3,6 * 10^{-4}$ etwa nur 5 % der vorgegebenen Aufweitung von $6 * 10^{-3}$. Für die übrigen Rampen fallen diese Kriech-Beiträge wegen der deutlich kürzeren Zeiten in der Versuchsphase mit Lastzunahme noch geringer aus.

Auf obigen Sachverhalt wird hingewiesen, da Abweichungen von der Hook'schen Geraden (Abweichung von der Proportionalität in der Spannung/Dehnung-Kurve) nach unseren TespaRod-Analysen eher als Folge einer Plastifizierung denn als Folge eines

Kriechvorgangs gesehen werden können und somit Abweichungen von der Hook'schen Geraden als Indiz für eine Plastifizierung des Hüllrohr-Materials interpretiert werden.

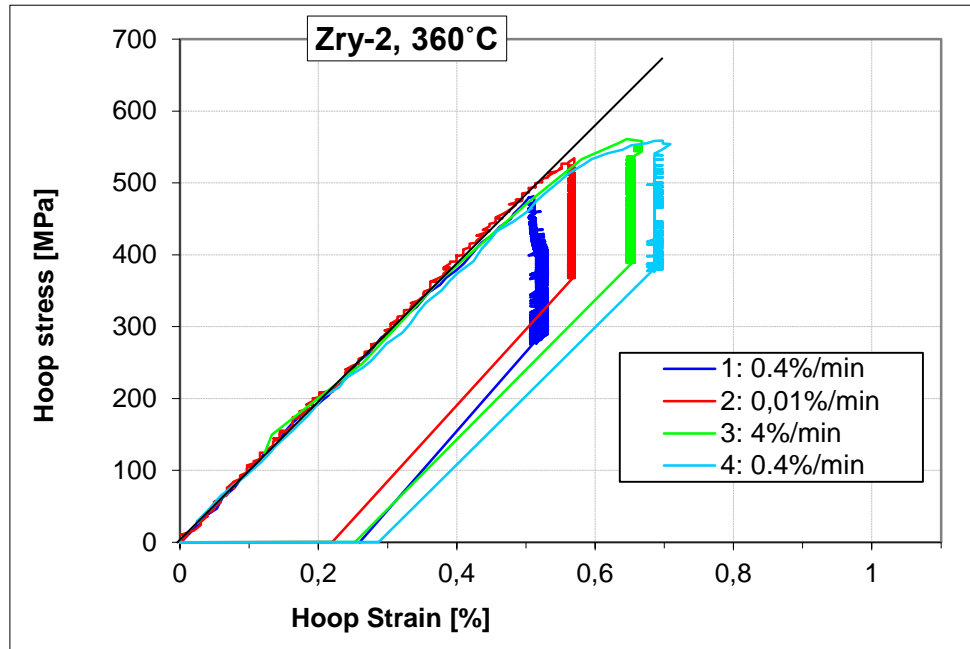


Abb. 4.1-2 Abweichungen der Spannung/Dehnung-Kurven zur Hook'schen Geraden im Versuch SCIP-100 Zry-2 bei 360°C

Beispielhaft sind die gemessenen Spannung/Dehnung-Kurven für den Versuch SCIP-100 für Zry-2 bei 360 °C, der Hook'schen Geraden gegenübergestellt (siehe Abb. 4.1-1). Anhand der Gegenüberstellung zeigt sich, dass die Lastrampen 1 und 2 elastisches Verhalten und die Lastrampen 3 und 4 zusätzlich auch plastisches Verhalten aufweisen, da Kriechen als Ursache der Abweichung auszuschließen ist. Von dieser Versuchsinterpretation wird insbesondere im nachfolgenden Kapitel Gebrauch gemacht.

4.2 Weiterentwicklung des Kriechmodells in TespaRod

Die ersten Nachrechnungen der gemessenen transienten Spannungszustände mittels TespaRod lassen erkennen, dass der in TespaRod berechnete Elastizitätsmodul (E-Modul) zunächst anzupassen ist. Das untersuchte Material Zry-2 weist einen um den Faktor 1.28 erhöhten E-Modul gegenüber dem in TespaRod modellierten E-Modul auf. Dies ist für bestrahltes Material plausibel, da das Materialverhalten in TespaRod hinsichtlich elastischen Dehnens als spannungsfrei geglüht betrachtet wird.

Wird als nächstes die transiente Spannungsentwicklung mit dem in TespaRod vorhandenem Kriechmodell für Zry-2 nachgerechnet (siehe Abb. 4.2-1), dann zeigt sich, dass eine Spannungsrelaxation bei gleichbleibender Hüllrohr-Aufweitung nur im Kurzzeitbereich von weniger als einer Stunde noch in Übereinstimmung mit der Messung steht. Im Zeitbereich von mehreren Stunden wird jedoch das Kriechen deutlich überschätzt, so dass die Relaxation zu rasch im Vergleich zum Experiment erfolgt.

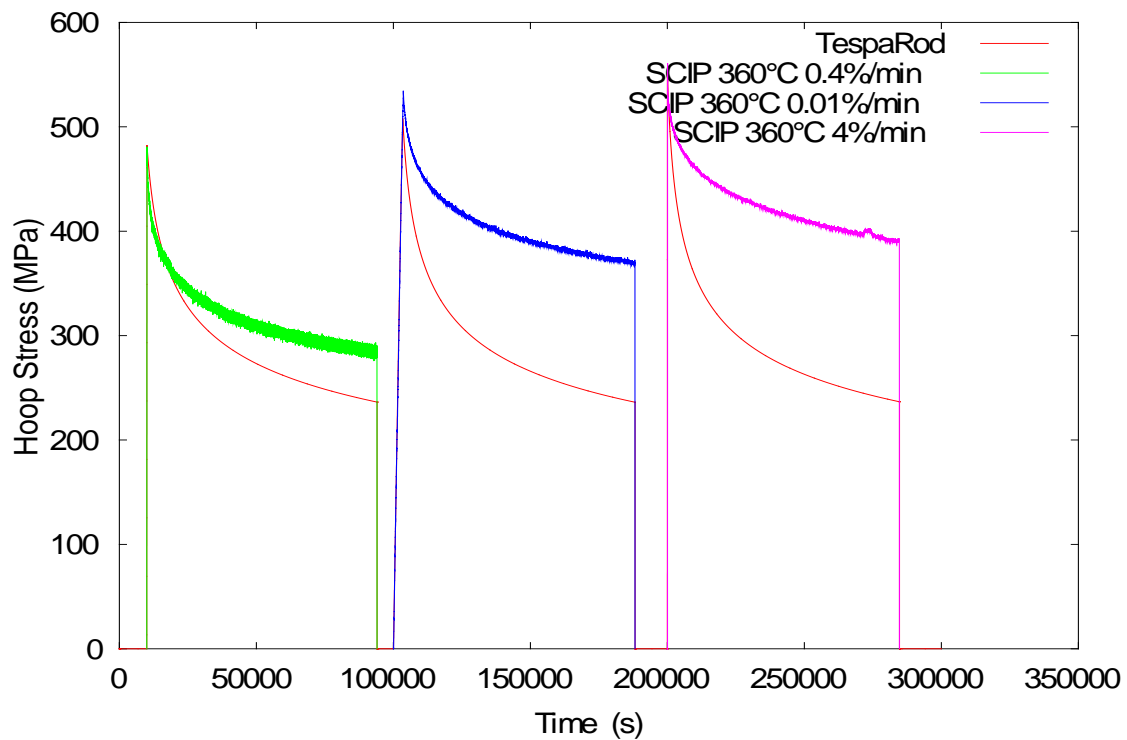


Abb. 4.2-1 Vergleich der transienten Umfangsspannung zwischen Messung und Rechnung für den Versuch SCIP-100 Zry-2 bei 360 °C

Diese erste Nachrechnung zeigt somit, dass der Spannungsabbau bei Lastwechsel von TespaRod in einer nicht konservativen Weise berechnet wird und daher eine Weiterentwicklung des Kriechmodells für den Stundenbereich erfordert.

Kriechen verursacht im Gefüge eine Kriechverfestigung, so dass die Kriechrate in Abhängigkeit von der erreichten Dehnung ϵ_{creep} sich reduziert. Mit nachstehendem Modellansatz (4.2-1) wird versucht, die Kriechverfestigung in TespaRod zu beschreiben.

$$\dot{\epsilon}_{creep,Hardening} = \dot{\epsilon}_{creep} e^{\frac{-\epsilon_{creep}}{0.0015}} \quad (4.2-1)$$

Der Exponent der Kriechverfestigung $\frac{-\dot{\epsilon}_{creep}}{0,0015}$ ist anhand der Versuchsdaten von SCIP-100, Zry-2, 360 °C hinsichtlich der ersten beiden Lastzyklen optimal adaptiert. Abb. 4.2-2 zeigt, dass für die ersten beiden Lastzyklen der charakteristische Verlauf der Spannungsentwicklung wiedergegeben wird.

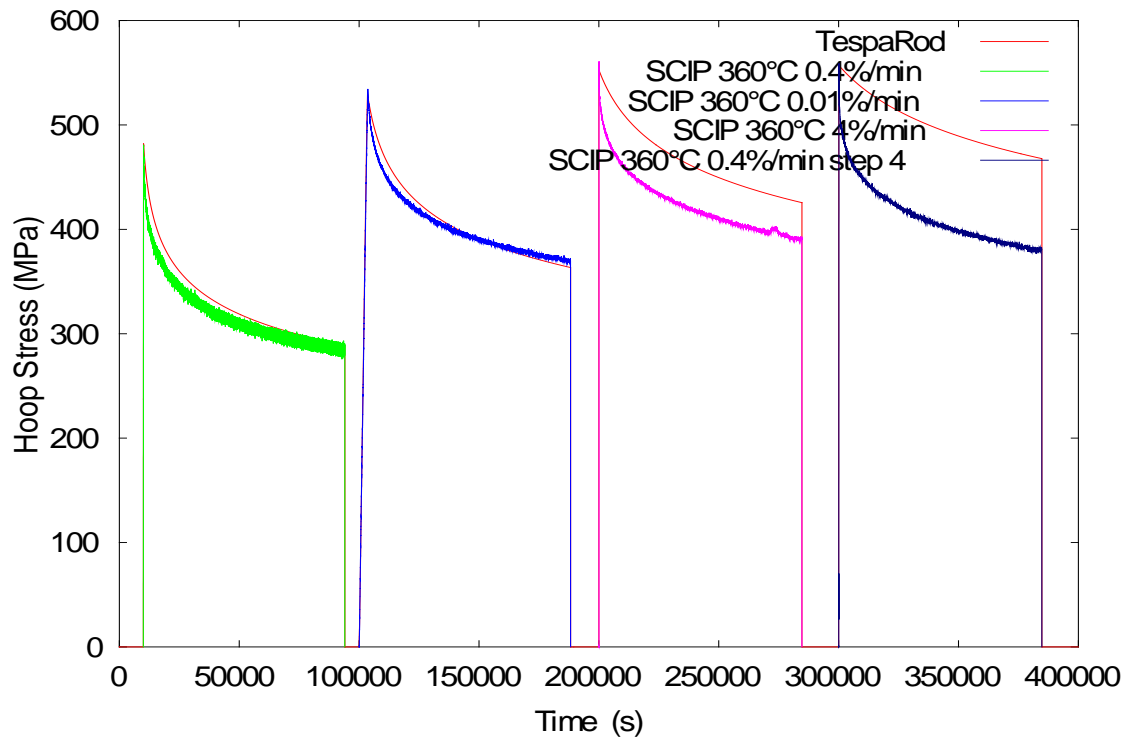


Abb. 4.2-2 Erneute Nachrechnung des Versuchs SCIP-100, Zry-2, 360 °C unter Berücksichtigung der Kriechverfestigung

Deutliche Abweichungen zeigen sich im dritten und vierten Lastzyklus, wobei hier durch die Berücksichtigung der Kriechverfestigung eine erhebliche Unterschätzung der Kriechrate festzustellen ist.

Der dritte und vierte Lastzyklus unterscheidet sich von den ersten beiden Lastzyklen durch den Aufbau einer Spannung, die bis in den plastischen Bereich des Materials führt. Wie bereits oben diskutiert, muss Plastifizierung bei Abflachung der Spannung/Dehnung-Kurve bei etwa 550 MPa (siehe Abb. 4.1-2 und Abb. 4.2-3) angenommen werden.

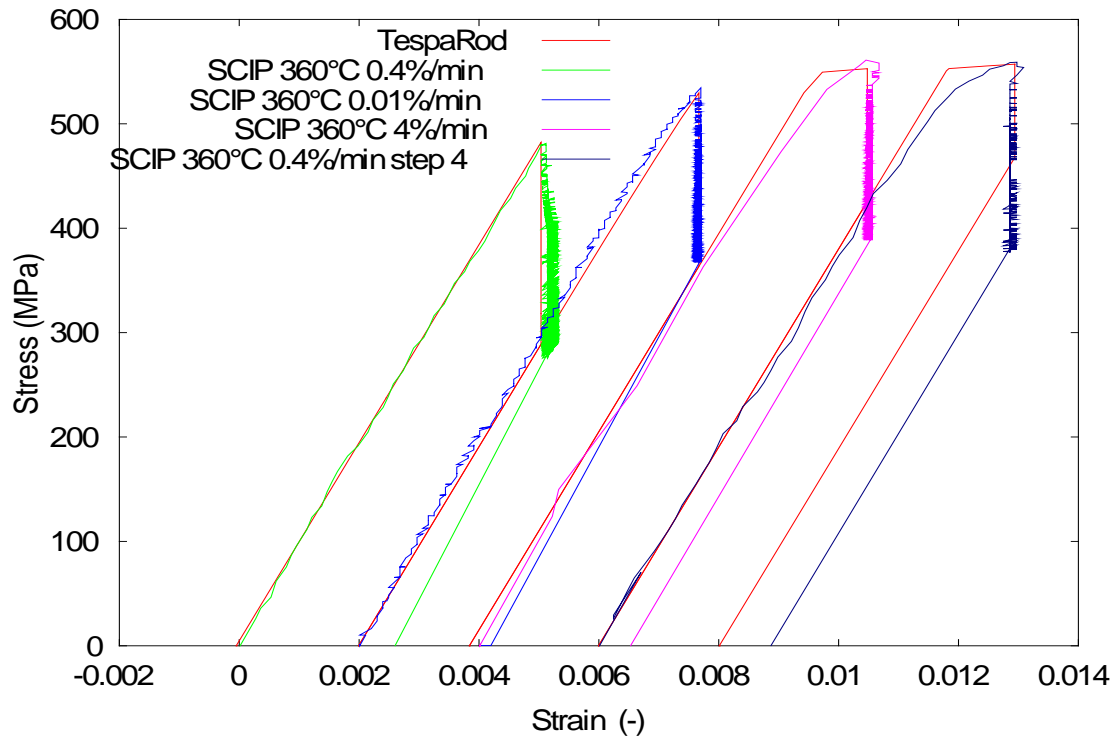


Abb. 4.2-3 Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 360°C) und Rechnung

Der in Abb. 4.2-3 dargestellte Vergleich verdeutlicht, dass die Kriechverfestigung beim Einsetzen einer Plastifizierung wieder aufgehoben wird. Die Rücknahme der Kriechverfestigung erfordert daher einen weiteren Entwicklungsschritt im Kriechmodell.

Das weiterentwickelte Modell zur Kriechverfestigung (4.2-2) sieht vor, dass die gesamte Kriechverfestigung bei Auftreten einer plastischen Verformungsrate, die die Kriechrate übersteigt, zurückgenommen wird. Nach der Rücknahme kann sich dann eine erneute Kriechverfestigung wieder aufbauen. Dieses Modell ist mit den nachstehenden Modellgleichungen (4.2-2) in TespaRod realisiert:

$$\dot{\epsilon}_{creep,Hardening} = \dot{\epsilon}_{creep} e^{-\left(\frac{\epsilon_{creep} - \epsilon_{reset}}{0.0015}\right)}$$

$$\epsilon_{reset} := \begin{cases} \epsilon_{creep} & \Leftrightarrow \dot{\epsilon}_{plastic} > \dot{\epsilon}_{creep} \\ \epsilon_{reset} - \dot{\epsilon}_{creep} dt & \Leftrightarrow \epsilon_{reset} > 0 \\ 0 & \Leftrightarrow \epsilon_{reset} \leq 0 \end{cases} \quad (4.2-2)$$

Nach Implementierung dieses erweiterten Kriechmodells sind die vier Lastzyklen zum Versuch (SCIP-100, Zry-2, 360 °C) erneut mit TespaRod nachgerechnet worden. Das Ergebnis ist in Abb. 4.2-4 dargestellt.

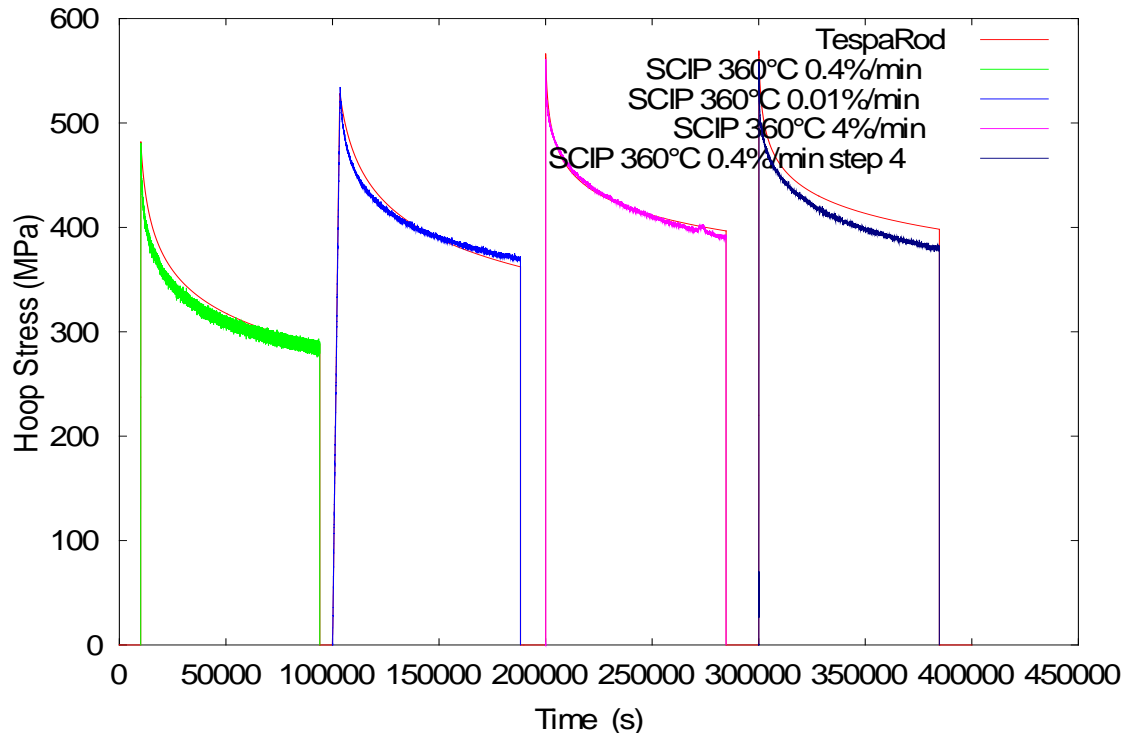


Abb. 4.2-4 Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 360°C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung mit dem erweiterten Kriechverfestigungsmodell

Es zeigt sich, dass dieses erweiterte Kriechverfestigungsmodell über alle vier Lastzyklen hinweg das gemessene Spannungsniveau sehr genau wiedergibt. Auch eine Darstellung der gemessenen Spannung/Dehnung-Kurven (siehe Abb. 4.2-5) zu diesen vier Lastzyklen belegen, dass neben dem Spannungsniveau auch die dazugehörigen Dehnungszustände mit TespaRod in Übereinstimmung zur Messung wiedergegeben werden.

In nachstehendem Bild (Abb. 4.2-6) sind alle in TespaRod modellierten Dehnungskomponenten in einer Gesamtschau dargestellt. Diese Darstellung verdeutlicht, dass bei Einsetzen der plastischen Dehnung (blaue Kurve in Abb. 4.2-6) der Verlauf der Kriechdehnung (braune Kurve in Abb. 4.2 6) einen wesentlich steileren Anstieg zu Beginn des Zyklus erfährt als dies im vorangegangenen Lastzyklus, also ohne Plastifizieren, der Fall war.

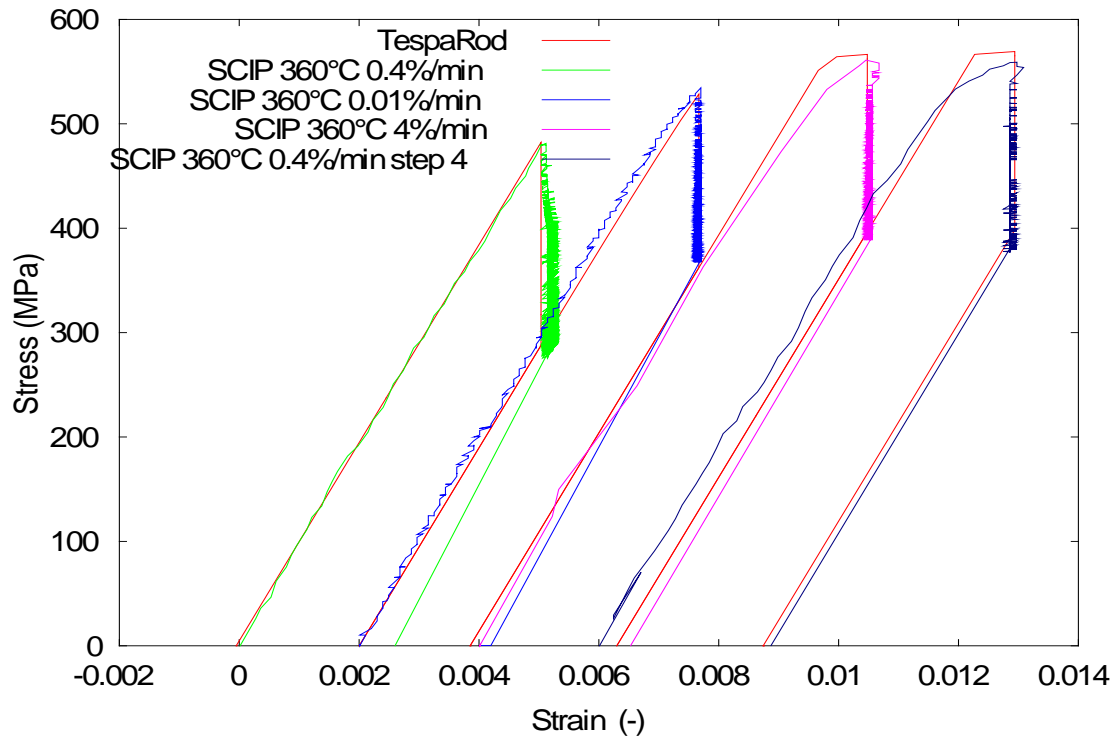


Abb. 4.2-5 Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 360°C) und Rechnung

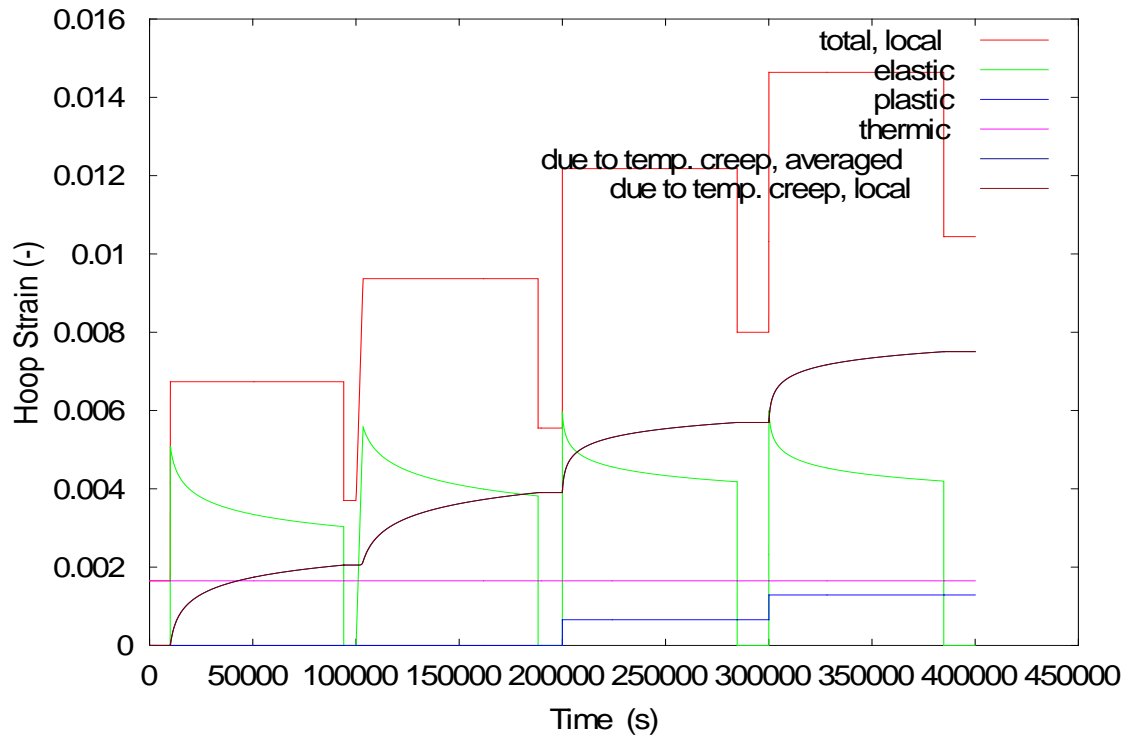


Abb. 4.2-6 Komponenten der Hüllrohr-Dehnung nach Modellrechnung mit TespaRod für den Versuch SCIP-100, Zry-2, 360°C

Anhand der roten Kurve in Abb. 4.2-6 wird in den Belastungspausen (grüne Kurve bei null) die jeweilige bleibende Dehnung sichtbar. Danach erreicht am Ende des vierten Belastungszyklus die bleibende Hüllrohr-Dehnung einen Wert von knapp 1 %, wenn man die thermische Dehnung zu 360 °C (violette Kurve) abzieht. Dieser Wert entspricht der experimentellen Beobachtung.

4.3 Modellerweiterung zur Aktivierungsenergie in der α -Phase

Dieses erweiterte Kriechverfestigungsmodell ist zunächst unverändert auf die weiteren Studsvik-Versuche bei 330 °C und 310 °C angewandt worden. Bei einer Verringerung der Versuchstemperatur von 360 °C auf 330°C bzw. 310 °C reduziert sich die Kriechrate gemäß dem Norton-Kriechgesetz (4.3-1), das in TespaRod verwendet wird:

$$\dot{\epsilon} = A e^{-\left(\frac{Q}{kT}\right)} \quad (4.3-1)$$

Das TespaRod-Modell für die Aktivierungsenergie Q ist Temperatur- und Phasenabhängig. Sie lautet in der α -Phase (Temperaturen bis etwa 800°C):

$$Q(T) = 321000 + 24,69(T - 923.15) \quad \text{in } J/mol \quad (4.3-2)$$

Das ergibt für 360 °C einen Wert von 313839 J/mol . Bei 310 °C einen Wert von 312605 J/mol . Die Nachrechnung des Studsvik-Versuchs SCIP-100 bei 360 °C konnte damit erfolgreich bewerkstelligt werden.

In den Nachrechnungen zu 330 °C und 310 °C zeigt sich jedoch, dass dieses Modell die Aktivierungsenergien überschätzt. Daher wurde die Temperatur-Abhängigkeit im Modell anhand der Studsvik-Daten für den Werkstoff Zry-2 so ermittelt, dass die Aktivierungsenergien zu Spannungsrelaxationen führen, die in optimaler Übereinstimmung mit dem Experiment stehen. Anhand der optimalen Aktivierungsenergien (siehe rote Punkte in Abb. 4.3-1) wird die Temperatur-Abhängigkeit in der α -Phase mittels linearer Regression ermittelt zu:

$$Q(T) = 137550 + 278,21 * T \quad \text{in } J/mol \quad (4.3-3)$$

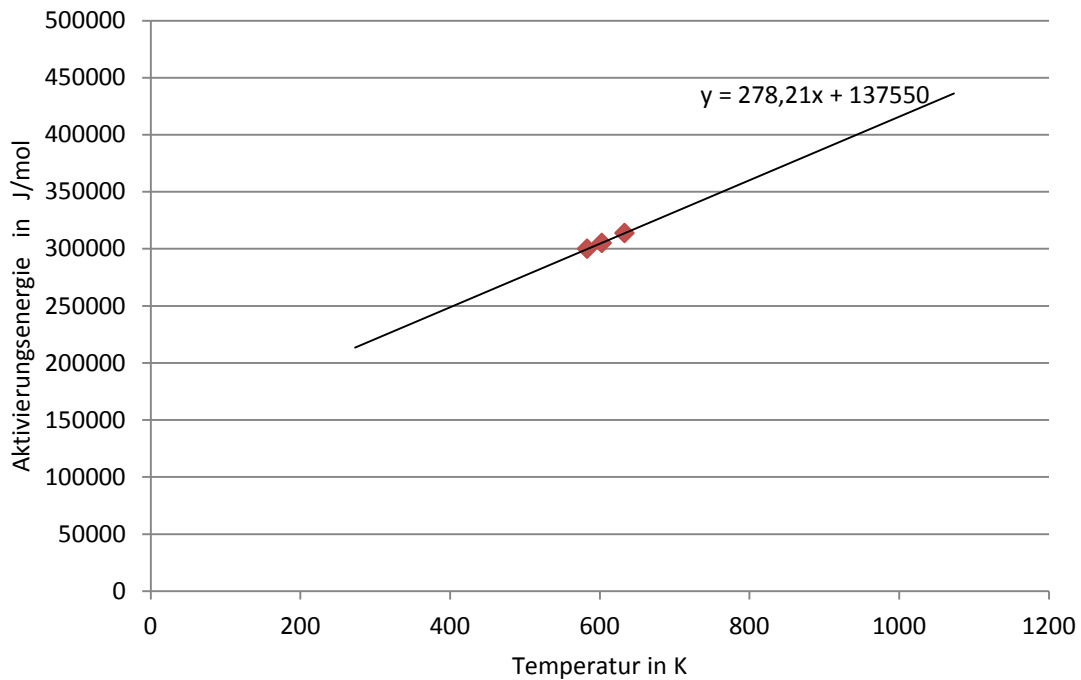


Abb. 4.3-1 Aktivierungsenergien für α -Phase, die eine bestmögliche Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung hinsichtlich Spannungsrelaxation liefern

Da alle roten Punkte in Abb. 4.3-1 nahe beieinander liegen, ist die Zulässigkeit einer Extrapolation der Modellgleichung zu Temperaturen unterhalb von 310 °C und oberhalb von 360 °C fraglich. Da aber die untersuchte Temperatur-Spanne von 310 °C bis 360 °C insbesondere den relevanten Bereich für den Lastfolgebetrieb abgedeckt, wird dennoch dieser Modellansatz für Zry-2 in den TespaRod Code übernommen.

In Abb. 4.3-2 und Abb. 4.3-3 sind die Spannungsniveaus zu den vier Lastzyklen bei 310 °C und 330 °C im Vergleich zu den gemessenen Niveaus dargestellt. Die mit der oben beschriebenen Modellierung erzielten Nachrechnungen zeigen sehr gute Übereinstimmungen mit dem Experiment, wobei lediglich der zweite Lastzyklus bei 330 °C in der Qualität der Übereinstimmung etwas gegenüber den übrigen Lastzyklen zurückfällt. Diese Abweichung wird in Kapitel 4.4 diskutiert.

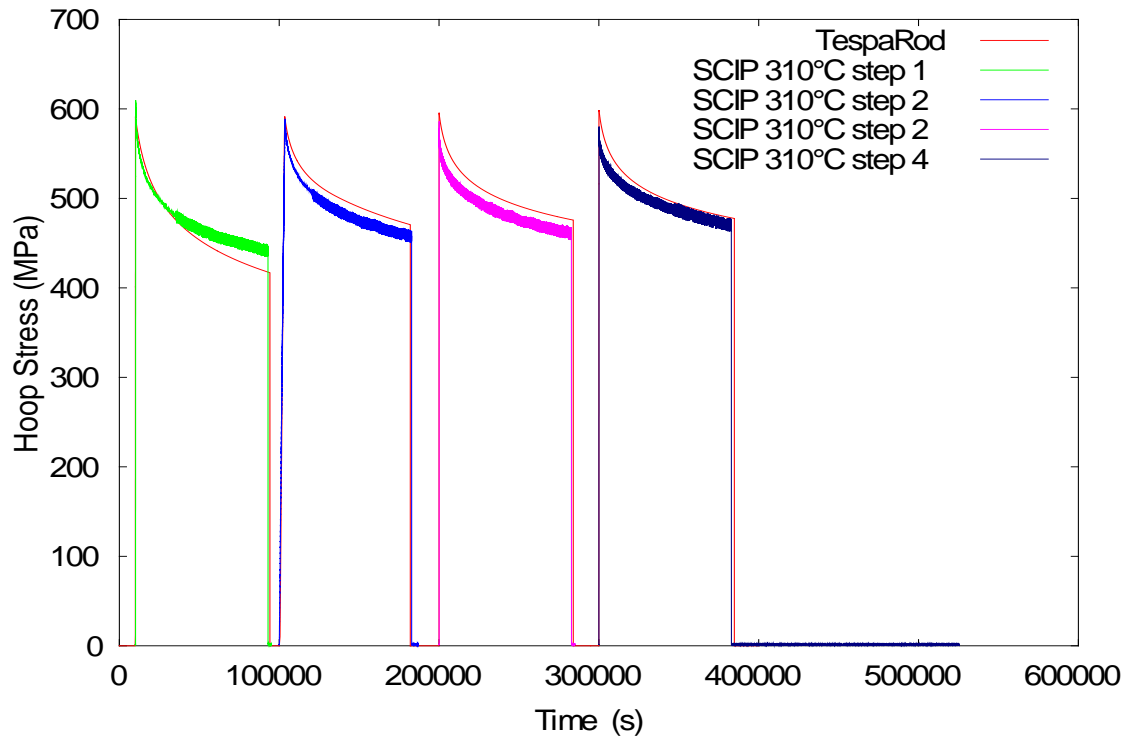


Abb. 4.3-2 Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 310 °C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung

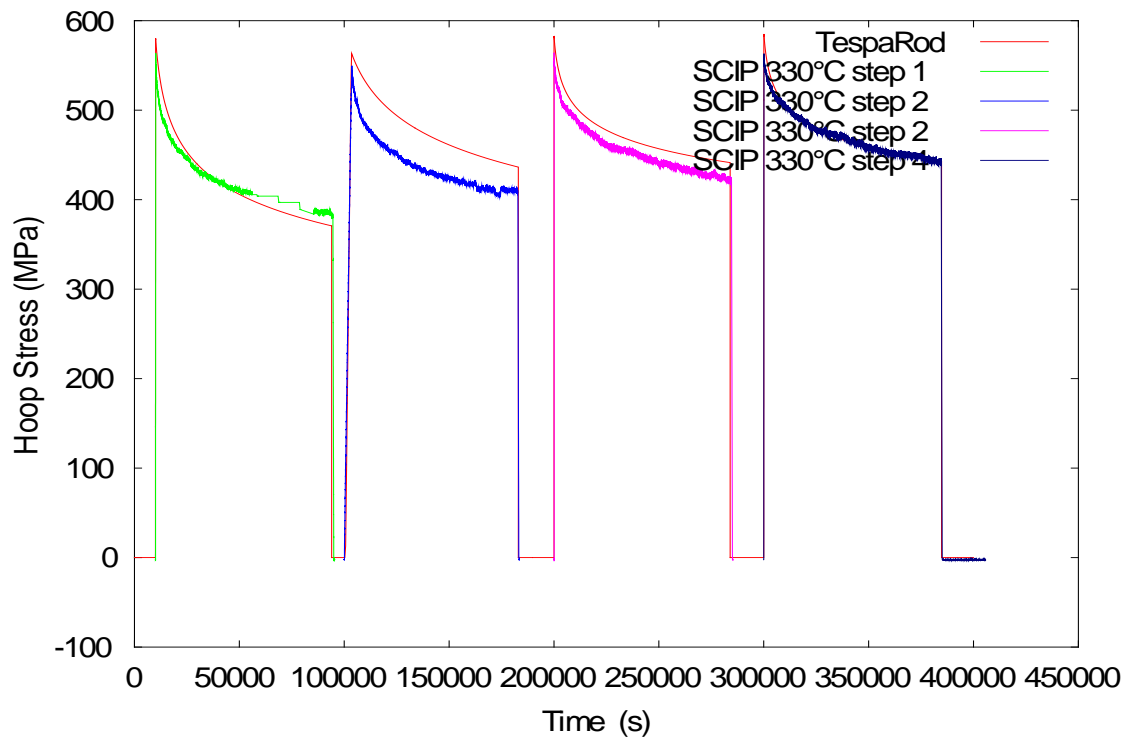


Abb. 4.3-3 Gemessene Umfangsspannung im Versuch SCIP-100, Zry-2, 330 °C im Vergleich zur TespaRod-Nachrechnung

4.4 Modellerweiterung zur Bruchspannung in der α -Phase

Eine weitere Modell-Anpassung im Rechenprogramm TespaRod ist in den Versuchsnachrechnungen, Abb. 4.2-4, Abb. 4.2-5, Abb. 4.3-2 und Abb. 4.3-3, berücksichtigt. Sie betrifft die Bruchspannung.

Im Rechenprogramm TespaRod wird modelltheoretisch angenommen, dass die Bruchspannung bei duktilem Material in einem nur von der Hüllrohr-Geometrie bestimmten Verhältnis zur Streckgrenze, also dem Beginn der Plastifizierung, steht. Diese Plastifizierung ist ihrerseits im Kriechverfestigungsmodell, wie bereits unter Kapitel 4.2 beschrieben, Anlass, die Kriechverfestigung aufzuheben. Insofern wirkt die Festlegung einer Bruchspannung indirekt auf das Modell zur Kriechverfestigung.

Damit die Plastifizierung, wie im Experiment beobachtet, vom TespaRod-Modell wiedergegeben wird, ist der Modell-Parameter zur Bestimmung der Bruchspannung entsprechend anzupassen. Die Anpassung führt dazu, dass die Bruchspannung für Temperaturen unterhalb von 800 °C, also in der α -Phase des Zry-2-Materials, gegenüber dem bisherigen Modell in TespaRod angehoben wird. Für dieses Modell bedeute die Anhebung der Bruchspannung eine Reduktion des Exponenten B. Das bisherige Modell zur Berechnung der Bruchspannung lautet vereinfacht:

$$\sigma_{Bruch} = A e^{-B*T} \quad (4.4-1)$$

Der Exponent B ist im bisherigen Modell in der α -Phase eine Konstante mit B=0.001. Die optimale Anpassung dieses Exponenten B hinsichtlich der Wiedergabe des Spannungsniveaus bei Plastifizierung erfordert eine Reduktion dieses B-Wertes mit zunehmendem Temperaturabstand unterhalb von 800°C. Für die maximale Reduktion des Exponenten auf 1/5 wird unterstellt, dass diese bei Raumtemperatur vorliegt. Mittels quadratischer Regression ergibt sich aus der Bedingung einer optimalen Wiedergabe der gemessenen Plastifizierungen der Exponent B zu:

$$B = 0,001 * (10^{-6} * T^2 - 0,0003 * T + 0,2) \quad (4.4-2)$$

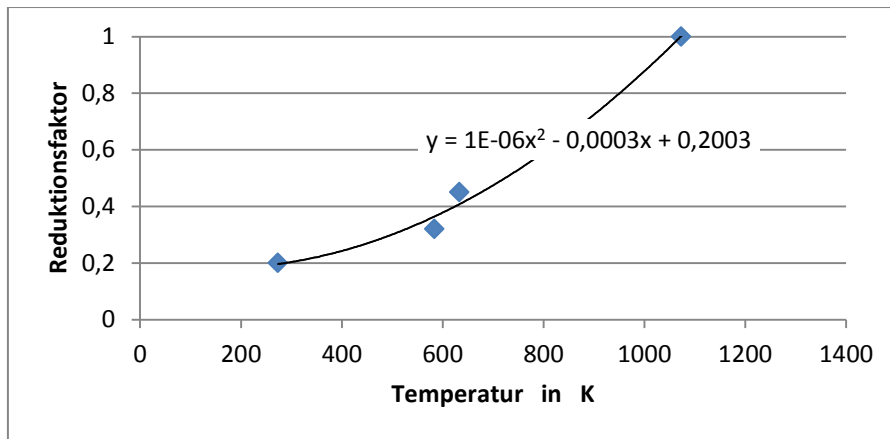


Abb. 4.4-1 Exponent B zur Berechnung der Bruchspannung für eine optimale Wiedergabe der in den SCIP-100 Versuchen beobachteten Plastifizierungen

Die gemessenen Spannung/Dehnung-Kurven der SCIP-100-Versuche bei 310 °C (Abb. 4.4-2) und 330 °C (Abb. 4.4-3) zeigen kein ausgeprägtes Plastifizieren. Insofern könnte man vermuten, dass Plastifizieren nicht oder nur in geringem Umfang stattfindet. Dagegen zeigen die Bilder Abb. 4.3-2 und Abb. 4.3-3, dass jeweils durch Aufhebung der Kriechverfestigung dem gemessenen Spannungsniveau sehr genau gefolgt wird, was eine indirekte Bestätigung der Aufhebung einer Kriechverfestigung ist.

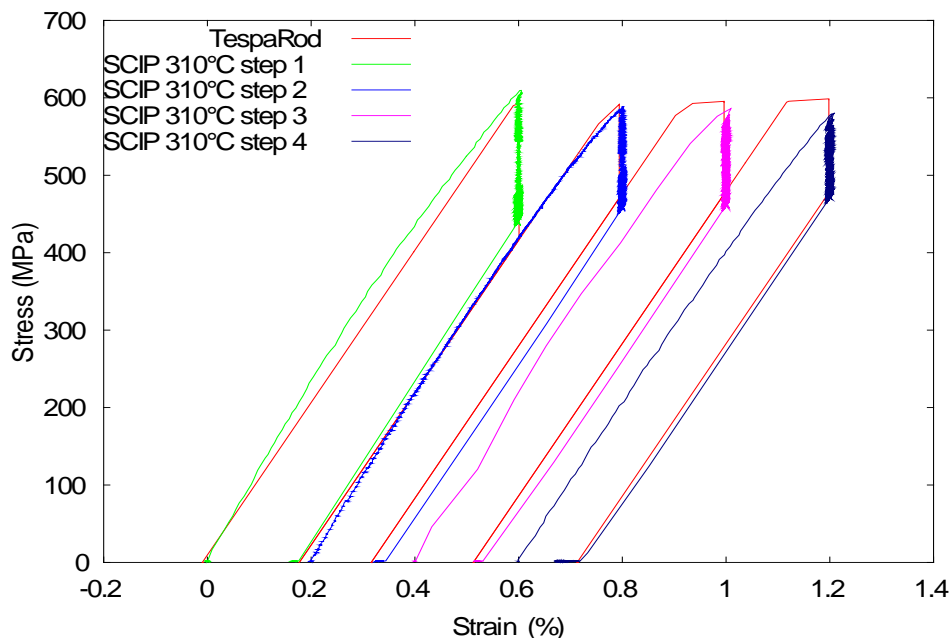


Abb. 4.4-2 Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 310 °C) und Rechnung

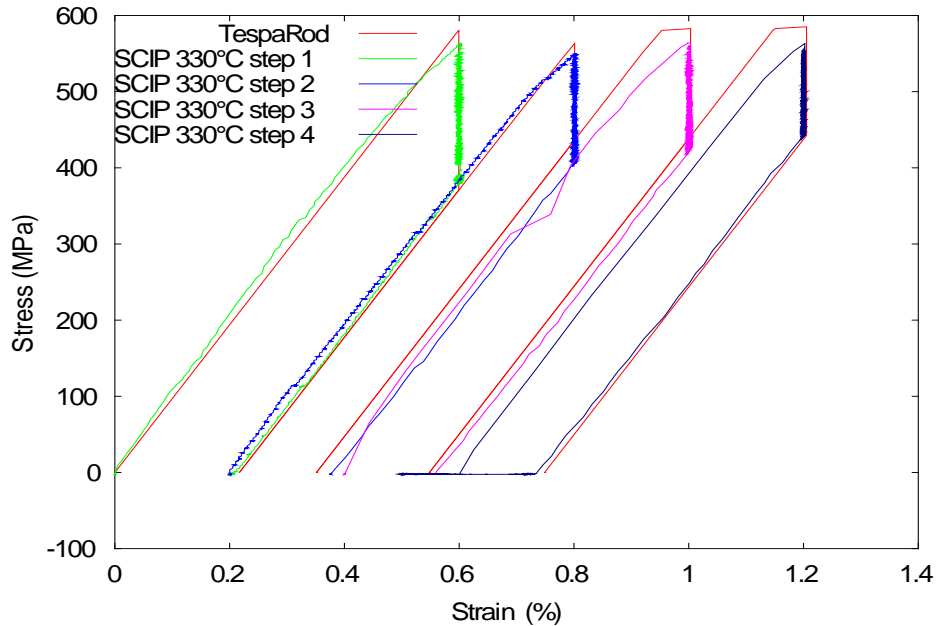


Abb. 4.4-3 Vergleich von Spannung/Dehnung-Kurven zwischen Messung (SCIP-100, Zry-2, 330°C) und Rechnung

In Abb. 4.3-3 und Abb. 4.4-3 wird erkennbar, dass im zweiten Lastzyklus in der TespaRod-Rechnung der Zustand „Plastifizierung“ gerade nicht mehr erreicht wird. Das berechnete maximale Spannungsniveau ist geringfügig niedriger als das Niveau der übrigen Lastzyklen. In Folge dessen findet im zweiten Lastzyklus keine Aufhebung der Kriechverfestigung statt, da Plastifizieren im Modell nicht unterstellt wird.

Im Ergebnis führt dies dazu (siehe Abb. 4.3-2), dass das Spannungsniveau während des zweiten Lastzyklus in einem Abstand von etwa 50 MPa oberhalb des gemessenen Spannungsniveaus verläuft. Das Spannungsniveau wird hier um etwa 10% überschätzt während alle übrigen Lastzyklen inklusive der Lastzyklen der übrigen Versuchstemperaturen mit Abweichungen von weniger als $\pm 4\%$ wiedergegeben werden können.

Hier zeigt sich, dass die im TespaRod-Modell realisierte scharfe Trennung zwischen elastischem und plastischem Verhalten zu Bifurkationen führen kann. Um diesen Sachverhalt aufzulösen, wäre eine umfangreiche Modellierung des Übergangs zur Plastifizierung erforderlich, was im Sinne einer Aufwand/Nutzen-Abschätzung als nicht zielführend eingestuft wird.

4.5 Zusammenfassung zum Lastfolgebetrieb

Um die zeitliche Entwicklung des Spannungsniveaus im Hüllrohr bei Lastfolgebetrieb in angemessener Qualität berechnen zu können, sind geeignete Modelle zum Kriechen des Hüllrohr-Materials erforderlich. Im Rahmen der Studsvik-Versuche SCIP-100 sind hierzu an bestrahlten Zry-2-Hüllrohren Messungen zu Versuchstemperaturen bei 310 °C, 330 °C und 360 °C durchgeführt worden. Diese wurden mit dem Rechenprogramm TespaRod nachgerechnet. Es zeigt sich anhand dieser Nachrechnungen, dass Weiterentwicklungen an TespaRod-Modellen erforderlich sind. Die folgenden Entwicklungsschritte sind durchgeführt worden:

- a) der Modell für die E-Modul-Berechnung in TespaRod ist angepasst,
- b) das Modell zum Kriechen ist um eine Modellierung der Kriechverfestigung erweitert,
- c) das Modell zum Kriechen ist um ein Modell zur Aufhebung der Kriechverfestigung durch Plastifizieren erweitert,
- d) das Modell zur Bestimmung der Temperatur-abhängigen Aktivierungsenergie ist angepasst und
- e) das Modell zur Bestimmung des Beginns der Plastifizierung ist angepasst.

Im Ergebnis der vorliegenden Modellentwicklungen in TespaRod kann der Zeitverlauf des Spannungsniveaus in der Brennstabhülle bei Lastwechsel mit einer Genauigkeit von ± 4 % berechnet werden.

5 Zusammenfassung

Im Rahmen dieses Vorhabens RS1193 sind Methoden für die Analyse des Brennstabverhaltens unter Betriebsbedingungen, den Bedingungen bei Kühlmittelverlust (LOCA) und den Bedingungen bei Reaktivitätsstörfällen (RIA) entwickelt worden. Die hierzu durchgeführten Arbeiten basieren auf den im Vorläufervorhaben bereitgestellten Methoden und Modellansätzen, die jetzt anhand von umfangreichen experimentellen Untersuchungen weiterentwickelt werden konnten.

Auf Grundlage der Methodik, die bereits im Vorhaben RS1175 entwickelt wurde, sind anhand von umfangreichen ANL- und KIT-Ringdruck-Tests, die zu verschiedenen Hüllrohr-Materialien mit unterschiedlichen Wasserstoff-Gehalten durchgeführt wurden, Festigkeitseigenschaften von Hüllrohren der Typen Zry-2, Zry-4, ZIRLO und M5 bestimmt worden. In allen Materialien konnte ein linearer Zusammenhang zwischen Wasserstoff-Gehalt sowie Sauerstoff-Gehalt und dem Verhältnis von Berst-Spannung zur Spannung an der Dehngrenze ermittelt werden. Es stehen nunmehr für alle relevanten Hüllrohr-Typen die für Kühlmittelverluststörfälle erforderlichen Materialfestigkeitseigenschaften bereit. Ferner ergeben die Untersuchungen, dass bestimmte Kombinationen von Wasserstoff- und Sauerstoff-Aufnahme in der Brennstabhülle zum Zustand Restduktilität führen. Damit ist es möglich, dass der Hüllrohr-Zustand beispielsweise bei Vorliegen einer sekundären Hydrierung und Oxidation hinsichtlich seiner Duktilität beurteilt werden kann.

Der KIT-QUENCH-L0-Test ist ein Brennstab-Bündel-Test, der das Hüllrohr-Verhalten unter prototypischen Bedingungen eines Kühlmittelverluststörfalls in einem deutschen DWR zeigt. Dieser Versuch ist mit dem Rechenprogramm ATHLET analysiert worden, um die lokale Entwicklung der Hüllrohr-Temperatur im Bereich der Berst-Öffnung verfolgen zu können. Anhand dieser Temperatur-Entwicklung kann die sekundäre Hydrierung nachvollzogen werden, die maßgeblich die Festigkeitseigenschaft des Hüllrohrs beim Wiederbenetzen (Quenchen) bestimmt.

Die Finite-Element-Analysen mit ADINA zu den Versuchen QUENCH-L1 und -L0 zeigen, dass mit geeigneten Kriechkurven und Spannungs-Dehnungskurven das „Ballooning“ der Hüllrohre bestimmt und durch den Anstieg der Kriechdehnungen sowie der plastischen Dehnungen der Versagenszeitpunkt durch Bersten gut prognostiziert werden kann.

Im Rahmen des OECD RIA-Benchmarks sind weitere CABRI- und NSRR-Versuchsdaten zur Verfügung gestellt worden, die zu einer erheblichen Weiterentwicklung des Brennstab-Codes TespaRod beitragen konnten. Insbesondere konnte das TespaRod-Modell zum Filmsieden als auch das Modell zum Leistungsdichte-basierten Dehnen des Pellets weiterentwickelt werden. Das weiterentwickelte Modell zum Filmsieden berechnet sowohl das Temperatur-Maximum nach Auftreten des DNB als auch die Vorkühlung vor dem Einsetzen der Wiederbenetzung mit einer sehr hohen Übereinstimmung zu den experimentellen Daten. Hinsichtlich der Leistungsdichte-basierten Dehnung des Pellets konnte gezeigt werden, dass dieser Effekt für frischen Brennstoff verschwindet. Anhand von Literaturdaten konnte festgestellt werden, dass das Leistungsdichte-basierte Dehnen des Pellets im Brennstoff eine Vorschädigung erfordert, die erst nach 10 dpa gegeben ist. Insofern konnte das Modell auf die Anwendung auf frischen Brennstoff erweitert werden.

STUDSVIK-Versuchsdaten aus der Versuchsserie SCIP-100 zum PCI-Verhalten sind mit dem Brennstab-Code TespaRod untersucht worden. Das Relaxieren (Abbau der Umfangsspannung im Brennstab-Hüllrohr bei gleichbleibender Brennstab-Aufweitung durch Innendruck) bestrahlter Brennstab-Hüllrohre durch Kriechen des Hüllrohr-Materials ist mit TespaRod untersucht worden. Im Ergebnis konnte das Modell zum Hüllrohr-Kriechen weiterentwickelt werden, so dass das Spannungsniveau in seiner zeitlichen Entwicklung über den für PCI-Transienten relevanten Zeitraum von mehreren Tagen hinweg mit nur geringen Abweichungen von etwa ± 4 % zu Messergebnissen ermittelt werden konnte.

6 Literaturverzeichnis

- /ADI 10/ ADINA User Interface, Version 8.7, 2010 with
ADINA – A Finite Element Program for Automatic Dynamic
Incremental Nonlinear Analysis,
ADINA-T – for the heat transfer of solids,
ADINA-IN/-Plot – for pre- and postprocessing.
- /ALV 07/ Alvarez, A.-M.; Lysell, G.; Grigoriev, V.:
Studies of hydrogen assisted failures initiating at the cladding outer surface
of high burn-up fuel using a modified Ring Tensile Technique. In: Proceed-
ings of the 2007 International LWR Fuel Performance Meeting at San Fran-
cisco, paper 1080, Sept 30 – Oct, 2007
- /ALV 10/ Alvarez, A.-M.; Lysell, G.; Källström, R.; Johansson, B.; Hallstad, L.:
A combined approach to predict the sensibility to hydrogen induced failures
in fuel cladding during power ramps. To be published in: Proceedings of the
2010 International LWR Fuel Performance Meeting, 2010
- /ASK 11/ P. Askeljung, M. Billone, M. Flanagan
Results of Integral, High-Burnup, Fueled LOCA Tests and Companion Test-
ing with As-Fabricated and Pre-hydrided Cladding, IAEA Technical Meeting
on Fuel Behavior and Modeling Under Severe Transient and LOCA Condi-
tions, Mito-City, Japan, October 2011
- /BAK 62/ L. Baker and L. C. Just
Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures; III. Experimental
and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction, ANL-6548, Ar-
gonne National Laboratory, Argonne, IL, USA, 1962
- /BIL 08a/ M. Billone, Y. Yan, T. Burtseva, R. Daum
Cladding Embrittlement During Postulated Loss-of-Coolant Accidents,
NUREG/CR-6967, ANL-07/04, Argonne National Laboratory, Argonne, July
2008

- /BIL 08b/ M. Billone
Draft NUREG/CR-6967, [2:5] Chpt 4 - References, "Cladding Embrittlement during Postulated Loss-of-Coolant Accidents.", ADAMS [ML081480268](#), 2008-05-20
- /BRA 01/ J.-C. Brachet et al.
Mechanical behavior at Room Temperature and Metallurgical study of Low-Tin Zy-4 and M5TM (Zr-NbO) alloys after oxidation at 1100°C and quenching, Proceeding of TCM on Fuel behavior under transient and LOCA conditions, organised by IAEA on "Mechanical and metallurgical studies of Zy-4 and M5TM after oxidation at 1100°C and quenching", Halden, Norway, 10-14 September 2001
- /BRA 08/ J. C. Brachet et al.
Hydrogen Content, Preoxidation, and Cooling Scenario Effects on Post-Quench Microstructure and Mechanical Properties of Zircaloy-4 and M5[®] Alloys in LOCA Conditions, Journal of ASTM International, 5(5), Paper ID JAI101116, 2008
- /CAT 77/ J. V. Cathcart et al.
Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics IV. Reaction Rate Studies, ORNL/NUREG-17, 1977
- /CAZ 05/ B. Cazalis et al.
The PROMETRA Program: A Reliable Material Database for Highly Irradiated Zircaloy-4, ZIRLOTM and M5TM Fuel Claddings, SMiRT18-C02-1, 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 18), Beijing, China, August 7-12, 2005
- /CHU 79/ H. M. Chung, T. F. Kassner
Pseudobinary Zircaloy-Oxygen Phase Diagram, Journal of Nuclear Materials, 84, 327-339, 1979
- /DES 07/ Desquines J.
Release of the PROMETRA V2.5 material database (Zircaloy-4, ZIRLO, M5), Cabprie Waster Loop IRSN 2007-97, DPAM/SEMCA 2007-318, IRSN, Saint Paul-lez-Durance Cedex, 2007

- /FAR 04/ J. J. Faraway
Linear Models with R, Chapman & Hall/CRC Texts in Statistical Science,
Boca Raton, Florida, USA, 2004
- /FER 10/ Fernandez-Moguel L., Birchley J.,
Analysis of the QUENCH-L0 using Scdap/Relap and Scdap/Sim, PSI,
16. International Quench Workshop 2010 (IQWS-16), Karlsruhe,
16.-18. November 2010
- /FRA 05/ FRAPTRAN-1.3
FRAPTRAN-1.3 Release Document, Pacific Northwest National Laboratory,
Richland, WA, USA, 2005
- /GEO 08/ Vincent Georgenthum¹, Tomoyuki Sugiyama², Yutaka Udagawa², Toyoshi
Fuketa², Jean Desquines:
FRACTURE MECHANICS APPROACH FOR FAILURE MODE ANALYSIS
IN CABRI AND NSRR RIA TESTS. Proceedings of 2008 Water Reactor
Fuel Performance Meeting, October 19-23, 2008, Renaissance Seoul Ho-
tel, Seoul, Korea, Paper No. 8070
- /GRO 10/ Mirco Grosse, Camille Goulet
First Results of Neutron Radiography and Tomography of QUENCH-L0
cladding tubes, 16 Intern. QUENCH Workshop 16.-18. Karlsruhe, Nov.
2010
- /GRS 13/ J. Herb, H. G. Sonnenburg, J. Sievers
Ermittlung der Festigkeit von Brennstab-Hüllrohren aus Zry-4, M5, ZIRLO
und Zry-4-low-tin anhand von Ringdruckversuchen, GRS-A-3698, April
2013
- /GRS 09/ Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke, Revision D, regelwerk.grs.de, April
2009
- /GRS 10/ H. G. Sonnenburg, J. Herb, J. Sievers, H.-P. Bachmann
Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und
Kühlmittelverlust-Störfällen -Anschlussvorhaben-, GRS-A-3519, Januar
2010

- /HOL 08/ Holston, Anna-Maria; et al.:
 Studsvik Cladding Integrity Programme – Executive Summary.
 STUDSVIK/N-08/248, STUDSVIK-SCIP-72, 19.12.2008
- /IRS 07/ Vitanza, Carlo:
 Minutes of the Twelfth Meeting of the Steering Committee of the IRSN-
 OECD WaterLoop Project, RT CWL OECD CABRI SC 2 / 2008, RT CWL
 2009-105, San Francisco, USA, 04.10.2007
- /KÄL 10/ Källström, Rikard; Karlsson, Joakim:
 Subtask 0:3-B. Hardening Relaxation Tests. Report No. N-10/054,
 STUDSVIK-SCIP-100
- /KIT 10/ Steinbrück, M., et al.,
 List of instrumentation for the QUENCH-L0 test,
 KIT Karlsruhe, July 2010
- /KIT 12/ KIT
 QUENCH-L1 test summary, email von M. Steinbrück, 15.02.2012
- /LEI 85/ S. Leistikow, G. Schanz
 The Oxidation Behavior of Zircaloy-4 in Steam between 600 and 1600°C,
 Werkstoffe und Korrosion 36 (3), 105-116, 1985
- /MAN 07/ T. Manngård
 Evaluation of the FRAPTRAN -1.3 Computer Cod, SKI Report 2007:15,
 Quantum Technologies AB, Uppsala, Sweden, 2007
- /MAT 03/ MATPRO - A LIBRARY OF MATERIALS PROPERTIES FOR LIGHT-
 WATER-REACTOR ACCIDENT ANALYSIS, SCDAP/RELAP5-3D CODE
 MANUAL VOLUME 4, Revision 2.2, 2003
- /NAG 09/ F. Nagase et al.
 Behavior of High Burn-up Fuel Cladding under LOCA Conditions, Journal of
 NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 46, No. 7, p. 763–769,
 2009

- /NEA 09/ Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-coolant Accident (LOCA) Conditions, State-of-the-art Report, NEA#06846, ISBN: 978-92-64-99091-3, June 2009
- /NRC 10/ U.S. Nuclear Regulatory Commission Regulations
Title 10, Code of Federal Regulations, 10 CFR 50.46(b), January 2010
- /OEC 09/ OECD NEA:
Nuclear Fuel Behaviour in Loss-of-coolant Accident Conditions – State-of-the-art Report, NEA No. 6846, ISBN 978-92-64-99091-3, 2009
- /OEC 10/ OECD NEA:
Nuclear Fuel Behaviour under Reactivity Initiated Accident Conditions – 2. State-of-the-art Report. Publication in Progress , 2010
- /RDC 11/ R Development Core Team
R: A language and environment for statistical computing, R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. ISBN 3-900051-07-0, <http://www.R-project.org/>, (2011)
- /RSK 96/ RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren, Ursprungsfassung (3. Ausgabe vom 14. Oktober 1981) mit Änderungen vom 15.11.1996
- /SCI 10/ Källström, R.; Karlson, J.:
Subtask 0:3-B – Hardening Relaxation Tests. Report No. N-10/054
STUDSVIK-SCIP-100, Studsvik Nuclear AB, Sweden, 18.03.2010
- /SHI 04/ Shimada, S.; Etho, E.; Hayashi, H.; Tukuta, Y.:
A metallographic and fractographic study of outside-in cracking caused by power ramp tests. Journal of Nuclear Materials 327, pp. 97-113, 2004
- /SON 10/ Sonnenburg, H.G.; Herb, J.; Sievers, J.; Bachmann, H.-P.:
Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen. Abschlußbericht zum RS1175
GRS-A-3519, 2010

- /SON 09/ H. G. Sonnenburg, J. Herb, J. Sievers, H. .P. Bachmann
Determination of Mechanical Cladding Properties by Best-Fit Simulations of Ring Compression Tests, Proceedings of Top Fuel 2009, Paper 2093, Paris, France, 6.-10. September 2009
- /STE 10/ Steinbrück, M., et al.,
Conduct and First Results of the Quench-L0 Experiment,
KIT Karlsruhe, 30. July 2010
- /STU 10/ Stuckert, J., et al.,
Results of the commissioning bundle test QUENCH-L0 performed under LOCA conditions,
16. International Quench Workshop 2010 (IQWS-16), KIT Karlsruhe,
16.-18. November 2010
- /STU 10-1/ J. Stuckert, M. Große, M. Walter
Mechanical properties of pre-hydrogenated (600 – 5000 wppm) cladding segments, Proceedings of the 16th International QUENCH Workshop Karlsruhe Institute of Technology, 16-18 November 2010
- /STU 11/ J. Stuckert
Persönliche Kommunikation, 04.11.2011
- /SUZ 09/ Motoe SUZUKI, Tomoyuki SUGIYAMA, Yutaka UDAGAWA, Fumihisa NAGASE and Toyoshi FUKETA:
Comparative Analysis on Behavior of High Burnup PWR Fuels Pulse-Irradiated in Reactivity-Initiated Accident Conditions. Proceedings of Top Fuel 2009, Paris, France, September 6-10, 2009, Paper 2082
- /THO 12/ L.Thome; S.Moll; et al.:
Radiation Effects in Nuclear Ceramics. In: Advances in Materials Science and Engineering, ID 905474, Volume 2012
- /TRA 09/ Trambauer, K.; et al.:
Weiterentwicklung ATHLET / ATHLET-CD. Abschlussbericht zum RS1162 , GRS-A-3461, März, 2009

- /YAN 04a/ Y. Yan, T. Burtseva, M. Billone
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and ZIRLO Oxidized at 1000°C and 1100°C, ADAMS [ML041420178](#), 2004
- /YAN 04b/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and ZIRLO Oxidized at 1200°C, Slow Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS [ML041420195](#), 2004
- /YAN 04c/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility at 135°C for 17×17 Zry-4 Cladding Oxidized at 1200°C, Slow Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS [ML051920397](#), 2004
- /YAN 04d/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility of 15×15 Zircaloy-4 Cladding Oxidized at 1200°C, Slow-cooled to 800°C, and Quenched, ADAMS [ML051930574](#), 2004
- /YAN 04e/ Y. Yan, T. Burtseva, M. Billone
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and M5 Oxidized at 1000°C and 1100°C, ADAMS [ML041420185](#), 2004
- /YAN 04f/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and M5 Oxidized at 1200°C, Slow Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS [ML041420199](#), 2004
- /YAN 04g/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility at 135°C for 17×17 ZIRLO Cladding Oxidized at 1200°C, Slow Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS [ML051920392](#), 2004
- /YAN 04h/ Y. Yan, T. Burtseva, M. C. Billone
Post-Quench Ductility at 135°C for 17×17 M5 Cladding Oxidized at 1200°C, Slow Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS [ML051920385](#), 2004

/YAN 08a/ Y. Yan, T. Burtseva, R. Daum, M. Billone

Summary of Results for High-Burnup Ringhals M5 Cladding Oxidized at 1200°C, Cooled with or without Quench, and Ring-Compressed at 135°C, ADAMS [ML081480278](#), 2008

/YAN 08b/ Y. Yan, T. Burtseva, R. Daum, M. Billone

Summary of Results for High-Burnup North Anna ZIRLO Cladding Oxidized at $\leq 1200^\circ\text{C}$, Cooled with or without Quench, and Ring-Compressed at 135°C, ADAMS [ML081480279](#), 2008

/YAN 09/ Y. Yan, T. Burtseva, M. Billone

Post-quench Ductility Results for North Anna High-burnup 17×17 ZIRLO Cladding with Intermediate Hydrogen Content, ADAMS [ML091200702](#), 2009

7 Verteiler

		Exemplare: gedruckt	Exemplare: pdf	CD- ROM
BMWi				
Referat II A 5		1 x		
GRS-PT/B				
Internationale Verteilung	(FIZ)	10 x		30 x
Projektbegleiter	(bei)	2 x	1 x	1 x
GRS				
Geschäftsführung	(wfp, stj)		je 1 x	
Bereichsleiter	(san, stc, ver, moe, prg, uhl, stu)		je 1 x	
Abteilungsleiter	(luw, som, vek)		je 1 x	
Projektleitung	(son)	1 x	1 x	
Projektbetreuung	(wal)		1 x	
Informationsverarbeitung	(nit)		1 x	
Bibliothek	(Köln)	1 x		
Autoren	(son, ari, mis, hej, siv)	je 1 x	je 1 x	
Gesamtauflage	Exemplare	20		31

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

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

Forschungszentrum
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