

Weiterentwicklung der
Methoden zur Analyse
des Brennstabverhal-
tens bei Reaktivitäts-
und Kühlmittelverlust-
Störfällen
-Anschlussvorhaben-

Vorhaben RS1175

Abschlussbericht

Abschlussbericht/ Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-
Vorhabens Nr.:/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS1175

Vorhabensitel / Project Title:
Weiterentwicklung der
Methoden zur Analyse des
Brennstabverhaltens bei
Reaktivitäts- und Kühlmittel-
verlust-Störfällen
-Anschlussvorhaben-

Development of methods for
the analysis of the fuel rod
behaviour under loss of coolant
and reactivity initiated
accidents

Autor / Author:
Dr. H. G. Sonnenburg
J. Herb
Dr. J. Sievers
H.-P. Bachmann

Berichtszeitraum / Publication Date:
Januar 2010

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde lie-
gende F&E-Vorhaben wurde im
Auftrag des Bundesministeriums
für Wirtschaft und Technologie
(BMWi) unter dem Kennzeichen
RS1175 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt
dieser Veröffentlichung liegt beim
Auftragnehmer.

Kurzfassung

Im Rahmen des Vorhabens "Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen" -Anschlussvorhaben- (RS1175) sind Methoden und Berechnungsgleichungen für das Rechenprogramm TESPА-ROD entwickelt und bereitgestellt worden. Die Weiterentwicklung stützt sich auf neuere experimentelle Untersuchungen, die für diese beiden Störfallgruppen international verfügbar sind.

Zum Kühlmittelverluststörfall sind im amerikanischen Argonne National Laboratory (ANL) Untersuchungen zur Hüllrohr-Versprödung durchgeführt worden, die im Rahmen dieses Vorhabens mit Hilfe der Finite-Elemente(FE)-Methode des Programmsystems ADINA analysiert und ausgewertet wurden. Im HALDEN Reactor Project (HRP) wurde der Kühlmittelverluststörfall für Brennstäbe bei hohem Abbrand in der Versuchsreihe IFA-650 untersucht. Diese Versuche wurden hier mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD ausgewertet.

Da sich der Umbau der CABRI-Versuchsanlage zur CABRI-Water-Loop-Versuchsanlage verzögerte, sind keine Tests während der Laufzeit dieses Vorhabens durchgeführt worden. Stattdessen ist ein Versuch aus der japanischen Versuchsanlage NSRR im Rahmen des CABRI-Projekts zur Verfügung gestellt worden. Wasser bei Raumtemperatur und einem Druck von etwa 1 bar sind die Anfangsbedingungen für den Test-Brennstab im NSRR-Versuch LS1. Das Modell zur transienten Spaltgas-Freisetzung konnte anhand der Innendruck-Messung entwickelt und validiert werden.

Neben den NSRR-Tests sind ausgewählte RIA-Versuche der russischen BGR-Versuchsanlage analysiert und für die Entwicklung eines Wärmeübergangsmodells genutzt worden. Das Kühlmedium in den BGR-Versuchen ist wie im NSRR-Versuch Wasser bei 1 bar Druck und Raumtemperatur. Da keine Temperatur-Messungen zu den BGR-Versuchen vorliegen, sind die TESPА-ROD-Rechenergebnisse in einen Vergleich zu Ergebnissen anderer Brennstab-Rechenprogramme gestellt worden. Dieser Vergleich zeigt, dass die Analyse-Ergebnisse von TESPА-ROD wesentlich bestimmt sind vom Modell des Wärmeübergangs zwischen Pellet und Hüllrohr. Eine abschließende Modellierung des Wärmeübergangs wird jedoch erst möglich sein, wenn die geplanten CABRI-Water-Loop-Versuchsdaten zur Verfügung stehen.

Abstract

Methods and models for the fuel rod code TESPА-ROD have been developed within the frame of the research project RS1175: "Development of methods for the analysis of the fuel rod behaviour under loss of coolant and reactivity initiated accidents ". This developmental work is based on experimental data recently produced for both accident categories.

The Argonne National Laboratory (ANL) investigated the embrittlement of the fuel rod cladding under LOCA conditions. Within the project RS1175 the ANL test data have been analysed by means of the finite-element-method using the code system ADINA. The test series IFA-650 of the HALDEN Reactor Project (HRP) provides test data for the fuel rod behaviour under high burn-up. Within this project these HRP data have been analysed with the code ATHLET-CD.

The retrofitting of the CABRI test facility from a sodium loop to a water loop had been delayed thus tests in the new CABRI facility were not available for the current research project RS1175. Therefore the CABRI team provided test data from the Japanese test facility NSRR instead. The NSRR test LS1 was accomplished in a water pool under room temperature and almost 1 bar pressure. The evaluation of the NSRR test LS1 data of the fuel rod internal pressure was utilized for the development of a transient fission-gas-release model for the code TESPА-ROD.

Beside the NSRR test LS1, selected RIA tests from the Russian research reactor BИGR were analysed to verify the heat transfer modelling in TESPА-ROD. These tests had similar boundary conditions as the Japanese NSRR test LS1. A code-to-code benchmark was performed because cladding temperature measurements are not available for the Russian tests. The benchmark reveals that the heat transfer modelling for the transfer at the inner cladding surface is decisive for the overall heat transfer to the fluid. The heat transfer modelling of TESPА-ROD can be settled if CABRI-Water-Loop test data are available for model validation.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	LOCA	2
2.1	Vorgehensweise zur Bestimmung von Materialeigenschaften für Hüllrohrwerkstoffe	2
2.2	Experimentelle Grundlage für die Modellentwicklung	5
2.3	Modell für die Materialeigenschaften von Zry-4	8
2.3.1	Oxidationsmodell.....	8
2.3.2	Modell für die mechanischen Eigenschaften.....	11
2.4	Finite-Elemente-Modell zur Simulation von Ringdrucktests und exemplarische Ergebnisse	17
2.4.1	Bestimmung der Materialeigenschaften von M5 durch iterative FE- Simulationen	21
2.4.2	Bestimmung der Bruchspannungen für das Hüllrohrmaterial.....	25
2.4.3	Abschätzungen der Materialmodellunsicherheiten.....	35
2.5	Ableitung eines Bruchkriteriums.....	39
2.6	FEM-Simulationen zum Hüllrohrverhalten bei LOCA-Belastungen.....	40
2.6.1	Lastannahmen der LOCA Transiente	40
2.6.2	Annahmen zu Materialdaten	42
2.6.3	Simulation eines ungeschädigten Hüllrohrs	46
2.6.4	Simulation eines vorgeschädigten Hüllrohrs unter LOCA Transiente	52
2.6.5	Simulation eines vorgeschädigten Hüllrohrs unter LOCA Transiente und mechanischen Zusatzbelastungen.....	58
2.7	Analyse von HALDEN-Versuchen der Serie IFA-650	65
2.7.1	Versuchsbeschreibung und Versuchsrandbedingung.....	65
2.7.2	OECD-Benchmark	67
2.7.3	ATHLET-CD Datensatz-Entwicklung zur Nachbildung der IFA-650- Versuche	68
3	RIA	75
3.1	Analyse der BIGR-Versuche	75
3.1.1	Analyse des BIGR-Tests RT8 mit TESP-ROD	76

3.1.2	Analyse des BIGR-Tests RT11 mit TESPA-ROD	82
3.1.3	Analyse des BIGR-Tests RT12 mit TESPA-ROD	84
3.2	Auswertung des Versuchs NSRR LS1	91
3.2.1	Beschreibung des Test-Brennstabs LS1	92
3.2.2	Analyse des Versuchs NSRR LS1	94
3.2.3	Plastifizierung der Hülle im NSRR-Versuch LS1	96
3.3	Entwicklung eines Modellansatzes für die transiente Wärmeübertragung bei RIA mit DNB	104
3.3.1	Einphasige transiente Wärmeleitung	105
3.3.2	Blasensieden	105
3.3.3	Kritische Wärmestromdichte (DNB)	106
3.3.4	Filmsieden	108
3.3.5	Wiederbenetzen (rewetting)	109
3.3.6	Unsicherheit im Wärmeübergangsmodell	110
4	Zusammenfassung	113
4.1	LOCA	113
4.2	RIA	115
5	Literaturverzeichnis	118
6	Tabellenverzeichnis	123
7	Abbildungsverzeichnis	124
8	Verteiler	131

Abkürzungen

ADAMS	Agencywide Documents Access and Management System der U. S. NRC
ANL	Argonne National Laboratory
BNFL	Britischer Brennelement Hersteller
BU	Burn-Up
DUPLEX	Brennstab-Hüllrohr, Hersteller SIEMENS
DWR	DruckWasserReaktor
ECR	Equivalent Cladding Reacted
EDGAR	Versuchseinrichtung für Dehn/Berst-Tests
FGR	Fission Gas Release
FE(M)	Finite-Elemente(-Methode)
FIMA	Maß für Abbrand
FP	Fission Product
FQ	Axialer Leistungsfaktor
FRAPCON	Computer code for transient analysis of oxide fuel rod
HRP	Halden Reactor Project
KIT	Karlsruhe Institute of Technology
LHGR	Linear Heat Generation Rate (Stablängenleistung)
LOCA	Loss Of Coolant Accident
M5	Brennstab-Hüllrohr, Hersteller FRAMATOME
MATPRO	Handbook of MATerials PROperties for use in the analysis of light water reactorfuel rod behavior
MOX	Mixed OXide fuel
NSRR	Nuclear Safety Research Reactor
PROMETRA	Zerreiß-Tests mit Mandrel-Maschine
RIA	Reactivity Initiated Accident
RIM	Pellet-Randbereich, ca. 500µm Breite im Hochabbrand
SED	Strain Energy Density
SUSA	program System for Uncertainty and Sensitivity Analysis
SWR	SiedeWasserReaktor
TESPA	TEmperature and Strain Probabilistic Analysis

UO ₂	Urandioxide fuel
U. S. NRC	United States Nuclear Regulatory Commission
Zirlo	Brennstab-Hüllrohr, Hersteller WESTINGHOUSE
Zry-2	Zirkaloy-Brennstab-Hüllrohr für SWR
Zry-4	Zirkaloy-Brennstab-Hüllrohr für DWR

1 Einleitung

Das Vorhaben "Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen" -Anschlussvorhaben- (RS1175) hat zum Ziel, Berechnungsmethoden bereitzustellen, die das Brennstabverhalten unter Störfallbedingungen mit hoher Aussagesicherheit beschreiben. Diese Methoden sollen sowohl für Kühlmittelverluststörfälle als auch für Reaktivitätsstörfälle anwendbar sein. Da die Anforderungen an die Methodenentwicklung aus den beiden Störfallgruppen sehr unterschiedlich sind, wird jede Störfallgruppe in einem eigenen Kapitel in diesem Bericht beschrieben. Kapitel 2 befasst sich daher mit Phänomenen des Kühlmittelverluststörfalls (LOCA), während Kapitel 3 die Phänomene des Reaktivitätsstörfalls (RIA) behandelt.

2 LOCA

Die Methoden-Entwicklung zum Kühlmittelverluststörfall wird nachstehend vorgestellt. Neuere experimentelle Erkenntnisse sind in diese Methodenentwicklungen eingeflossen. Insbesondere sind die Erkenntnisse aus Untersuchungen von ANL zur Versprödung der Hüllrohre ausgewertet worden. Durch den Einsatz der Finite-Element-Methode (FEM), speziell des Programmsystems ADINA /ADI 09/, sind weitgehende Erkenntnisse zum Materialverhalten bei Hochtemperaturoxidation abgeleitet worden. Weitere Versuche zum Brennstoffverhalten bei Hochabbrand sind im Rahmen des HALDEN Reactor Project (HRP) durchgeführt worden. Mit ATHLET-CD sind hierzu Analysen erstellt worden, die Erkenntnisse zur Brennstoff-Verlagerung liefern.

2.1 Vorgehensweise zur Bestimmung von Materialeigenschaften für Hüllrohrwerkstoffe

Bei bestimmten Kühlmittelverluststörfällen kann es zu einem temporären Trockenfallen des Reaktorkerns kommen. Dies führt zu einer Aufheizung der Brennstäbe durch die nicht mehr ausreichende Abfuhr der Nachzerfallswärme des Kernbrennstoffes. Deshalb erhitzen sich die Brennelemente und die sie umschließenden Brennstabhüllrohre. In verschiedenen Ländern (u.a. Deutschland /RSK 96/, /GRS 09/ und USA /NRC 10/) gibt es Genehmigungskriterien, die die Kühlbarkeit des Reaktors sicherstellen sollen. Die Kriterien verlangen unter anderem, dass die Brennstabhüllrohrtemperatur nicht über 1204 °C ansteigt und dass nicht mehr als 17 % des Hüllrohrmaterials oxidiert werden (17 % equivalent cladding reacted (ECR)). Das letztere Kriterium soll sicherstellen, dass das Brennstabhüllrohr genügend (Rest-)Duktilität besitzt, um beim Wiederauffüllen des Kerns (quenching) den auftretenden thermischen und mechanischen Belastungen zu widerstehen und nicht zu brechen. Ansonsten kann es zu einer Zerstörung der Kerngeometrie kommen, wodurch die Kühlbarkeit gefährdet wird.

Versuche am Argonne National Laboratory (ANL) /BIL 08/ in den USA haben gezeigt, dass es bereits bei ECR-Werten deutlich unter 17 % zu einem mechanischen Versagen der Brennstabhüllrohre kommen kann. Die bei den Versuchen beobachtete Versprödung scheint stark von der Wasserstoffkonzentration im Hüllrohrmaterial (in Kombination mit dem Oxidationsgrad des Hüllrohrs) abzuhängen.

Deshalb müssen neue Kriterien /NEA 09/ für die sichere Beherrschung von LOCA Störfällen abgeleitet werden. International gibt es in dieser Richtung deshalb verschiedene Entwicklungen. So wird z. B. in Japan /NAG 09/ und Korea /KIM 07/ an integralen Tests gearbeitet, bei denen der gesamte Ablauf eines solchen Störfalls simuliert wird. Das Kriterium ist dann, dass der Brennstab im Laufe des Tests nicht versagt. Im Unterschied zum Bersten unter Innendruckbelastung wird hier als Aufbrechen der Brennstabhülle als Versagen betrachtet.

Im Rahmen des Projekts RS1175 wurde eine Simulationsmethode entwickelt, mit der das Verhalten der Brennstabhülle bei LOCA-Störfällen vorhergesagt werden kann. Es ist dazu notwendig, die Effekte, die während der verschiedenen Phasen des Störfalls auf die Brennstabhülle einwirken, abzubilden.

Während des Trockenfalls des Kerns (Aufheizphase) kommt es zunächst zu einer Aufheizung der Brennstabhülle und dabei zu einer Oxidation des Hüllrohrmaterials. Dies führt zum Einen zu einer Änderung der chemischen Zusammensetzung und zum Anderen zu einer Änderung der mechanischen Eigenschaften des Hüllrohrmaterials. Die mechanischen Eigenschaften sind dabei nicht mehr konstant innerhalb des gesamten Hüllrohrs, sondern es bilden sich in radialer Richtung mehrere Zonen mit unterschiedlichen Eigenschaften heraus. Sowohl die unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften dieser Zonen als auch ihre räumliche Ausdehnung bestimmen dann das Verhalten des Hüllrohrmaterials während der Wiederauffüllphase.

Das Verhalten während der Wiederauffüllphase soll durch eine FE-Simulation ermittelt werden. Dazu wird ein Rechengitter des Brennstabhüllrohrs erstellt. Für jedes Gitterelement werden dabei die mechanischen Eigenschaften über ein geeignetes Materialmodell vorgegeben. Außerdem wird der äußere, zeitliche Temperaturverlauf der Quenchfront als Randbedingung vorgegeben. Daraus kann das FE-Simulationsprogramm die mechanischen Beanspruchungen des Hüllrohrs ermitteln. In jedem Gitterelement werden nun die berechneten inneren Spannungen mit der Fließ- bzw. Bruchspannung verglichen. Beide sind von der lokal herrschenden Temperatur abhängig sind. Überschreitet die innere Spannung die Bruchspannung, so wird das Versagen der entsprechenden Gitterzelle angenommen. Daraus kann ein Versagenskriterium für das gesamte Hüllrohr abgeleitet werden (analog zu den oben beschriebenen integralen Versuchen).

Im Folgenden wird 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, einem Modell für die Oxidation und einem 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 Young'sche Elastizitätsmodul E , die Fließspannung σ_Y , der Verfestigungsexponent n und die Bruchspannung σ_B ermittelt werden.

Die Entwicklung des Modells für die Materialeigenschaften erfolgte auf der Auswertung von Ringdruckversuchen am ANL. Für das Hüllrohrmaterial Zircaloy-4 (Zry-4) können Angaben für das Oxidationsverhalten aus /LEI 85/ und für die Materialeigenschaften aus /MAT 03/ verwendet werden. Die Bruchspannung wurde aus den Versuchsdaten ermittelt, da die Angaben in der Literatur, besonders über die Abhängigkeit vom Oxidationsgrad, widersprüchlich sind.

Beim Hüllrohrmaterial M5 sind die Materialeigenschaften nicht veröffentlicht. Deshalb wurde das Materialmodell von Zry-4 so angepasst, dass es mit den Versuchsdaten in Einklang steht.

Auf der Basis der veröffentlichten Ergebnisse der Ringdruckversuche am ANL kann das Verhalten von Zry-4 und M5 in Abhängigkeit vom ECR-Wert, der (effektiven) Oxidationstemperatur und der Temperatur, bei der das Hüllrohrmaterial einer mechanischen Belastung ausgesetzt ist, beschrieben werden. Die Abhängigkeit von der Wasserstoffkonzentration ist noch nicht berücksichtigt, soll aber im nächsten Schritt bei einer geplanten Weiterentwicklung erfolgen.

Die Ergebnisse der Modellentwicklung wurden auf der Konferenz Top Fuel 2009 /SON 09/ vorgestellt.

2.2 Experimentelle Grundlage für die Modellentwicklung

In den letzten Jahren wurde eine große Anzahl von Ringdruckversuchen (RCT) im ANL durchgeführt und in der ADAMS Datenbank der NRC veröffentlicht, unter anderem in /BIL 04-02/, /BIL 04-03/, /BIL 08/. Die Tests umfassten verschiedene Hüllrohrmaterialien und einen großen Parameterbereich für den Oxidations- und den Quenchprozess, um die Effekte während eines LOCAs zu simulieren. Unter den getesteten Hüllrohrmaterialien befanden sich Zry-4 und M5, die Oxidationstemperatur wurde im Bereich 1000 - 1200 °C variiert. Die Tests wurden mit Hüllrohrmaterialien durchgeführt, die entweder fabrikneu waren, mit Wasserstoff vorbehandelt waren oder von Brennstäben mit hohem Abbrand stammten.

Vor den Ringdrucktests wurde das Hüllrohrmaterial bei einer definierten Temperatur oxidiert. Durch eine Variation der Oxidationsdauer konnten unterschiedliche Oxidationsgrade der Probekörper erreicht werden. Durch eine Messung der Gewichtszunahme des Hüllrohrmaterials konnte der ECR-Wert bestimmt werden.

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 werden dabei von einer Oxidschicht (ZrO_2 -Schicht) bedeckt. Unterhalb der ZrO_2 -Schicht befinden sich die so genannten sauerstoff-stabilisierten- α -Schichten (O- α -Schichten). Die O- α -Schichten sind spröde und tragen nicht zur Restdehnbarkeit des Hüllrohrs bei den Ringdruckversuchen bei.

Die so genannte prior- β -Schicht in der Mitte der Hüllrohrwand besteht aus Zirkon (Zr), das einen Phasenübergang von α -Zr zu β -Zr und zurück nach α -Zr erfahren hat. Während des Oxidationsvorgangs ist dabei eine bestimmte Menge Sauerstoff in diese Schicht diffundiert, was bei der Ermittlung der mechanischen Eigenschaften dieser Schicht zu berücksichtigen ist.

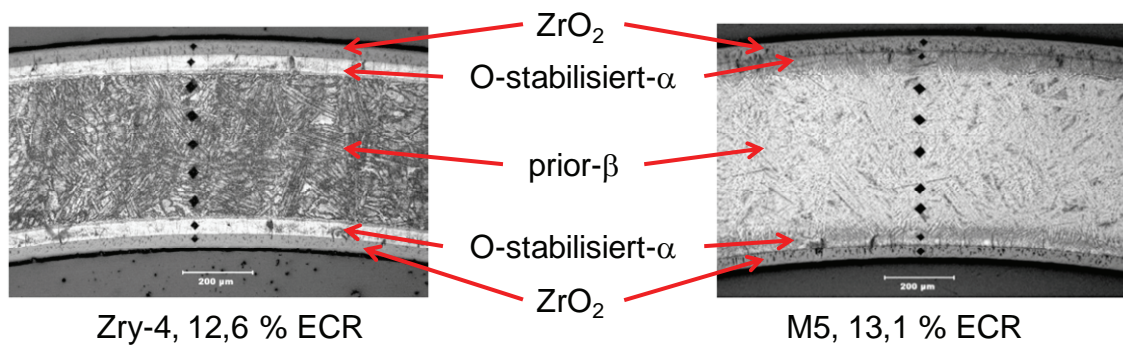


Abb. 2.2-1 Schichtstruktur von oxidiertem Zry-4 und M5 /BIL 08/

Abb. 2.2-2 zeigt schematisch den experimentellen Aufbau der Ringdruckversuche. Eine bewegliche Platte drückt dabei von oben auf den zu testenden Ring. Die Verschiebung Δl nimmt linear mit konstanter Rate zu. Sowohl Δl als auch die Kraft (bzw. Last) P werden dabei gemessen. Das Ergebnis des Ringdruckversuchs ist dann eine Last-Verformungskurve.

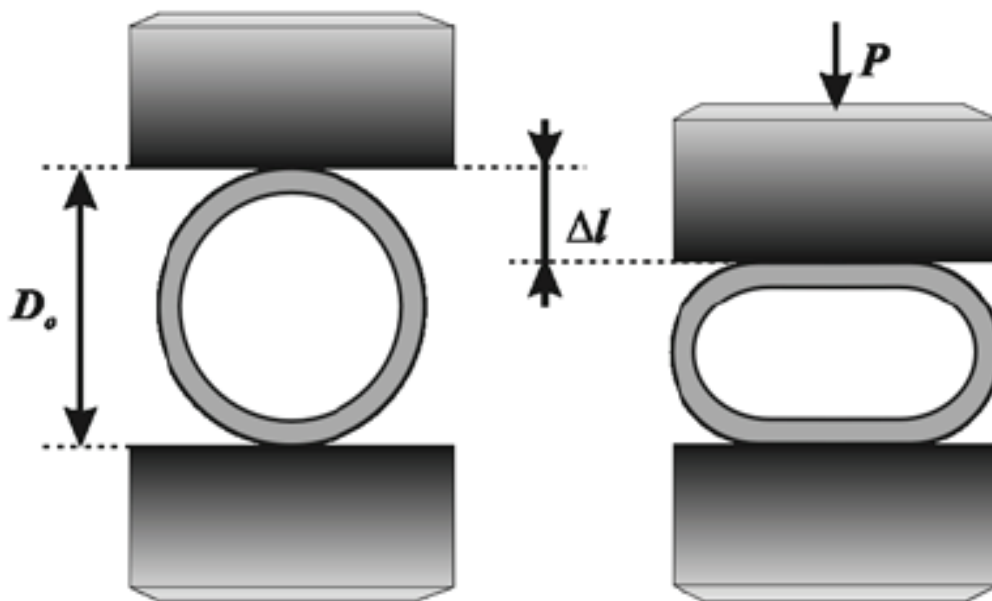


Abb. 2.2-2 Prinzipieller experimenteller Aufbau der Ringdruckversuche.

Für die Nachrechnung mit Hilfe von FE-Simulationen wurden die in Tab. 2.2-1, Tab. 2.2-2 und Tab. 2.2-3 aufgeführten Versuche ausgewählt. Es handelt sich dabei um all die Versuche, bei denen rechtzeitig die Lastverformungskurven zur Verfügung standen und bei denen die Randbedingungen der Hochtemperaturoxidation veröffentlicht waren.

Die hier betrachteten Ringdrucktests wurden mit fabrikneuen Hüllrohren durchgeführt. Die Länge der Rohre betrug 8 mm. Die Probekörper wurden zuerst oxidiert, dann langsam auf 800 °C abgekühlt und dann mit kaltem Wasser abgeschreckt. Die daran anschließenden Ringdrucktests wurden entweder bei Raumtemperatur (Tab. 2.2-1 und Tab. 2.2-2) bzw. bei 135 °C (Tab. 2.2-3) durchgeführt.

Tab. 2.2-1 Oxidationstemperatur und ECR (%) der Ringdrucktests von Zry-4 bei Raumtemperatur zur Validierung der FE-Simulationen

1000 °C	1100 °C	1200 °C
6,0	6,2	5,5
11,1	10,9	8,2
16,9	16,3	12,8
19,2	18,0	18,0

Tab. 2.2-2 Oxidationstemperatur und ECR (%) der Ringdrucktests von M5 bei Raumtemperatur zur Validierung der FE-Simulationen

1000 °C	1100 °C	1200 °C
4,3	4,7	4,0
7,5	9,2	9,1
10,6	13,9	13,1
11,6	16,2	13,8
12,4	19,2	15,7
13,4	20,6	18,8

Tab. 2.2-3 ECR (%) der Ringdrucktests von M5 und Zry-4 bei 135 °C Testtemperatur und 1200 °C Oxidationstemperatur

M5	Zry-4
9,1	11,9
13,8	14,6
15,7	18,1

2.3 Modell für die Materialeigenschaften von Zry-4

Bereits seit langer Zeit sind Materialdaten von Zry-4 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.

2.3.1 Oxidationsmodell

Die Oxidation des Hüllrohrmaterials ist ein Diffusionsprozess, der mathematisch mit Hilfe des Fick'schen Gesetzes beschrieben werden kann. Die Stromdichte (in diesem Fall von Sauerstoff) im Material ist proportional der räumlichen Ableitung der Konzentration:

$$J = -D \frac{\partial c}{\partial x} \quad (2.3-1)$$

Die zeitliche Integration liefert dann für die Massenzunahme τ im Material bei einseitiger Oxidation die folgende Korrelation:

$$\tau = \delta_{\tau} \sqrt{t} \quad (2.3-2)$$

Eine ähnliche Korrelation erhält man für die Beschreibung der Dicken der ZrO_2 -Schicht d_{ϕ} und der O- α -Schicht d_{α} (siehe Gleichung (2.3-3)).

$$d_{\phi/\alpha} = \delta_{\phi/\alpha} \sqrt{t} \quad (2.3-3)$$

Da alle Ringdrucktests, die in diesem Bericht berücksichtigt werden, unter zweiseitigen Oxidationsbedingungen durchgeführt wurden, ergibt sich der Zusammenhang (2.3-4) zwischen der einseitigen Massenzunahme τ und dem ECR-Wert.

$$\tau = \frac{ECR}{100\%} \rho_{Zr} \cdot d_0 \frac{M(O_2)}{M(Zr)} \frac{1}{2} \quad (2.3-4)$$

In Gleichung (2.3-4) ist d_0 die Dicke des Hüllrohrs vor der Oxidation und M die molaren Massen von O_2 bzw. Zr.

Die Faktoren δ_τ , δ_ϕ und δ_α aus den Gleichung (2.3-2) und (2.3-3) können mit Hilfe der Korrelation (2.3-5) bestimmt werden, wobei T die absolute Temperatur ist. Für die Parameter A und B werden die von Leistikow /LEI 85/ vorgeschlagenen Werte entsprechend Tab. 2.3-1 verwendet.

$$\delta = A e^{-\frac{B}{T}} \quad (2.3-5)$$

Tab. 2.3-1 Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten für die Berechnung der Massenzunahme und der Schichtdicken in Zry-4

Formel für	A	B
τ	7,24 kg/(m ² s ^{1/2})	10481 K
d_ϕ	2,80 · 10 ⁻³ m/s ^{1/2}	10107 K
d_α	7,13 · 10 ⁻³ m/s ^{1/2}	10961 K

Bei der Auswertung der Ringdrucktest wird für einen gegebenen ECR-Wert die Oxidationsdauer t gemäß Gleichung (2.3-2) bestimmt und daraus die Schichtdickenstruktur und die Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht bestimmt.

Die Schichtdicke der prior- β -Schicht d_β wird aus der Ausgangsdicke des Hüllrohrs d_0 und den berechneten Dicken der ZrO_2 -Schicht d_ϕ und der O- α -Schicht d_α nach Gleichung (2.3-6) berechnet.

$$d_\beta = d_0 - 2(d_\phi/R_{PB} + d_\alpha) \quad (2.3-6)$$

Dabei wird berücksichtigt, dass die ZrO_2 -Schicht aufgrund ihrer geringeren Dichte gegenüber Zr sowohl nach innen in das Hüllrohrmaterial hinein als auch nach außen wächst. Deshalb wird in Gleichung (2.3-6) die Dicke d_ϕ durch das so genannte Pilling-Bedworthverhältnis R_{PB} geteilt. Für Zr bzw. ZrO_2 beträgt dieses bei den in den Ring-

drucktests betrachteten Temperaturen 1,56. In Gleichung (2.3-6) wird wieder berücksichtigt, dass die Oxidation zweiseitig erfolgt.

Die Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht wird über die Massenbilanz (2.3-9) bestimmt. Dazu wird die Gesamtmassenzunahme τ aus Gleichung (2.3-4) um die Sauerstoffmengen reduziert, die in der ZrO_2 -Schicht τ_ϕ (Gleichung(2.3-7)) und in der O- α -Schicht τ_α (Gleichung (2.3-8)) absorbiert werden.

$$\tau_\phi = d_\phi \rho_{ZrO_2} \cdot \frac{M(O_2)}{M(ZrO_2)} \quad (2.3-7)$$

$$\tau_\alpha = d_\alpha \rho_{Zr} \cdot 0,047 \quad (2.3-8)$$

$$c_\beta(O) = \frac{2(\tau - \tau_\phi - \tau_\alpha)}{d_\beta \cdot \rho_{Zr}} + c_0(O) \quad (2.3-9)$$

Der in Gleichung (2.3-8) verwendete Massenanteil von Sauerstoff in der O- α -Schicht (0,047) ist /MAT 03/ entnommen. In Gleichung (2.3-9) wird wieder berücksichtigt, dass die Oxidation zweiseitig erfolgt.

Die für die Berechnung verwendeten Dichten von Zr und ZrO_2 sind in Tab. 2.3-2 aufgeführt.

Tab. 2.3-2 In den Simulationen verwendete Dichte von Zr und ZrO_2 .

Stoff	Dichte [kg/m ³]
Zr	6500
ZrO_2	5600

In Abb. 2.3-1 wird die gemäß Gleichung (2.3-9) berechnete Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht in Abhängigkeit von der Gesamtmassenzunahme τ bzw. dem ECR-Wert dargestellt. Sie wird verglichen mit Messwerten für die Hüllrohrmaterialien Zry-4 und M5 /BRA 08/. Die Versuche wurden bei einer Oxidationstemperatur von 1200 °C durchgeführt. Für diesen Temperaturwert ist auch die Sättigungsgrenze von Sauerstoff in b-Zr eingezeichnet /CHU 79/.

Da die in /BRA 08/ beschriebene Oxidation im Gegensatz zu den Ringdrucktests am ANL einseitig durchgeführt wurde, wurden die Gleichungen (2.3-4), (2.3-6) und (2.3-9) für die Berechnung des Sauerstoffgehalts entsprechend angepasst (Faktor 2 jeweils durch 1 ersetzt).

Die Werte für M5 wurden mit einem veränderten Oxidationsmodell berechnet, das in Abschnitt 2.4.1 vorgestellt wird.

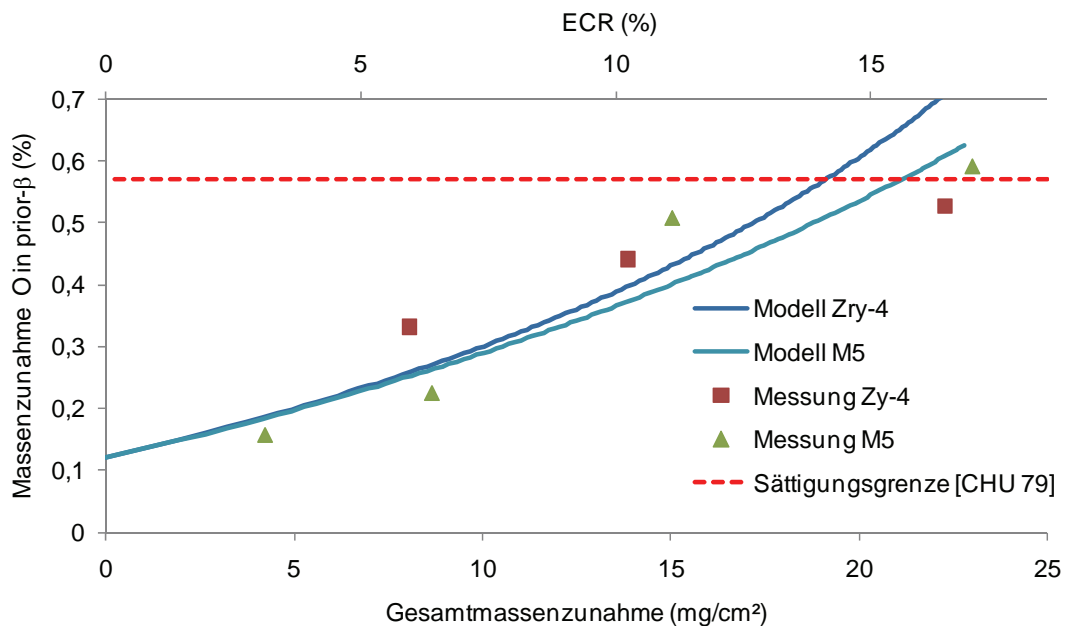


Abb. 2.3-1 Vergleich von Messdaten /BRA 08/ der Sauerstoffkonzentration in der prior-β-Schicht mit den Modellvorhersagen. Die Oxidationstemperatur war 1200 °C, die Oxidation erfolgte einseitig. Die Sättigungsgrenze für Sauerstoff in Zirkon bei 1200 °C nach /CHU 79/ berechnet.

2.3.2 Modell für die mechanischen Eigenschaften

Die lastabtragende prior-β-Schicht

Die mechanischen Eigenschaften der lastabtragenden prior-β-Schicht sind den Dokumentationen von MATPRO /MAT 03/ und FRAPTRAN /FRA 05/ entnommen. Die wahre Spannung ist dabei eine Funktion der wahren Dehnung. Die Spannungs-Dehnungskurve besteht aus zwei Abschnitten, dem elastischen Teil gemäß Gleichung (2.3-10) und dem plastischen Teil, der durch die Ludwik-Hollomon-Korrelation (2.3-11) beschrieben wird.

$$\sigma = E\varepsilon \quad (2.3-10)$$

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (2.3-11)$$

In Gleichung (2.3-10) ist der Young'sche Modul E eine Funktion der Temperatur, der Zunahme der Sauerstoffkonzentration gegenüber dem Designwert, der Kaltverformung

und der Neutronenfluenz. Bei den Bedingungen, die bei bzw. nach einem LOCA vorliegen, können die letzten beiden Werte (Kaltverformung und Neutronenfluenz) gleich Null gesetzt werden, da Störungen im Gefüge des Hüllrohrmaterials aufgrund der hohen Temperaturen während des Oxidationsvorgangs vollständig ausheilen.

Bei absoluten Temperaturen kleiner als 1090 K und Kaltverformung und Neutronenfluenz gleich Null berechnet sich dann E nach Gleichung (2.3-12) (Gleichung 4-71 in der MATPRO Dokumentation).

$$E = 1,088 \cdot 10^{11} - 5,475 \cdot 10^7 \cdot T + (6,61 \cdot 10^{11} + 5,912 \cdot 10^8 \cdot T) \cdot \Delta c(O) \quad (2.3-12)$$

Die programmtechnische Umsetzung der Berechnungen der Materialeigenschaften ist im Folgenden in Form des Visual Basic Quelltexts dokumentiert.

```
Public Function YoungE(T As Double, CW As Double, phi As Double, cO As Double, cO0 As Double) As Double
```

```
Dim E As Double
Dim K1 As Double
Dim K2 As Double
Dim K3 As Double
Dim E1090 As Double
Dim E1255 As Double
```

```
K1 = (661000000000# + 591200000# * T) * (cO - cO0)
K2 = -260000000000# * CW
K3 = 0.88 + 0.12 * Exp(-phi / 1E+25)
```

```
E = 0
```

```
If T <= 1090 Then
    E = (1088000000000# - 54750000# * T + K1 + K2) / K3
ElseIf T < 1255 Then
    E1090 = YoungE(1090, CW, phi, cO, cO0)
    E1255 = YoungE(1255, CW, phi, cO, cO0)
    E = E1090 + (E1255 - E1090) / (1255 - 1090) * (T - 1090)
Else
    E = 921000000000# - 40500000# * T
End If
```

```
YoungE = E
```

```
End Function
```

Der Faktor K in Gleichung (2.3-12) hat die in Gleichung (2.3-13) dargestellte Form. Die einzelnen Faktoren K_T , K_O , K_{CW} und K_ϕ sind MATPRO entnommen. Wieder werden für die Kaltverformung und die Neutronenfluenz der Wert Null angesetzt.

$$K = K_T(T) \cdot (K_O(\Delta c(O), T) + K_{CW}(CW) + K_\phi(\phi, CW, T)) \quad (2.3-13)$$

Für den Temperaturbereich kleiner 750 K wird K_T gemäß Gleichung (2.3-14) berechnet (Gleichung 4-176 in der MATPRO Dokumentation).

$$K_T(T) = 1,17628 \cdot 10^9 + T \cdot ((4,54859 \cdot 10^5 + T \cdot (-3,28185 \cdot 10^3 + T \cdot 1,72752)) \quad (2.3-14)$$

```
Private Function K_T(T As Double) As Double

K_T = 0

If T < 750 Then
    K_T = 1176280000# + 454859# * T - 3281.85 * T ^ 2 + 1.72752 * T ^ 3
ElseIf T < 1090 Then
    K_T = 2522488# * Exp(2850002.7 / T ^ 2)
ElseIf T < 1255 Then
    K_T = 184137603.9 - 143454.48 * T
ElseIf T < 2100 Then
    K_T = 433000000# - 66850# * T + 37.579 * T ^ 2 - 0.00733 * T ^ 3
End If

End Function
```

Die Korrelation K_O berechnet sich laut MATPRO Dokumentation (Gleichung 4-183) gemäß Gleichung (2.3-15).

$$K_O(\Delta c(O), T) = 1 + \left(1120 - \frac{990}{e^{\frac{T-1301.5K}{61K}} + 1} \right) \cdot \Delta c(O) \quad (2.3-15)$$

```
Public Function K_cO(T As Double, cO As Double) As Double

K_cO = 1 + (1120 - 990 / (Exp((T - 1300) / 61) + 1)) * cO

End Function
```

Die Faktoren K_{CW} und K_ϕ besitzen den Wert Null, wenn die Kaltverformung und die Neutronenfluenz selbst gleich Null sind¹.

```
Private Function K_CW(CW As Double) As Double
```

```
K_CW = 0.546 * CW
```

```
End Function
```

Der Verfestigungsexponent n wird gemäß Gleichung (2.3-16) berechnet.

$$n = n_T(T) \cdot n_\phi(\phi) \cdot n_O(\Delta c(O), T) \quad (2.3-16)$$

Der Faktor n_O wird gemäß Gleichung (2.3-17) berechnet (entspricht Gleichung 4-183 in der MATPRO Dokumentation). n_T wird gemäß Gleichung (2.3-18) für den Temperaturbereich kleiner 419,4 K (146 °C) berechnet und n_ϕ wird gemäß Gleichung (2.3-19) berechnet, die der FRAPTRAN Dokumentation (Kapitel 2.1.3) entstammen².

$$n_O(\Delta c(O), T) = 1 + \left(1250 - \frac{1250}{e^{\frac{T-1380 K}{20 K}} + 1} \right) \cdot \Delta c(O) \quad (2.3-17)$$

```
Public Function n_cO(cO As Double, T As Double) As Double
```

```
n_cO = 1 + (1250 - 1250 / (Exp((T - 1380) / 20) + 1)) * cO
```

```
End Function
```

$$n_T(T) = 0,11405 \quad (2.3-18)$$

```
Private Function n_T(T As Double) As Double
```

```
n_T = 0
```

¹ Berechnet man K_ϕ statt mit der MATPRO-Methode gemäß der FRAPTRAN Dokumentation, so ergibt sich für eine Neutronenfluenz mit Wert Null eine Korrektur mit endlichem negativen Wert. Dies bedeutet z. B., dass die Fließspannung zu kleineren Werten hin verschoben wird (siehe auch /MAN 07).

² Wird die Berechnung „rein“ gemäß der Dokumentation für MATPRO durchgeführt, so liefert n_T in diesem Temperaturbereich geringfügig kleinere Werte (Gleichung 4-172, Unterschied bei Raumtemperatur ca. -12 %) und n_ϕ den Wert 1,0 (Gleichung 4-180) (statt 1,3). Insgesamt liefert die Methode nach FRAPTRAN größere Werte für n , was zu kleineren Fließspannungen führt.


```

If T < 419.4 Then
    n_T = 0.11405
ElseIf T < 1099.0772 Then
    n_T = -0.0949 + 0.001165 * T - 0.000001992 * T ^ 2 + 0.0000000009588 * T ^
3
ElseIf T < 1600 Then
    n_T = -0.22655119 + 0.00025 * T
Else
    n_T = 0.1734488
End If

End Function

```

$$n_{\phi}(\phi) = 1,321 + 0,48 \cdot 10^{-25} \cdot \phi \quad (2.3-19)$$

```

Private Function n_phi_Geelhood(phi As Double) As Double

Dim n_phi As Double

n_phi = 0

If phi < 1E+24 Then
    n_phi = 1.321 + 4.8E-26 * phi
ElseIf phi < 2E+25 Then
    n_phi = 1.369 + 9.6E-27 * phi
ElseIf phi < 7.5E+25 Then
    n_phi = 1.5435 + 8.727E-28 * phi
Else
    n_phi = 1.608953
End If

n_phi_Geelhood = n_phi
End Function

```

Es wurde kein Bruchkriterium aus MATPRO oder FRAPTRAN übernommen, da diese teilweise widersprüchliche Vorhersagen liefern bzw. die Ergebnisse der Ringdruckversuche nicht richtig wiedergeben. Stattdessen werden aus den Ringdrucktests die Bruchspannungen abgeleitet, die sich aus einem Vergleich der Lastverformungsdiagramme der FE-Simulationen mit denen der Experimente ergeben (siehe Kapitel 2.5).

Abb. 2.3-2 zeigt den Zusammenhang zwischen wahrer Spannung und wahrer Dehnung in der prior- β -Schicht von Zry-4 bei Raumtemperatur. Dabei wird angenommen, dass das Hüllrohr bei 1200 °C bis zu einem ECR-Wert von 10 % oxidiert worden ist (rote

Kurve). Zum Vergleich ist die Spannungsdehnungskurve von Zry-4 bei einem ECR-Wert von 0 % dargestellt, wobei diese auch für einen Kaltwalzwert von 0 berechnet worden ist. Außerdem ist die multilineare Näherung dargestellt, die für die Berechnung in ADINA verwendet wird.

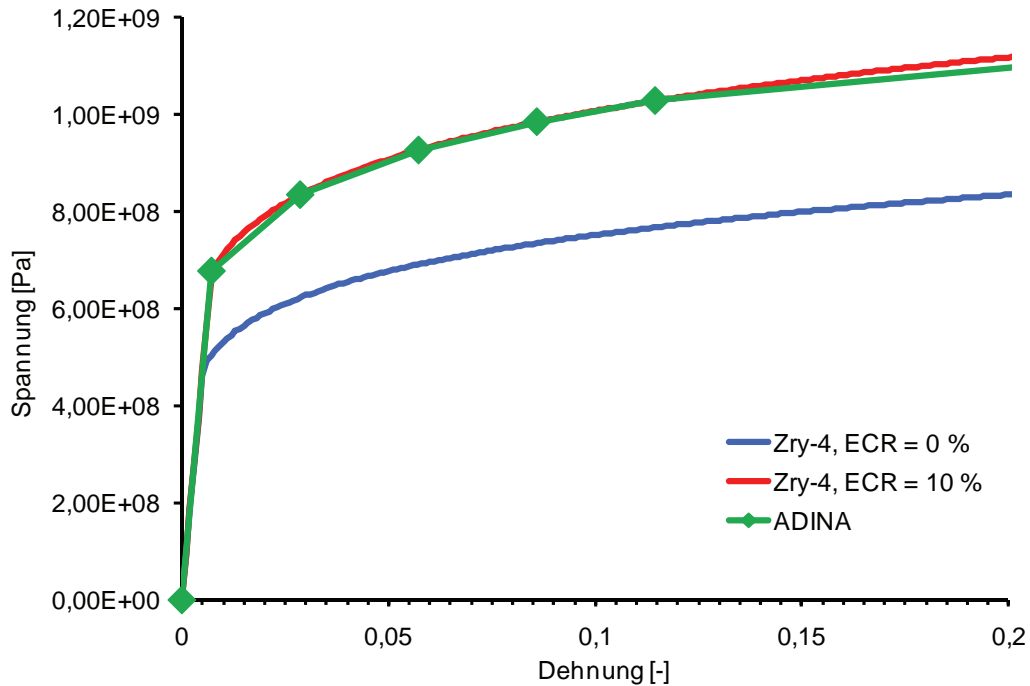


Abb. 2.3-2 Spannungs-Dehnungskurve für Zry-4 mit einem ECR = 10 %, oxidiert bei 1200 °C.

Die Randschichten

Die mechanischen Eigenschaften der Randschichten des Hüllrohrmaterials (ZrO_2 -Schicht und $O-\alpha$ -Schicht) werden als unterschiedlich für Druck- und Zugbelastung angenommen. Für Druckbelastungen wird ein komplett elastisches Verhalten mit einem Young'schen Modul E von 152 GPa verwendet. Für Zugbelastungen wird ein elastisches Verhalten mit einem Young'schen Modul E von 152 GPa und einer Bruchdehnung von 0,0009 verwendet. Diese Werte sind gemäß der MATPRO Dokumentation berechnet worden (Gleichung 5-36 und 5-39).

2.4 Finite-Elemente-Modell zur Simulation von Ringdrucktests und exemplarische Ergebnisse

Ausgewählte ANL-Ringdrucktests wurden mit Hilfe des FE-Programms ADINA /ADI 09/ simuliert. Dazu wurden die Probekörper unter Ausnutzung von Symmetriebedingungen mit isoparametrischen zweidimensionalen Kontinuumsselementen, die jeweils 8 Knoten haben, modelliert. Auf Grund der zwei vorhandenen Symmetrieebenen reicht es, nur ein Viertel der Probekörper zu modellieren (siehe Abb. 2.4-1). Weiterhin wird für die Elemente ein ebener Dehnungszustand angenommen, d. h. insbesondere das Modell hat in Längsrichtung eine Länge von 1 mm.

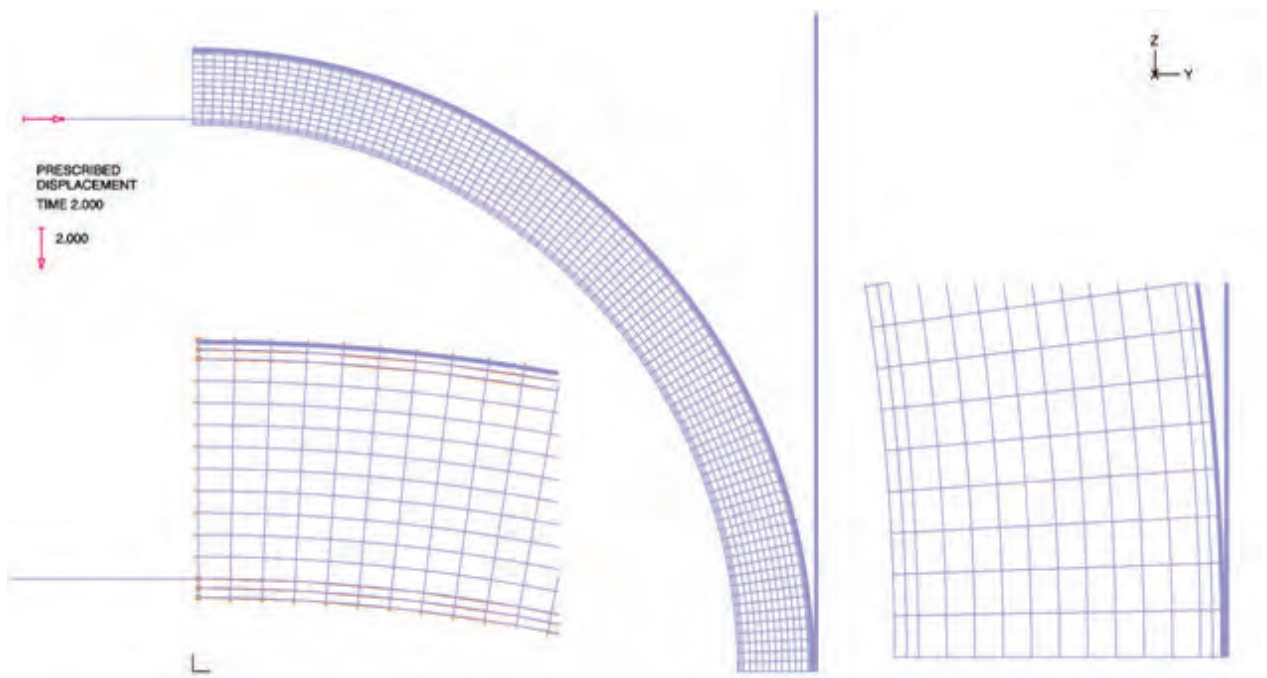


Abb. 2.4-1 Vernetzungsschema für die FE-Simulationen der Ringdrucktests (90°-Modell, $\frac{1}{4}$ des Probekörpers)

Die Belastungen in den Ringdrucktests werden im Analysemodell durch vorgeschriebene Verformungen des freigeschnittenen Querschnitts über ein fiktives Stabelement (siehe Bereich der Lastaufbringung in Abb. 2.4-1) aufgebracht, wobei durch eine entsprechende Verformungsrandbedingung alle Knoten der Schnittfläche 1 die gleiche Verschiebung in y-Richtung haben. Die der Verformung entsprechende Kraft wird an dem fiktiven Stabelement berechnet und gemessenen Daten gegenübergestellt. Für diesen Vergleich werden aus Symmetriegründen die auf das Analysemodell aufgetragenen Verformungen und die berechneten Kräfte mit dem Faktor 2 multipliziert. Wei-

terhin werden die berechneten Kräfte mit dem Faktor 8 multipliziert, weil die ANL-Probekörper eine Länge von 8 mm haben und das 2D-Analysemodell, wie oben erwähnt, eine Länge von 1 mm repräsentiert. Die Wirkung des Kraftstempels im Versuch wird durch geeignete Kontaktelemente simuliert.

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

Für beide Materialien (Zry-4, M5) wird 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 Schichtstruktur für M5 angepasst werden mussten.

Wie in Kapitel 2.3.2 beschrieben wird 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, wird ein Materialmodell mit vorgegebener Bruchdehnung nach Abschnitt 2.3.2 ausgewählt. Für Bereiche mit zu erwartender Druckspannung wird keine Bruchdehnung vorgegeben, so dass das Material in diesen Bereichen nicht versagt. Für sehr große Verformungen des Rings führt dies zu einem unrealistischen Verhalten des Ringdrucktestmodells. Allerdings ist dies nicht relevant, da die Simulationen nur bis zu der Verformung ausgewertet werden, bei der im Experiment z. B. durch Rissbildung der erste sprunghafte Abfall in der Last-Verformungskurve auftritt. Dieser Punkt dient dann zur Bestimmung der Bruchspannung (siehe Abschnitt 2.4.2).

Beispielhaft sind im Folgenden ausgewählte Ergebnisse einer Simulation eines Ringdrucktests zusammengestellt. Abb. 2.4-2, Abb. 2.4-3 und Abb. 2.4-4 zeigen die verformte Struktur eines Rohres, das vor dem Versuch einen Außendurchmesser von 9,5 mm und eine Wandstärke von 0,57 mm hat, für verschiedene vorgeschriebene Verformungen. Weiterhin ist jeweils die Verteilung der Mises-Vergleichsspannung

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \quad (2.4-1)$$

mit den Hauptspannungen σ_I , σ_{II} und σ_{III} dargestellt. Die Maximalwerte der Vergleichsspannung werden nahe der Innenoberfläche des Rohres an der 3:00 Uhr Position erreicht, wobei dieser Bereich unter Zugbeanspruchung liegt und somit bei Erreichen der Bruchspannung Rissbildung erwartet wird.

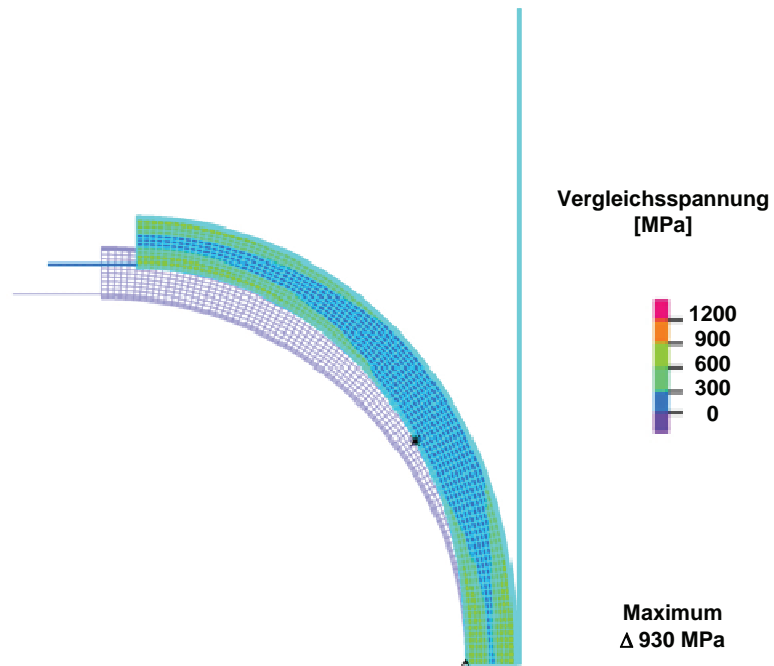


Abb. 2.4-2 Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,4 mm vorgeschriebener Verformung

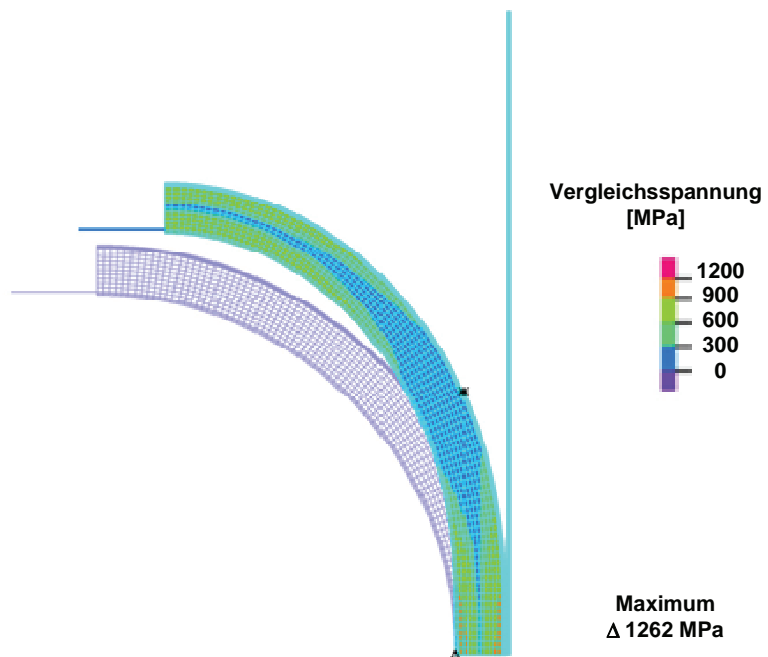


Abb. 2.4-3 Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,8 mm vorgeschriebener Verformung

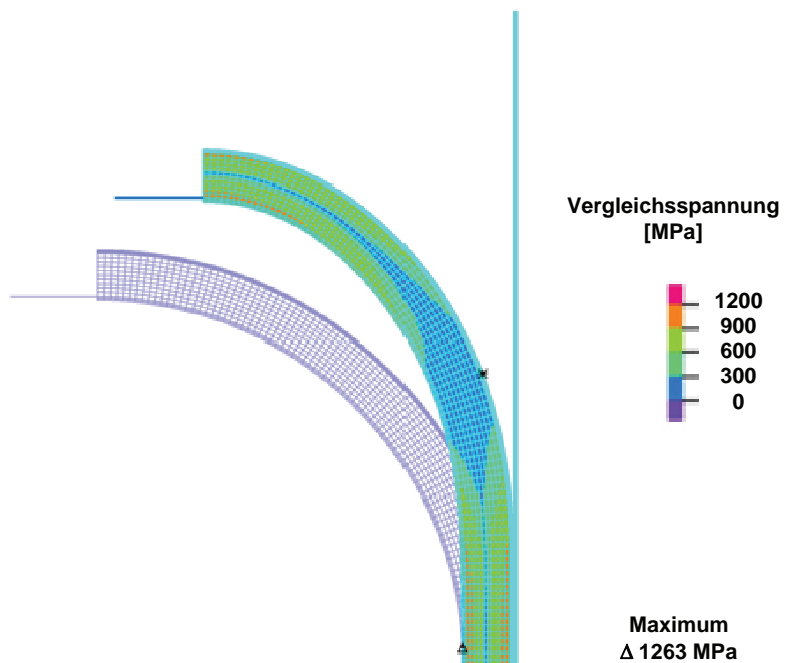


Abb. 2.4-4 Verteilung der Vergleichsspannung bei 1,2 mm vorgeschriebener Verformung

2.4.1 Bestimmung der Materialeigenschaften von M5 durch iterative FE-Simulationen

Das Modell für die Materialeigenschaften wie in den Kapiteln 2.3 und 2.4 beschrieben liefert zufriedenstellende Ergebnisse für Zry-4 bei einem Vergleich der FE-Simulationen mit den Ringdrucktests. Dies gilt sowohl für den elastischen wie auch den plastischen Teil der Lastverformungskurve (siehe Abb. 2.4-8 und Abb. 2.4-9).

Um die Materialeigenschaften von M5 zu ermitteln, wurden FE-Simulationen von M5 Ringdrucktests durchgeführt, wobei als Ausgangspunkt für die Materialdaten die Werte von Zry-4 gewählt wurden. Wie erwartet zeigten die Vergleiche zwischen FE-Simulationen und Ringdrucktests deutliche Abweichungen bei Anwendung dieses Zry-4-Materialmodells.

Deshalb wurde eine „Best-Fit“-Simulationstechnik auf der Basis von iterativen FE-Berechnungen erarbeitet, mit der ein angepasstes Materialmodell für M5 bereitgestellt werden kann. Da Abweichungen sowohl im elastischen wie auch im plastischen Bereich der Lastverformungskurve auftreten, konzentrieren sich die iterativen FE-Berechnungen im ersten Schritt auf den „Best-Fit“ für den elastischen Teil. Nachdem keine weitere Verbesserung mehr erzielt werden konnte, erfolgte eine Untersuchung des plastischen Teils.

Um eine gute Übereinstimmung des elastischen Teils der Lastverformungskurve zu erreichen, gibt es die Möglichkeiten, entweder den Young'schen Modul E zu verändern oder die (relative) Schichtdicke der lastabtragenden prior- β -Schicht anzupassen. Es zeigte sich, dass letzterer Ansatz zu konsistenten Vorhersagen führt. Darüber hinaus kann aus mikroskopischen Aufnahmen von Schliffbildern der Probekörper geschlossen werden, dass eine Anpassung der lastabtragenden prior- β -Schicht für M5 notwendig ist: Auf den Schliffbildern (Abb. 2.4-5) kann keine klare Grenze zwischen der O- α - und der prior- β -Schicht erkannt werden, so dass das Einführen einer effektiven Schichtdicke für die O- α -Schicht sinnvoll erscheint.

Für M5 wird eine effektive O- α -Schichtdicke d_{α}^* und entsprechend eine effektive lastabtragende prior- β -Schichtdicke d_{β}^* angenommen. Durch die Annahme einer konstanten gesamten Hüllrohrdicke und einer konstanten Schichtdicke der Oxidschicht (ZrO_2) unter Berücksichtigung des Pilling-Bedworthverhältnisses führt eine Verringerung der O-

α -Schichtdicke zu einer Vergrößerung der prior- β -Schichtdicke und umgekehrt (siehe Gleichung (2.3-6)).

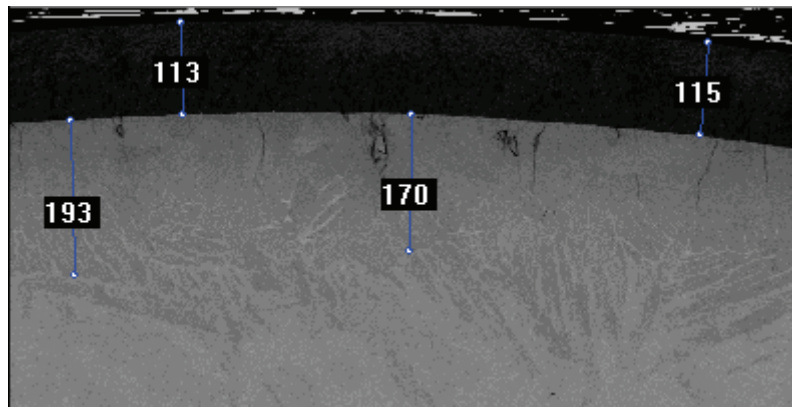


Abb. 2.4-5 Schliffbild von M5, oxidiert bei 1100 °C bis zu einem ECR-Wert von ungefähr 17 % /BRA 01/

Zur Entwicklung eines Modells für das Oxidationsverhalten von M5 wurden deshalb für jeden Ringdruckversuch, der in Tab. 2.2-2 aufgeführt ist, Rechnungen mit unterschiedlichen Anteilen der Rand- und Mittelschicht an der Gesamthüllrohrdicke durchgeführt. Für jeden einzelnen Versuch wurde dann die Simulation ausgewählt, die die experimentelle Lastverformungskurve im elastischen Teil am besten wiedergibt. Der Wert für die Schichtdicke, der dieser „besten“ Simulation zu Grunde liegt, wird als „Best-Fit“-Wert bezeichnet. Liegen mehrere Simulationen innerhalb der Messungenauigkeit des Versuchs, so ergibt sich ein Fehlerband für den „Best-Fit“-Wert.

In Abb. 2.4-6 sind die „Best-Fit“-Ergebnisse für die O- α -Schichtdicke dargestellt. Verglichen werden diese Werte mit den Abschätzungen gemäß der Leistikow-Korrelation (Gleichung (2.3-3)) für Zry-4.

Da die Abweichung der „Best-Fit“-Werte abhängig von der Oxidationstemperatur ist, wird eine Korrelation von der Form der Gleichung (2.3-3) mit neuen Parametern (siehe

Tab. 2.4-1) abgeleitet. Die sich auf Basis dieser angepassten Korrelation ergebenden Werte für die O- α -Schichtdicke sind ebenfalls in Abb. 2.4-6 dargestellt.

Berücksichtigt man in Gleichung (2.3-6) die so berechnete neue O- α -Schichtdicke d_{α}^* , so ergeben sich die in Abb. 2.4-7 dargestellten neuen prior- β -Schichtdicke d_{β}^* . Sie werden verglichen mit den „Best-Fit“-Werten aus den FE-Simulationen. Dabei wird der

prozentuelle Anteil der prior- β -Schichtdicke an der gesamten Dicke des Hüllrohrs inklusive der teilweise nach außen gewachsenen ZrO_2 -Schicht und der O- α -Schicht dargestellt. Aus Abb. 2.4-7 ist erkennbar, dass die „Best-Fit“-Werte für die prior- β -Schichtdicken innerhalb eines relativen Unsicherheitsbandes von $\pm 10\%$ liegen. Vernachlässigt man die Ringdrucktests für besonders hohe ECR-Werte, d. h. für anteilig kleine prior- β -Schichtdicken, so liegen die relativen Abweichungen sogar innerhalb eines deutlich engeren Unsicherheitsbandes von ca. $\pm 5\%$.

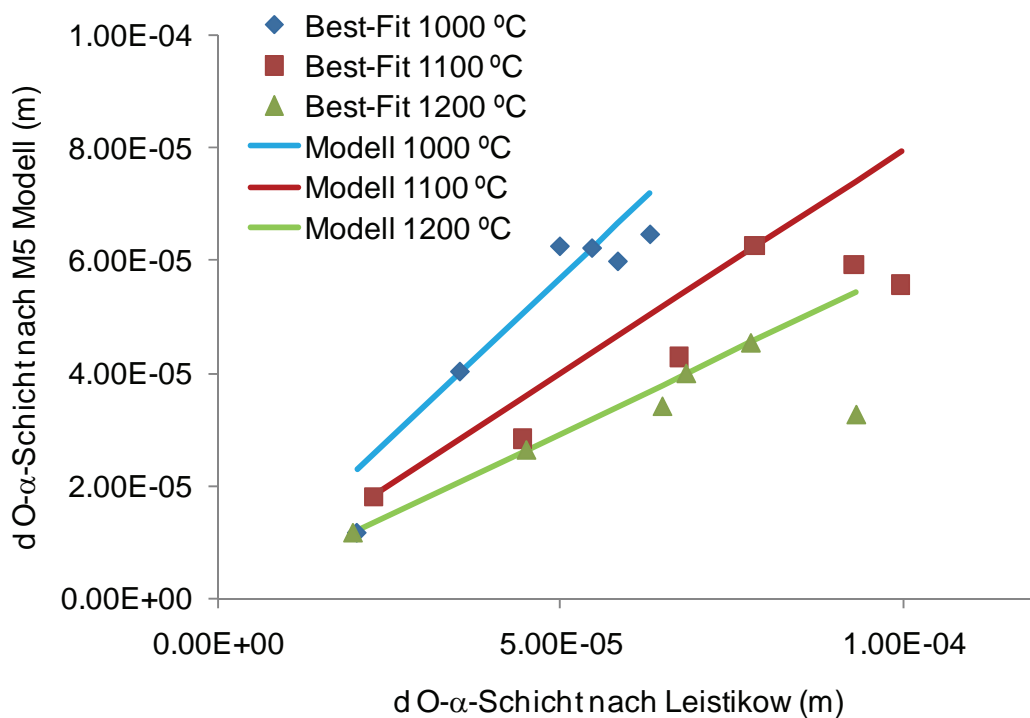


Abb. 2.4-6 „Best-Fit“ Ergebnisse und daraus abgeleitetes Modell für die Schichtdicke der O- α -Schicht, nach Vergleich des elastischen Teils der Last-Verformungskurve.

Tab. 2.4-1 Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten, die für die Berechnung der Massenzunahme und der Schichtdicken in Zry-4 verwendet werden.

Formel für	A	B
d_α^*	$6,0 \cdot 10^{-5} \text{ m/s}^{1/2}$	4712 K

Berechnet man die plastischen Eigenschaften von M5 unter Berücksichtigung der so gefundenen prior- β -Schichtdicke, so ist die Übereinstimmung für den plastischen Teil

der Lastverformungskurve nicht zufriedenstellend. Diese Abweichung entsteht durch die unzureichende Vorhersage des Sauerstoffgehalts in der prior- β -Schicht. Sehr wahrscheinlich wird die Verteilung des Sauerstoffs zwischen den Randschichten und der prior- β -Schicht nicht richtig wiedergegeben. Aus diesem Grund erfolgt die Berechnung der Sauerstoffgehalts in der prior- β -Schicht in der folgenden, modifizierten Weise:

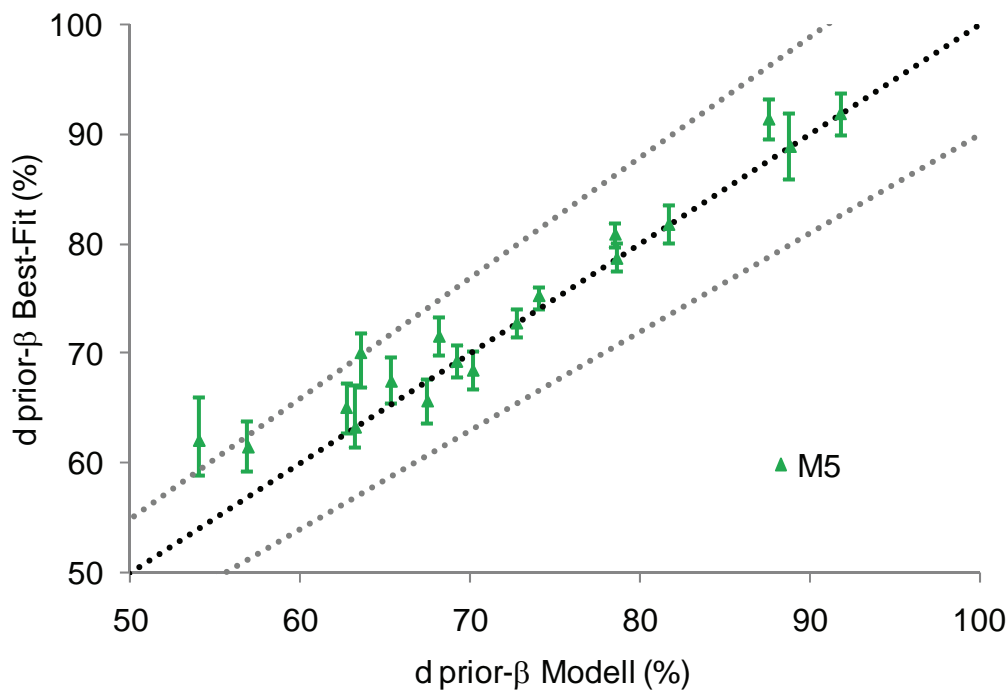


Abb. 2.4-7 „Best-Fit“ Ergebnisse für die prior- β -Schicht verglichen mit den Modellvorhersagen. Die Fehlerbänder (grau) liegen 5 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz).

Bei der Berechnung des in der O- α -Schicht gespeicherten Sauerstoffs (Gleichung (2.3-8)) wird die Schichtdicke d_α gemäß der originalen Leistikow-Korrelation (Gleichung (2.3-3)) berechnet. Für die Berechnung der Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht nach Gleichung (2.3-9) wird die effektive Schichtdicke d_β^* verwendet. Die so berechneten Sauerstoffkonzentrationen werden durch die Messungen von Brachet /BRA 08/ bestätigt (siehe Abb. 2.3-1).

Wendet man das Modell für die mechanischen Eigenschaften von Zry-4 dann mit der so berechneten Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht für M5 an, so ergibt sich auch für den plastischen Teil der Lastverformungskurve eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

2.4.2 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 kann das erste Auftreten eines sprunghaften Lastabfalls in den Messdaten, etwa durch Rissbildung, zur Abschätzung der Bruchspannung herangezogen werden.

Dazu ist es notwendig, die ADINA-Vorhersage für die Verformung zu bestimmen, bei der der erste sprunghafte Lastabfall im Experiment aufgetreten ist. Es ist dann der FE-Knoten in der lastabtragenden prior- β -Schicht zu identifizieren, der die größte wahre innere Vergleichsspannung besitzt. Die in dem so identifizierten FE-Knoten auftretende Vergleichsspannung wird dann als Schätzwert für die Bruchspannung interpretiert. Es zeigt sich, dass die maximale innere Vergleichsspannung immer auf der Innenseite des Rings unter dem Druckstempel auftritt (siehe Abb. 2.4-2, Abb. 2.4-3 und Abb. 2.4-4).

In Abb. 2.4-8 und Abb. 2.4-9 sind die experimentellen und simulierten Lastverformungskurven für die Ringdrucktests mit Zry-4 bei Raumtemperatur dargestellt. Markiert ist jeweils der Lastverformungspunkt, bei dem der erste sprunghafte Lastabfall identifiziert wurde. Die gleiche Auswertung wurde auch für die Versuche mit M5 vorgenommen (siehe Abb. 2.4-10, Abb. 2.4-11 und Abb. 2.4-12).

Die so ermittelten Bruchspannungen sind in Abb. 2.4-13 dargestellt. Die Auswertung ergibt, dass die Bruchspannungen fast konstant und damit nahezu unabhängig vom ECR-Wert sind. Die Bruchspannungen lassen erkennen, dass die Probekörper der Ringdruckversuche auch für hohe ECR-Werte noch eine signifikante Bruchstabilität besitzen, die möglicherweise den Belastungen beim Quenchen widerstehen kann.

Die Fließspannung, die sich gemäß ihrer Definition aus dem Schnittpunkt der Gleichungen (2.3-10) und (2.3-11) ergibt, zeigt in Abhängigkeit vom ECR einen quadratischen Anstieg (siehe Abb. 2.4-14), wohingegen das Verhältnis aus Bruch- und Fließspannung nahezu linear abnimmt (siehe Abb. 2.4-15).

Abb. 2.4-15 zeigt auch, dass das Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung bei einem ECR-Wert von ca. 17 % den Wert eins annimmt. Daher kann dieses Verhältnis als Indikator für einen Übergang von einem zähen zu einem spröden Materialverhalten angesehen werden.

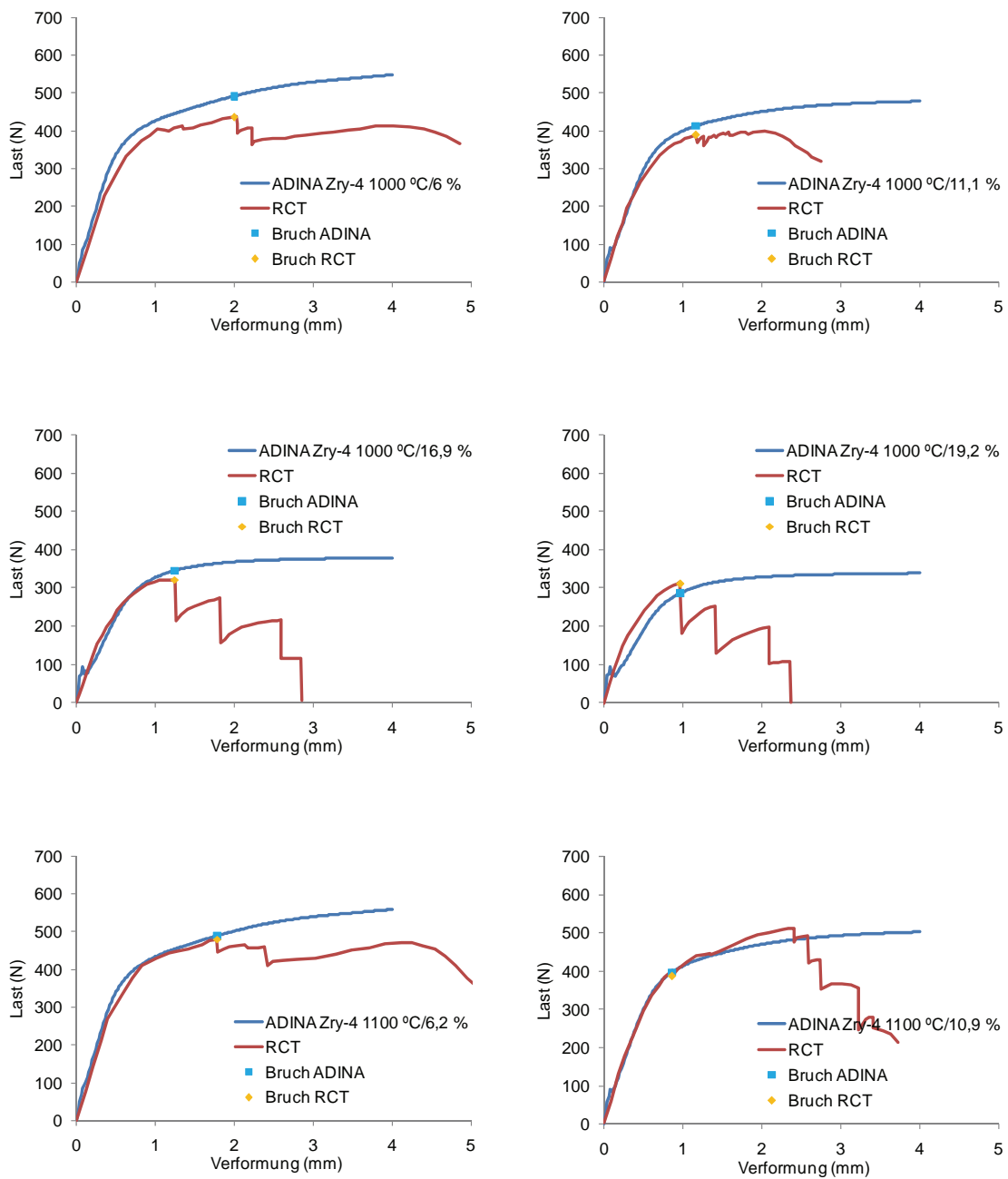


Abb. 2.4-8 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4, oxidiert bei 1000 °C und 1100 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.

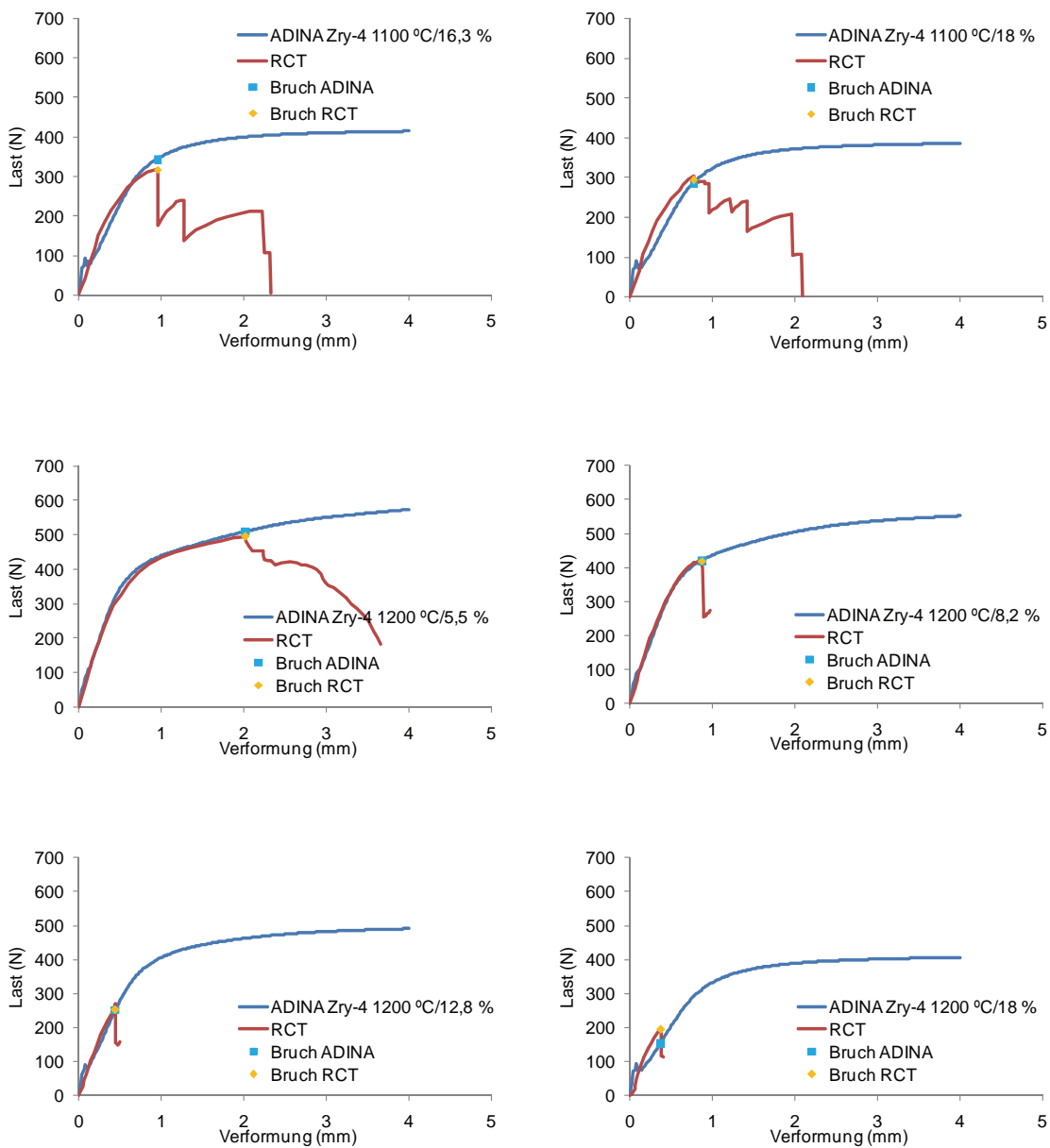


Abb. 2.4-9 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4, oxidiert bei 1100 °C und 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.

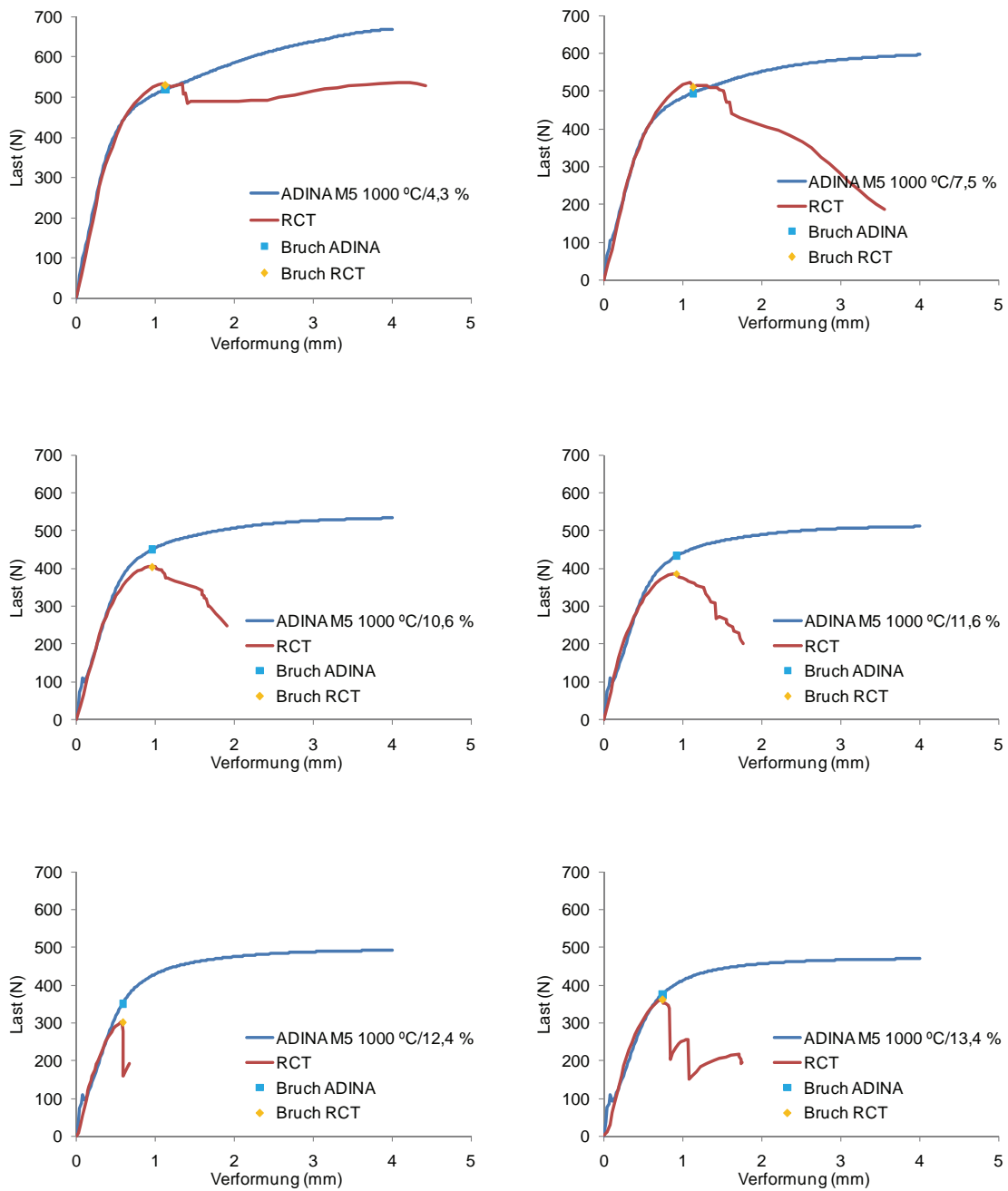


Abb. 2.4-10 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1000 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.

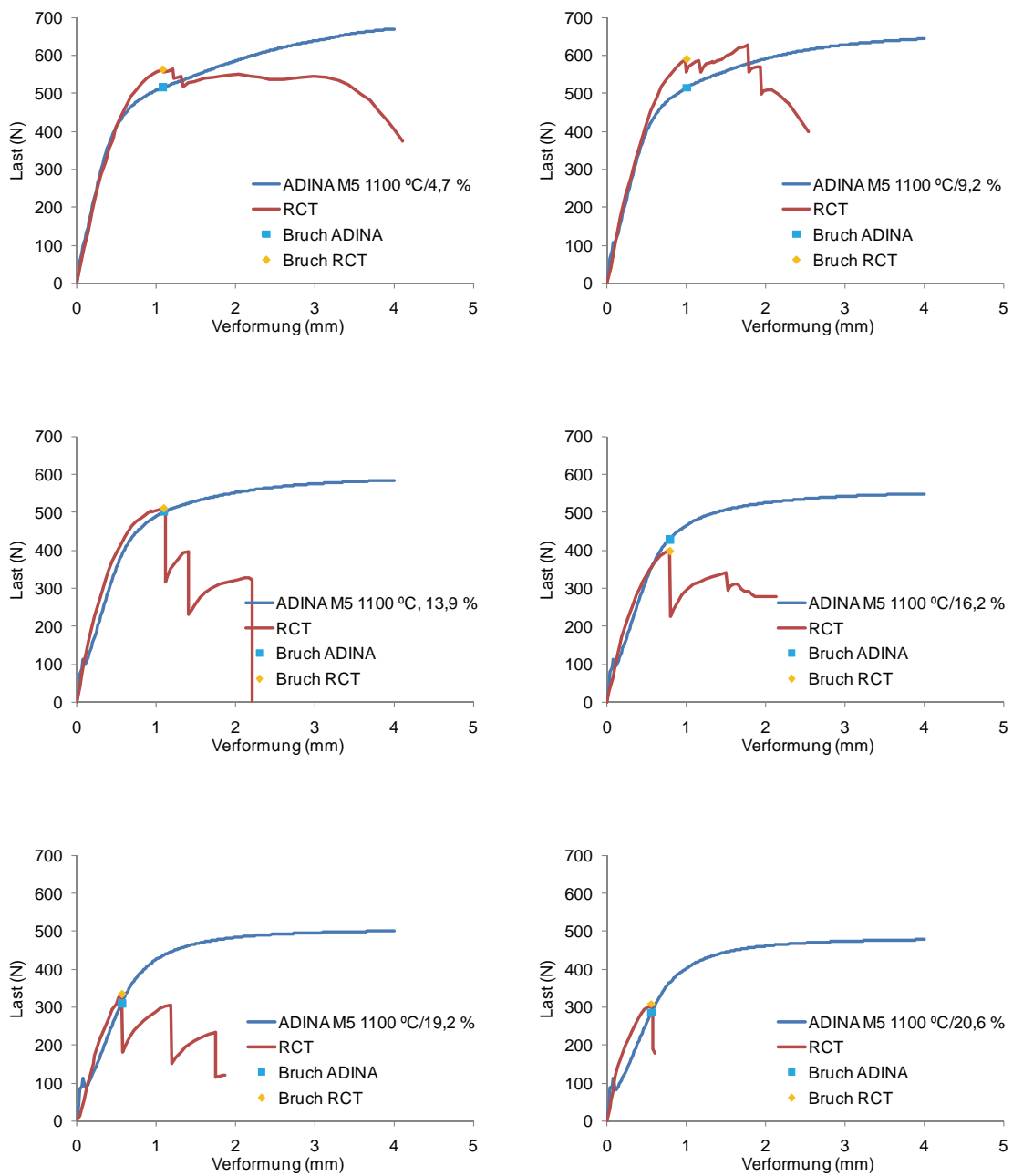


Abb. 2.4-11 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1100 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.

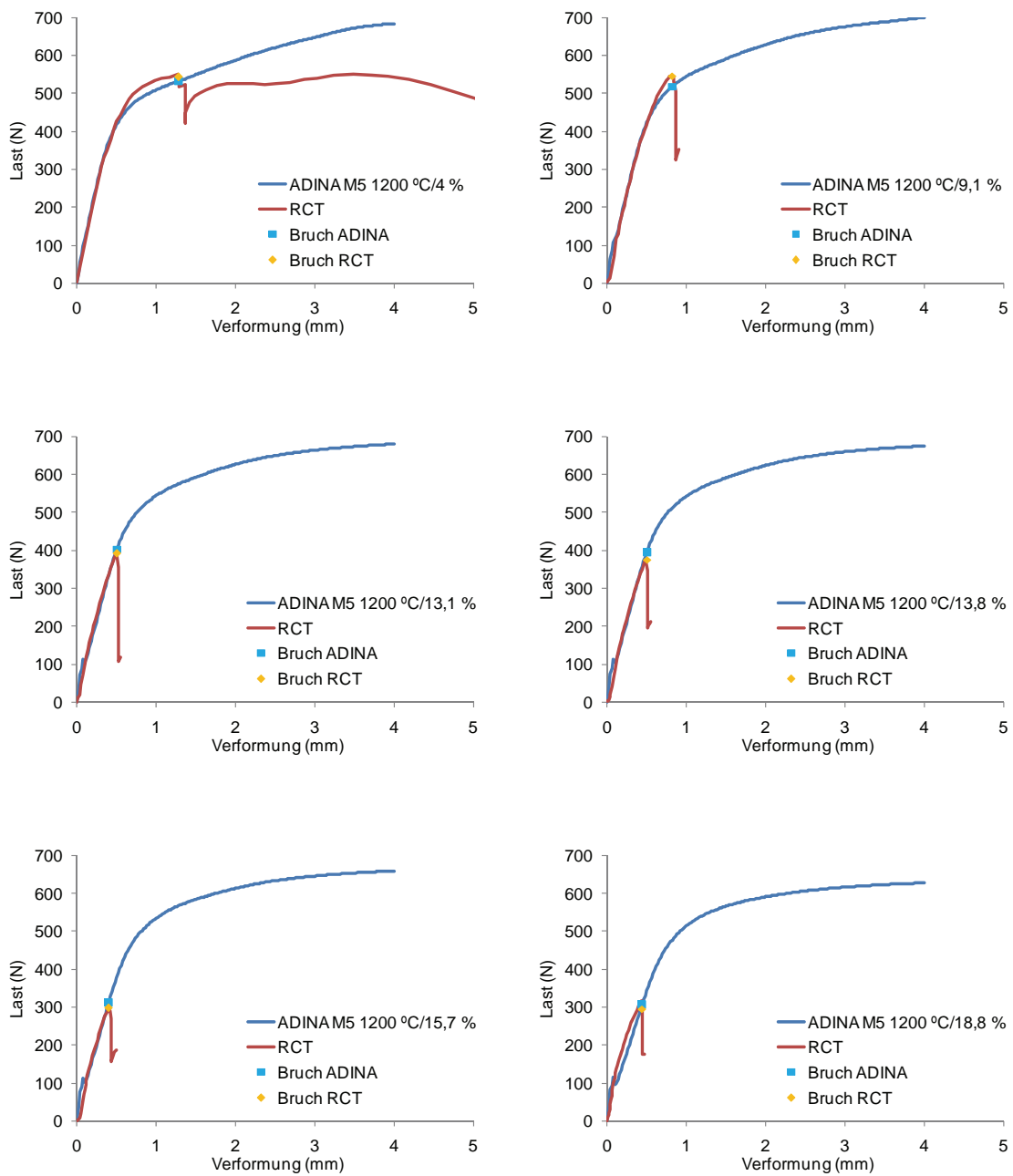


Abb. 2.4-12 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.

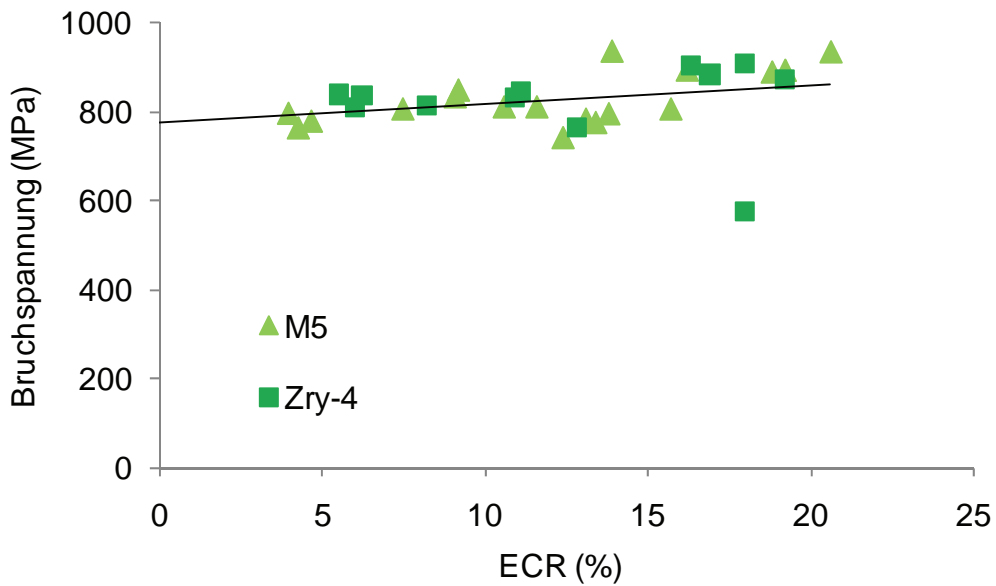


Abb. 2.4-13 Bruchspannungen in Abhängigkeit vom ECR, ermittelt aus Ringdrucktests bei Raumtemperatur.

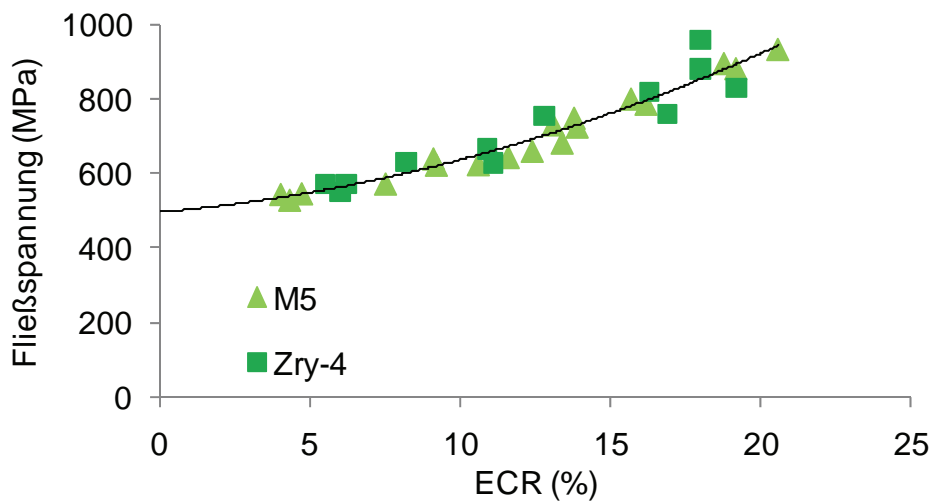


Abb. 2.4-14 Fließspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR.

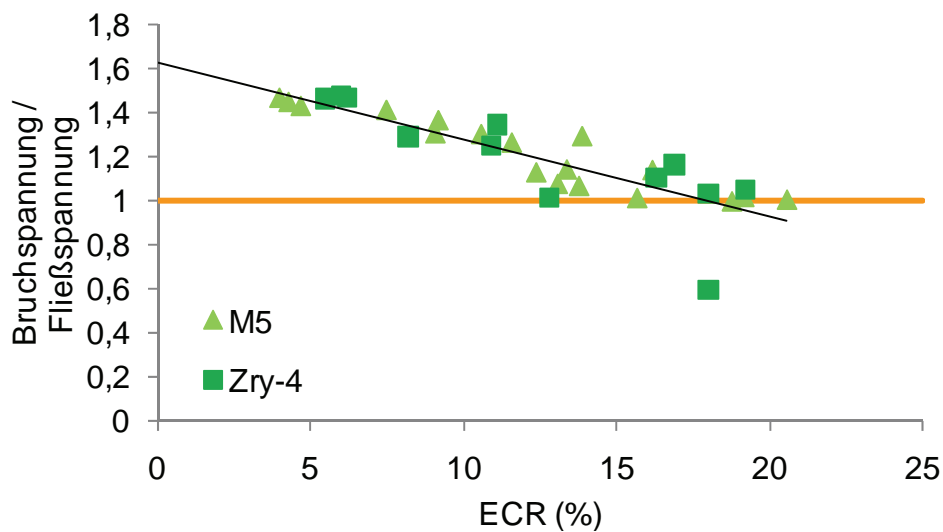


Abb. 2.4-15 Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR.

Einige Versuche wurden auch bei einer Testtemperatur von 135 °C durchgeführt. Für diese Rinddrucktests wurden ebenfalls FE-Simulationen durchgeführt, wobei das oben beschriebene Materialmodell sowohl für die Oxidation wie auch die mechanischen Eigenschaften angewandt wurde. Obwohl keine weiteren Anpassungen vorgenommen worden sind, zeigt die Analyse der Ringdrucktests eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den experimentellen und den simulierten Lastverformungskurven, sowohl für den elastischen wie für den plastischen Teil (Abb. 2.4-16).

Die aus den FE-Analysen bestimmten Bruchspannungen sowie die Verhältnisse von Bruch- zu Fließspannung sind in Abb. 2.4-17 und Abb. 2.4-18 dargestellt. Aus beiden geht hervor, dass derselbe Trend bei 135 °C beobachtet werden kann wie bei Raumtemperatur. Nur das Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung ist bei 135 °C verglichen mit den Werten bei Raumtemperatur zu höheren Werten verschoben. Dies entspricht der Beobachtung, dass das Hüllrohrmaterial bei der höheren Versuchstemperatur zäher ist.

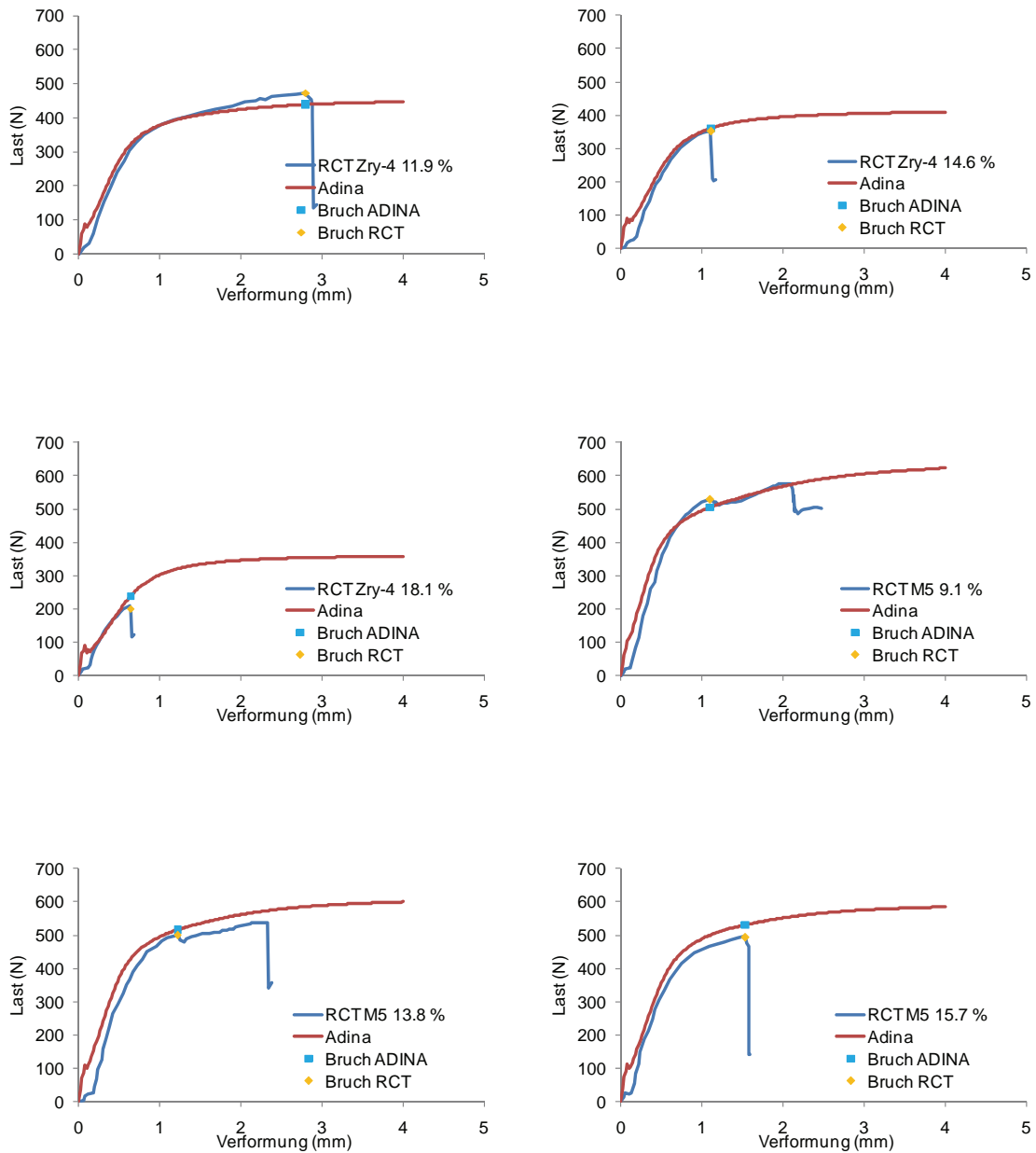


Abb. 2.4-16 Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4 und M5, oxidiert bei 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei 135 °C durchgeführt.

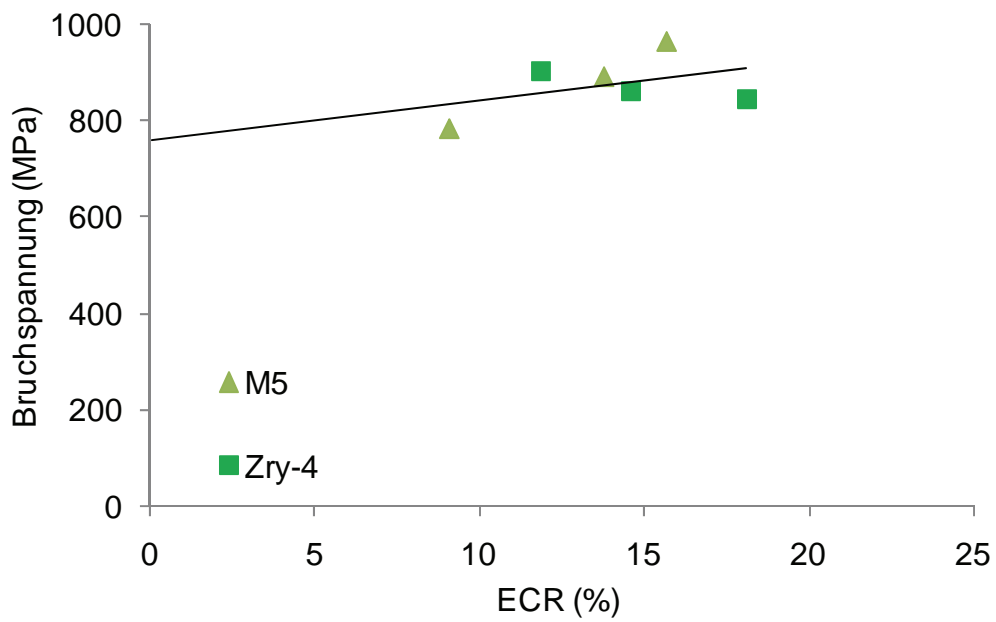


Abb. 2.4-17 Bruchspannungen in Abhängigkeit vom ECR, ermittelt aus Ringdrucktests bei 135 °C

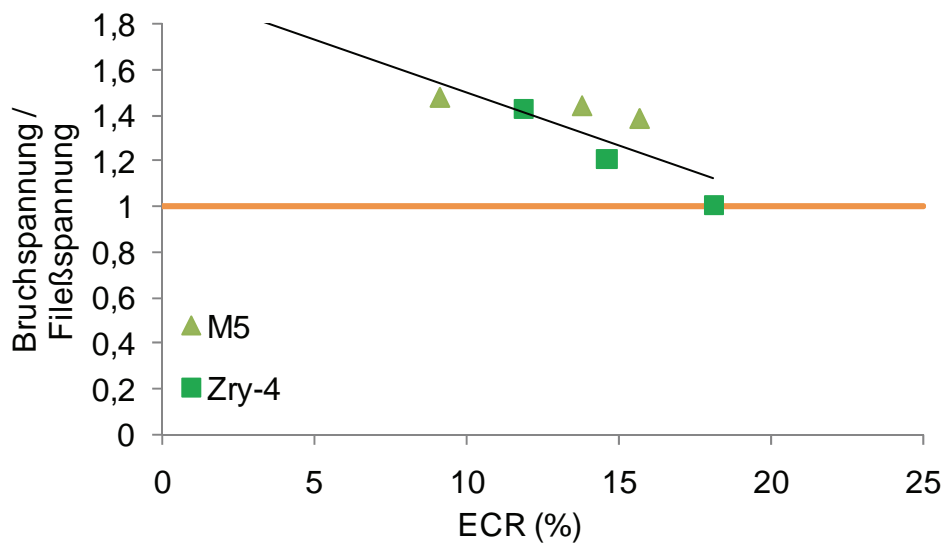


Abb. 2.4-18 Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung bei 135 °C in Abhängigkeit vom ECR

2.4.3 Abschätzungen der Materialmodellunsicherheiten

Im Abschnitt 2.4.1 wurden schon die „Best-Fit“-Werte für die O- α - und die prior- β -Schichtdicken von M5 mit den Modellvorhersagen verglichen. Wie in Abb. 2.4-7 zu sehen ist, liegen die Unterschiede zwischen den „Best-Fit“-Werten und den Modellvorhersagen in einem Bereich von ca. $\pm 10\%$.

Ein anderes Maß für die Güte der Vorhersagen des Materialmodells ist ein Vergleich zwischen den berechneten Fließspannungen, und denen, die sich aus einem „Best-Fit“ der Lastverformungskurven ergeben. Für jeden Lastdrucktest wird dazu eine Variation von FE-Simulationen berechnet, wobei die Fließspannung im Bereich von -100 MPa bis +200 MPa um den vom Modell vorhergesagten Wert variiert wird.

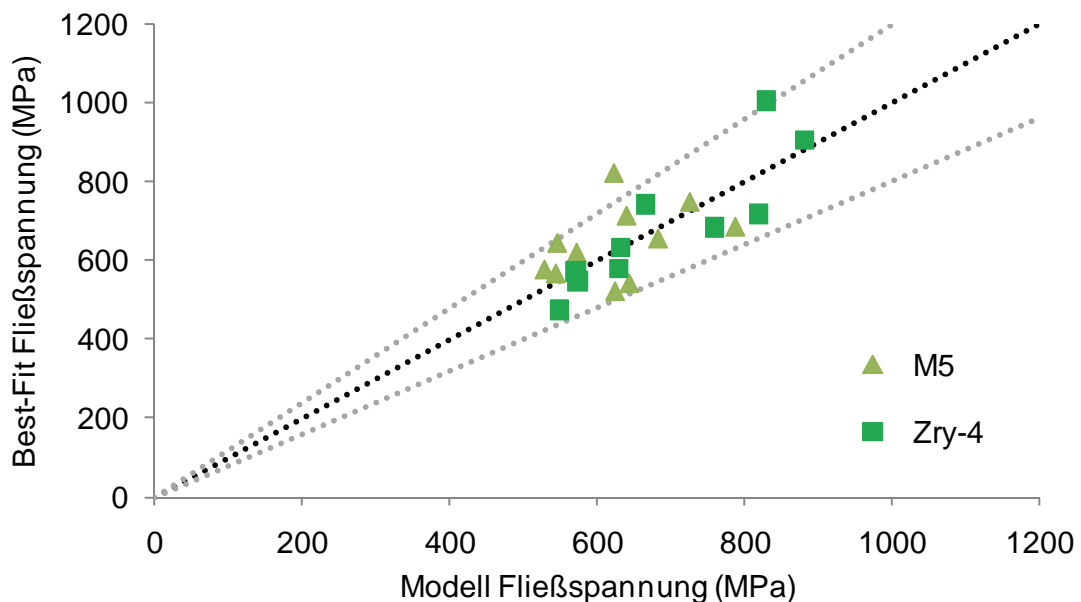


Abb. 2.4-19 Vergleich der vom Materialmodell vorhergesagten Fließspannung mit den „Best-Fit“-Werten. Die Fehlerbänder (grau) liegen 20 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz).

Die Fließspannung eignet sich für einen Vergleich besonders, da sie signifikant sowohl vom Oxidationsmodell wie auch vom Modell für die mechanischen Eigenschaften abhängt.

Für jeden Ringdrucktest aus Tab. 2.2-1 und Tab. 2.2-2 wird aus der jeweiligen Variation die Simulation ausgewählt, die die Lastverformungskurve sowohl im elastischen wie auch im plastischen Bereich am besten wiedergibt. In Abb. 2.4-19 werden die nach

dem Modell vorhergesagten Werte für die Fließspannung mit den „Best-Fit“-Werten verglichen. Der Vergleich erlaubt eine Abschätzung der relativen Modellunsicherheit für die Fließspannung. Sie liegt in einem Bereich von ca. $\pm 20\%$.

In Abb. 2.4-20 sind die „Best-Fit“-Werte der Fließspannung zusammen mit den Vorhersagen des hier vorgestellten Modells in Abhängigkeit vom ECR aufgetragen. Es ist zu erkennen, dass die Abweichungen der „Best-Fit“-Werte von den Modellvorhersagen keine eindeutige Abhängigkeit vom ECR aufweisen. Ein systematischer Fehler in Abhängigkeit vom ECR-Wert ist also nicht zu beobachten.

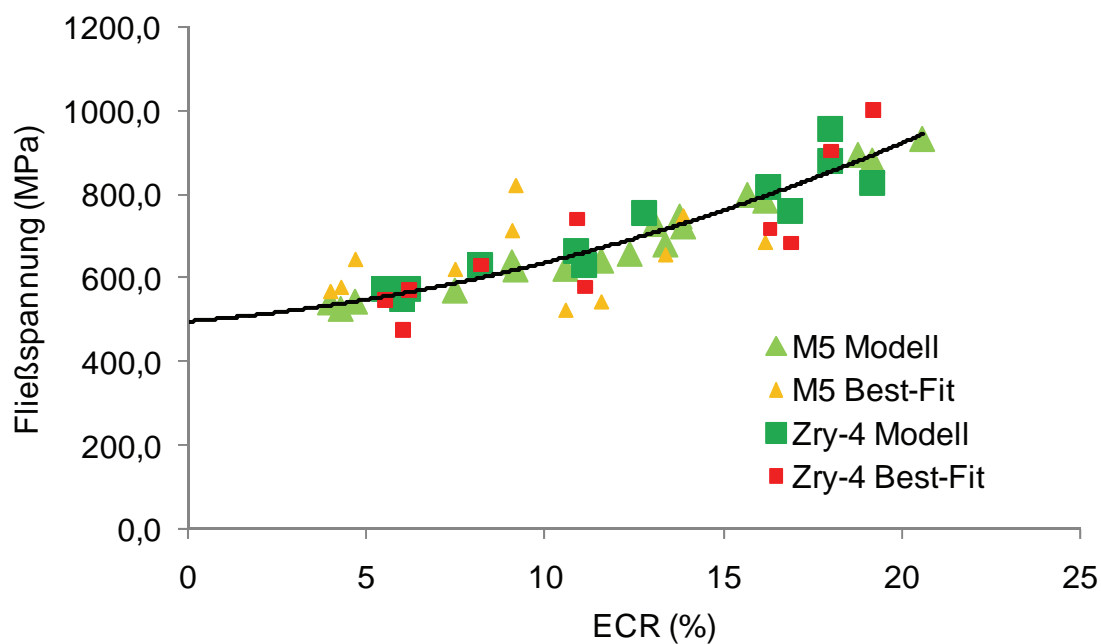


Abb. 2.4-20 Fließspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR. Die Modellvorhersagen sind in grünlichen Farben dargestellt, die Ergebnisse der „Best-Fit“-Analysen in rötlichen Farbtönen.

Bei Testmustern, die bereits im elastischen Teil der Lastverformungskurve versagen, ist eine Bestimmung eines „Best-Fit“-Werts für die Fließspannung nicht möglich (z. B. bei M5 und 1200 °C Oxidationstemperatur bei einem ECR von 13,1 %, 13,8 %, 15,7 % und 18,8 % in Abb. 2.4-12). In einem solchen Fall hat eine Änderung der Fließspannung keine Auswirkung auf die simulierte Lastverformungskurve. Abb. 2.4-20 enthält deshalb weniger „Best-Fit“-Werte als Modellvorhersagen.

Aus den so gewonnenen „Best-Fit“-Werten für die Lastverformungskurven können ebenfalls Bruchspannungen bestimmt werden. In Abb. 2.4-21 werden die „Best-Fit“-Werte der Bruchspannung mit den Werten verglichen, die sich aus der Auswertung der Last-

verformungskurven ergeben, die unter Verwendung der Vorhersagen des hier vorgestellten Materialmodells für das Oxidationsverhalten und die mechanischen Eigenschaften erzeugt worden ist. Zu erkennen ist wieder eine zufällig erscheinende Streuung der „Best-Fit“-Werte um die Werte aus dem Materialmodell. Es scheint keine systematischen Abweichungen zu geben. Derselbe Schluss kann aus Abb. 2.4-22 gezogen werden, in dem die Modell- und „Best-Fit“-Werte für die Bruchspannung in Abhängigkeit vom ECR dargestellt sind.

Es sei darauf hingewiesen, dass die Bruchspannung des Materialmodells ebenfalls einzeln aus der entsprechenden Lastverformungskurve bestimmt wurde. Es wurde noch keine Gesetzmäßigkeit bestimmt, die die Bruchspannung in Abhängigkeit vom ECR (und der Oxidationstemperatur und anderen Parameter) vorhersagt. Eine solche Gesetzmäßigkeit wird in Kapitel 2.5 diskutiert.

Interessant ist, dass die Streuung der „Best-Fit“-Werte der Bruchspannungen in Abb. 2.4-22 um einen möglichen Modellwert (die schwarze Kurve) nicht größer ist, als die Streuungen der Fließspannungen um die vom Modell vorhergesagten (siehe Abb. 2.4-20). Dies deutet darauf hin, dass ein wesentlicher Grund für die Abweichungen in der Modellierung des elastoplastischen Verhaltens des Materials liegt, insbesondere in der Modellierung vom Übergang des elastischen in den plastischen Bereich. Die Unsicherheit in einem Modell „Bruchspannung als linear Funktion des ECR-Wert“ bzw. eine Konstante unabhängig vom ECR-Wert scheint dagegen eine untergeordnete Rolle zu spielen.

Sollen die Unsicherheiten genauer quantifiziert werden, so wären Daten von zusätzlichen Versuchen notwendig. Es wurden aber z. B. für die veröffentlichten Ringdruckversuche keine Angaben über deren Reproduzierbarkeit bzw. Abweichungen zwischen verschiedenen Versuchen gemacht. Deshalb kann mit dem momentanen Wissensstand keine genauere Analyse der Fehlerquellen durchgeführt werden.

Die scheinbar zufällige Streuung der „Best-Fit“-Werte um die Modellwerte deutet aber darauf hin, dass die Abweichungen eher durch Messungenauigkeiten der Ringdrucktests herrühren als von systematischen Fehlern in der Modellierung.

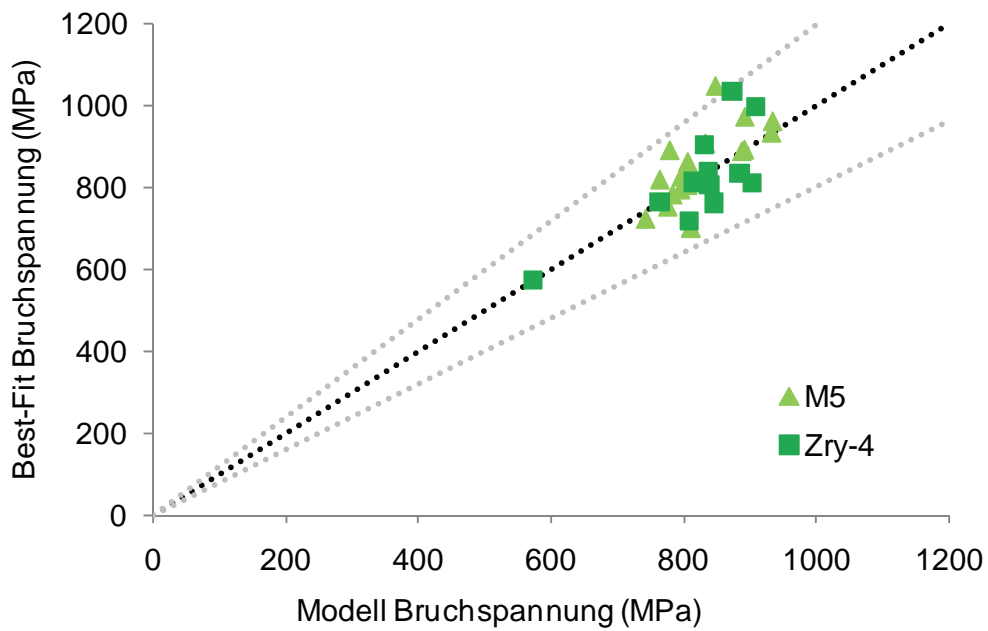


Abb. 2.4-21 Vergleich Bruchspannung, gewonnen aus den Lastverformungskurven unter Verwendung des hier vorgestellten Materialmodells, mit den „Best-Fit“-Werten. Die Fehlerbänder (grau) liegen 20 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz).

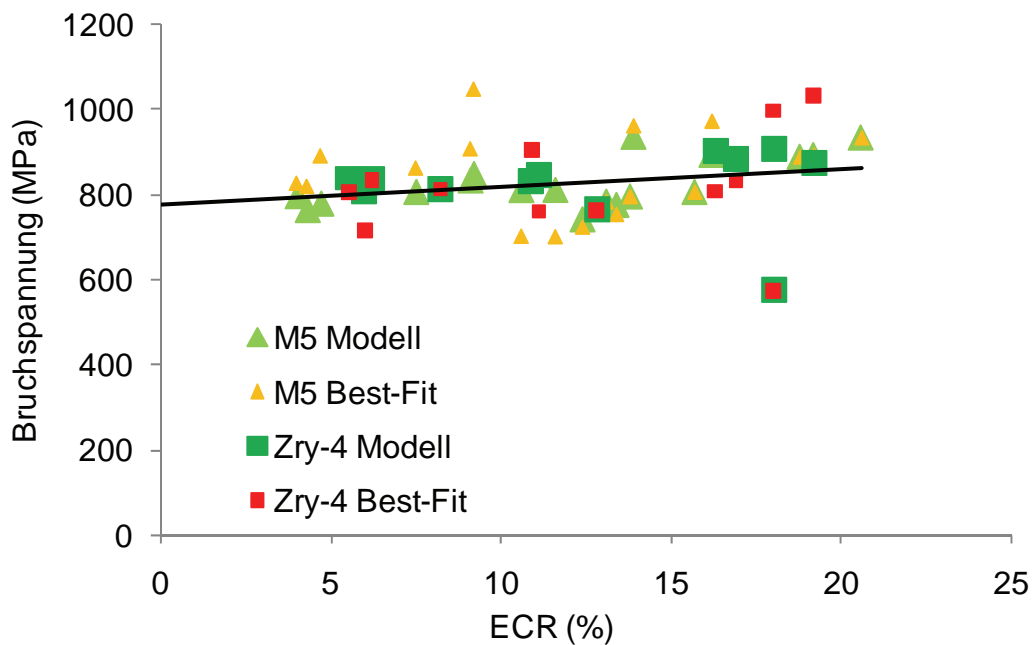


Abb. 2.4-22 Bruchspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR. Die Modellvorhersagen sind in grünlichen Farben dargestellt, die Ergebnisse der „Best-Fit“-Analysen in rötlichen Farbtönen.

2.5 Ableitung eines Bruchkriteriums

Das bisherige Kriterium für das Versagen des Hüllrohrmaterials beim Wiederauffüllen des Kerns beruht auf der Annahme, dass die Kühlbarkeit des Kerns erhalten bleibt, solange das Hüllrohrmaterial ein plastisches Verhalten zeigt.

Wie in Abb. 2.3-2 dargestellt, besteht ein mathematisch eindeutiger (bijektiver) Zusammenhang zwischen den inneren wahren Spannungen und Dehnungen im Hüllrohrmaterial. Deshalb kann ein Bruchkriterium sowohl in Form einer maximalen Dehnung als auch einer maximalen Spannung angegeben werden.

Hat einerseits die Bruchspannung einen größeren Wert als die Fließgrenze, d. h. das Hüllrohrmaterial versagt im plastischen Teil der Spannungsdehnungskurve, so führt eine kleine Änderung in der Bruchspannung zu einer großen Änderung in der Bruchdehnung. In diesem Bereich wäre also eine Bruchdehnung das vorzuziehende Kriterium, da dann insgesamt die Unsicherheiten in der Vorhersage kleiner wären.

Eine Erweiterung des bisherigen Versagenskriteriums für das Hüllrohrmaterial bezieht sich insbesondere auf den elastischen Ast der Spannungsdehnungskurve. In diesem Bereich ist es aber nicht relevant, ob eine Grenzspannung oder Grenzdehnung angegeben wird, da beide Größen direkt proportional zueinander sind.

Es wird vorgeschlagen, aus den Ringdruckversuchen eine maximale innere Spannung abzuleiten. Wie in Abb. 2.4-13 und Abb. 2.4-17 zu erkennen ist, ist die Bruchspannung über einen großen Bereich des ECR-Wertes nahezu konstant. Für beide Versuchstemperaturen (Raumtemperatur und 135 °C) und beide Hüllrohrmaterialien (Zry-4, M5) der Ringdruckversuche kann eine Bruchspannung von ca. 800 MPa angenommen werden. Dies gilt auch für die Versuche mit hohen ECR-Werten, bei denen das Versagen ohne vorherige Plastifizierung stattfand.

Um die Integrität des Hüllrohrmaterials bei FE-Simulationen von Quenchversuchen (siehe Kapitel 2.6) vorherzusagen, ist zusätzlich eine Bestimmung der Temperatur-Abhängigkeit der Bruchspannung erforderlich. Entsprechende experimentelle Untersuchungen sind hierzu am KIT geplant.

2.6 FEM-Simulationen zum Hüllrohrverhalten bei LOCA-Belastungen

Im Rahmen des Vorhabens wurden strukturmechanische Analysemodelle zur Simulation des Brennstabhüllrohrverhaltens unter LOCA-Belastungen entwickelt und strukturmechanische Berechnungen mit dem Finite-Elemente-Rechenprogrammsystem ADINA /ADI 09/ durchgeführt. Ziel dieser Arbeiten ist es, wesentliche Phänomene, die bei der Integritätsbewertung von Hüllrohren eine Rolle spielen, zu identifizieren. Die Temperaturabhängigkeit der Materialdaten wird berücksichtigt, während eine Berücksichtigung der Richtungsabhängigkeit der Materialdaten zunächst zurückgestellt wurde. Im Kapitel 2.6.1 sind die mit ATHLET berechneten Lastannahmen der LOCA-Transiente und in Kapitel 2.6.2 die verwendeten Materialdaten zusammengestellt. Kapitel 2.6.3 enthält die mit ADINA berechneten Ergebnisse zum Verhalten eines ungeschädigten Hüllrohrs, Kapitel 2.6.4 die Ergebnisse für ein geschädigtes Hüllrohr und Kapitel 2.6.5 zeigt den Einfluss zusätzlicher mechanischer Belastungen.

2.6.1 Lastannahmen der LOCA Transiente

Im Verlauf der LOCA-Transiente beginnt das Quenchen bei etwa 800 °C. Zu diesem Zeitpunkt (hier $t = 0$ s) hat das Hüllrohr eine nahezu homogene Temperaturverteilung und wird als nahezu spannungsfrei betrachtet.

Die Temperaturrandbedingungen während des Quenchvorgangs insbesondere auf der Außen- bzw. Innenoberfläche des Hüllrohrs wurden mit ATHLET berechnet. Dabei ergab sich, dass die maximale Temperaturdifferenz zwischen der Innen- und Außenoberfläche des Hüllrohrs etwa 80 K beträgt (siehe Abb. 2.6-1). Innerhalb von ca. 1 s kühlt sich die Außenoberfläche von 800 °C auf 300 °C und innerhalb einer weiteren Sekunde auf 200 °C ab. Die Quenchfront wandert axial mit ca. 1 cm/s, wobei die axiale Erstreckung des Bereichs, der eine Temperatur zwischen 800 °C und 300 °C hat, etwa 9 mm beträgt (siehe Abb. 2.6-3).

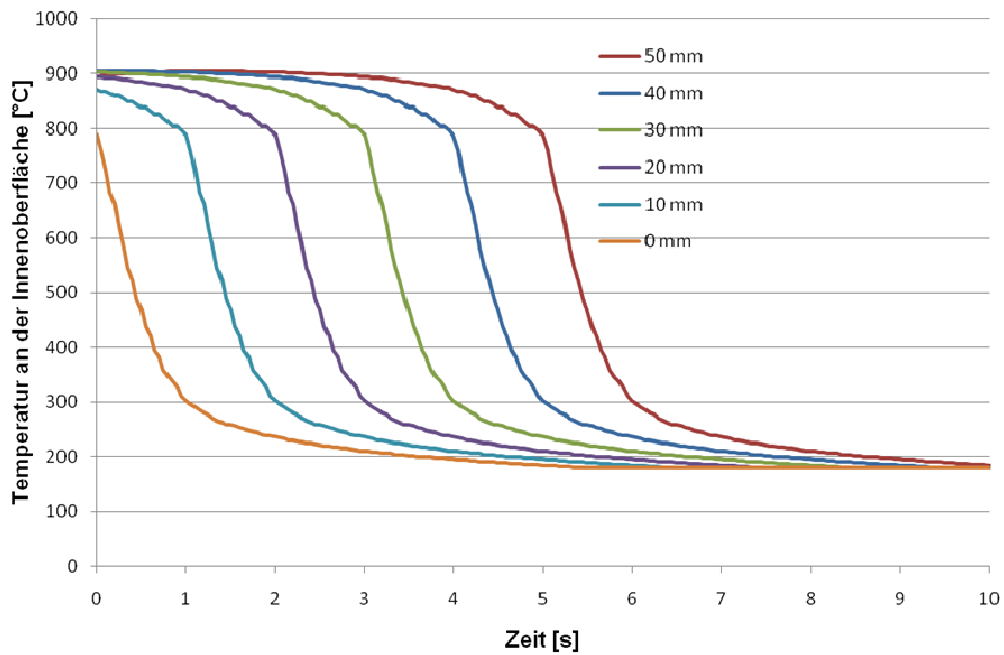


Abb. 2.6-1 Temperatur an der Innenoberfläche des Hüllrohrs für verschiedene Höhen während der LOCA Transiente

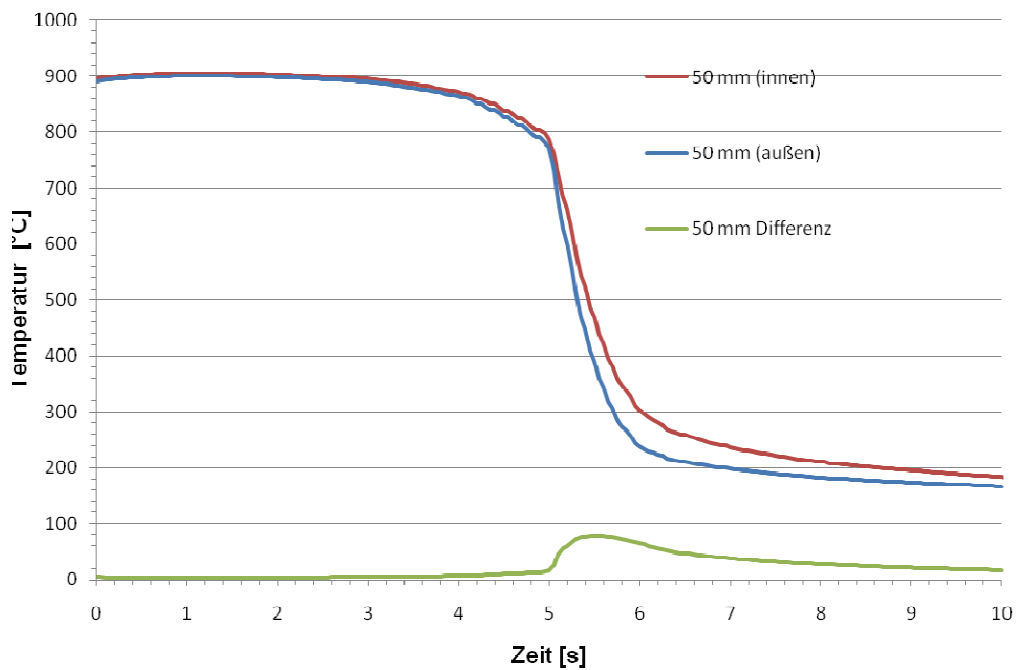


Abb. 2.6-2 Temperatur an der Innen-/Außenoberfläche des Hüllrohrs (Höhe 50 mm)

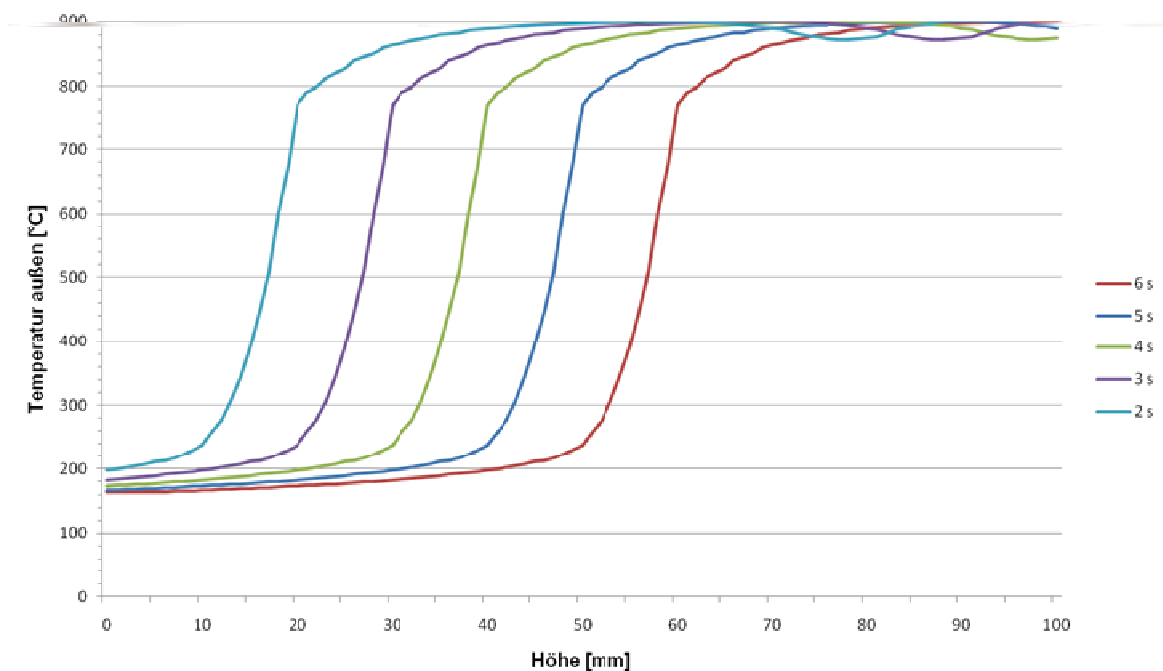


Abb. 2.6-3 Temperatur an der Außenoberfläche des Hüllrohrs als Funktion der Höhe des Hüllrohrs

Die zeitliche Änderung der Temperaturverteilung im Hüllrohr wurde mit ADINA-T /ADI 09/ berechnet, wobei für die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität temperaturabhängige Werte aus /MAT 03/ verwendet wurden.

2.6.2 Annahmen zu Materialdaten

Für die Untersuchungen wird ein Hüllrohr aus Zry-4 mit Oxidationstemperatur 1200 °C und ECR 10 % angenommen, wobei im Analysemodell temperaturabhängige Materialeigenschaften angenommen werden, aber zunächst einheitlich für die verschiedenen Schichten (ZrO_2 , $O-\alpha-Zr$, prior $\beta-Zr$).

Abb. 2.6-4, Abb. 2.6-5 und Abb. 2.6-6 zeigen die Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls, der Streckgrenze sowie des gesamten Spannungs-Dehnungs-Diagramms.

Für die thermische Dehnung von Zirkon werden in /MAT 03/ für die verschiedenen Raumrichtungen unterschiedliche Werte ausgewiesen (radial, tangential, axial). Die ersten beiden sind ungefähr gleich. Die Dehnung in Axialrichtung ist fast doppelt so groß. Aus diesen Daten wurden Wärmeausdehnungskoeffizienten berechnet, die na-

hezu temperaturunabhängig sind. Für die Referenztemperatur 27 °C ergeben sich folgende Werte:

$$\alpha_{\text{axial}} = 10.5 \text{ E-06}$$

$$\alpha_{\text{radial}} = 6.5 \text{ E-06}$$

$$\alpha_{\text{tangential}} = 5.6 \text{ E-06}$$

Bei den Analysen wurde zunächst einheitlich der radiale Wärmeausdehnungskoeffizient verwendet.

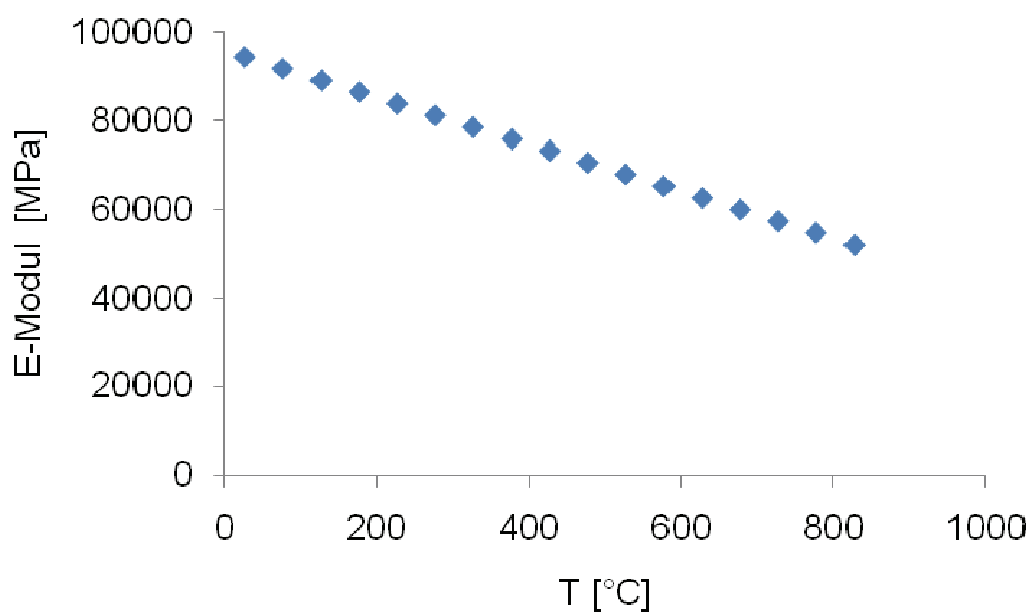


Abb. 2.6-4 Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls für Zry-4 nach /MAT 03/

Im nächsten Schritt ist geplant, Richtungsabhängigkeiten der Materialeigenschaften durch Verwendung eines orthotropen Materialmodells zu berücksichtigen.

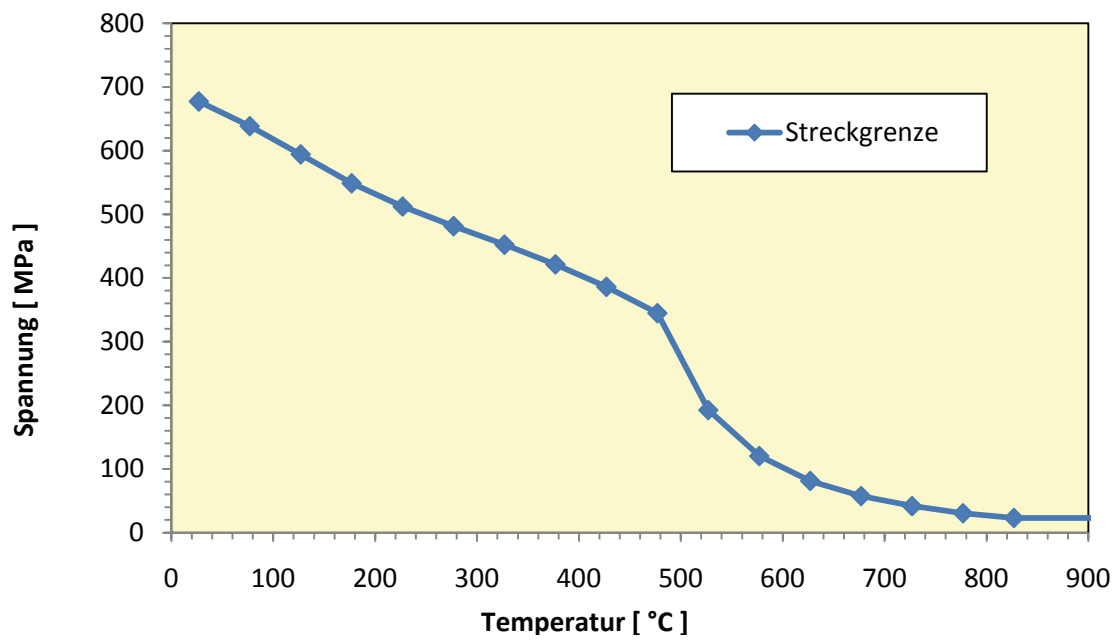


Abb. 2.6-5 Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze für Zry-4 nach /MAT 03/

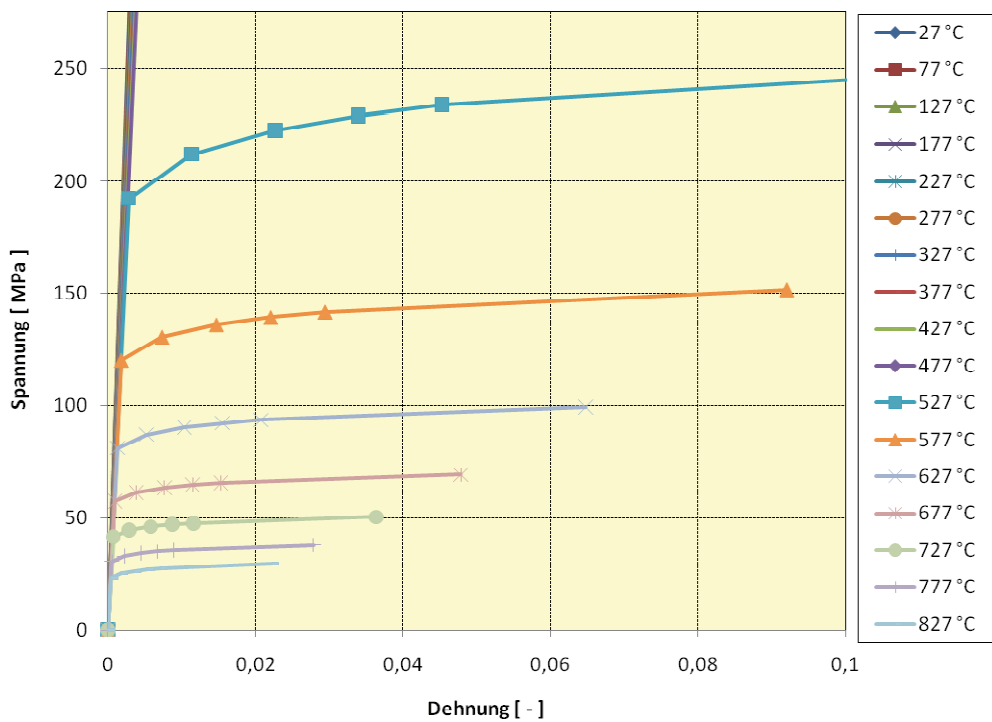
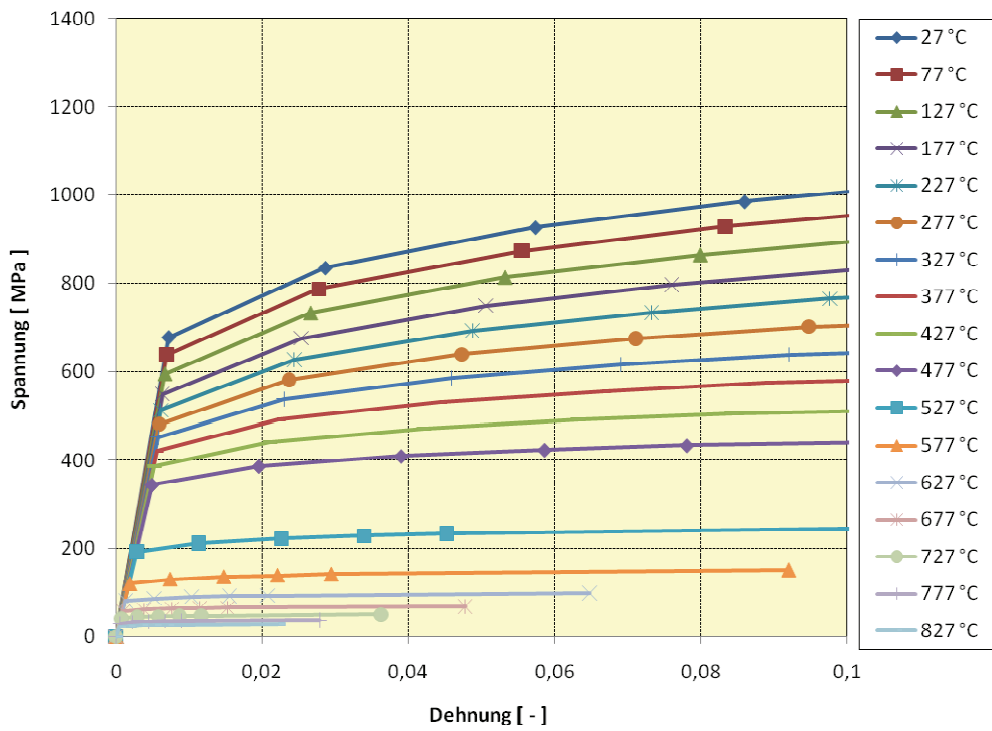


Abb. 2.6-6 Temperaturabhängigkeit des Spannungs-Dehnungs-Diagramms für Zry-4 nach /MAT 03/

2.6.3 Simulation eines ungeschädigten Hüllrohrs

Analysemodell

Die Geometrie des untersuchten Hüllrohrabschnitts ist in Abb. 2.6-7 gezeigt, wobei das gesamte Analysemodell eine Länge von 100 mm hat. Das Modell besteht aus 7000 rotationssymmetrischen Elementen mit jeweils 8 Knoten und 9 Integrationspunkten, wobei radial 14 Elementschichten mit jeweils 500 Elementen entlang der axialen Ausdehnung angeordnet sind. Am freigeschnittenen oberen Ende des Analysemodells, das nur ein Teilvolumen eines gesamten Hüllrohrs darstellt, wird eine Verformungsrandbedingung angenommen, die sicherstellt, dass der entsprechende Querschnitt sich axial und radial als Ebene verschieben kann. Eine Drehung der Querschnittsebene wird unterdrückt.

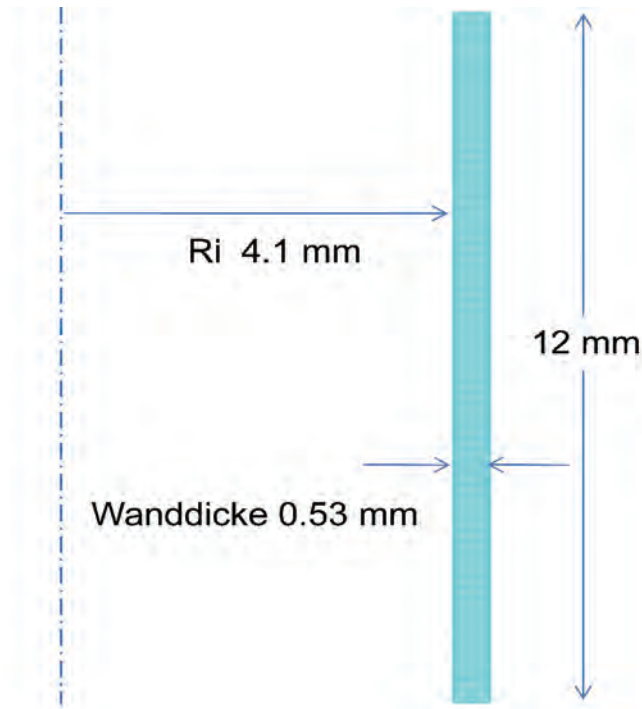


Abb. 2.6-7 Rotationssymmetrisches Analysemodell (M1) eines ungeschädigten Hüllrohrs (Ausschnitt: 12 mm, Gesamtmodell 100 mm)

Simulationsergebnisse

Die mit ADINA-T berechnete Temperaturverteilung im ungeschädigten Hüllrohr ist für ausgewählte Zeiten nach Beginn des Quenchvorgangs in Abb. 2.6-8 dargestellt. Die globale Verformung beim Abkühlen wird von der mittleren Temperatur gesteuert. Ohne

Temperaturgradient entsteht dabei infolge freier thermischer Kontraktion keine Spannung. Mit Temperaturgradient (innen heißer, außen kälter als die mittlere Temperatur im Querschnitt) wird durch die Temperaturdifferenz zur mittlerer Temperatur innen die thermische Ausdehnung und außen die thermische Kontraktion behindert, daher entstehen innen Druckspannungen und außen Zugspannungen (siehe Abb. 2.6-9).

Im Hüllrohr treten während der LOCA-Transiente keine plastischen Verformungen auf, d. h. die Vergleichsspannungen sind kleiner als die Streckgrenze des Werkstoffs. Als Vergleichsspannung wird hier die Formulierung nach von Mises verwendet:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2]} \quad (2.6-1)$$

mit den Hauptspannungen σ_I , σ_{II} und σ_{III} .

Abb. 2.6-10 und Abb. 2.6-11 bzw. Abb. 2.6-12 und Abb. 2.6-13 zeigen zum Zeitpunkt 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs, in dem die höchsten Vergleichsspannungen erreicht werden, die Verteilung der Vergleichsspannungen an der Innen- bzw. an der Außenseite des Hüllrohrs als Funktion der Hüllrohrlänge im Vergleich zu der temperaturabhängigen Streckgrenze. Zusätzlich sind in den Diagrammen die für den Zeitpunkt 5,55 s bestimmten Temperaturen an den Hüllrohroberflächen als Funktion der Hüllrohrlänge enthalten. Dadurch ergibt sich für den Zeitpunkt 5,55 s der Verlauf der temperaturabhängigen Streckgrenze mit hohen Werten (>35 MPa) für die ersten 50 mm des Hüllrohrs und dem Wert 23 MPa für den Bereich oberhalb 60 mm. Die berechneten Spannungen sind stark abhängig von Schwankungen im Temperaturverlauf, insbesondere lokalen Änderungen des Temperaturgradienten, die mit den Schwankungen im Spannungsverlauf korreliert sind. Die Ergebnisse zeigen, dass der minimale Abstand zwischen Vergleichsspannung und Streckgrenze mindestens etwa 15 MPa beträgt, wobei dieser minimale Abstand etwa 8 mm entfernt von der Position mit der höchsten Vergleichsspannung erreicht wird. Die Ergebnisse zu dem ausgewählten Zeitpunkt sind repräsentativ. Zu einem anderen Zeitpunkt sind die Ergebnisse bezüglich der Maximalwerte vergleichbar, nur die Position an der die Maximalwerte erreicht werden, ändert sich infolge der fortschreitenden Quenchfront.

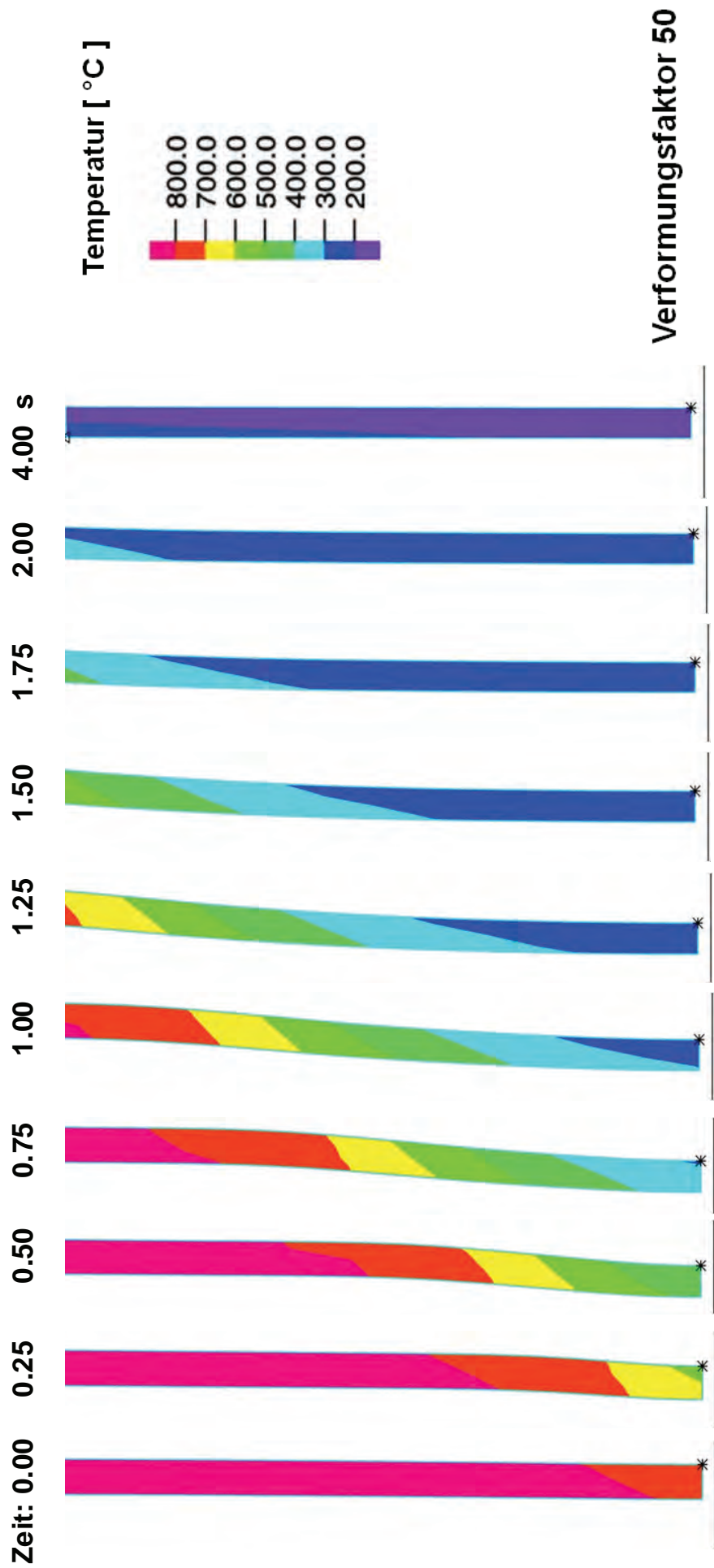


Abb. 2.6-8 Temperaturverteilung im ungeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente

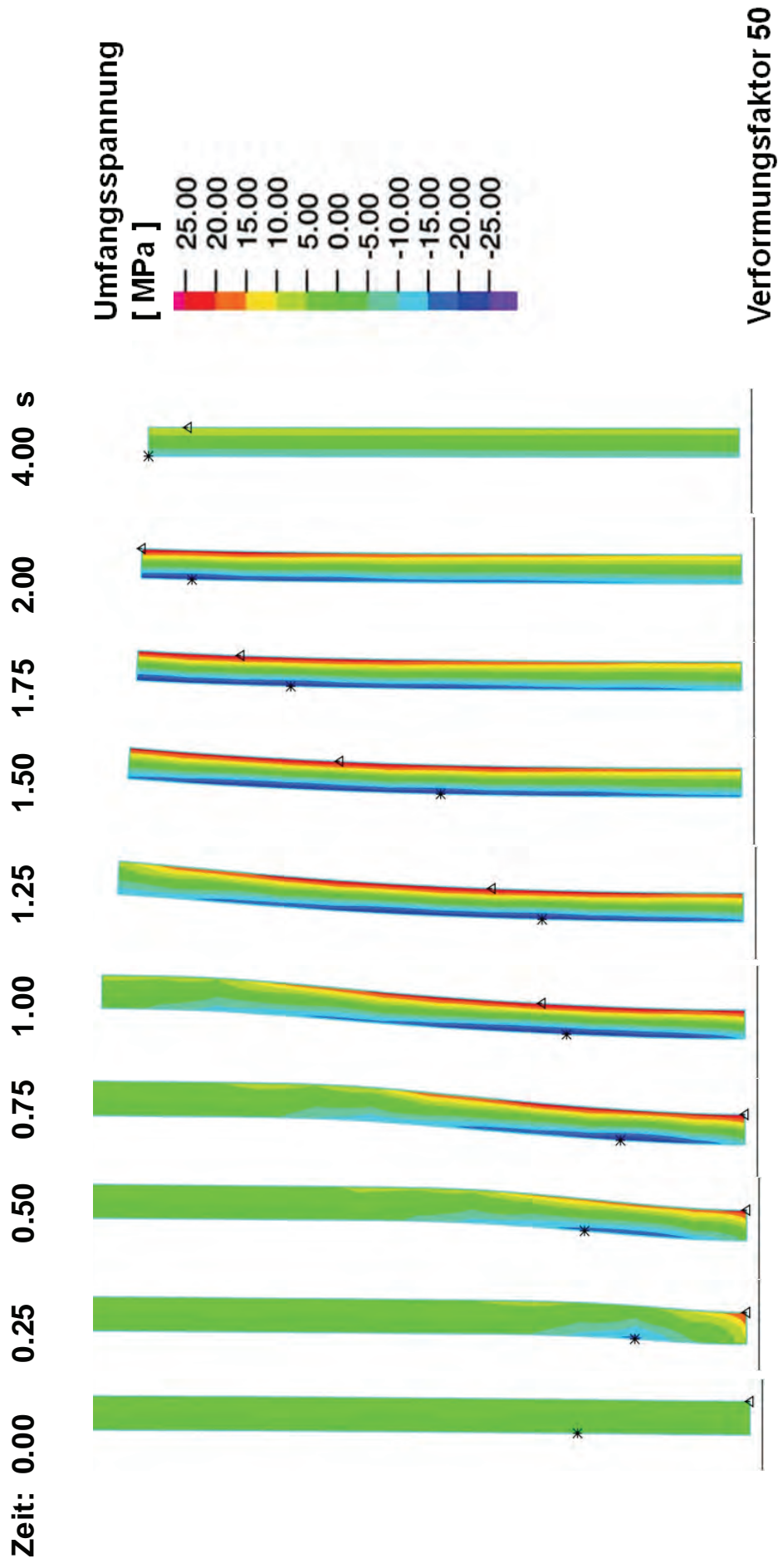


Abb. 2.6-9 Spannungverteilung im ungeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente

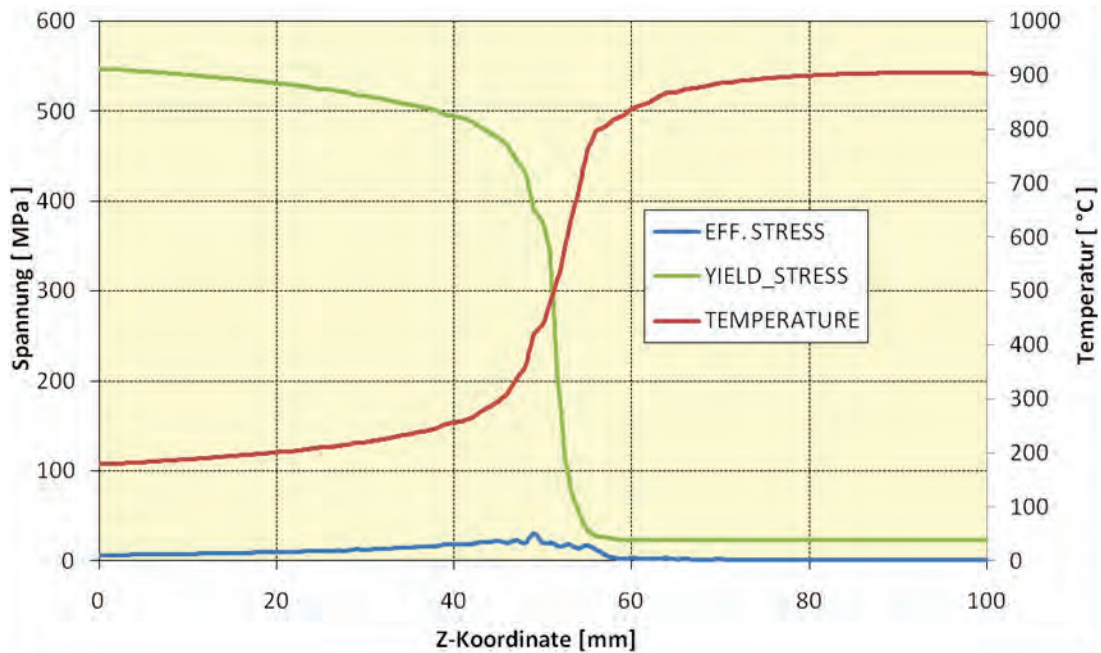


Abb. 2.6-10 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

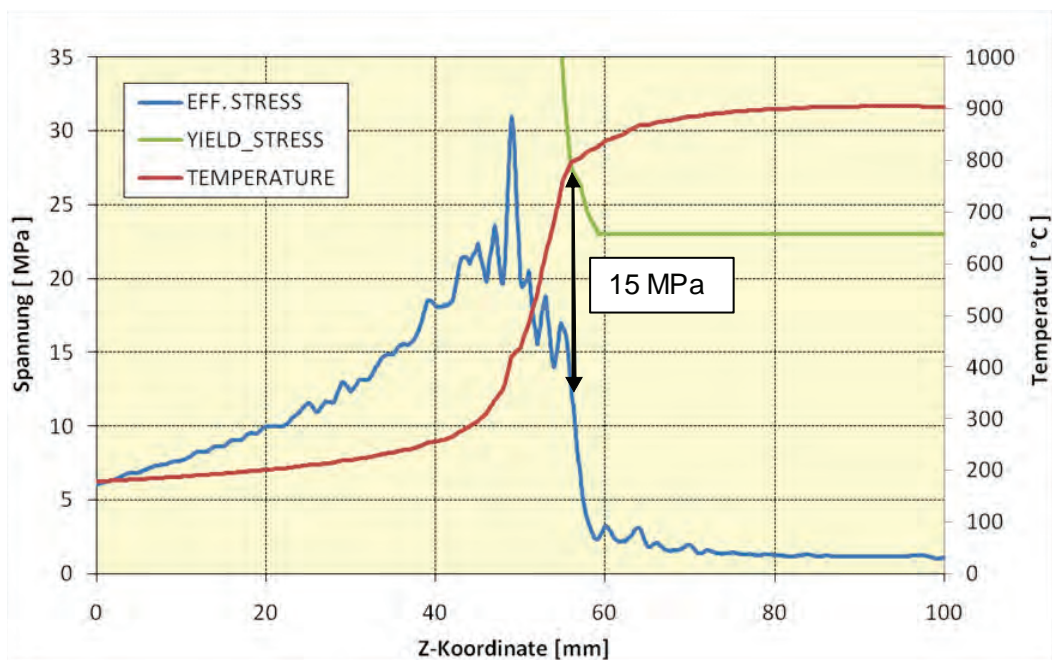


Abb. 2.6-11 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

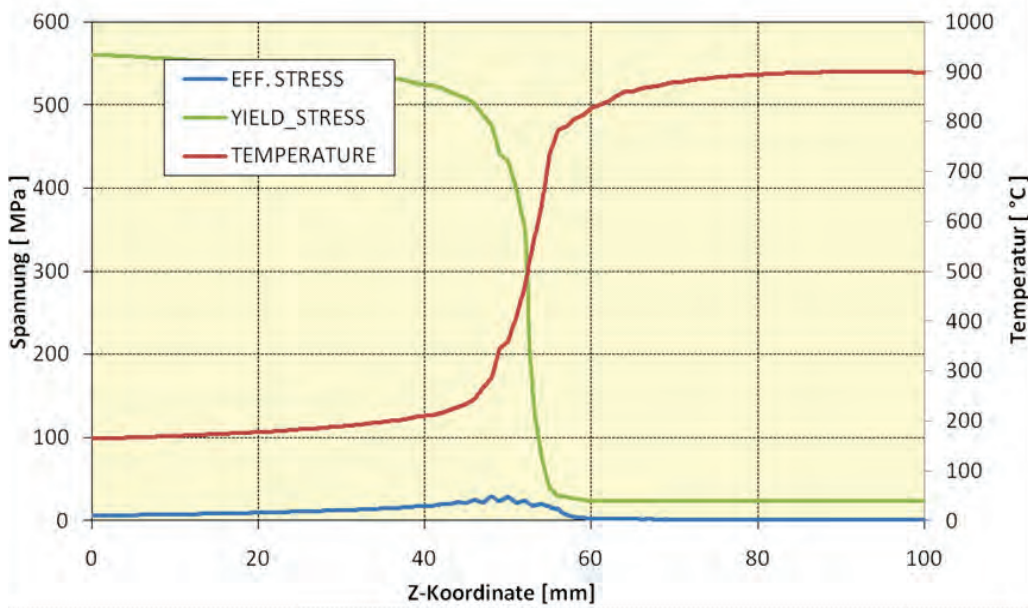


Abb. 2.6-12 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

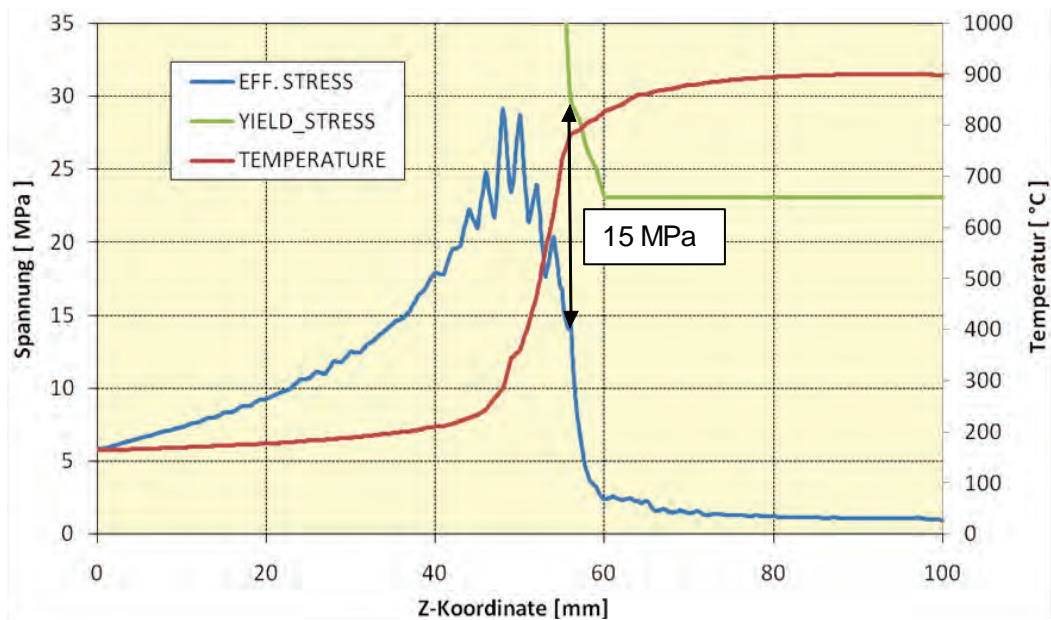


Abb. 2.6-13 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

2.6.4 Simulation eines vorgeschädigten Hüllrohrs unter LOCA Transiente

Analysemodell

Die Geometrie des untersuchten Hüllrohrs ist in Abb. 2.6-14 gezeigt, wobei das gesamte Analysemodell eine Länge von 100 mm hat. Das Modell besteht aus 7000 rotationssymmetrischen Elementen mit jeweils 8 Knoten und 9 Integrationspunkten.

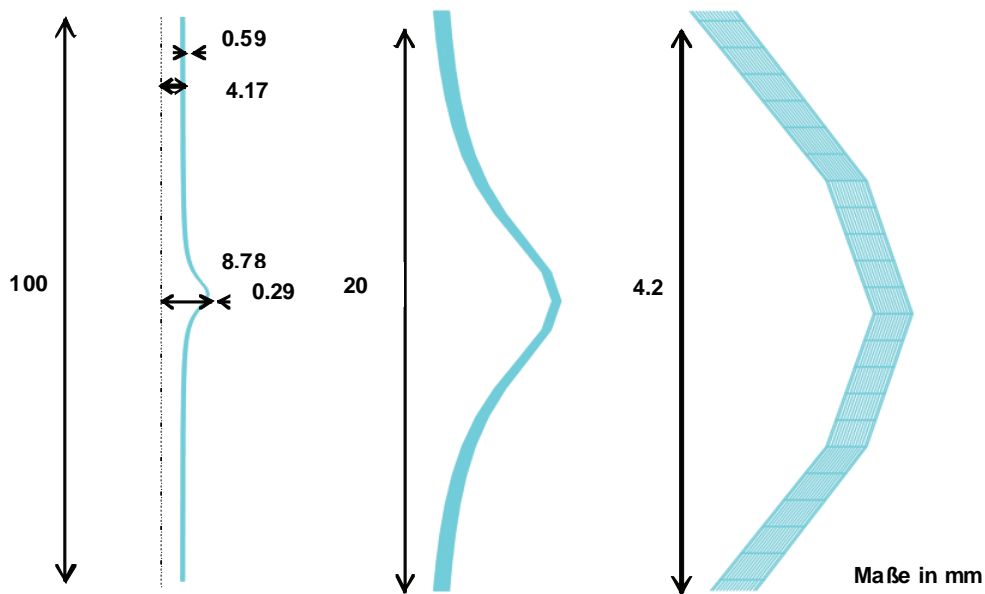


Abb. 2.6-14 Rotationssymmetrisches Analysemodell (M2) eines vorgeschädigten Hüllrohrs

Simulationsergebnisse

Im Hüllrohr mit Vorschädigung in Form einer rotationssymmetrischen Beule mit Wandstärkenschwächung treten während der LOCA-Transiente keine plastischen Verformungen auf. Abb. 2.6-15 und Abb. 2.6-16 zeigen die Temperaturverteilung und die Verteilung der Vergleichsspannungen im Hüllrohr nahe der Beule zu verschiedenen Zeiten nach Beginn des Quenchvorgangs. Abb. 2.6-17 und Abb. 2.6-18 bzw. Abb. 2.6-19 und Abb. 2.6-20 zeigen zum Zeitpunkt 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs, zu dem die höchsten Vergleichsspannungen erreicht werden, die Verteilung der Vergleichsspannungen an der Innen- bzw. an der Außenseite des Hüllrohrs als Funktion der Hüllrohrlänge im Vergleich zu der temperaturabhängigen Streckgrenze. Die Ergebnisse zeigen, dass der minimale Abstand zwischen Ver-

gleichsspannung und Streckgrenze mindestens etwa 15 MPa beträgt, wobei dieser minimale Abstand etwa 6.9 mm entfernt von der Position mit der höchsten Vergleichsspannung und 5.7 mm entfernt von der Position mit der geringsten Wandstärke erreicht wird. Die Ergebnisse zu dem ausgewählten Zeitpunkt sind repräsentativ. Zu anderen Zeitpunkten sind die Ergebnisse bezüglich der Maximalwerte etwa 20 % niedriger, wobei die Position, an der die Maximalwerte erreicht werden, sich infolge der fortschreitenden Quenchfront ändert. Daher bewirkt die Vorschädigung mit Wanddickenschwächung bei dieser LOCA Lastannahme nur eine geringe Erhöhung der Maximalspannung.

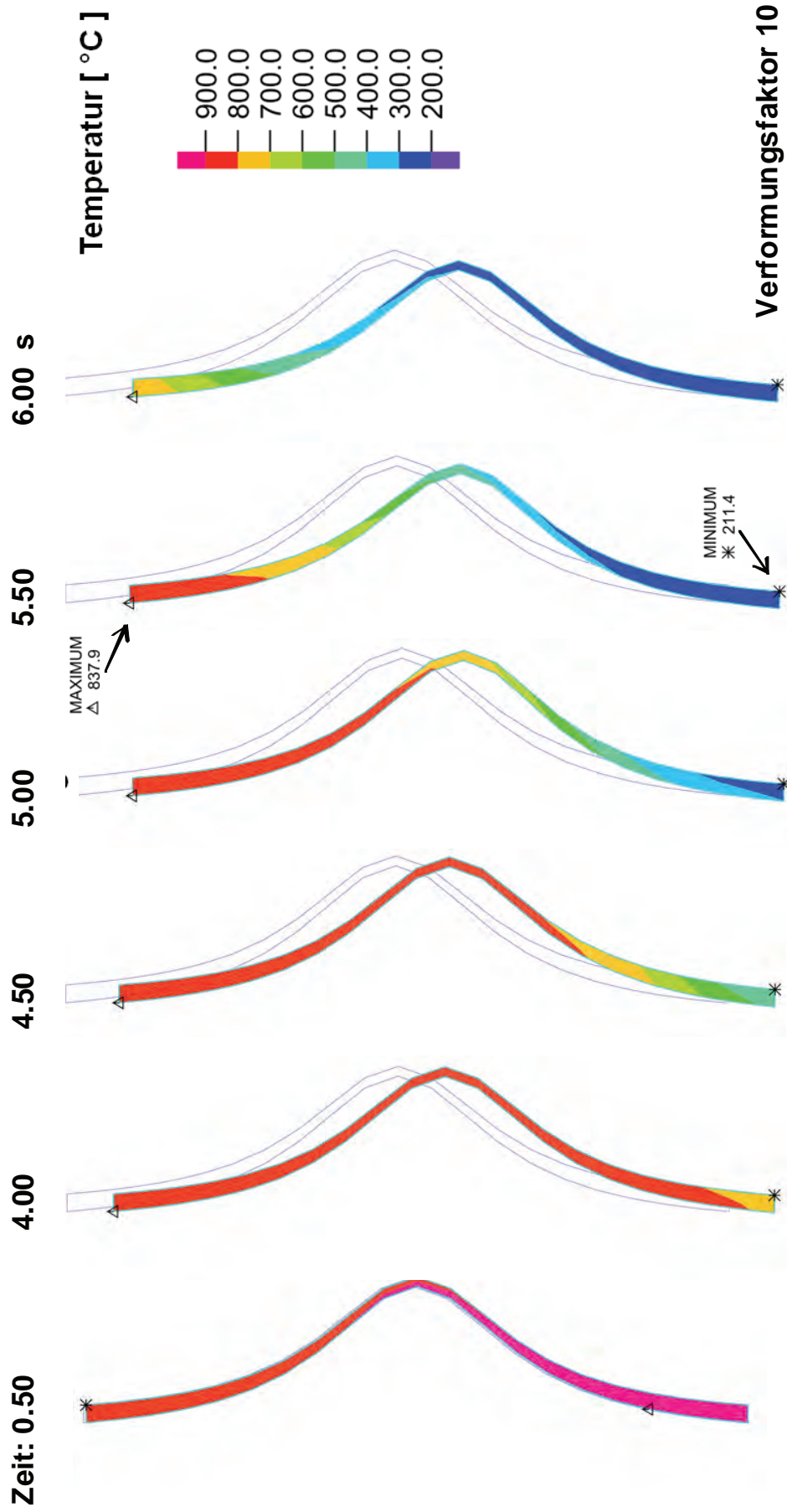


Abb. 2.6-15 Temperaturverteilung im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente

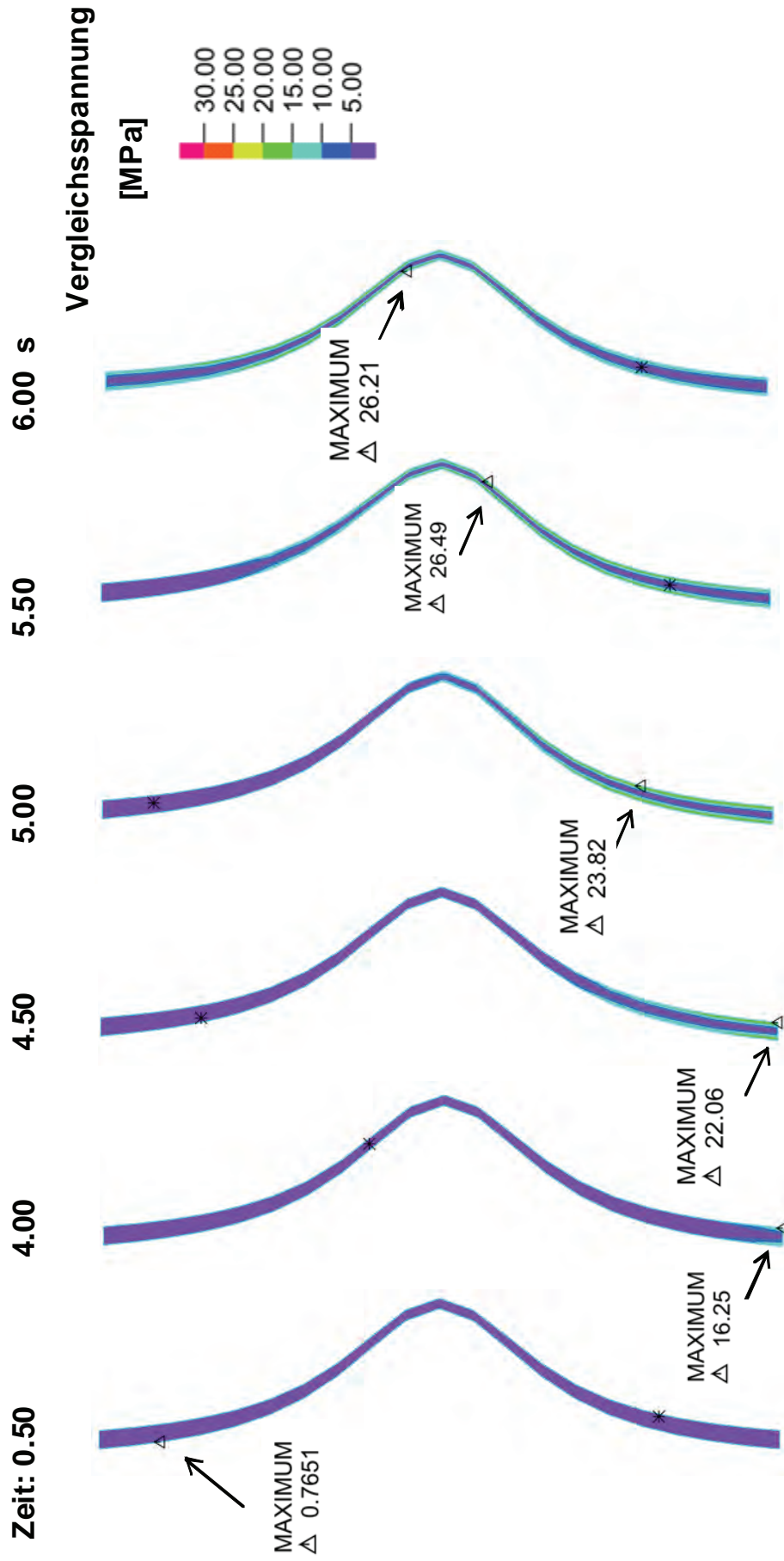


Abb. 2.6-16 Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente

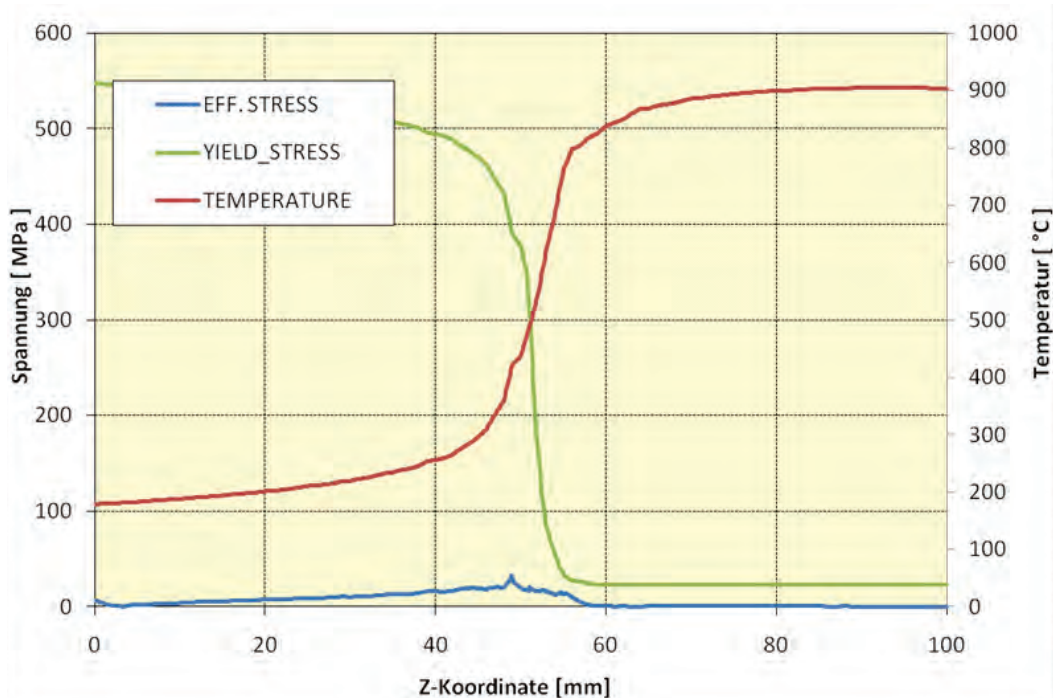


Abb. 2.6-17 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

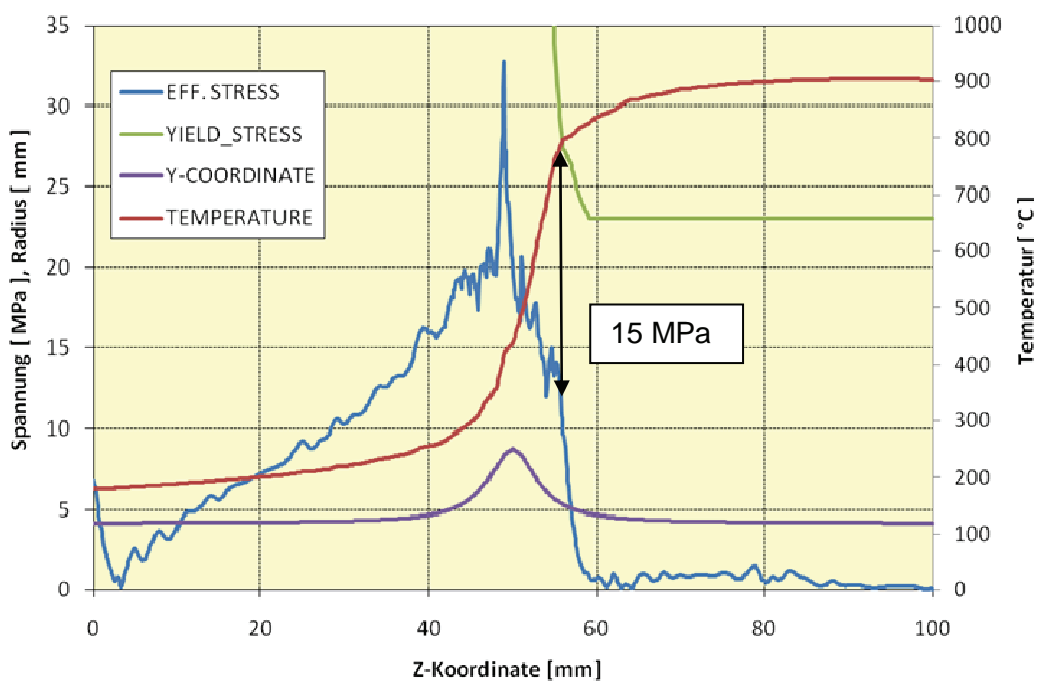


Abb. 2.6-18 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

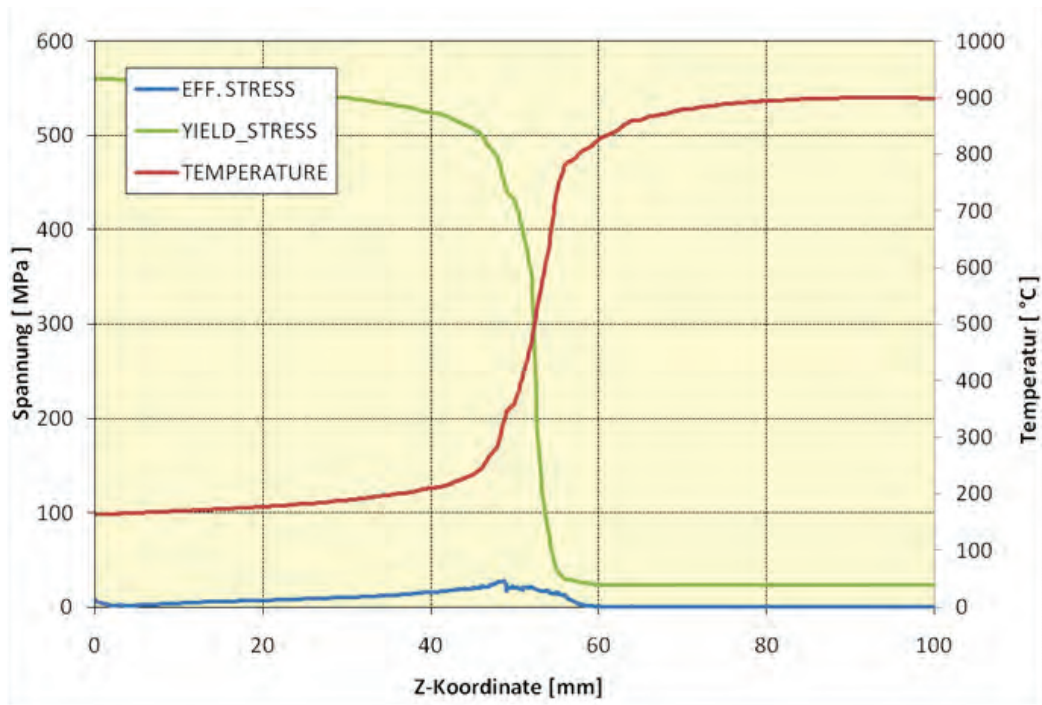


Abb. 2.6-19 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

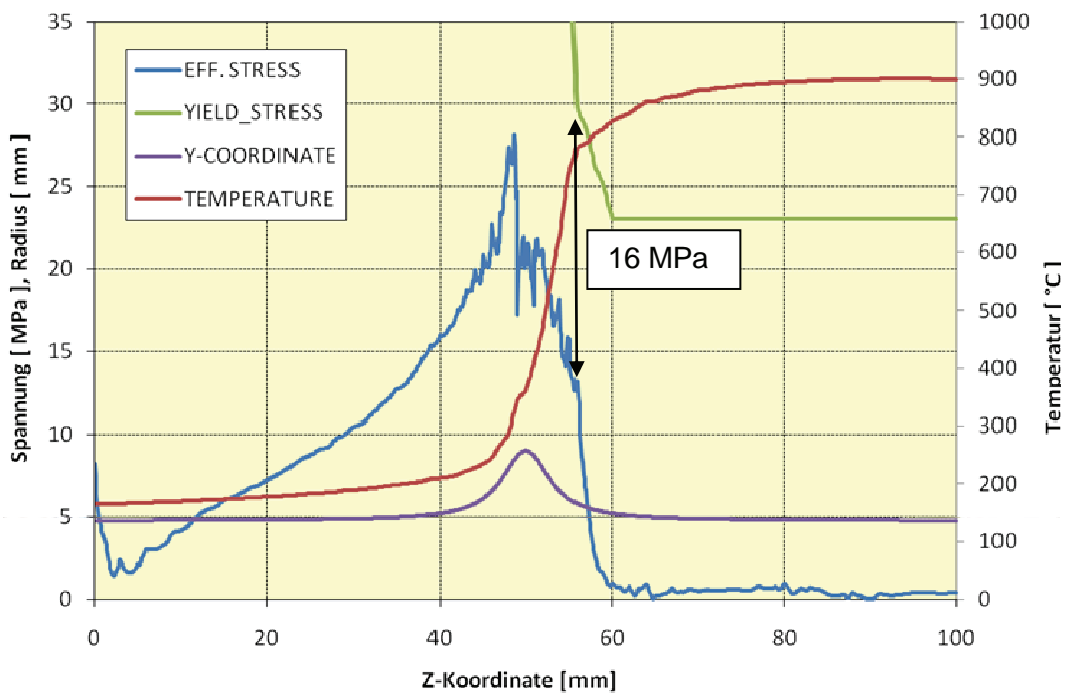


Abb. 2.6-20 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs

2.6.5 Simulation eines vorgeschädigten Hüllrohrs unter LOCA Transiente und mechanischen Zusatzbelastungen

Mit dem in Kapitel 2.6.4 beschriebenen Analysemodell (siehe Abb. 2.6-14) eines Hüllrohrabschnitts mit Vorschädigung in Form einer Wanddickenschwächung und rotationssymmetrischer Ausbeulung wurden Untersuchungen zum Einfluss einer axialen Verformungsbehinderung bzw. einer Innendruckbelastung, die zusätzlich zu der in Kapitel 2.6.1 beschriebenen LOCA-Transiente postuliert werden, durchgeführt.

Einfluss einer axialen Verformungsbehinderung

Am freigeschnittenen oberen Ende des Analysemodells wird im Sinne einer postulierten Einspannung bzw. Verklemmung des Hüllrohrs auf einer Länge von 100 mm eine axiale Verformungsbehinderung angenommen, während sich der entsprechende Querschnitt radial frei verschieben kann. Dadurch ist auch eine Drehung der Querschnittsebene unterdrückt.

Abb. 2.6-21 zeigt die Verteilung der Vergleichsspannungen im Hüllrohrabschnitt einschließlich der Maximalwerte, die im Bereich der Wanddickenschwächung an der Innenoberfläche erreicht werden, für die Zeiten 0.3, 0.4, 0.5 und 0.6 s nach Beginn des Quenchvorgangs. In dieser Anfangsphase des Quenchvorgangs liegen die Temperaturen im Bereich der Ausbeulung noch bei etwa 900 °C (siehe Abb. 2.6-22), d. h. die Streckgrenze des Hüllrohrmaterials liegt bei etwa 23 MPa (siehe Abb. 2.6-5), die die Maximalwerte der Vergleichsspannung bereits nach ca. 0.4 s erreichen. Abb. 2.6-22, Abb. 2.6-23 und Abb. 2.6-24 zeigen wie der Sicherheitsabstand zwischen maximaler Vergleichsspannung und Streckgrenze im Bereich der Wanddickenschwächung mit Ausbeulung (axiale Koordinate 50 mm +/- 6 mm) abnimmt. Nach 0.6 s hat der plastische Bereich an der Innenoberfläche bereits eine axiale Ausdehnung von etwa 2 mm symmetrisch zur Position mit der geringsten Wandstärke (siehe Abb. 2.6-25). Die Vergleichsspannungen an der Außenoberfläche sind etwas kleiner als an der Innenoberfläche und erreichen daher etwas später, d. h. nach 0.6 s die Streckgrenze. Im weiteren Verlauf der Transiente wird die plastische Zone immer größer.

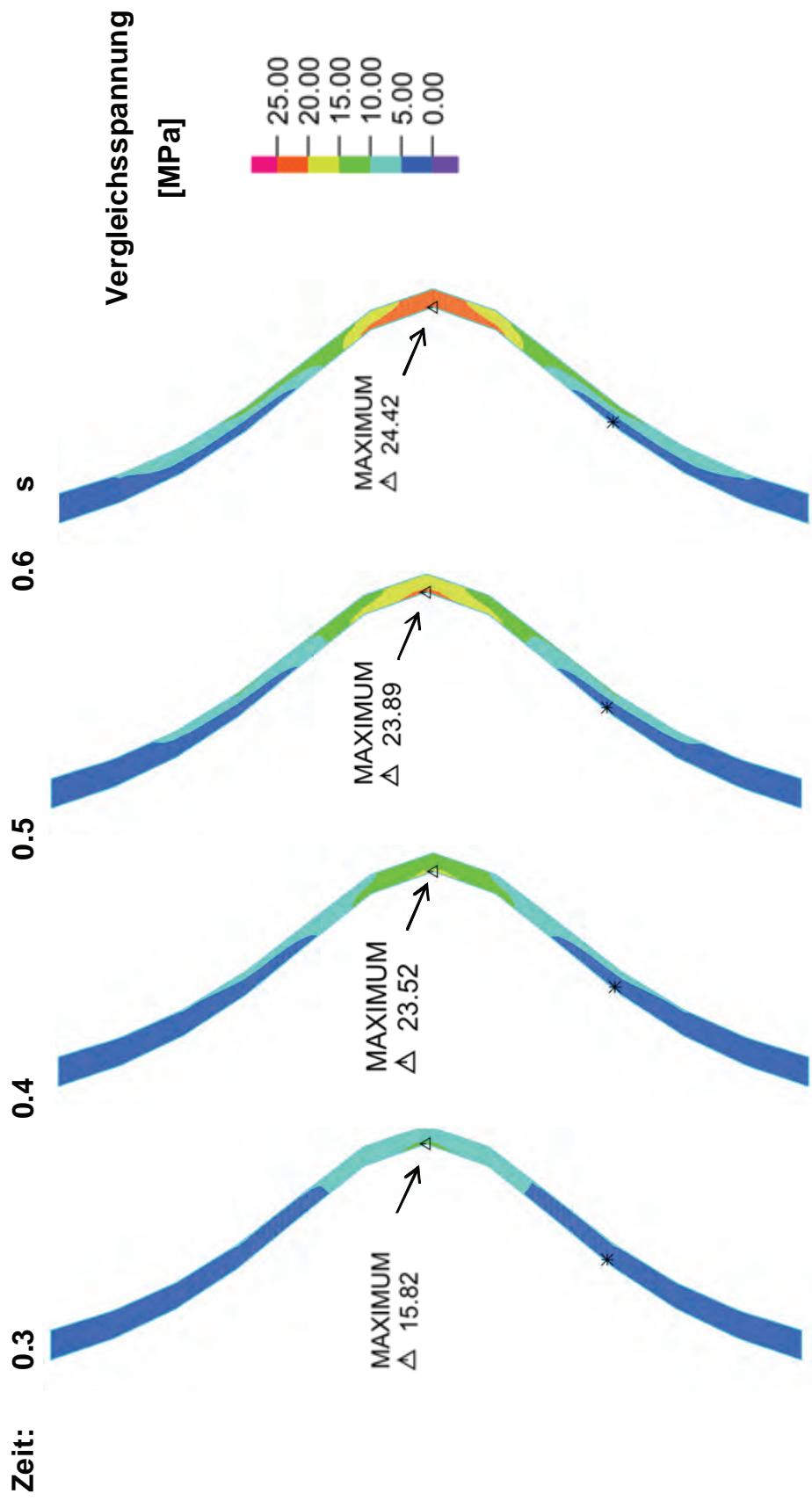


Abb. 2.6-21 Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente und axialer Verformungsbehinderung

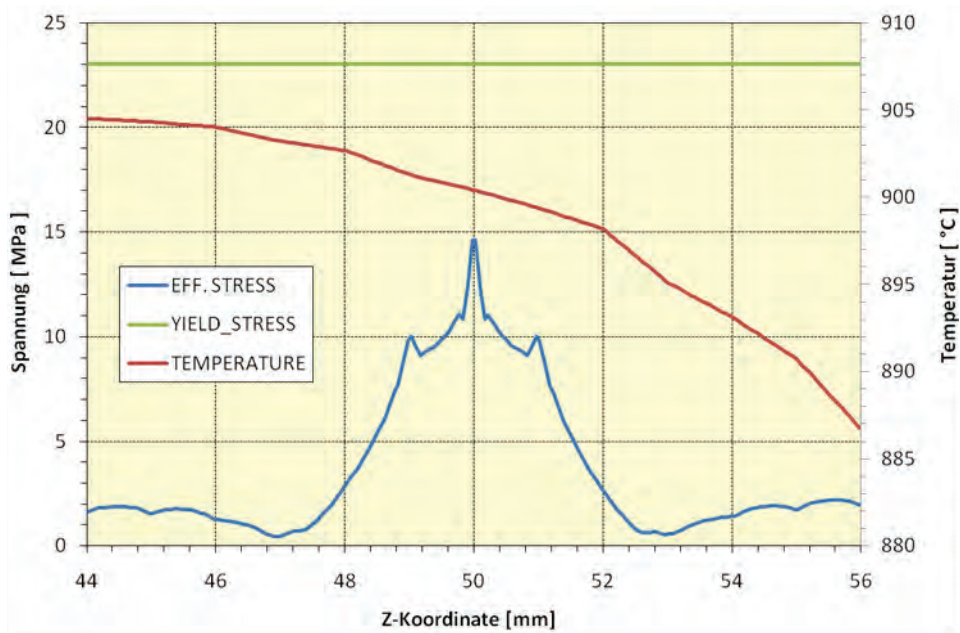


Abb. 2.6-22 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.3 s nach Beginn des Quenchvorgangs

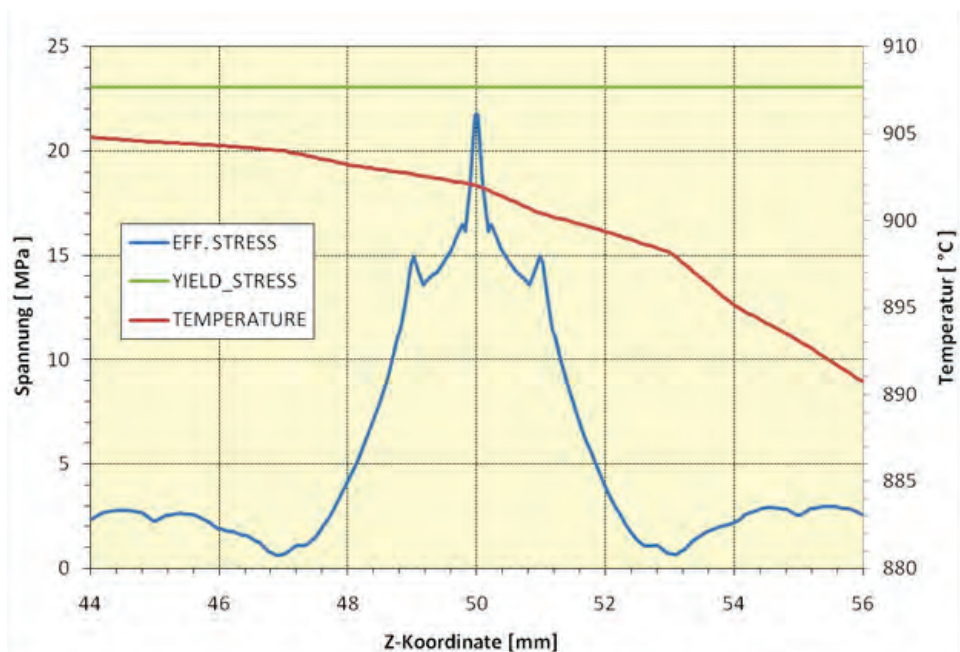


Abb. 2.6-23 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.4 s nach Beginn des Quenchvorgangs

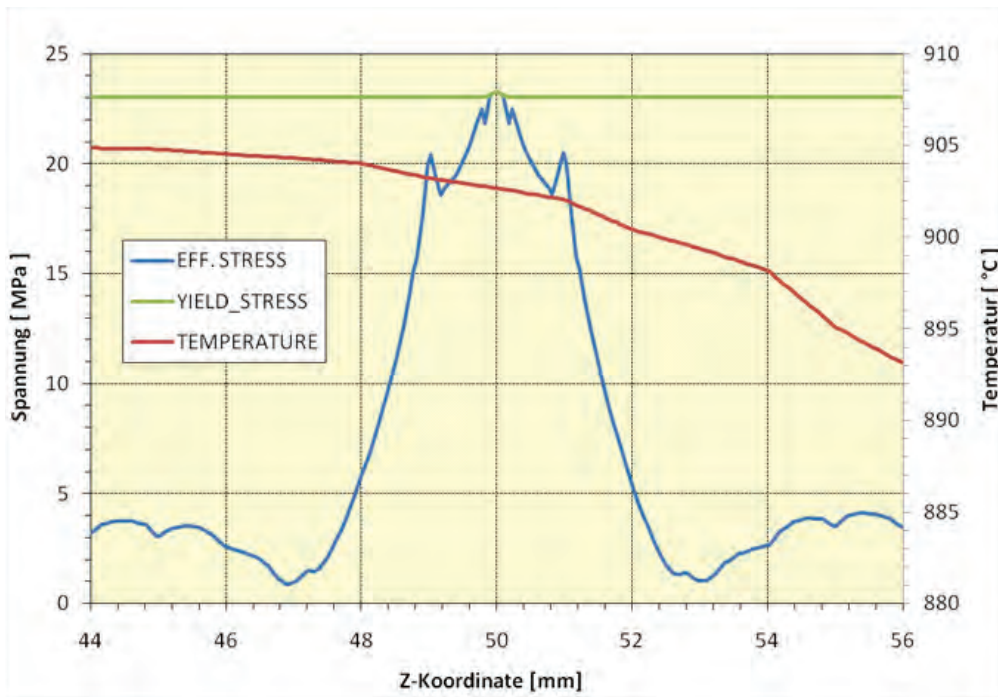


Abb. 2.6-24 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.5 s nach Beginn des Quenchvorgangs

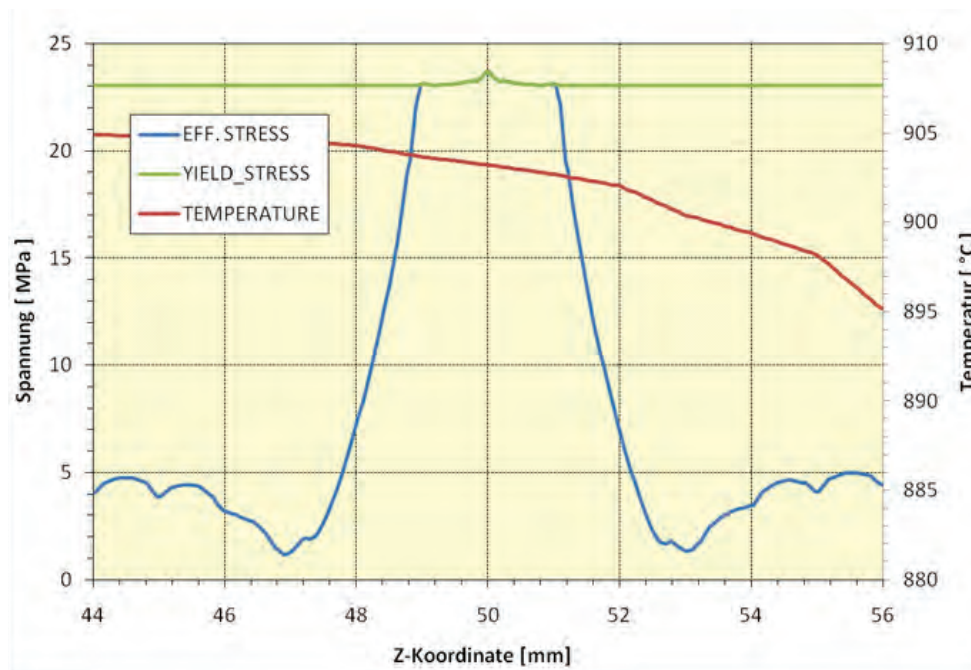


Abb. 2.6-25 Spannungsverteilung entlang der Hüllrohlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.6 s nach Beginn des Quenchvorgangs

Innendruckeinfluss

Im folgenden Berechnungsfall wird angenommen, dass das Hüllrohr mit Vorschädigung in Form einer Ausbeulung unter Innendruckbelastung steht, bevor es zusätzlich Belastungen aus der in Abschnitt 2.6.1 beschriebenen LOCA-Transiente erfährt. Im Sinne eines abgeschlossenen Volumens wird auf der freigeschnittenen Oberfläche des Analysemodells (siehe Abb. 2.6-14) die Axialkraft aus dem Innendruck berücksichtigt. Dabei werden verschiedene Innendruckbelastungen im Sinne von Differenzdrücken zwischen Innen- und Außenoberfläche des Hüllrohrs betrachtet und die Beanspruchungen berechnet. Abb. 2.6-26 zeigt die Verteilung der Mises-Vergleichsspannung zu Beginn der Transiente für die betrachteten Innendruckbelastungen im Bereich 0.12 MPa bis 0.72 MPa. Da zu Beginn der Transiente die Temperatur des Hüllrohrs noch bei etwa 900 °C liegt, müssen die Vergleichsspannungen mit der für diese Temperatur angenommenen Streckgrenze (ca. 23 MPa) verglichen werden. Die Simulationsergebnisse (Abb. 2.6-26) zeigen, dass die maximalen Mises-Vergleichsspannungen im Zentrum der Ausbeulung nahe der Innenoberfläche erreicht werden und diese bei Innendrücken größer als 0.24 MPa die Streckgrenze überschreiten (siehe Abb. 2.6-27, Abb. 2.6-28 und Abb. 2.6-29). Die plastische Zone erstreckt sich im Bereich des Zentrums der Ausbeulung für 0.36 MPa auf etwa 20 % der Wanddicke und bei 0.48 MPa ist nahezu die gesamte Wand durchplastifiziert. In einem zylindrischen Behälter unter Innendruck ist die Umfangsspannung größer als die Axialspannung. Im Gegensatz dazu dominieren an der Innenoberfläche im Bereich des Zentrums der Ausbeulung die Axialspannungen gegenüber den Umfangsspannungen. Deshalb ist als Versagensmodus ein Bruch des Hüllrohrs im gesamten Querschnitt anzunehmen.

Insgesamt zeigen die Untersuchungen, dass ein Hüllrohr mit Vorschädigung in Form einer Ausbeulung einschließlich Wandstärkenschwächung um etwa 50 % der ursprünglichen Wandstärke im heißen Zustand (900 °C), noch bevor der Quenchvorgang einsetzt, bei Innendruckbelastungen im Bereich von 0.5 MPa durch die Wand durchplastifiziert, und somit ein Versagen in Form eines Bruchs im gesamten Querschnitt nicht ausgeschlossen werden kann.

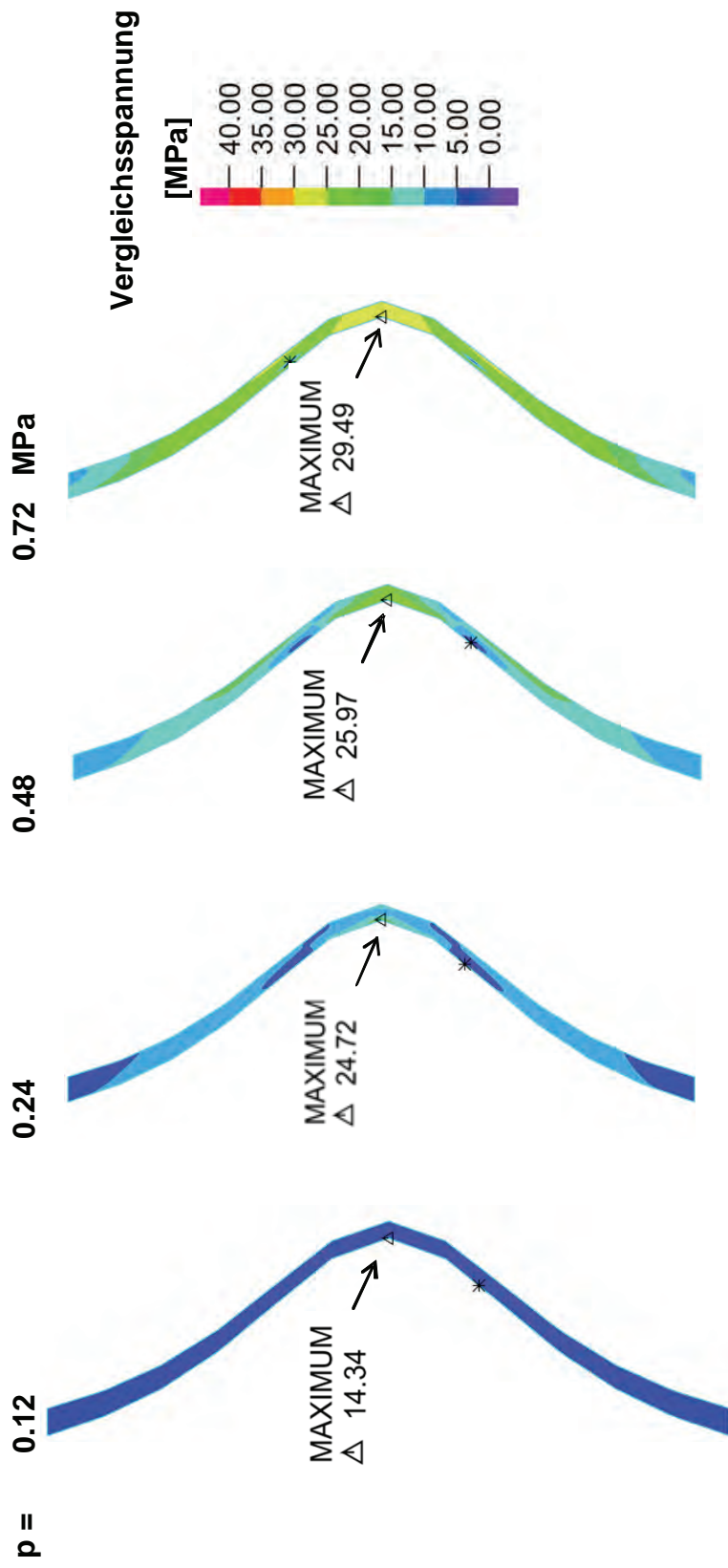


Abb. 2.6-26 Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei Innendruck p und ca. 850 °C (d. h. Streckgrenze 23 MPa)

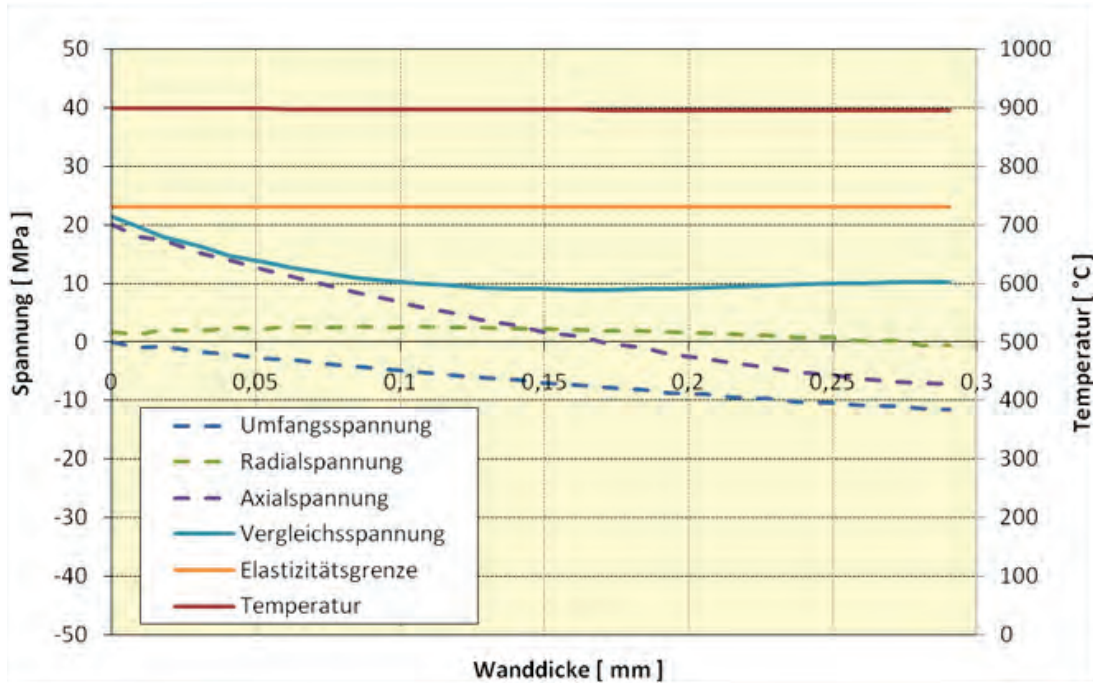


Abb. 2.6-27 Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.24$ MPa

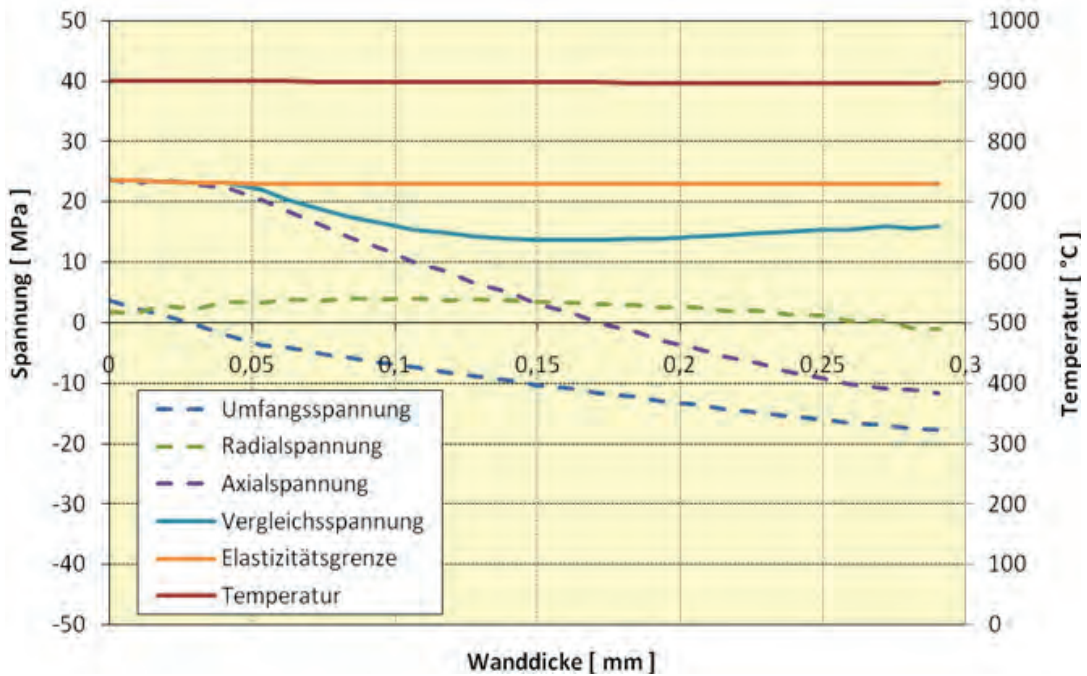


Abb. 2.6-28 Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.36$ MPa

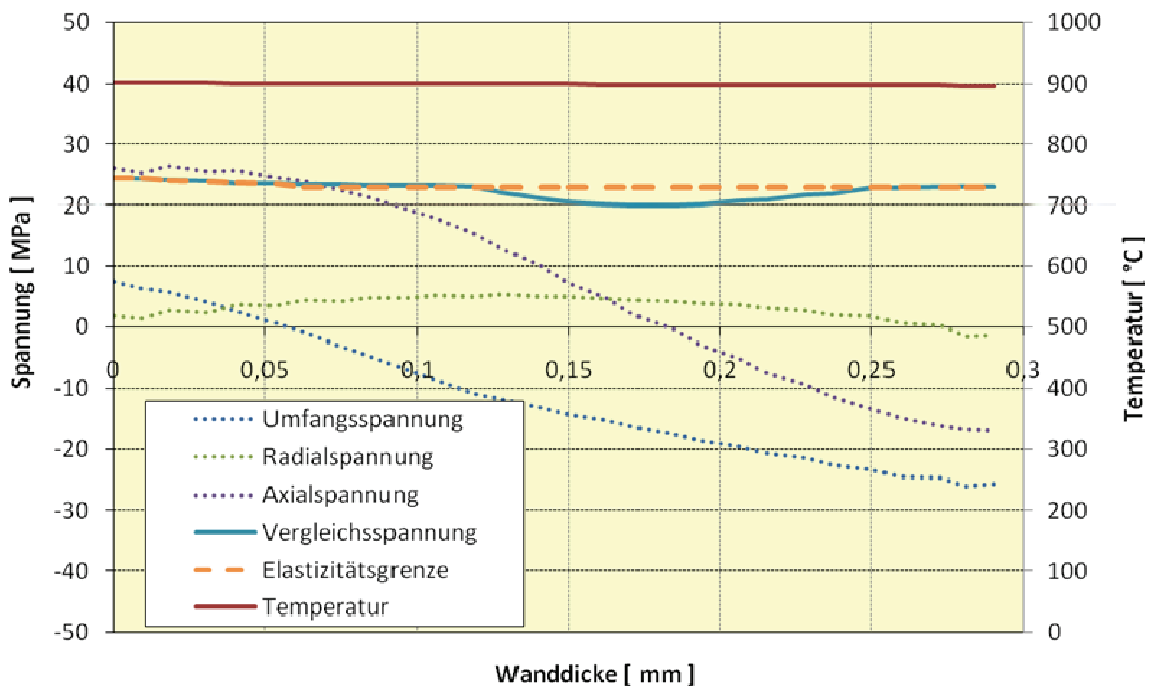


Abb. 2.6-29 Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.48$ MPa

2.7 Analyse von HALDEN-Versuchen der Serie IFA-650

Im Rahmen der Versuchsserie IFA-650 am Forschungsreaktor Halden werden Kühlmit-
telverluststörfälle untersucht. Insbesondere ist es das Ziel, den Effekt des Brennstab-
abbrands in dieser Versuchsserie aufzuzeigen.

2.7.1 Versuchsbeschreibung und Versuchsrandbedingung

In den Versuch IFA-650.4 und IFA-650.5 wurden Brennstäbe mit einem sehr hohen
Abbrand verwendet. Die Daten der verwendeten Brennstäbe sind in Tab. 2.7-1 aufge-
führt.

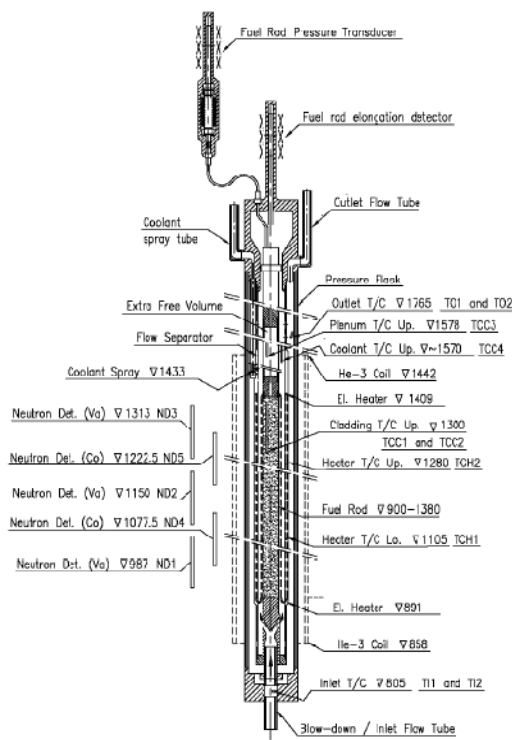
Tab. 2.7-1 Brennstabdaten für die Versuche IFA-650.4 /KEK 07-01/ und IFA-650.5 /KEK 07-02/

	IFA-650.4	IFA-650.5
Brennstabbezeichnung	14D/7	V1-515/7
Aktive Brennstablänge [mm]	480	480
Brennstoffdurchmesser [mm]	9,13	9,132
Hüllrohrdicke [mm]	0,725	0,721
Brennstabdurchmesser [mm]	10,75	10,735
Abbrand [MWd/kgUO ₂]	81,4	73,5
Spaltgas	95 % Ar, 5 % He	90 % Ar, 10 % He
Hüllrohrmaterial	DX Zr2.5Nb	DX ELS0.8b

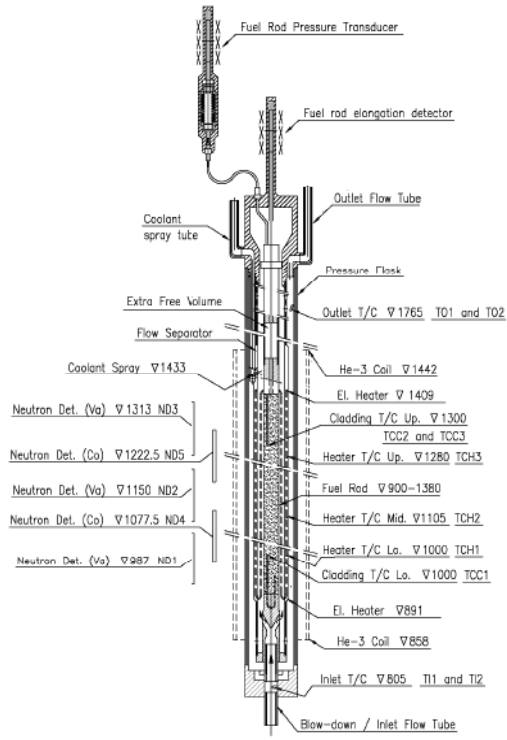
Der Brennstab befand sich während des Versuchs in einer druckdichten Versuchskapsel, die sich wiederum im Reaktorkern des Versuchsreaktors befand. Die Versuchskapsel war von einer so genannten Schutzheizung umgeben.

Der Aufbau der Versuchskapsel und die Anordnung der Messinstrumente für die Versuche IFA-650.4 und IFA-6505.5 ist in Abb. 2.7-1 dargestellt.

Der Versuchsablaufs begann mit einer so genannten Bestrahlungsphase, während derer eine Zwangskühlung der Versuchsanordnung stattfand. Daran schloss sich eine Phase des Naturumlaufs an. Nachdem sich ein stationärer Zustand eingestellt hatte, wurde die Blowdown-Phase eingeleitet. In dieser Phase wurde der Brennstab zunächst durch das ausströmende Kühlmittel gekühlt. Anschließend kam es zu einer Aufheizung des Brennstabs, die zu einer Aufdehnung der Brennstoffhülle und dann zum Platzen führte. Schließlich wurde der Brennstab über eine Sprühleitung gekühlt und der Versuch durch eine Reaktorschnellabschaltung beendet. Eine ausführliche Beschreibung des Versuchsaufbaus und –ablaufs befinden sich in /KEK 07-01/ und /KEK 07-02/.



Schematic of LOCA Test Rig
with Instrument levels 650-4



Schematic of LOCA Test Rig
with Instrument levels 650-5

Abb. 2.7-1 Längsschnitt der Versuchskapsle für die Test IFA-650.4 /KEK 07-1/ und IFA-650.5 /KEK 07-2/.

2.7.2 OECD-Benchmark

Im Rahmen der OECD Working Group Fuel Safety fand ein Vergleich (Benchmark) verschiedener Simulationsprogramme für das Brennstabverhalten während eines LOCA statt /WIE 09-1/. Die GRS hatte dabei die Aufgabe übernommen, für die anderen Benchmarkteilnehmer für deren Simulationsprogramme thermohydraulische Randbedingungen zur Verfügung zu stellen, die nicht direkt als Messwerten des Experiments vorliegen.

Die Versuche IFA-650.4 und IFA-650.5 wurden dazu mit ATHLET-CD simuliert, wobei die Eingabedatensätze so angepasst wurden, dass die Messergebnisse des Versuchs möglichst genau getroffen wurden. Mit Hilfe der so angepassten Datensätze wurden dann für die anderen Benchmarkteilnehmer Zeitreihen der axialen Temperaturverteilung auf dem Brennstab, der axialen Leistungsverteilung im Brennstab, der axialen Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten auf der Brennstaboberfläche, des Drucks im Plenum des Brennstabs, der axialen Temperaturverteilung des Kühlmittels an der

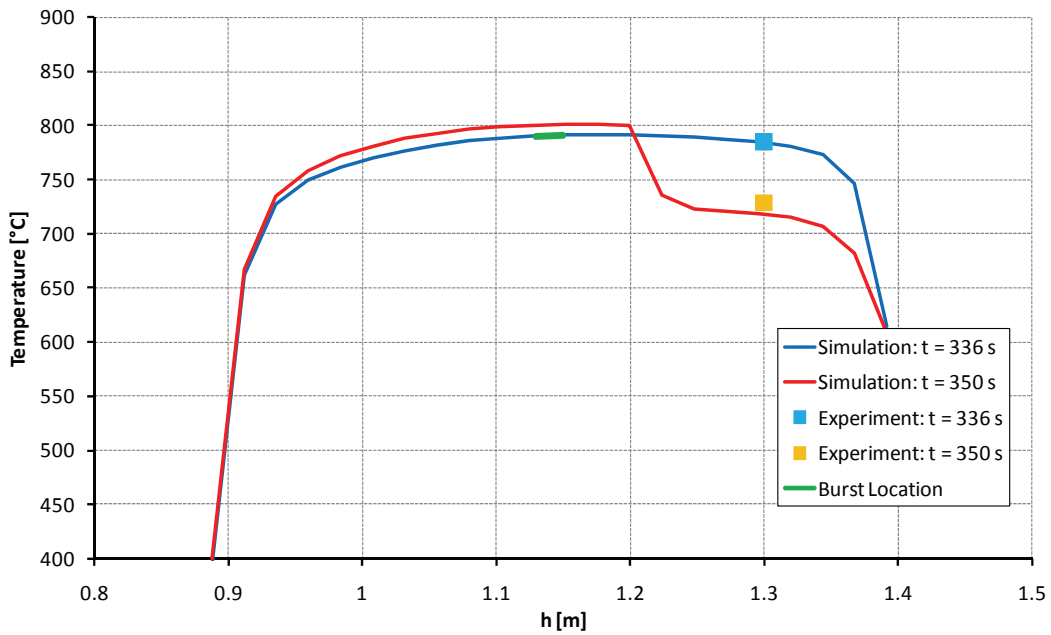
Brennstaboberfläche, des Kühlmitteldrucks und der axialen Temperaturverteilung auf der Oberfläche des Heizer erstellt.

2.7.3 ATHLET-CD Datensatz-Entwicklung zur Nachbildung der IFA-650-Versuche

Aufbauend auf in /LER 05/ und /GRS 07/ beschriebenen Arbeiten wurden für die Versuche IFA-650.4 und IFA-650.5 die ATHLET-CD Simulationsmodelle angepasst. Der Brennstab wurde dabei mit 22 äquidistanten Knoten mit einem Abstand von 24 mm über eine Länge von 504 mm (im Bereich von 888 m bis 1392 m Höhe; Höhenskala wie in Abb. 2.7-1) beschrieben. Um das Verhalten während der Aufdehnphase möglichst gut zu modellieren, wurden für den Stabinnendruck die Messwerte des jeweiligen Experiments verwendet.

Die Versuchsdaten von IFA-650.4 /KEK 07-1/ stützen die Annahme, dass das axiale Temperaturprofil auf dem Brennstab vor dem Berstzeitpunkt symmetrisch zur Brennstabmitte entsprechend des gemessenen Leistungsprofils war. Bei IFA-650.5 /KEK 07-2/ wurden dagegen im oberen Bereich des Brennstabs niedrigere Temperaturwerte gemessen als im unteren Bereich (siehe Abb. 2.7-2). Eine Erklärung hierfür ist wahrscheinlich ein Tropfen von wiederkondensiertem Kühlmittel aus dem so genannten Auslass (siehe Abb. 2.7-3) oberhalb des Brennstabs auf diesen, und damit eine Kühlung des Brennstabs von oben. Im Eingabedatensatz von ATHLET-CD wurde dies über einen so genannten Spray berücksichtigt (siehe Abb. 2.7-4).

**Comparison Experiment (IFA 650.4) ATHLET-CD-2.1C-Calculation
Fuel Relocation (fillfactor = 0.0)**



Temperature Profile at t = tBurst = 178 s

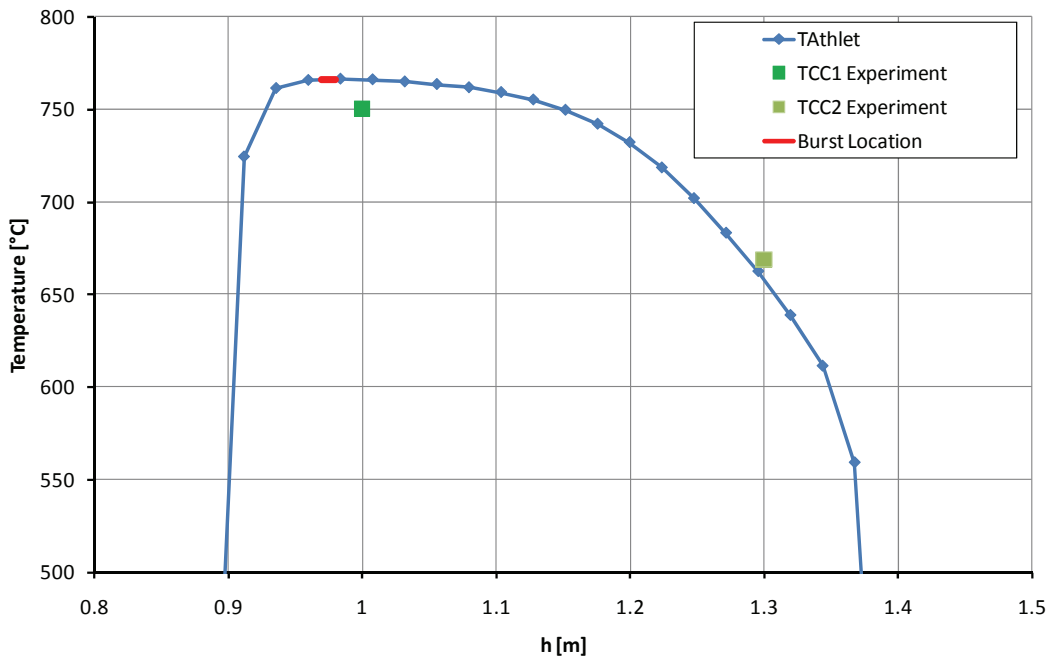


Abb. 2.7-2 Vergleich Experiment/Simulation des axialen Temperaturprofils kurz vor bzw. nach dem Bersten im Versuch IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten); Stelle der Berstöffnung im Brennstab (grün für IFA-650.4, rot für IFA-650.5)

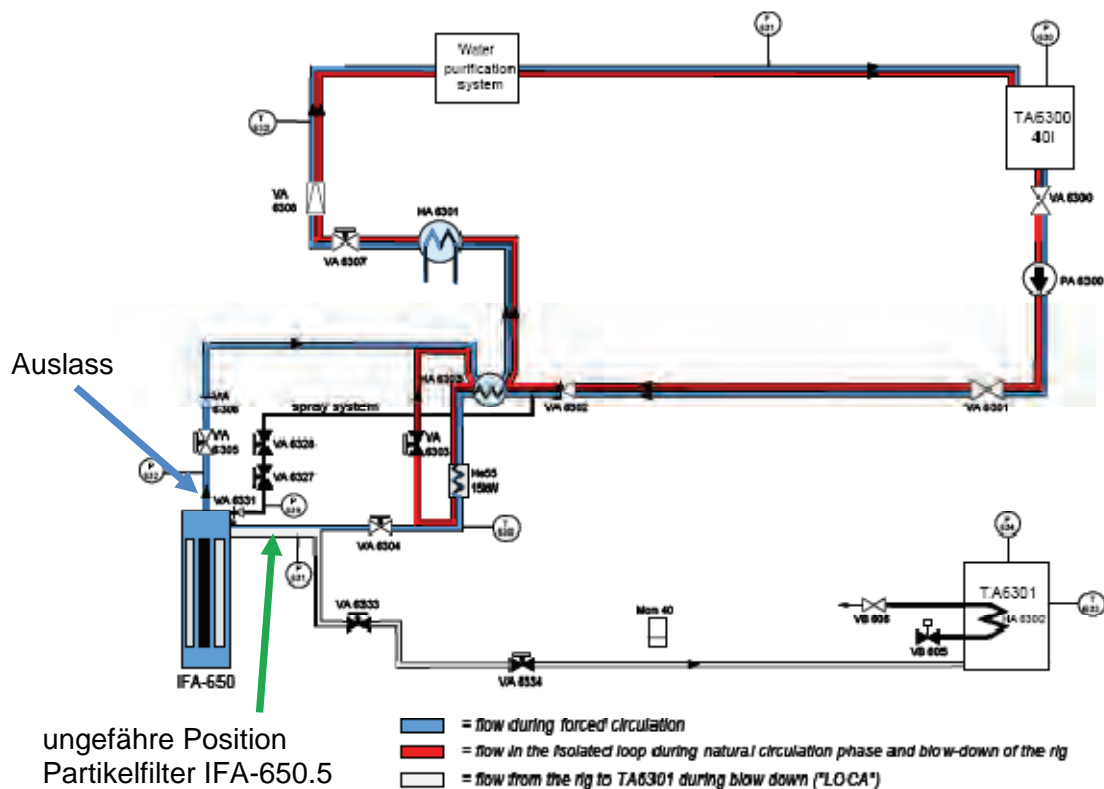


Abb. 2.7-3 Vereinfachte Darstellung des Versuchsaufbaus von IFA-650 /KEK 07-1/.

Im Versuch IFA-650.5 wurden Partikelfilter hinzugefügt, um einen Austrag von Radioaktivität nach einem Bersten des Brennstabs zu verhindern. Dies führte im Versuch IFA-650.5 zu einem signifikant anderem Druckverlauf als im Versuch IFA-650.4 (siehe Abb. 2.7-5). Im Eingabedatensatz von ATHLET-CD wurden die Partikelfilter durch einen lokal höheren Druckverlust simuliert. Der Wert des Druckverlustes wurde durch einen „Best-Fit“ so bestimmt, dass die simulierten Druckwerte vor und hinter der Versuchskapsel den Werten der Messstellen P631 und P632 möglichst genau entsprechen.

Der Gammascan nach dem Versuch IFA-650.4 (siehe Abb. 2.7-6) zeigte, dass sich Brennstoff aus den oberen 20 cm des Brennstabs in den Bereich der Beule und aus dem Brennstab heraus verlagert hatte. Dies wurde auch in der Simulation berücksichtigt, in dem ab dem (experimentell ermittelten) Zeitpunkt des Berstens für den entsprechenden Teil des Brennstabes die Spaltleistung auf Null gesetzt und die Wärmekapazität des Brennstoffs auf 1 % reduziert wurde.

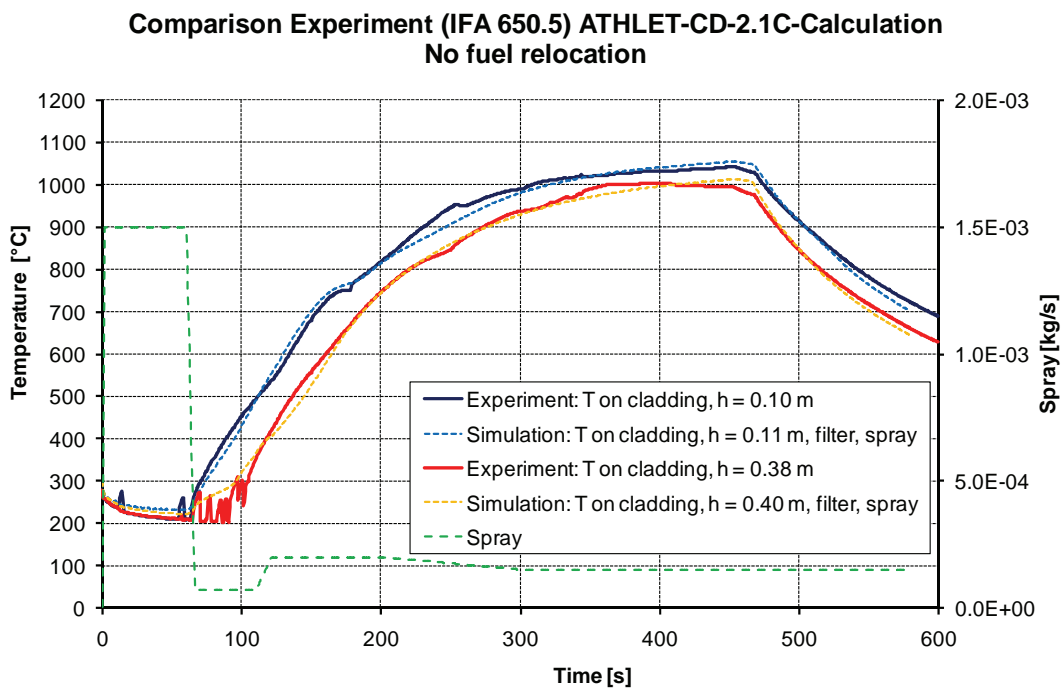
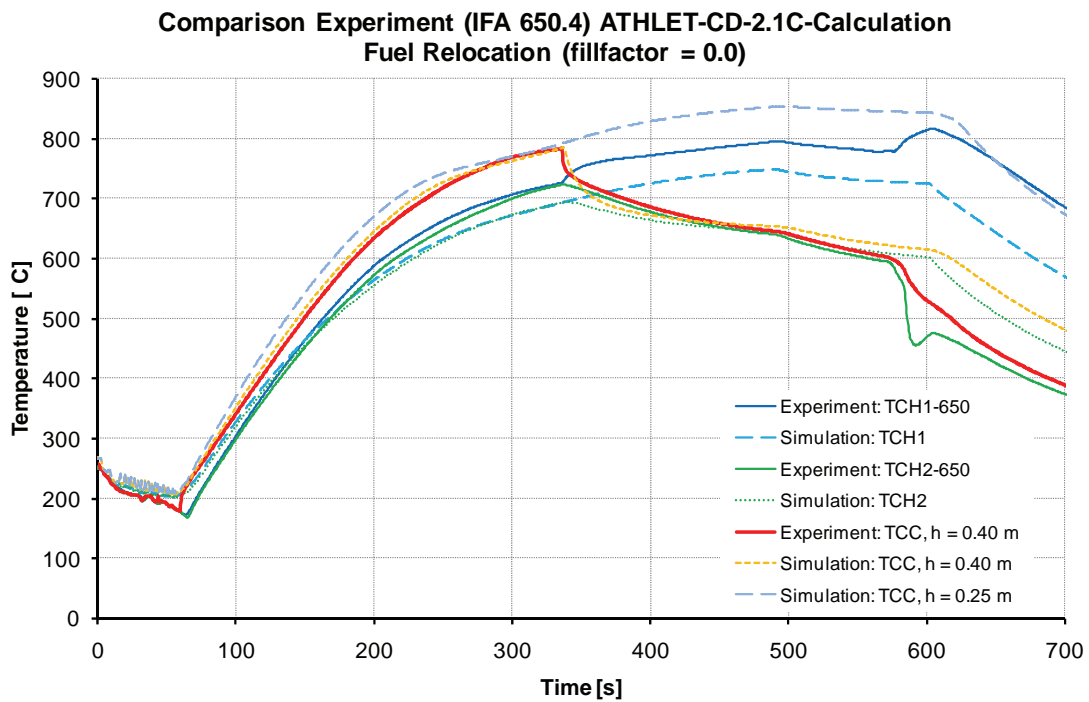
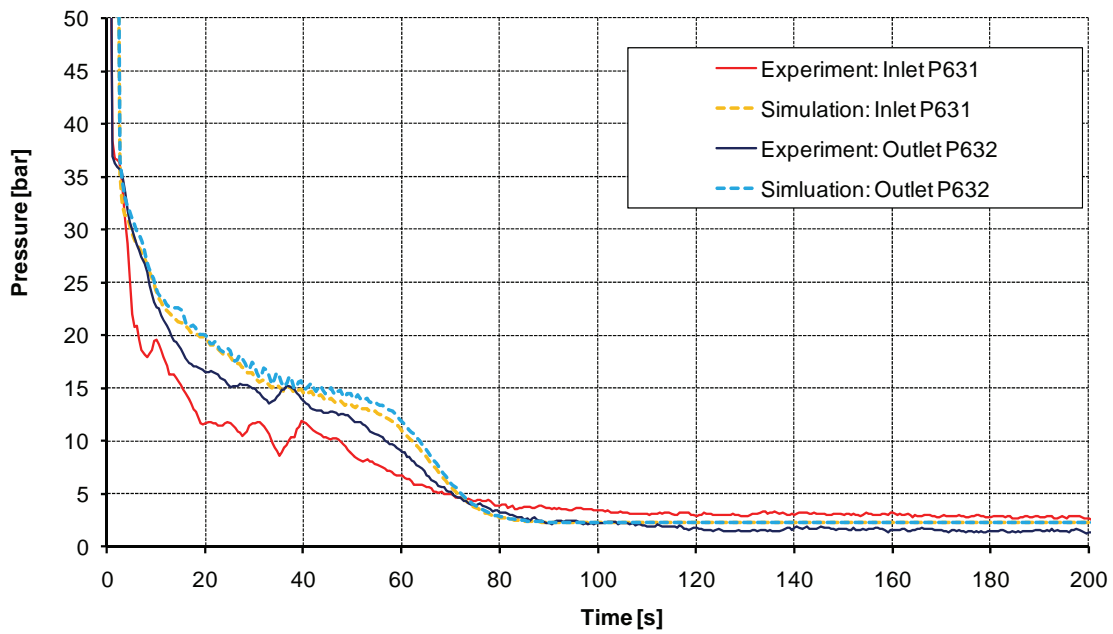


Abb. 2.7-4 Vergleich Experiment /KEK 07-1/2/ und Simulation der Temperatur auf der Brennstaboberfläche in den Versuchen IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten)

**Comparison Experiment (IFA 650.4) ATHLET-CD-2.1C-Calculation
Fuel Relocation (fillfactor = 0.0)**



**Comparison Experiment (IFA 650.5) ATHLET-CD-Calculation
No fuel relocation**

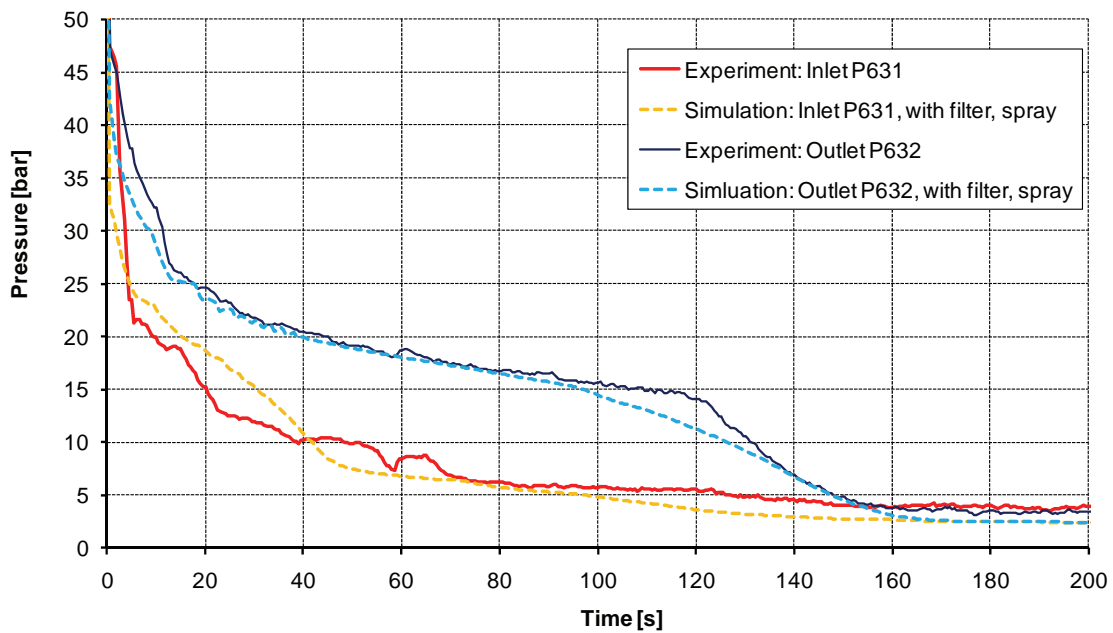


Abb. 2.7-5 Vergleich Experiment/Simulation des Drucks am Ein- und Auslass der Versuchskapsel in den Versuchen IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten)

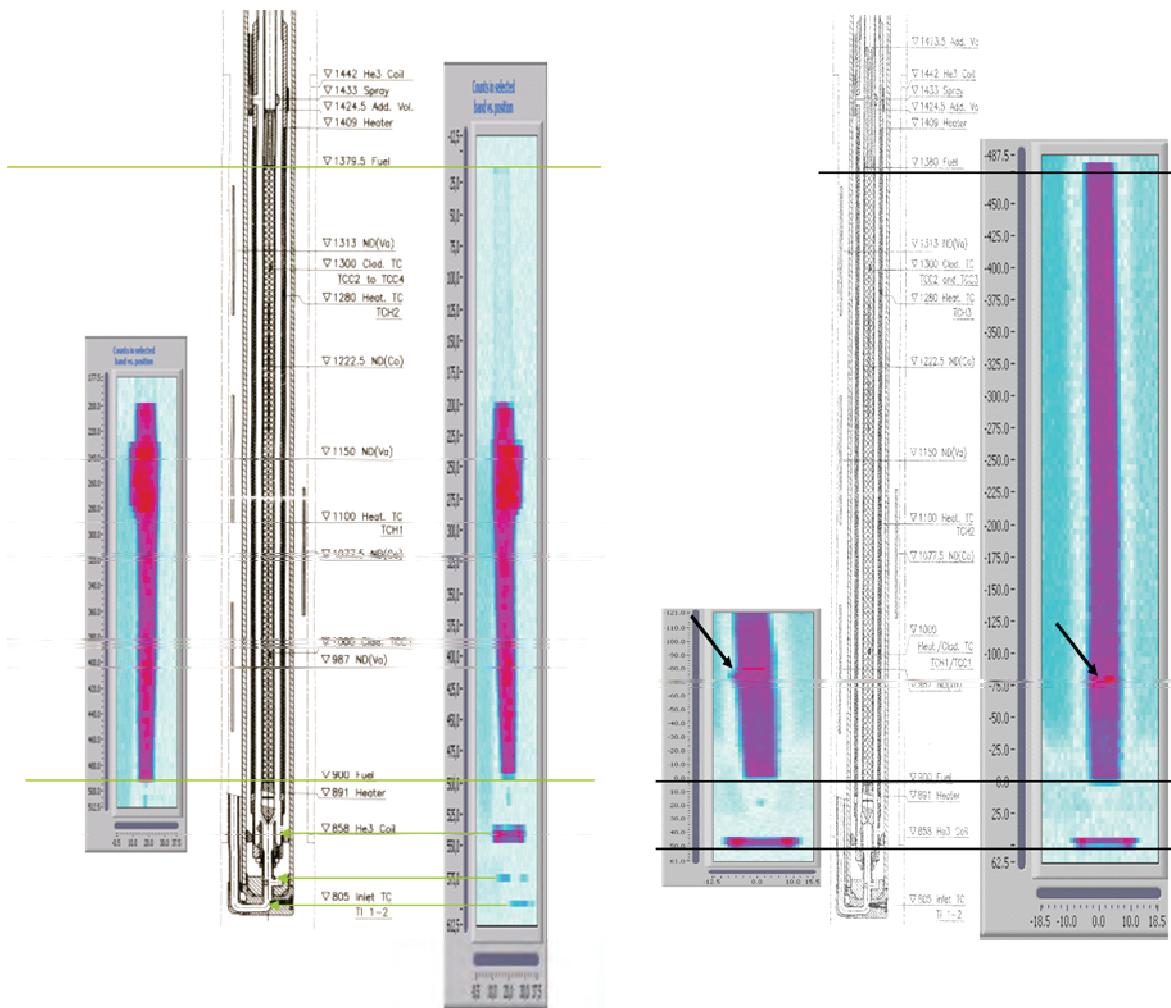


Abb. 2.7-6 Gammascans von IFA-650.4 (links, /KEK 07-1/) und IFA-650.5 (rechts, /KOL 07/).

Für den Bereich der Beule wurde keine Erhöhung der Brennstableistung angesetzt, da die Untersuchung des Brennstabs nach dem Versuch ergeben hatten, dass der Effekt des größeren Volumens im Bereich der Beule durch eine geringere Brennstoffdichte (ca. 40 % der Dichte von UO_2 -Pellets /WIE 08/) ausgeglichen wurde (siehe Abb. 2.7-7).

Beim Versuch IFA-650.5 wurde nur ein kleiner Brennstoffaustrag und (fast) keine Verlagerung beobachtet (siehe Abb. 2.7-6).

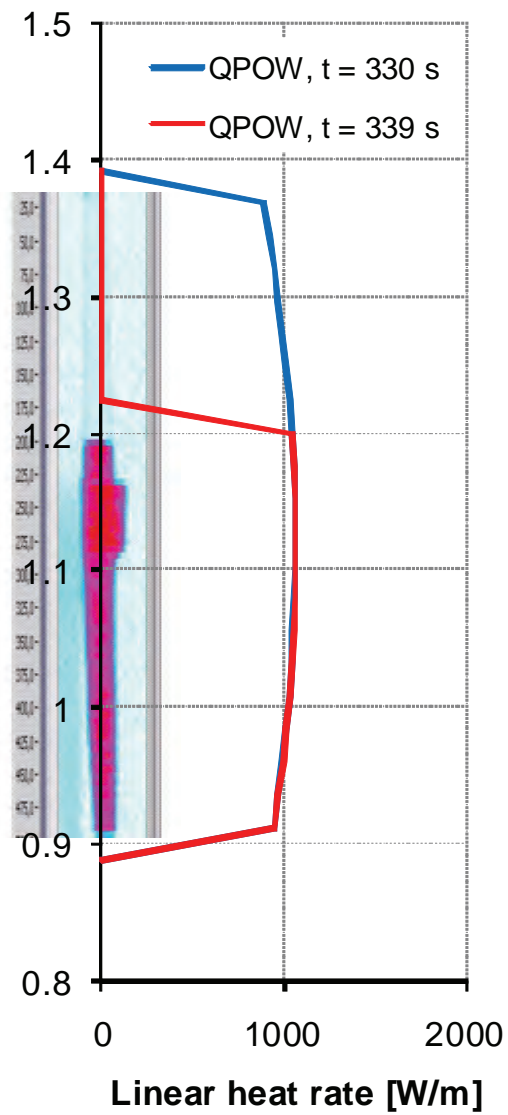


Abb. 2.7-7 Axiale Leistungsverteilung kurz vor und nach dem Bersten während der Simulation des Versuchs IFA-650.4

3 RIA

Der Reaktivitätsstörfall (RIA) ist verstärkt Gegenstand experimenteller Untersuchungen, da mit Zunahme des Abbrands eine deutliche Abnahme der Schadensschwelle zum mechanischen Brennstab-Versagen erkannt worden ist. Im Rahmen des CABRI-Versuchsprogramms sind im Verlauf der zurückliegenden Jahre 12 RIA-Versuche mit Natrium als Kühlmittel durchgeführt worden. Der Umbau der CABRI-Versuchsanlage zu einer Versuchsanlage mit Wasser-Kühlung statt Natrium-Kühlung ist durch Auflagen der französischen Genehmigungsbehörde erheblich verzögert worden. Das internationale CABRI-Projekt hat deshalb den Betreiber der japanischen Versuchsanlage NSRR ins CABRI-Projekt eingebunden, um trotz Umbauverzögerung den Zugang zu wassergekühlten RIA-Tests bereitzustellen.

Im Verlauf dieses Vorhabens ist der japanische RIA-Test LS1 mit dem GRS-Rechenprogramm TESP-ROD analysiert worden. Dieser RIA-Versuch fand in einer Testkapsel statt, die unter einem Druck von etwa 1 bar stand. Darüber hinaus sind ähnliche RIA-Versuche aus der russischen Versuchsanlage BGR mit dem GRS-Rechenprogramm TESP-ROD analysiert worden. Auch hier ist Wasser das Kühlmedium. Beide wassergekühlten RIA-Versuche (NSRR und BGR) unterscheiden sich von den bisherigen CABRI-Versuchen insbesondere durch eine stark verkürzte Halbwert-Pulsbreite.

Ziel dieses Vorhabens ist es, die Phänomenologie der wassergekühlten RIA-Versuche zu analysieren, um darauf aufbauend Modellvorstellungen für das Rechenprogramm TESP-ROD abzuleiten. Dabei wird zu klären sein, inwieweit die verkürzte Halbwert-Pulsbreite einerseits und das Kühlmedium Wasser andererseits Einfluss auf diese Phänomenologie ausüben.

3.1 Analyse der BGR-Versuche

Die BGR-Versuchsreihe umfasst 12 RIA-Versuche, die an bestrahlten WWER-Brennstäben durchgeführt werden /YEG 05/. Die Halbwert-Pulsbreite des Energie-Eintrags beträgt in diesen Versuchen 2.5 bis 3 ms und ist damit erheblich kürzer als in den CABRI RepNa-Versuchen. In Tab. 3.1-1 sind die Ausgangsbedingungen der Versuchsbrennstäbe aufgelistet.

Tab. 3.1-1 Randbedingungen vor Versuchsdurchführung

Versuchsnummer	RT8	RT11	RT12
Abbrand (MWd/kg U)	60.0	47.2	47.3
Gas-Volumen (cm ³)	5.93	6.23	6.11
Gas-Druck bei RT (MPa)	2	2	0.1
Hüllrohr-Außendurchmesser (mm)	9.07	9.083	9.066
Hüllrohr-Wandstärke (mm)	0.73	0.69	0.69
Wasserstoff-Gehalt in Hülle (ppm)	60 - 80	50	50
Spaltweite Pellet/Hüllrohr (mm)	0.003	0.018	0.012
Länge der Brennstoff-Tabletten-Säule (mm)	150	152	152.6
Zentralbohrung im Pellet (mm)	1.65	2.5	2.5
Pellet-Außendurchmesser (mm)	7.61	7.66	7.66
Dicke der Pellet-Hochabbrand-Struktur (mm)	0.15 - 0.2	0.05 - 0.07	0.05 - 0.07
Oxidschicht Hüllrohr außen (µm)	3 - 5	3 - 5	3 - 5
Oxidschicht Hüllrohr innen (µm)	10	0	0

Tab. 3.1-2 Messungen nach Versuchsdurchführung

Versuchsnummer	RT8	RT11	RT12
Energie-Eintrag (cal/g)	201.7	236.5	198.1
Hüllrohr-Versagen	ja	ja	nein
Bleibende Hüllrohr-Dehnung (%)	6.95 max. 11.3	5.7 max. 8.2	4.35 max. 5.78
Pellet-Außendurchmesser (mm)	8.22 - 8.33	8.31	8.05
Oxidschicht Hüllrohr innen (µm)	4		0
Oxidschicht Hüllrohr außen (µm)	5 - 7		3 - 5

3.1.1 Analyse des BIGR-Tests RT8 mit TESPA-ROD

Der Brennstab im Versuch RT8 weist nach Versuchsdurchführung Abb. 3.1-1 zwei Berstöffnungen auf (siehe kleine Pfeile am Brennstab in Abb. 3.1-1). An den Positionen der Berstöffnung erreichen die Außendurchmesser jeweils relative Maxima von 10.1 mm und 9.85 mm. Im übrigen Brennstab-Bereich liegt der mittlere Außendurchmesser bei 9.7 mm. Daher ist die mittlere bleibende Dehnung in Bezug auf den Au-

ßendurchmesser 6.95 % und die maximale bleibende Dehnung im Bereich einer Berstöffnung 11.3 %.

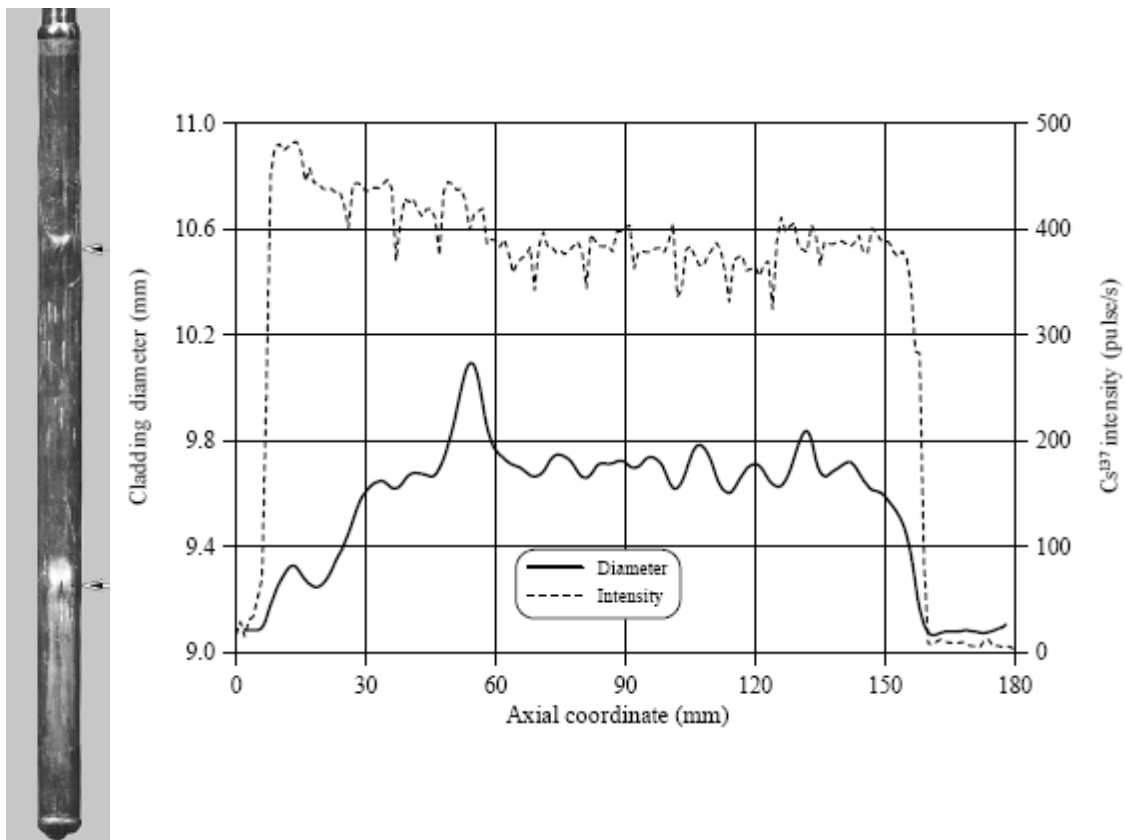


Abb. 3.1-1 Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT8

TESPA-ROD ist für die Analyse von Reaktivitätstransienten (RIA-Transienten) anhand von CABRI-RepNa-Versuchen, die zu UO₂-Brennstoff durchgeführt worden sind, entwickelt und validiert worden /SON 07/. Mit TESPA-ROD können alle CABRI-RepNa-Versuche mit hoher Genauigkeit nachgerechnet werden, sofern für das transiente Pellet-Dehnungsverhalten ein Dehnungsmodell mit Leistungsdichte-Abhängigkeit verwendet wird.

Ziel der BGR-Versuchsnachrechnungen ist es daher, dieses Dehnungsmodell hinsichtlich seiner Anwendbarkeit auf Versuchsbedingungen der BGR-Versuche zu überprüfen. Da die BGR-Versuche sich im Hinblick auf die Leistungsdichte gegenüber den CABRI-Versuchen deutlich unterscheiden, kann insbesondere die Eignung des TESPA-ROD-Dehnungsmodells nachgewiesen werden.

Die BGR-Versuche verwenden ebenso wie die bisher analysierten CABRI-Versuche UO₂-Brennstoff in den Versuchsbrennstäben. Die Leistungsdichte im Brennstoff (480 –

570 kW/cm) ist im Vergleich zu den CABRI-Versuchen (25 – 315 kW/cm) etwa doppelt bis 20-fach so hoch. Da die Energie-Einträge in beiden Versuchen in etwa die gleiche Größenordnung erreichen, sind die Halbwert-Pulsbreiten in den BGR-Versuchen etwa nur ein Viertel so lang gegenüber den CABRI-Versuchen, siehe Abb. 3.1-2.

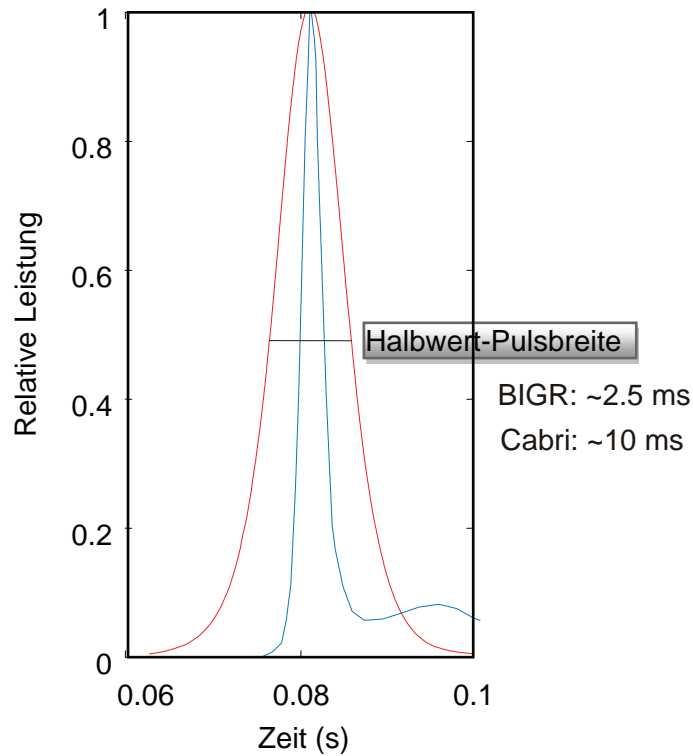


Abb. 3.1-2 Halbwert-Pulsbreiten im Vergleich zwischen CABRI-RepNa2 und BGR-RT8-Versuch

In beiden Versuchen sind die Energie-Einträge etwa gleich groß (CABRI RepNa2: 207 cal/g und BGR RT8: 200 cal/g). Das bedeutet, dass bei kürzerer Pulsbreite eine erhebliche Zunahme in der maximalen Leistungsdichte im BGR-Versuch vorliegt, damit der gleiche Energie-Eintrag erreicht wird. Die maximale Leistungsdichte erreicht im CABRI-RepNa2-Versuch etwa 315 kW/cm, während sie im BGR-RT8-Versuch etwa 511 kW/cm erreicht und damit fast doppelt so hoch ist.

Gemäß der TESP-ROD-Modellierung für die transiente Pellet-Dehnung bewirkt dieser Leistungsdichte-Unterschied wegen seiner exponentiellen Abhängigkeit (Exponent: 2.3, siehe Gleichung (3.1-1)) eine erhebliche Zunahme in der Pellet-Dehnung im Versuch BGR-RT8.

$$\frac{dL}{L} = \frac{dL}{L} \Big|_{\text{thermisch}} + 2.81 * 10^{-29} (\dot{q}''')^{2.3} \quad \text{mit } \dot{q}''' \text{ in W/m}^3 \quad (3.1-1)$$

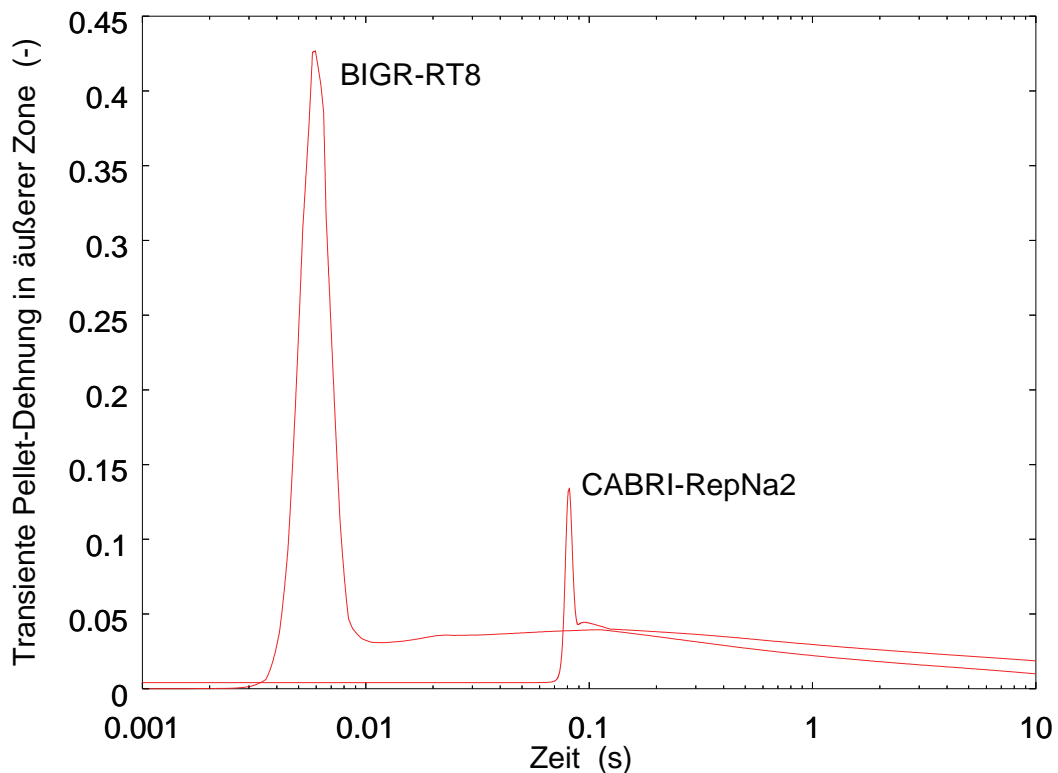


Abb. 3.1-3 Vergleich der transienten Pellet-Dehnung in äußerer Pellet-Zone zwischen CABRI-RepNa2 und BGR-RT8

Im Rahmen der Validierung des Modellansatzes zur transienten Pellet-Dehnung (Abb. 3.1-3) ist daher zu prüfen, ob die für den BGR-RT8-Versuch vorhergesagte erhöhte transiente Pellet-Dehnung und erhöhte bleibende Dehnung des Hüllrohrs im Experiment sichtbar wird. Der Befund im BGR-Versuch müsste sich dann deutlich von dem des CABRI-RepNa2-Versuchs (bleibende Hüllrohr-Dehnung: 3.3%) unterscheiden.

Die Nachrechnung des BGR-RT8-Versuchs mit TESP-ROD ergibt eine bleibende Dehnung im Hüllrohr von 6,84 %. In Abb. 3.1-4 sind die wesentlichen Komponenten der Hüllrohr-Dehnungen (elastisch, thermisch, plastisch) und die Gesamtdehnung dargestellt.

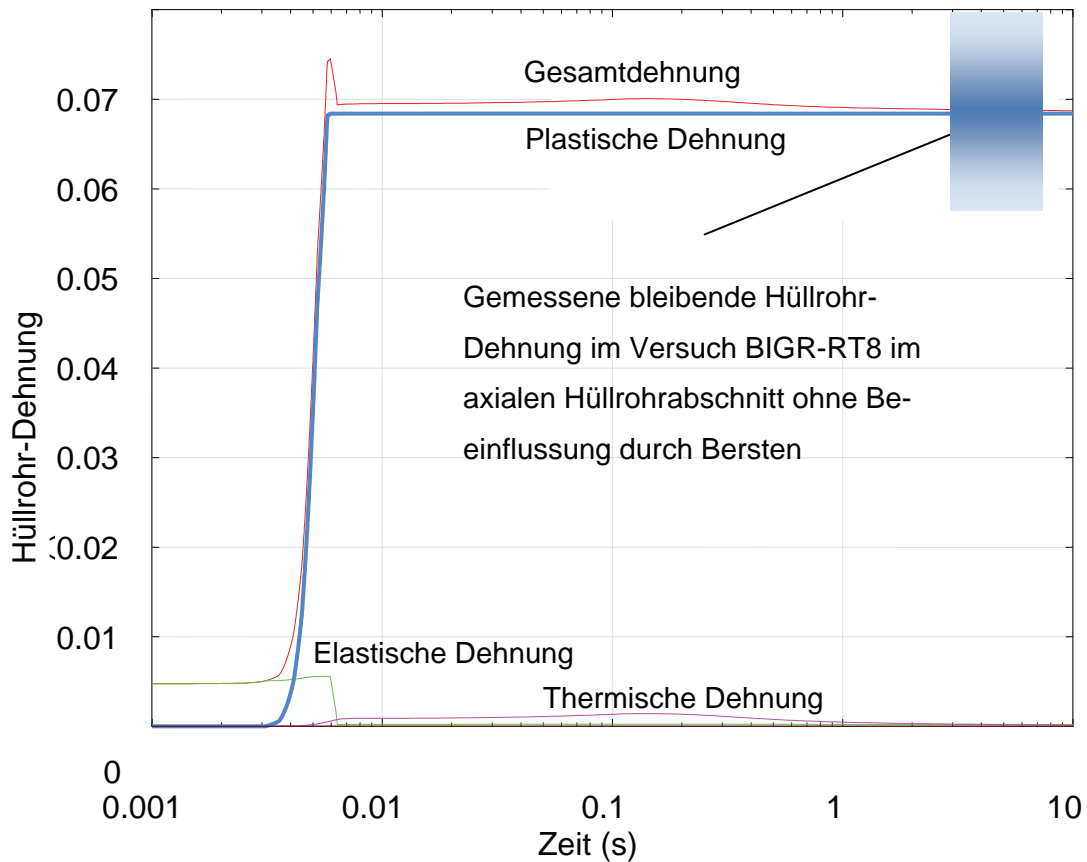


Abb. 3.1-4 Hüllrohr-Dehnungen im Versuch BGR-RT8

Zu Versuchsbeginn liegt aufgrund des Pellet-Abbrands eine elastische Dehnung vor, die aus dem Festkörperdruck des Pellets auf die Hülle resultiert. Mit dem Einsetzen der Leistungstransiente verstärkt sich dieser Festkörperdruck entsprechend der Modellvorstellung zur Leistungsdichte nach Korrelation ((3.1-1). Hierdurch setzt in der Hülle eine plastische Dehnung ein, die im Ergebnis zu einer bleibenden Dehnung der Hülle von 6,84% führt. Gemäß der Modellvorstellung in TESP-ROD verbleibt diese Dehnung am Ende der Transiente, also nach Rückgang der transienten Pellet-Dehnung sowie nach Rückgang der elastischen und thermischen Dehnung der Hülle.

Die TESP-ROD-Analyse zum Versuch BGR-RT8 bestätigt, dass die berechnete bleibende Dehnung mit der gemessenen bleibenden Dehnung im Hüllrohrabschnitt ohne Beeinflussung durch Bersten sehr gut übereinstimmt (Abb. 3.1-4). Die TESP-ROD-Analyse weist ein nicht geborstenes Hüllrohr aus. Insofern ist hier der Vergleich mit gemessenen Dehnungen aus dem Hüllrohrabschnitt ohne Bersten zu ziehen.

Aus dieser guten Übereinstimmung kann geschlossen werden, dass das Modell zur transienten Pellet-Dehnung ungeachtet der Unterschiede zum CABRI-Versuch die Verhältnisse im BGR treffend wiedergibt.

An zwei Positionen des Hüllrohrs sind Berst-Öffnungen entstanden, die im Zusammenhang mit lokal erhöhten Leistungsdichten stehen könnten. Die axial variierende Leistungsdichte des Brennstabs, die in Abb. 3.1-1 durch die gemessene Cs-137-Aktivität längs des Brennstabes indirekt erkennbar wird, weist an den Stellen des Brennstabs mit den Berst-Öffnungen eine um 10 % bis 20 % erhöhte Aktivität aus.

Wird die Analyse mit TESP-ROD mit einer 20 % erhöhten Leistungsdichte durchgeführt, dann tritt wie im Versuch RT8 ein Bersten des Hüllrohrs auf. Die bleibende Dehnung erhöht sich dabei auf etwa 9 %. Im Vergleich dazu liegt der experimentelle Befund an Stellen der Berst-Öffnung bei 8.3 % und 11.1 %.

Das Hüllrohrbersten ist bei plastischem Versagen der Hülle gekennzeichnet durch einen „schleifenden“ Schnitt zwischen Berst-Spannung und Umfangsspannung der Hülle siehe Abb. 3.1-5. Dadurch kann der Zeitpunkt des Berstens stark variieren und folglich stark variierende bleibende Hüllrohr-Dehnungen generieren. Vor diesem Hintergrund ist somit die Vorhersage der TESP-ROD-Analyse mit 9 % eine vergleichsweise präzise Übereinstimmung mit dem experimentellen Befund von 8.3 % bzw. 11.1 %.

Im Bezug auf die Messungen zur bleibenden Dehnung im Versuch BGR-RT8 ist festzuhalten, dass durch das frühzeitige Hüllrohr-Bersten an den Positionen der hohen Belastung keine weitere Hüllrohr-Aufweitung durch ein Kriechen der Hülle als Folge hoher Hüllrohr-Temperatur und hohen Innendrucks stattgefunden haben kann. Die gemessene bleibende Hüllrohr-Dehnung von 6.9 % ist daher ausschließlich auf den transienten Pellet-Festkörperdruck zurückzuführen und nicht durch ein nachfolgendes Kriechen der Hülle entstanden. Das Auftreten von Filmsieden nach DNB im Versuch RT8 und damit das Auftreten einer hohen Hüllrohr-Temperatur sind ohne Belang.

Die Validierung der transienten Pellet-Dehnung wird erheblich aufwendiger, wenn die Hülle während der Transiente nicht versagt. Hier ist dann zusätzlich die Hüllrohr-Temperatur-Entwicklung, die durch das Auftreten von DNB bestimmt wird, zu betrachten, um den Befund der bleibenden Hüllrohr-Dehnung zu interpretieren.

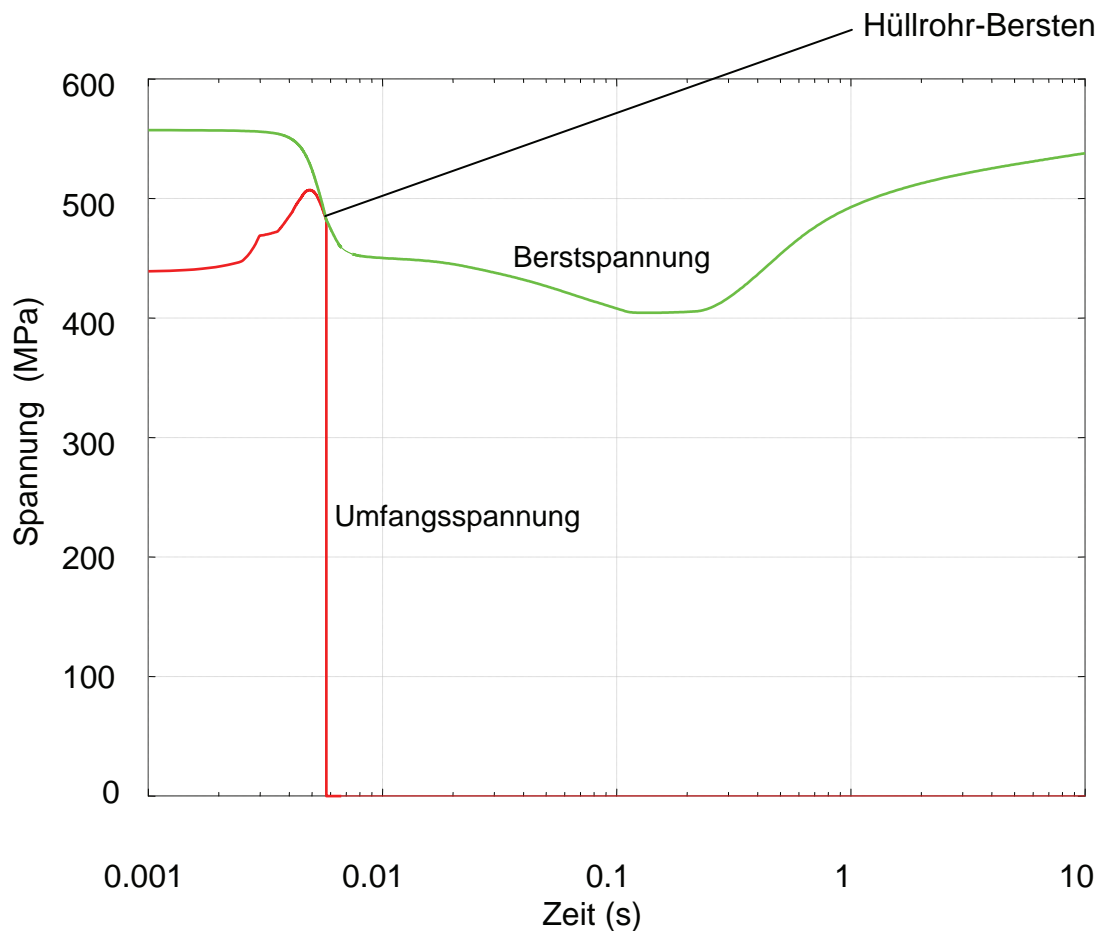


Abb. 3.1-5 Umfangsspannung zum Versuch BGR-RT8 bei einer um 20 % erhöhten Leistungsdichte

3.1.2 Analyse des BGR-Tests RT11 mit TESPA-ROD

Die Versuche BGR-RT8 und RT11 weisen große Ähnlichkeiten auf. Die maximale Leistungsdichte ist mit 571 kW/cm im Versuch RT11 nahezu gleich mit 511 kW/cm im Versuch RT8. Die Puls-Halbwertsbreite beträgt in beiden Versuchen 2.6 ms. In beiden Versuchen kommt es zum Hüllrohr-Versagen.

Obwohl der Abbrand im Versuch RT11 mit 47.2 MWd/kg geringer als im Versuch RT8 ist, besteht zu Versuchsbeginn kein Spalt zwischen Hülle und Pellet. Die RIA-Transiente beginnt wie bei RT8 mit einer geringen Hüllrohr-Vorspannung.

Das Erscheinungsbild des Brennstabs im Versuch RT11 nach Versuchsdurchführung ist in Abb. 3.1-6 dargestellt. Der kleine Pfeil kennzeichnet die Position der Berst-

Öffnung. Gegenüber dem Außendurchmesser von 9.083 mm hat die Brennstab-Hülle nach der Versuchsdurchführung eine bleibende Dehnung auf 9.5 mm bis 9.85 mm erfahren. Dies entspricht Dehnungswerten von 4.6 % bis 8.2 %. Die durchschnittlichen Werte sind bei etwa 9.6 mm Außendurchmesser bzw. 5.7 % anzusetzen.

Die Analyse mit TESPA-ROD liefert eine bleibende Hüllrohr-Dehnung von 7.66 % und trifft damit den gemessenen oberen Bereich des Dehnungswerts, siehe Abb. 3.1-7.

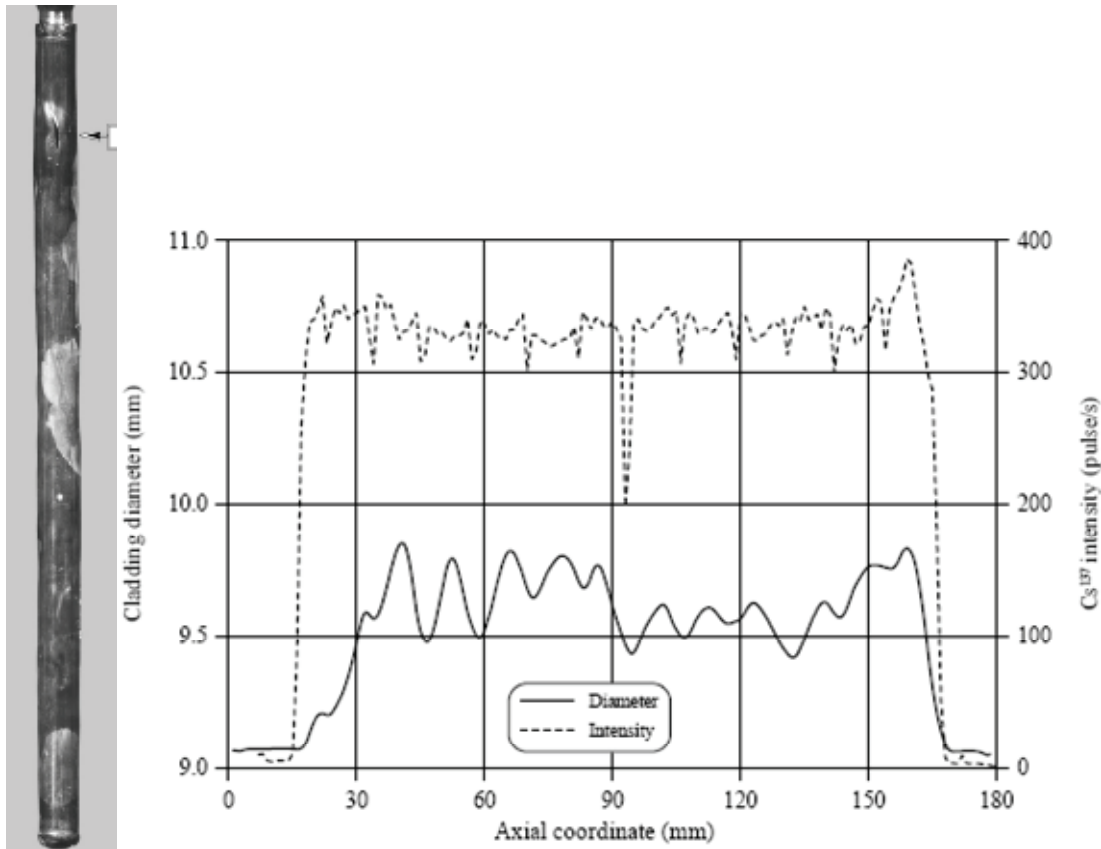


Abb. 3.1-6 Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT11

Wenn man die in Abb. 3.1-6 die mit Cs-137-Aktivität dargestellte Bandbreite als Bandbreite der Leistungsdichte annimmt, dann ergeben sich bleibende Dehnungswerte aus der TESPA-ROD-Analyse für die Brennstabhülle von 6.5 % bis 8.4 %.

Hervorzuheben ist, dass bei einer 10 %-igen Erhöhung der Leistungsdichte in der TESPA-ROD-Analyse Bersten des Hüllrohrs berechnet wird. Die hierbei erreichte Dehnung erreicht 8.4 %. Dieses Resultat steht ebenfalls im Einklang mit dem experimentellen Befund, wonach im Bereich der Berst-Öffnung 8.1 % der Dehnung ermittelt werden.

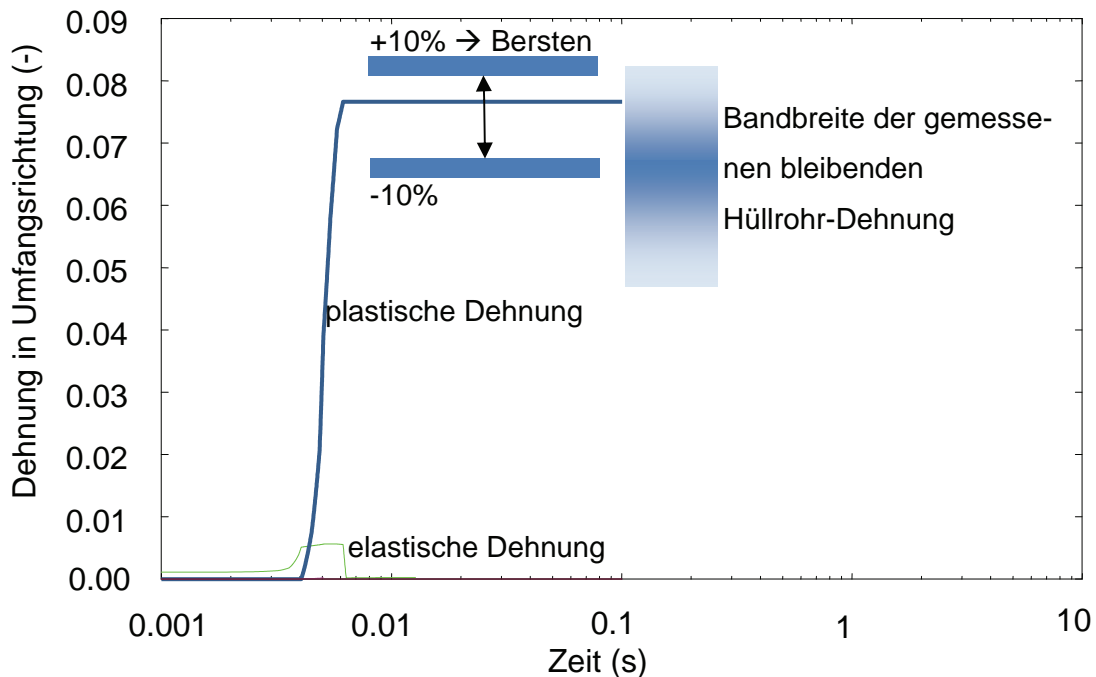


Abb. 3.1-7 Hüllrohr-Dehnungen im Versuch BGR-RT11

Wegen Bersten des Hüllrohrs im Versuch RT11 sowie im Versuch RT8 ist eine Beeinflussung der bleibenden Dehnung durch Hüllrohr-Kriechen unter Innendruck auszuschließen. Dies ändert sich mit der Analyse des Versuchs BGR-RT12.

3.1.3 Analyse des BGR-Tests RT12 mit TESPA-ROD

Der BGR-Versuch RT12 ist sehr ähnlich zum Versuch RT11. Abbrand und Brennstab-Geometrie sind nur geringfügig variiert, siehe Tab. 3.1-1. Lediglich die Leistungsdichte ist gegenüber RT8 und RT11 etwas vermindert und erreicht nicht ganz 200 cal/g. Die maximale Leistungsdichte in der Nachrechnung mit TESPA-ROD beträgt folglich 485 kW/cm und ist damit vergleichsweise niedrig zu den Leistungsdichten von RT8 (511 kW/cm) und RT11 (571 kW/cm).

Aufgrund der geringeren Leistungsdichte übersteht der Brennstab im Versuch RT12 die RIA-Transiente ohne Bersten. Da der Innendruck zu Versuchsbeginn auf ein 1 bar Spaltgasdruck eingestellt ist, kann sich der Innendruck während der RIA-Transiente einerseits wegen der Temperatur-Zunahme im Spaltgas und andererseits wegen einer Spaltgasfreisetzung erheblich erhöhen. Hüllrohr-Kriechen unter Innendruck kann daher

nicht ausgeschlossen werden, wenn die Brennstabhülle bei Auftreten von Filmsieden an der Brennstab-Oberfläche in eine Temperatur-Erhöhung oberhalb von 800°C gelangt.

Der experimentelle Befund in Abb. 3.1-8 deutet nicht auf ein signifikantes Hüllrohr-Kriechen im Versuch RT12 hin. Die nach Versuchsdurchführung gemessenen Hüllrohr-Dehnungen sind geringer als die der Versuche RT8 und RT11. Die maximale Hüllrohr-Dehnung beträgt 5.78 % und die mittlere Dehnung 4.35 %.

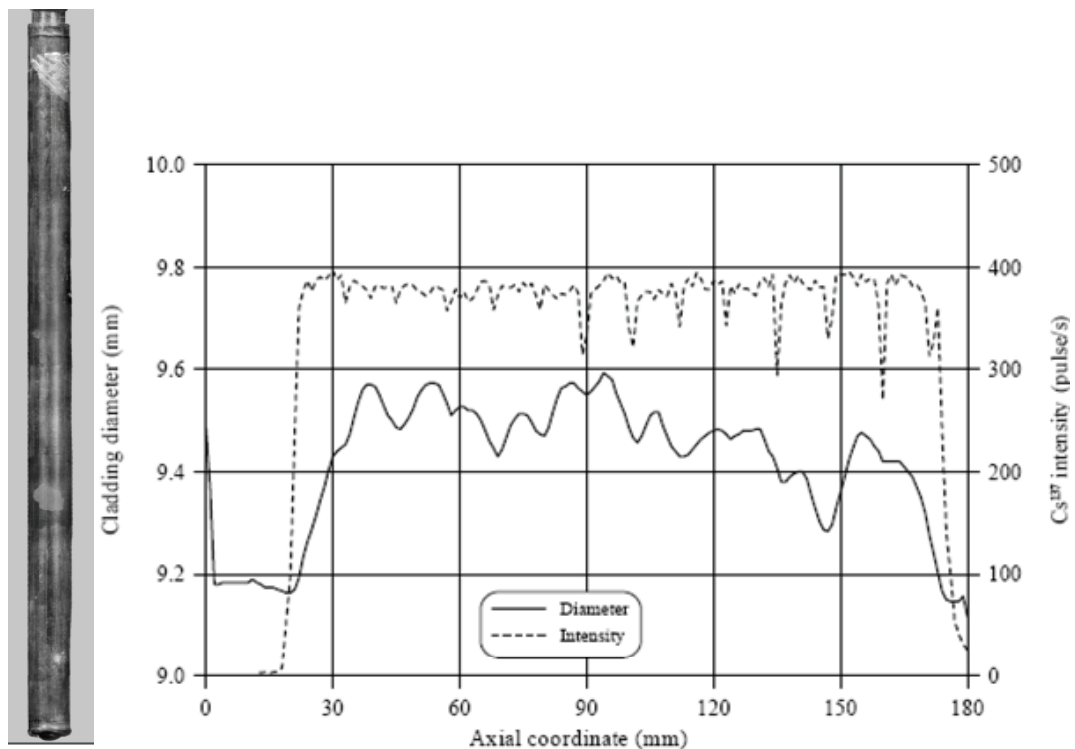


Abb. 3.1-8 Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT12

Der Vergleich zwischen der bleibenden Dehnung berechnet mit TESP-ROD und der im Versuch BGR-RT12 gemessenen Dehnung zeigt, dass auch im Versuch mit reduzierter Leistungsdichte die gleiche Übereinstimmung wie im Versuch RT11 erzielt wird. Bei beiden Versuchen bewegt sich die TESP-ROD-Vorhersage im oberen Unsicherheitsband, siehe Abb. 3.1-9 zu RT12 bzw. Abb. 3.1-7 zu RT11.

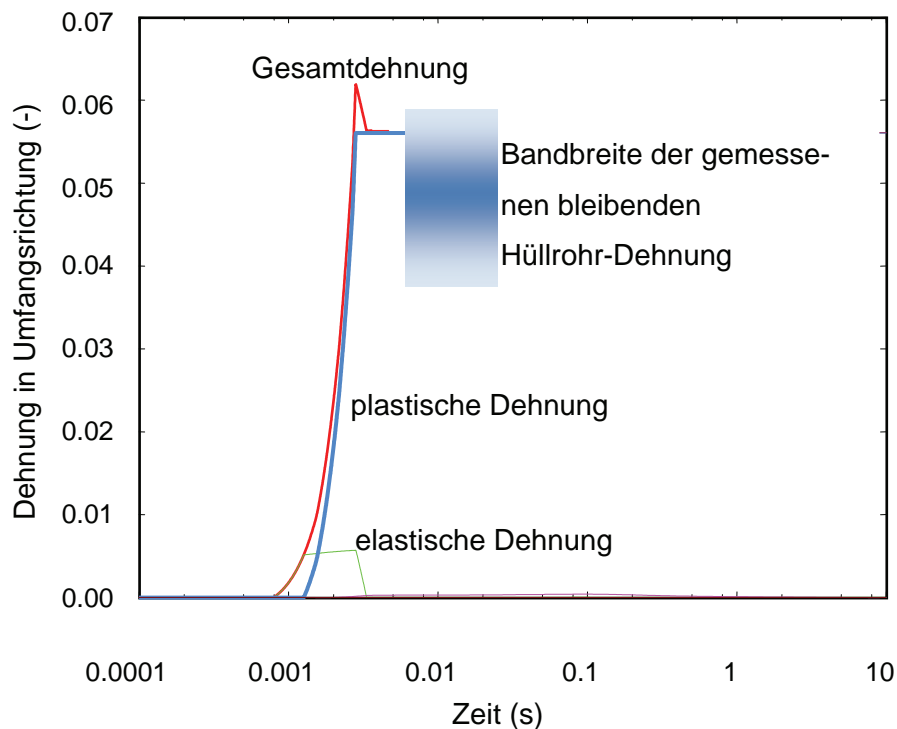


Abb. 3.1-9 Hüllrohr-Dehnung im Versuch BGR-RT12

In Übereinstimmung mit dem experimentellen Befund wird für die Hüllrohr-Belastung im Versuch RT12 mit TESP-ROD kein Hüllrohr-Versagen berechnet. Selbst bei einer 10 %-igen Anhebung der Leistungsdichte wird in der TESP-ROD-Analyse kein Bersten des Brennstabes vorhergesagt.

Das von der Leistungsdichte abhängige Modell (3.1-1) zur transienten Pellet-Dehnung ist unter Heranziehung der ausgewählten BGR-Versuche bestätigt. Dies setzt allerdings voraus, dass weitere Effekte wie das Hüllrohr-Kriechen keinen Einfluss auf die Vorhersage der bleibenden Hüllrohr-Dehnung haben.

Da im Versuch RT12 auch ein mögliches Hüllrohr-Kriechen wegen hoher Hüllrohr-Temperaturen zu den bleibenden Dehnungen beitragen kann, ist in weiteren TESP-ROD-Analysen zunächst versucht worden, die Bedeutung dieses Beitrags zu quantifizieren. Hierzu ist die Implementierung eines Wärmeübertragungsmodells in TESP-ROD erforderlich, das den Eintritt und die Dauer des Filmsiedens berechnen kann.

Mit dem weiterentwickelten Wärmeübertragungsmodell ist der Versuch RT12 mit TESPA-ROD erneut analysiert worden. Hier zeigt sich (siehe Abb. 3.1-10 bis Abb. 3.1-13), dass der Effekt des Wärmeübergangs mit Ausbildung des Filmsiedens auf die bleibende Hüllrohr-Dehnung keinen Einfluss hat.

Für den Versuch RT12 errechnet sich anhand des weiterentwickelten Wärmeübertragungsmodells eine Zeitspanne von etwa 8 s, in der Filmsieden stattfindet. Kürzere Zeitspannen werden mit den Rechenprogrammen FRAP-T6, Dauer des Filmsiedens beträgt 1.5 s, und RAPTA-5, Dauer des Filmsiedens beträgt 6.5 s, für diesen Versuch ermittelt /YEG 05/. Das Wärmeübergangsmodell in SCANAIR ermittelt eine Dauer des Filmsiedens von 3.3 s.

Da keine Messungen zur Hüllrohr-Temperatur im BGR-Versuch vorliegen, kann nicht entschieden werden, welche der Modell-Vorhersagen die bessere ist. Lediglich anhand des Erscheinungsbildes des Hüllrohrs nach Versuchsdurchführung ist zu vermuten, dass signifikantes Hüllrohr-Dehnen durch Kriechen nicht stattgefunden hat, und somit die Dauer des Filmsiedens im Versuch auf wenige Sekunden beschränkt sein musste.

Tab. 3.1-3 Berechnete Dauer des Filmsiedens im RIA-Versuch BGR-RT12 verschiedener Brennstab-Rechenprogramme

Brennstab-Rechenprogramm	Dauer des Filmsiedens (s)
FRAP-T6	1.5
RAPTA-5	6.5
SCANAIR	3.3
TESPA-ROD (Abb. 3.1-10)	8

In der Zeitspanne mit Filmsieden steigt die Hüllrohr-Temperatur gemäß der TESPA-ROD-Analyse auf Werte oberhalb von 900°C, siehe Abb. 3.1-1. Da die Phasen-Umwandlung bei etwa 800°C einsetzt, könnte Kriechen des Hüllrohrs unter Innendruck einen Beitrag zur bleibenden Dehnung liefern.

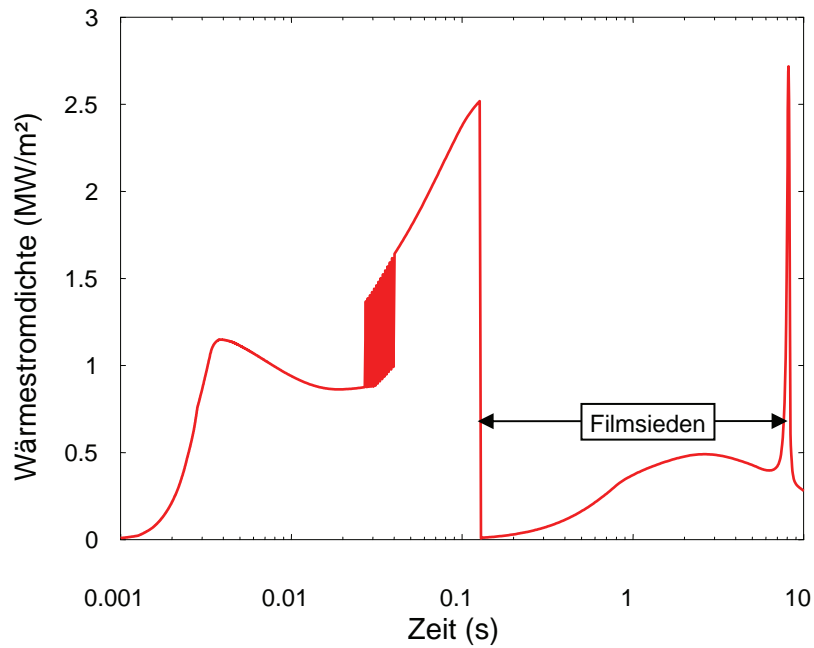


Abb. 3.1-10 Wärmestromdichte an der Brennstab-Oberfläche im Versuch BGR-RT12

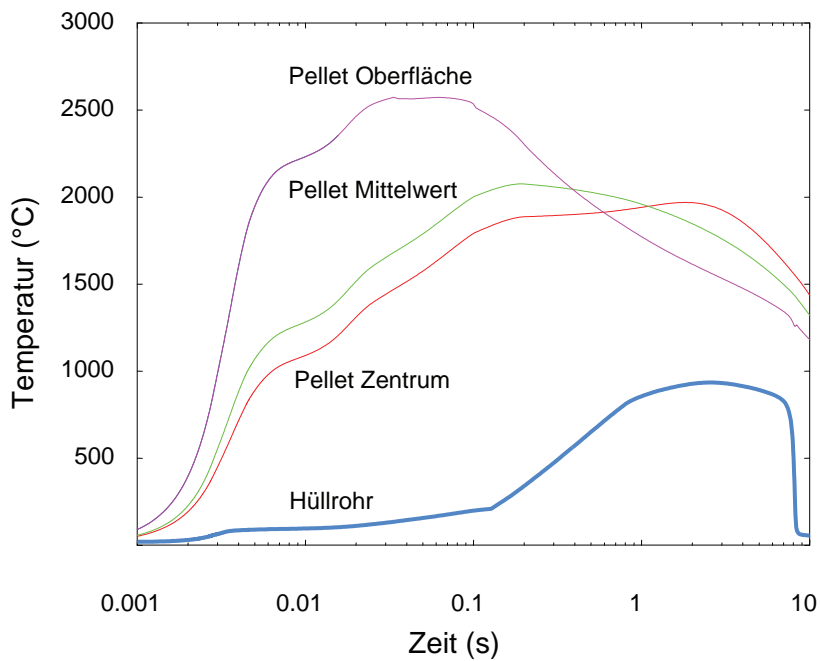


Abb. 3.1-11 Brennstoff- und Hüllrohr-Temperatur im Versuch BGR-RT12

Da der Brennstab-Innendruck auch von der transienten Spaltgas-Freisetzung bestimmt ist, wird die gemessene Spaltgas-Freisetzung von 22.7% als Anfangswert in der Analy-

se mit TESP-ROD berücksichtigt. Somit startet der Innendruck nicht bei 1 bar sondern bereits bei einem Wert oberhalb von 5 bar.

Durch die Aufheizung des Brennstabs während der RIA-Transiente erreicht der Spaltgasdruck im Inneren des Brennstabs einen Wert von 6.2 bar, siehe Abb. 3.1-12.

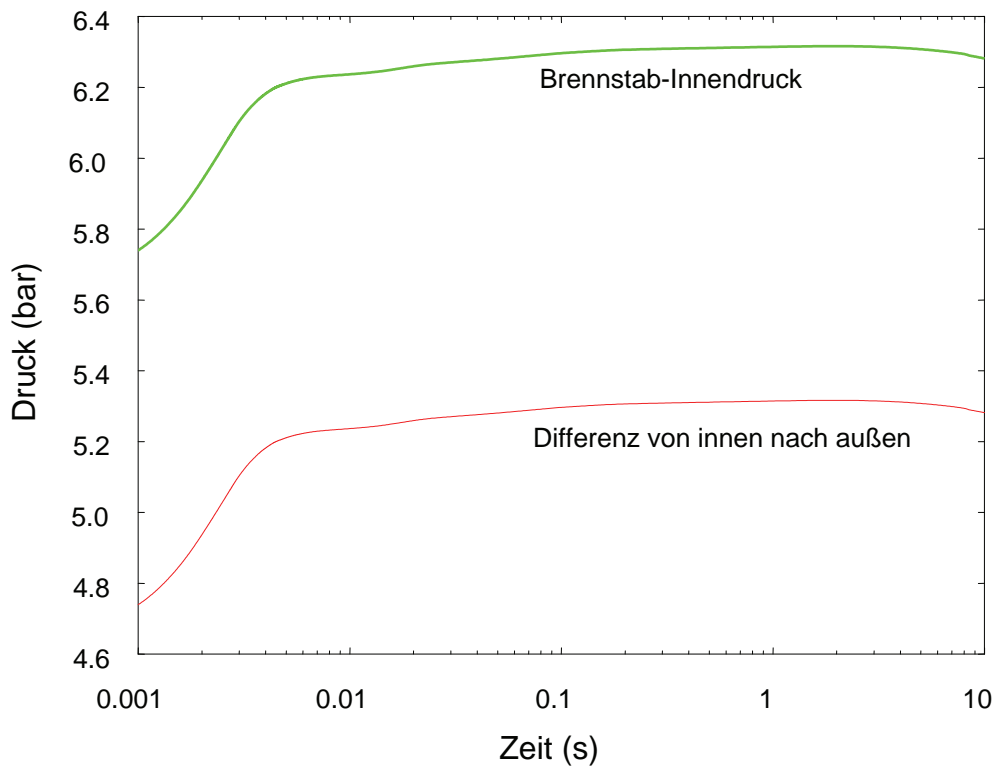


Abb. 3.1-12 Brennstab-Innendruck und Differenz-Druck über Hüllrohr im Versuch BIGR-RT12

Der Druck-Anstieg während der RIA-Transiente fällt in der TESP-ROD-Analyse mit etwa 0.5 bar sehr gering aus. Dies begründet sich durch das Spaltgasvolumen im Ple-num des Brennstabs. Dieses Volumen nimmt nicht an der Aufheizung teil und bewirkt, da es den größten Teil der Spaltgasräume ausmacht, eine Begrenzung im Druckan-stieg für den gesamten Spaltgasraum.

In Abb. 3.1-13 wird deutlich, dass das Kriechen des Hüllrohrs trotz Überschreiten der Phasenumwandlungstemperatur von 800°C und einer Druckdifferenz von mehr als 5 bar in der Zeitspanne von 8 s keinen Beitrag zur Gesamtdehnung der Hülle leistet.

Insofern kann auch im Versuch BGR RT12 davon ausgegangen werden, dass die gemessene bleibende Dehnung in Abb. 3.1-9 ausschließlich auf eine plastische Dehnung der Hülle zurückgeht. Der Versuch RT12 bestätigt somit wie die Versuche RT8 und RT11 das Modell der leistungsdichte-abhängigen Pellet-Dehnung (3.1-1).

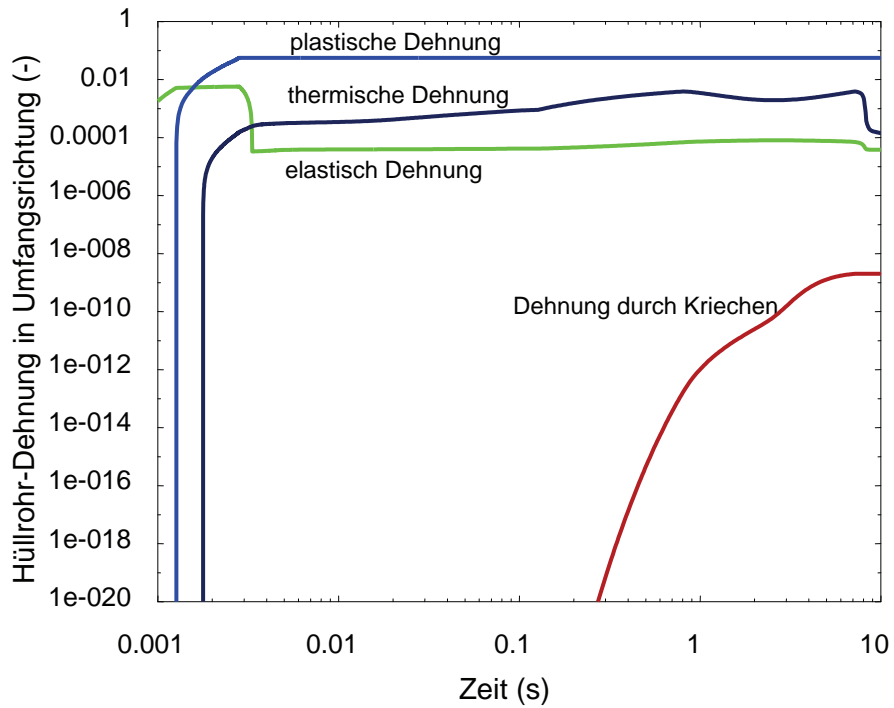


Abb. 3.1-13 Mit TESP-ROD berechnete Hüllrohr-Dehnungen in Umfangsrichtung im Versuch BGR-RT12

3.2 Auswertung des Versuchs NSRR LS1

Der japanische Versuchsreaktor NSRR befindet sich in einem mit Wasser gefluteten, von oben zugänglichen Becken. In diesen Reaktor werden Testkapseln, die den Test-Brennstab enthalten, in einen dafür vorgesehenen Kanal eingesetzt. Der Umgebungsdruck des Test-Brennstabs beträgt in etwa 1 bar. Der Test-Brennstab wird nicht aktiv angeströmt, er befindet sich in ruhendem Wasser. Für diesen Reaktor liegt die Halbwert-Pulsbreite bei etwa 4.5 ms und ist damit vergleichbar zum BGR-Versuchsreaktor (2.5 ms).



Abb. 3.2-1 Blick in den NSRR Versuchsreaktor während der RIA-Transiente

Aus Abb. 3.2-1 ist zu erkennen, dass der Versuchskanal mit der Versuchskapsel von ringförmig angeordneten Brennelementen des Treiber-Kerns umgeben ist.

3.2.1 Beschreibung des Test-Brennstabs LS1

Der Test-Brennstab LS1 ist aus einem Siedewasser-Brennstab (10x10 BWR-UO₂ - Leibstadt / Schweiz) gefertigt worden (Abb. 3.2-2). Der Außendurchmesser beträgt 9.62 mm, der Innendurchmesser 8.36 mm. Das Hüllrohr-Material besteht aus Zircaloy-2 mit einem Hüllrohr-Liner an der Innenseite mit einer Dicke von etwa 70 µm.

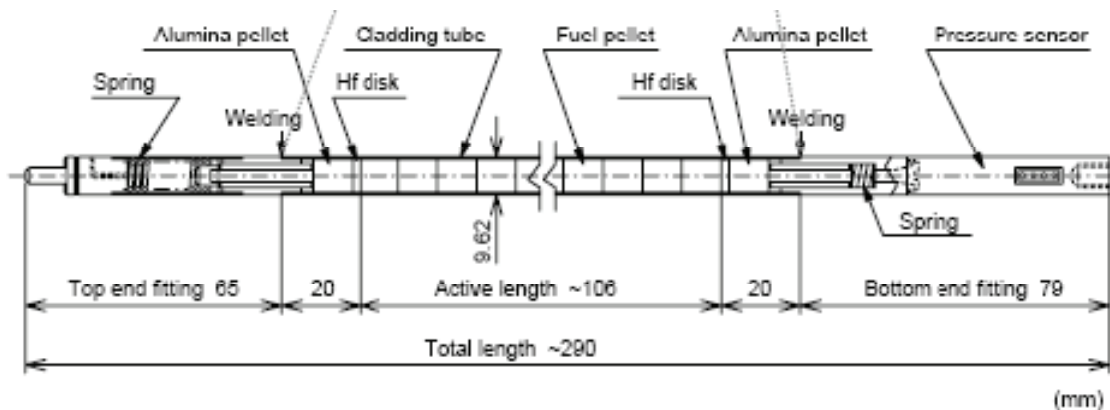


Abb. 3.2-2 Bemaßung des Test-Brennstabs LS1

Der Test-Brennstab hat eine mit 12 Brennstoff-Tabletten gefüllte Länge von etwa 106 mm. Der Abbrand des Brennstoffs ist mit 69 MWd/kg ermittelt worden. Die Oxidschicht an der Brennstab-Oberfläche liegt im Mittel bei 25 µm. Der Wasserstoff-Gehalt in der Brennstabhülle ist mit etwa 300 wppm ermittelt worden.

Der Brennstab hat 7 Reaktor-Zyklen durchlaufen und im Verlauf von 2500 Volllasttagen eine Stablängenleistung von anfangs etwa 220 W/cm bis zum Ende hin von etwa 80 W/cm erzeugt (rote Kurve in Abb. 3.2-3).

Die Test-Brennstab-Instrumentierung umfasst Dehnungsmessstreifen, Thermoelemente und Druck-Messaufnehmer. Drei Temperatur-Messaufnehmer sind axial verteilt auf der Außenseite der Brennstabhülle angebracht (Abb. 3.2-4).

Der Druck-Messaufnehmer erfasst die transiente Druckentwicklung im Spaltgasraum des Test-Brennstabs. Aus dieser Messung können Rückschlüsse auf die transiente Spaltgas-Freisetzung gezogen werden. Darüber hinaus kann anhand von drei aufs Hüllrohr aufgeschweißten Thermoelementen der Wärmestrom zwischen Brennstab-Oberfläche und Kühlmittel bestimmt werden.

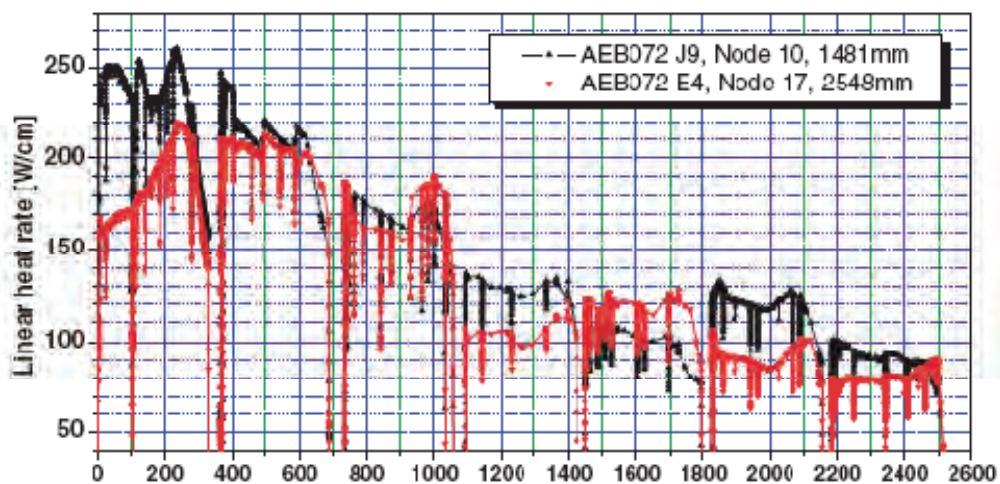


Abb. 3.2-3 Entwicklung der betrieblichen Brennstab-Leistung

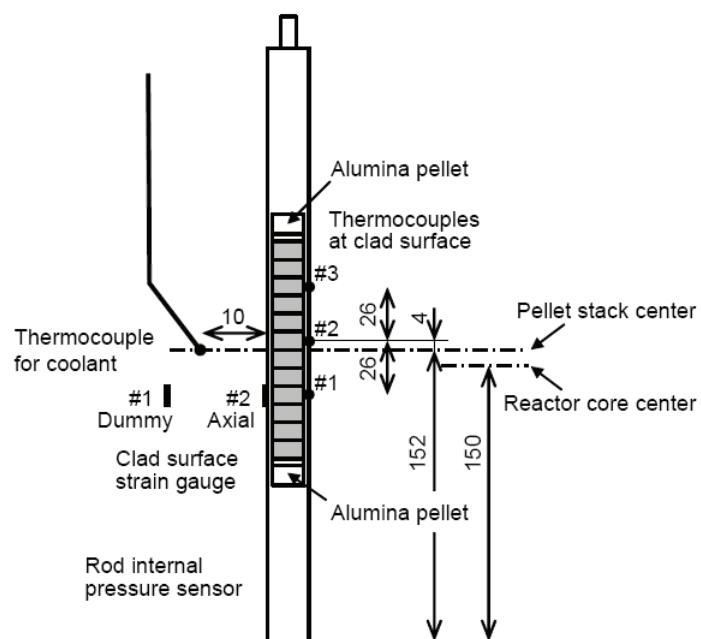


Abb. 3.2-4 Instrumentierung am Test-Brennstab LS1

3.2.2 Analyse des Versuchs NSRR LS1

Die RIA-Transiente endet für den Test-Brennstab LS1 mit Brennstab-Versagen bei einer Enthalpie-Erhöhung von etwa 54 cal/g. Die maximal zugeführte Enthalpie erreichte im Versuch 126 cal/g.

Aufgrund des langen, axial verlaufenden Risses der Brennstabhülle sind alle 12 Pellets in Form kleiner Fragmente aus der Hülle ausgeworfen worden. Thermoelemente haben das Aufreißen des Brennstabs nicht beeinflusst, da sie alle an Positionen entfernt vom Riss-Verlauf liegen.

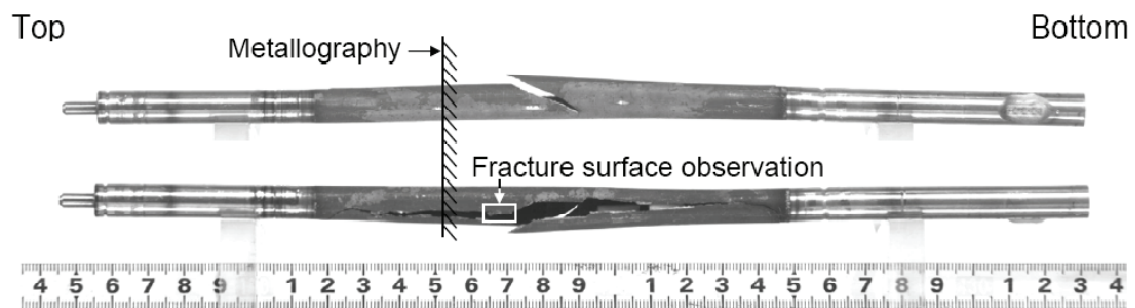


Abb. 3.2-5 Test-Brennstab nach RIA-Test NSRR LS1

Anhand der Metallographie im Bereich des Hüllrohr-Risses ist erkennbar, dass die Brennstab-Hülle teilweise sprödes Riss-Verhalten und zwar insbesondere im äußeren Hüllrohr-Bereich aufweist, siehe Abb. 3.2-6.

Das spröde Riss-Verhalten steht im Zusammenhang mit der radial zunehmenden Hydrid-Konzentration in der Hülle. Hydride sind in Abb. 3.2-6 als dunkle Linien im Schnittbild erkennbar, deren Dichte und radiale Ausrichtung von innen nach außen zunimmt.

Im Versuch LS1 kommt es beim Hüllrohr-Versagen zum Auswurf von Brennstoff. Dieses führt mit einer gewissen zeitlichen Verzögerung zu einer explosionsartigen Dampfbildung im Kühlmedium Wasser. In Abb. 3.2-7 ist schematisch der Vorgang zur Entstehung der Dampf-Explosion dargestellt.

Das Fehlen von Brennstoff im Innern der Brennstabhülle bedeutet für die Hülle, dass die Wärmezufuhr zur Hülle unterbrochen ist und der Temperatur-Anstieg der Hülle frühzeitig in der Transiente beendet wird, siehe hierzu Abb. 3.2-8. Der gemessene Temperatur-Anstieg (gestrichelte Kurven in Abb. 3.2-8) endet abrupt bei etwa 0.01 s,

während der berechnete Temperatur-Anstieg sich insbesondere durch das Auftreten von DNB (departure from nucleate boiling) weiter fortsetzt.

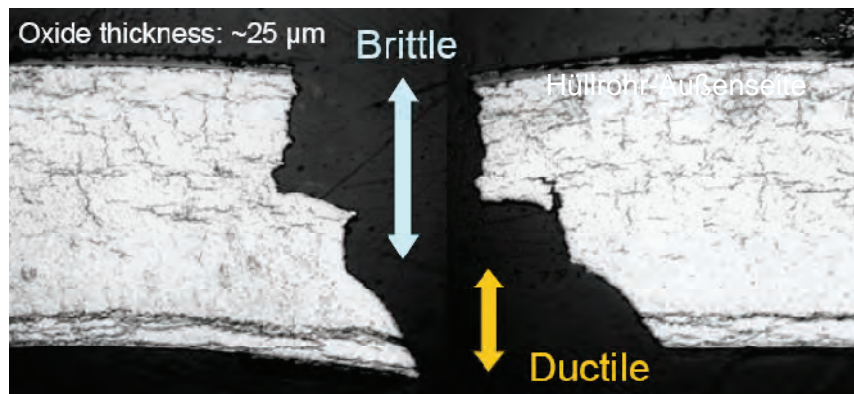


Abb. 3.2-6 Metallographie des Brennstab-Hüllrohr-Aufrisses

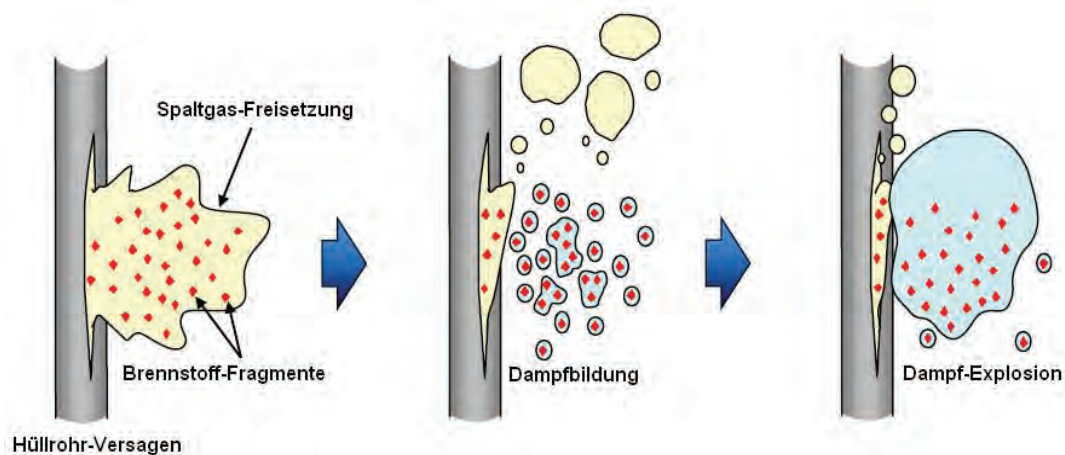


Abb. 3.2-7 Brennstoff-Auswurf und zeitlich nachfolgende Dampf-Explosion

Der Versuch LS1 ist somit ungeeignet, das Wärmeübertragungsmodell in TESP-ROD anhand der Temperatur-Messungen zu validieren. Der Nutzen des Versuchs LS1 bleibt beschränkt auf die Validierung der Hüllrohr-Plastifizierung einerseits und die Validierung der transienten Spaltgas-Freisetzung andererseits.

3.2.3 Plastifizierung der Hülle im NSRR-Versuch LS1

Die Nachrechnung des Versuchs LS1 mit TESPА-ROD zeigt, dass der Zeitpunkt des Brennstab-Versagens in Übereinstimmung mit dem Experiment genau wiedergegeben wird (Abb. 3.2-9). Der gemessene Innendruck weist zum Zeitpunkt des Berstens enorme Druckschwankungen aus, die von Stoßwellen herrühren. Zum selben Zeitpunkt weist die TESPА-ROD-Analyse einen schlagartigen Druckabfall für den Brennstab-Innendruck aus, siehe rote Kurve in Abb. 3.2-9.

Anmerkung: Die zum Versuch LS1 gezeigten Versuchsdaten sind hinsichtlich der Zeitachse um 0.23111 Sekunden verschoben, damit der relevante Zeitbereich mit Leistungsexkursion in den Darstellungen mit hinreichender Auflösung erscheint.

Die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung hinsichtlich des Berstzeitpunkts ist insbesondere bemerkenswert, da sich die Brennstabhülle zu einem großen Teil nachweislich duktil verhält (siehe Abb. 3.2-6) und in der Phase der höchsten Belastung eine weitgehende plastische Verformung durchläuft. Diese Plastifizierung wird in der TESPА-ROD-Analyse erst durch die fortgesetzte Annäherung an die Berstspannung beendet, siehe Abb. 3.2-10.

In der TESPА-ROD-Analyse wird wie in bisherigen Analysen das Plastifizieren der Hülle mit einem Verfestigungsexponenten (strain hardening exponent) von $n=0.05$ berechnet. Dieser Wert wird durch die Analyse des Versuchs LS1 für das Hüllrohr-Material Zry-2 mit Innen-Liner bestätigt.

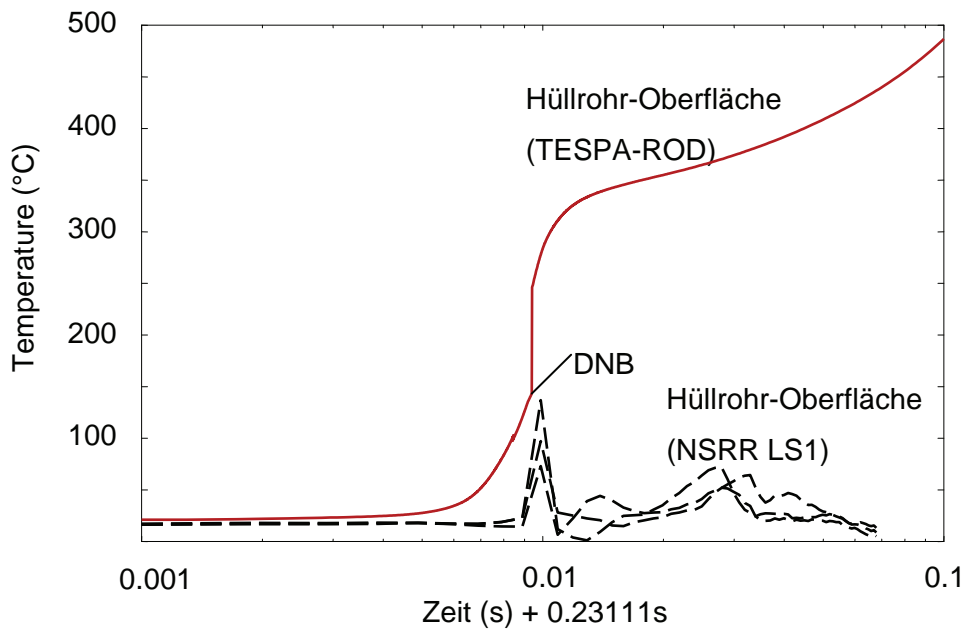


Abb. 3.2-8 Messung und Rechnung zur Hüllrohr-Oberflächen-Temperatur

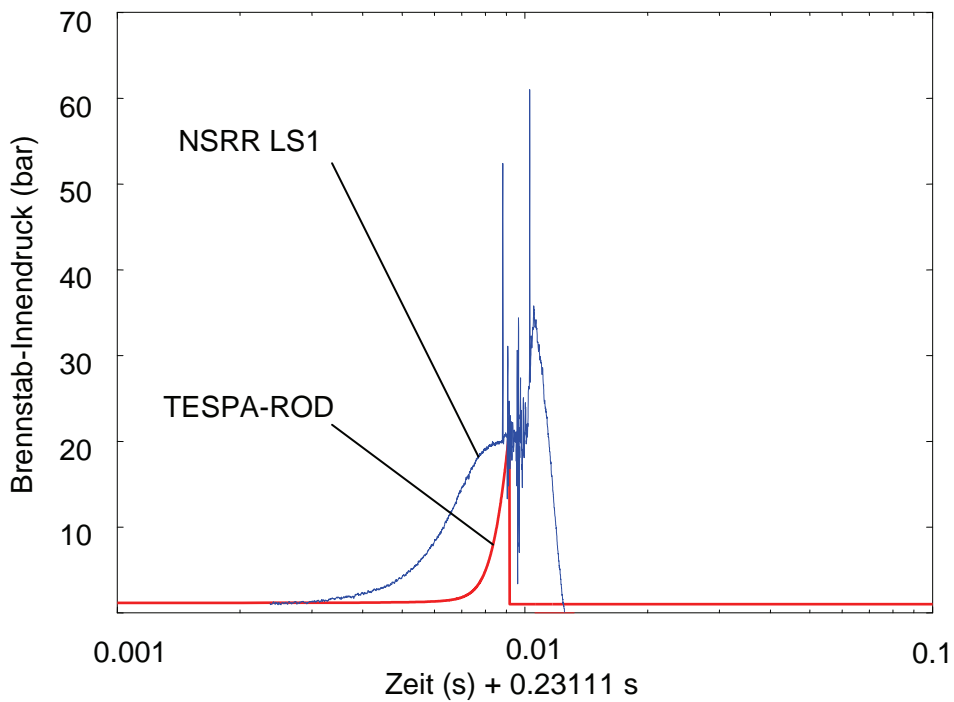


Abb. 3.2-9 Messung und Rechnung zum Brennstab-Innendruck

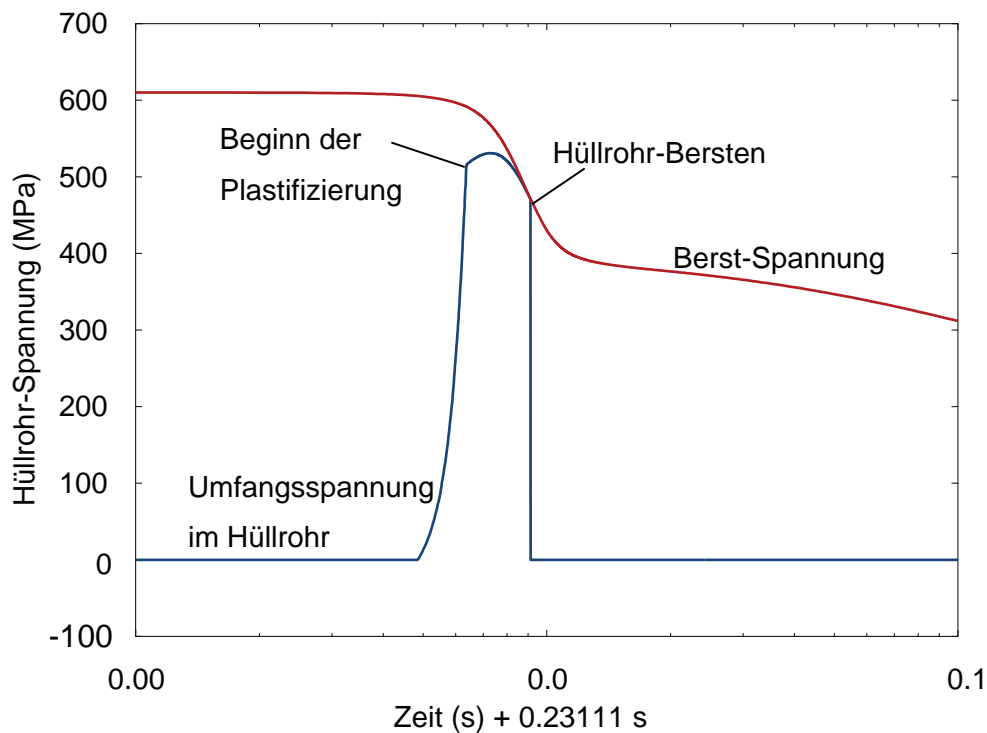


Abb. 3.2-10 Umfangsspannung und Berstspannung im Brennstab-Hüllrohr

Spaltgasfreisetzung

Der Vergleich zum Brennstab-Innendruck zwischen Messung und Rechnung zeigt, dass der gemessene Druck wesentlich früher ansteigt als der berechnete Druck, siehe Abb. 3.2-9. Das bedeutet, dass die transiente Spaltgas-Freisetzung bereits bei Brennstoff-Temperaturen weit unterhalb von 600 °C, was einer sehr niedrigen Aktivierungsenergie von 70 kJ/mol entspricht, einsetzt. Siehe hierzu die Temperatur-Verläufe Abb. 3.2-11 für die Pellet-Randzone und dem Pellet-Mittelwert. Der übliche Wert der Aktivierungsenergie liegt bei 360 kJ/mol.

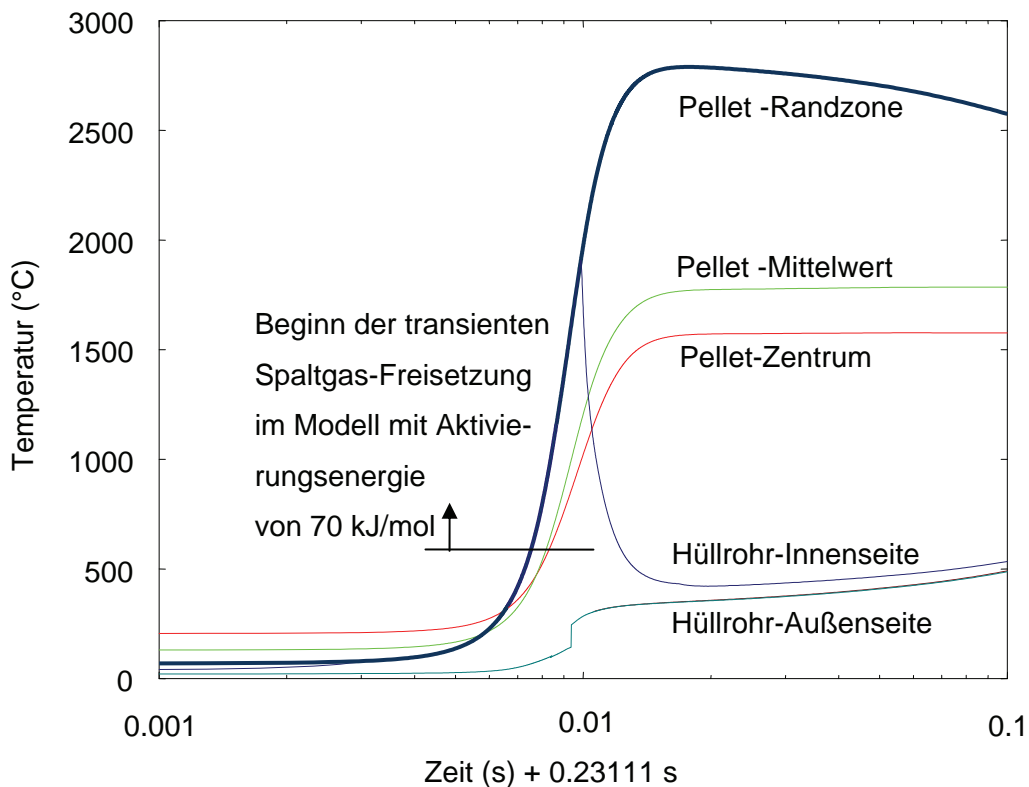


Abb. 3.2-11 Berechneter Temperatur-Verlauf von Brennstoff und Hülle in LS1

Hier wird deutlich, dass der in TESP-ROD vorhandene Diffusionsansatz zur Berechnung der transienten Spaltgas-Freisetzung im Zusammenhang mit RIA-Transienten ungeeignet ist. Eine Anpassung der Aktivierungsenergie von ursprünglich 360 kJ/mol stößt mit 70 kJ/mol an ihre Grenzen, da jetzt bei geringsten Temperatur-Erhöhungen Spaltgase als freigesetzt angenommen werden.

Die Messungen zum Druckanstieg im Versuch LS1 lassen den Schluss zu, dass die Spaltgas-Freisetzung sich nicht konform mit der Temperatur-Entwicklung des Brennstoffs sondern eher proportional zur Leistungsdichte verhält. Vergleiche die Leistungsentwicklung in Abb. 3.2-12 mit der gemessenen Druck-Entwicklung in Abb. 3.2-9.

Die genauere Analyse zeigt, dass die transiente Spaltgas-Freisetzung durch eine Freisetzungsrates $f \dot{g}_{gr}$ beschrieben wird, die einerseits proportional zur Leistungsdichte q''' in W/m^3 und andererseits proportional zum verbliebenen Spaltgas-Inventar an der Korngrenze ist ($f g_{Korngrenze} - f g_r$):

$$f \dot{g}_{gr} = 10^{-9} \frac{m^3}{W s} (f g_{Korngrenze} - f g_r) * q''' \quad (3.2-1)$$

Durch diesen Modell-Ansatz wird unterstellt, dass nur Spaltgase, die sich an einer Korngrenze befinden, an einer Freisetzung teilnehmen. Es wird ferner unterstellt, dass das Aufbrechen der Korngrenzen proportional zur Leistungsdichte erfolgt. Diffusionsvorgänge tragen somit nicht zu einer Freisetzung bei.

Weiterhin wird angenommen, dass die Verteilung der Spaltgase in der Brennstoff-Matrix in Abhängigkeit zum Abbrand steht. Bei einem geringen Abbrand verteilt sich das Spaltgas-Inventar hauptsächlich auf intragranulare Positionen der Brennstoff-Matrix, während bei hohem Abbrand die Spaltgase hauptsächlich auf intergranularen Positionen anzutreffen sind. Dieser Zusammenhang wird mit Beziehung (3.2-2) für den Spaltgas-Anteil an der Korngrenze $f g_{Korngrenze}$ abgeschätzt.

$$f g_{Korngrenze} = \begin{cases} \frac{BU-25}{100} & \text{if } BU > 25 \text{ MWd/kgUO}_2 \\ 0 & \text{if } BU < 25 \text{ MWd/kgUO}_2 \end{cases} \quad (3.2-2)$$

Die in der Beziehung (3.2-2) zum Ausdruck kommende Abhängigkeit der Spaltgas-Ansammlung an der Korngrenze $f g_{Korngrenze}$ vom Abbrand erklärt sich mit dem Aufbau einer Hochabbrand-Struktur am Rand des Pellets.

In einer Hochabbrand-Struktur sammeln sich Spaltgase ausschließlich in Zwischenräumen zwischen den Mikrometer-großen Brennstoff-Körnern. Im Brennstoff-Korn selbst erfolgt keine nennenswerte Spaltgas-Speicherung.

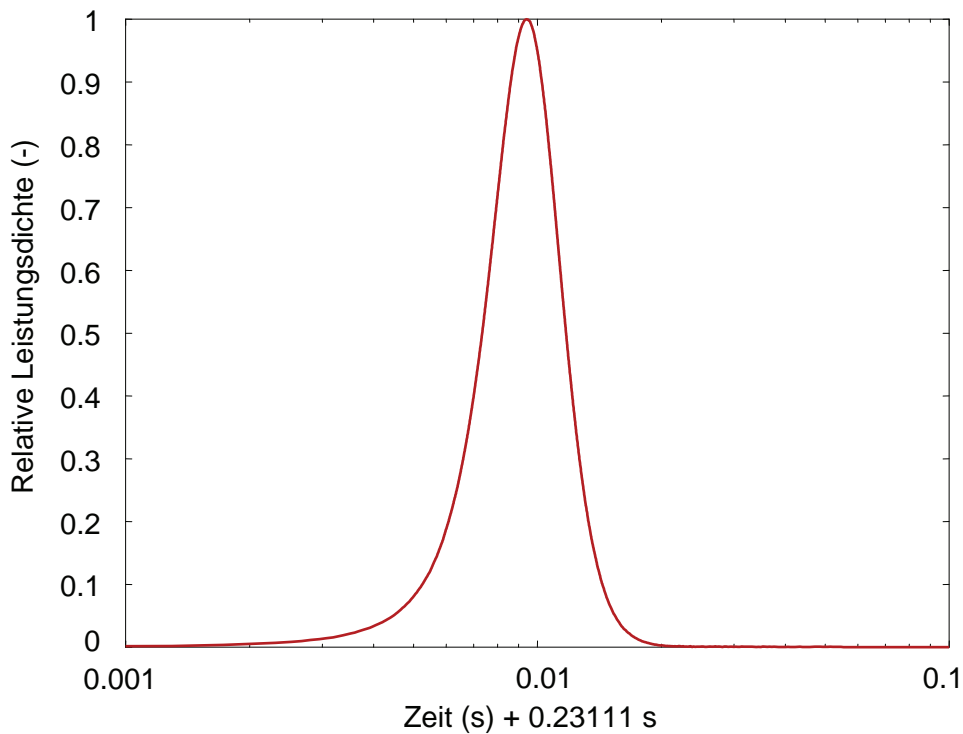


Abb. 3.2-12 Zeitverlauf der Leistungsdichte im Versuch LS1

Mit diesem Modellansatz zeigt die TESP-ROD-Analyse eine transiente, sinusförmige Brennstab-Innendruck-Entwicklung bis zum Bersten des Brennstabs. Diese Innendruck-Entwicklung wird durch die Druck-Messung im Versuch LS1 bestätigt, siehe Abb. 3.2-13.

Abb. 3.2-13 zeigt, dass nach etwa 2 ms vor dem Bersten der Druck-Anstieg sich zu vermindern beginnt. Hierdurch wird erkennbar, dass die Spaltgas-Freisetzungsrates aufgrund abnehmenden Spaltgas-Inventars an der Korngrenze im Brennstoff zurückgeht.

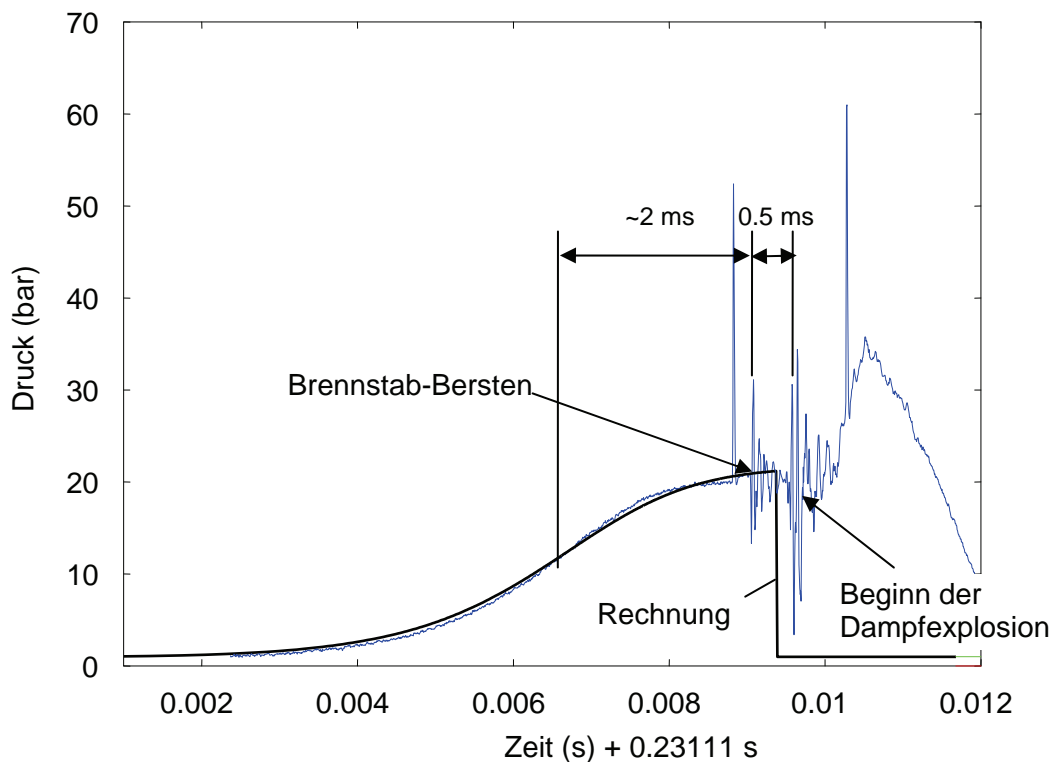


Abb. 3.2-13 Brennstab-Innendruck-Entwicklung nach Modellansatz (3.2-1) im Vergleich zur Messung im NSRR-Versuch LS1

In dieser TESP-ROD-Analyse wird gemäß Beziehung (3.2-2) unterstellt, dass 44% des Spaltgas-Inventars sich an der Korngrenze befindet und folglich in der RIA-Transiente freigesetzt werden kann. Wichtig für die Druckentwicklung ist das Volumen des Brennstab-Plenums. Da in diesem Volumen sich Einbauten für den Drucksensor befinden, wird dieses Freivolumen mit einer äquivalenten freien Brennstab-Länge von 50 mm abgeschätzt, siehe hierzu auch Abb. 3.2-2. Dies entspricht einem freien Volumen von etwa 2.7 cm³.

Die weitere phänomenologische Analyse des NSRR-Versuchs LS1 zeigt, dass das Brennstab-Bersten gemäß TESP-ROD-Analyse mit einer geringen Zeitverzögerung von ~0.3 ms gegenüber dem Experiment berechnet wird. Die berechnete Brennstoff-Enthalpie zum Zeitpunkt des Berstens liegt bei 61.1 cal/g und ist damit geringfügig über der experimentell ermittelten Enthalpie von 59.8 cal/g.

Im Unterschied zum NSRR-Versuch LS1 fällt beim berechneten Bersten der Brennstab-Innendruck auf Umgebungsdruck von 1 bar ab, siehe Abb. 3.2-13. Grund für diese Abweichung ist der im Versuch LS1 aufgetretene Auswurf von Brennstoff aus der Berst-Öffnung des Brennstabs mit nachfolgender Dampf-Explosion, siehe Abb. 3.2-7.

Mit einer Verzögerung von etwa 0.5 bis 1 ms setzt nach dem Brennstoff-Auswurf eine Dampfexplosion im Kühlmittel ein, die ein Absinken des gemessenen Innendrucks verhindert und vorübergehend diesen Druck sogar auf Werte von 40 bar ansteigen lässt. Der Druckanstieg aus der Dampf-Explosion klingt im Versuch nach etwa 4 ms ab.

Das Programm TESP-ROD ist modelltechnisch nicht für das Phänomen Brennstoff-Auswurf vorbereitet. Insofern endet der Vergleich der Druck-Entwicklung mit dem Bersten des Brennstabs.

3.3 Entwicklung eines Modellansatzes für die transiente Wärmeübertragung bei RIA mit DNB

Im Kühlmedium Wasser kann bei Überschreiten einer kritischen Wärmestromdichte DNB (departure from nucleate boiling) stattfinden. Dabei überschreitet die wandnahe Fluid-Temperatur die Sättigungstemperatur um etwa 40 bis 50 K. Beim Auftreten von DNB sinkt die Wärmeabfuhr um Größenordnungen ab und der Kühlungsmechanismus ist auf Filmsieden beschränkt.

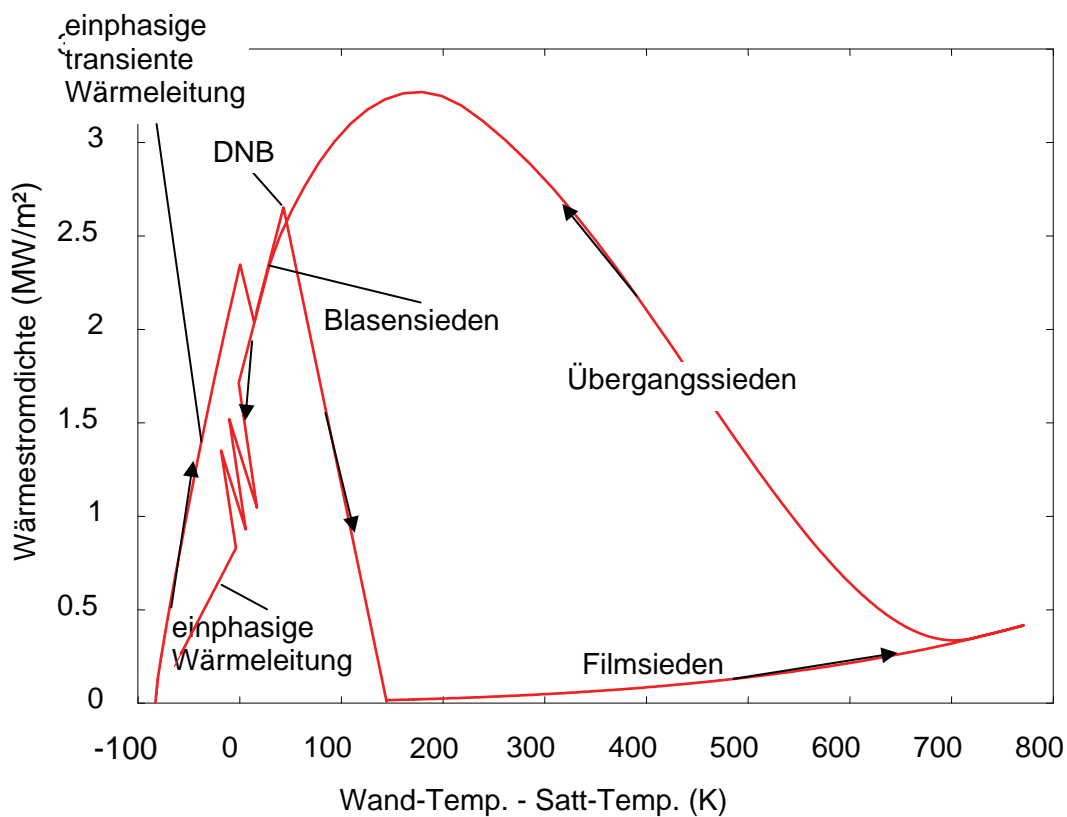


Abb. 3.3-1 Wärmeübergangsmechanismen in der Nukijama-Kurve

Unter den Bedingungen des Filmsiedens setzt eine nahezu adiabate Aufheizung der Hülle ein. Hierbei können Hüllrohr-Temperaturen für eine Zeitspanne auftreten, die ein signifikantes Kriechen der Hülle ermöglichen. Diese Kriechvorgänge können somit einen Beitrag zur bleibenden Hüllrohr-Dehnung erbringen und insofern die Interpretation der bleibenden Hüllrohr-Dehnung erschweren.

Es ist daher Aufgabe der nachfolgend dargestellten Modell-Entwicklung, das Auftreten von DNB und die Dauer des Filmsiedens im Zusammenhang mit sehr schnellen Leistungstransienten, wie sie für RIA-Transienten typisch sind, zu ermitteln. Die Dauer des Filmsiedens ist dabei bestimmt von der Abfolge von verschiedenen Wärmeübergangsmechanismen beginnend mit einphasiger transienter Wärmeleitung, gefolgt von Blasensieden (nucleate boiling), kritische Wärmestromdichte (DNB), Filmsieden (film boiling), Übergangssieden (transition boiling) und schließlich wieder Blasensieden. Die Abfolge dieser Wärmeübertragungsmechanismen lassen sich zusammenfassend in der Nukijama-Kurve darstellen (Abb. 3.3-1). Für jeden Mechanismus sind entsprechende Modellgleichungen entwickelt worden.

3.3.1 Einphasige transiente Wärmeleitung

Die Brennstabhülle wird durch Wärmeeintrag aus dem Pellet nahezu sprunghaft auf ein hohes Temperatur-Niveau gehoben. In dieser kurzen Zeitspanne entsteht ein Temperatur-Gradient im wandnahen Fluid der nahezu unendlich groß ist. Aus der instationären Wärmeleitungsgleichung ergibt sich ein Wärmeübergangskoeffizient (htc), der in dieser Situation proportional zur Wärmeeindringzahl $b = \sqrt{\lambda \rho c}$ und zu $\sqrt{1/t}$ ist /LIE 08/:

$$htc = \sqrt{\frac{\lambda \rho c}{\pi t}} \quad (3.3-1)$$

$$\rightarrow \text{Wasser bei 3 bar: } htc = \sqrt{\frac{2736523}{\pi t}} \quad [\text{W/m}^2 \text{ K}]$$

Die Wärmeleitung wird nur für wenige Millisekunden durch den htc -Wert nach Gleichung (3.3-1) beschrieben. Danach erfolgt die Wärmeübertragung durch Blasensieden.

3.3.2 Blasensieden

Erreicht die Hüllrohr-Oberfläche die Sättigungstemperatur, setzt im Kühlmedium mit geringer Verzögerung Verdampfung ein und Dampfblasen entstehen an der Hüllrohr-Oberfläche. Zu Beginn des RIA-Tests befindet sich das Kühlmedium in Ruhe. Das Entstehen von Dampfblasen bewirkt eine Bewegung im Fluid an der Hüllrohr-Oberfläche. Der Wärmeübergangskoeffizient für diese Situation wird mit einem konstanten Wert von 19500 W/m²K abgeschätzt.

Mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $19500 \text{ W/m}^2\text{K}$ erreicht die Wärmestromdichte bei Auftreten von DNB einen Wert von 2 bis 3 MW/m^2 , wobei DNB gemäß Schröder-Richter /SCH 96/ bei etwa 50 K Wandüberhitzung erreicht wird (siehe Kapitel 3.3.3).

Einzeleffekt-Untersuchungen von Bessiron /BES 07/ zeigen, dass kritische Wärmestromdichten je nach Energie-Eintrag und Korrosionszustand der Hüllrohr-Oberfläche von 7 bis 12 MW/m^2 reichen. Derart hohe Wärmestromdichten sind mit dem vorliegenden Modellansatz von TESPА-ROD nicht erreichbar.

Aus Sensitivitätsanalysen ergibt sich für den Wärmeübergangskoeffizienten, dass eine Steigerung über den Wert von $19500 \text{ W/m}^2\text{K}$ hinaus das Auftreten von DNB unterdrücken kann. Die Analysen zeigen, dass dies eine Folge des endlichen Wärmetransports vom Pellet zur Hülle ist. Kommt es im Verlauf der RIA-Transiente zum Öffnen des Spalts zwischen Brennstoff und Hülle, dann vermindert sich der Wärmeübergang zur Hüllrohr-Innenseite erheblich. Steht in dieser Situation ein hoher Wärmestrom an der Hüllrohr-Außenseite an, dann wird der Temperatur-Anstieg dort derart begrenzt, dass eine kritische Wandüberhitzung, die zum DNB führt, nicht mehr erreicht wird.

Im Zusammenhang mit dem Auftreten von DNB bleibt daher zu prüfen, inwieweit eine Spalt-Öffnung zwischen Pellet und Hüllrohr-Innenseite im Verlauf einer RIA-Transiente nachgewiesen werden kann. Hierzu sind entsprechende Temperatur-Messungen von RIA-Transienten erforderlich, bei denen es nicht wie im Versuch LS1 zum Brennstab-Versagen mit Auswurf von Brennstoff kommt. Insofern muss an dieser Stelle auf die noch ausstehenden RIA-Tests der CABRI-Water-Loop-Versuchsanlage verwiesen werden, die dann zur Klärung des Phänomens DNB beitragen werden.

3.3.3 Kritische Wärmestromdichte (DNB)

Im Wärmeübertragungsmodell von TESPА-ROD wird die kritische Wärmestromdichte (DNB – Departure of Nucleate Boiling) erreicht, wenn die Wand-Überhitzung T_{Wand} oberhalb der Sättigungstemperatur einen Wert übersteigt, der anhand der Korrelation nach Schröder-Richter /SCH 96/ berechnet werden kann. Die Überhitzung ist ausschließlich abhängig vom Systemdruck des Fluids. Sie kann für Wasser approximiert werden durch (3.3-2):

$$T_{Wand} = T_{sat} + \begin{cases} 3 p_{system} [bar] + 40 K & \Rightarrow p_{system} < 20 bar \\ 100 K & \Rightarrow p_{system} > 20 bar \end{cases} \quad (3.3-2)$$

Zum Vergleich siehe auch die rote Kurve im Diagramm nach Schröder-Richter, die durch Gleichung (3.3-2) beschrieben wird.

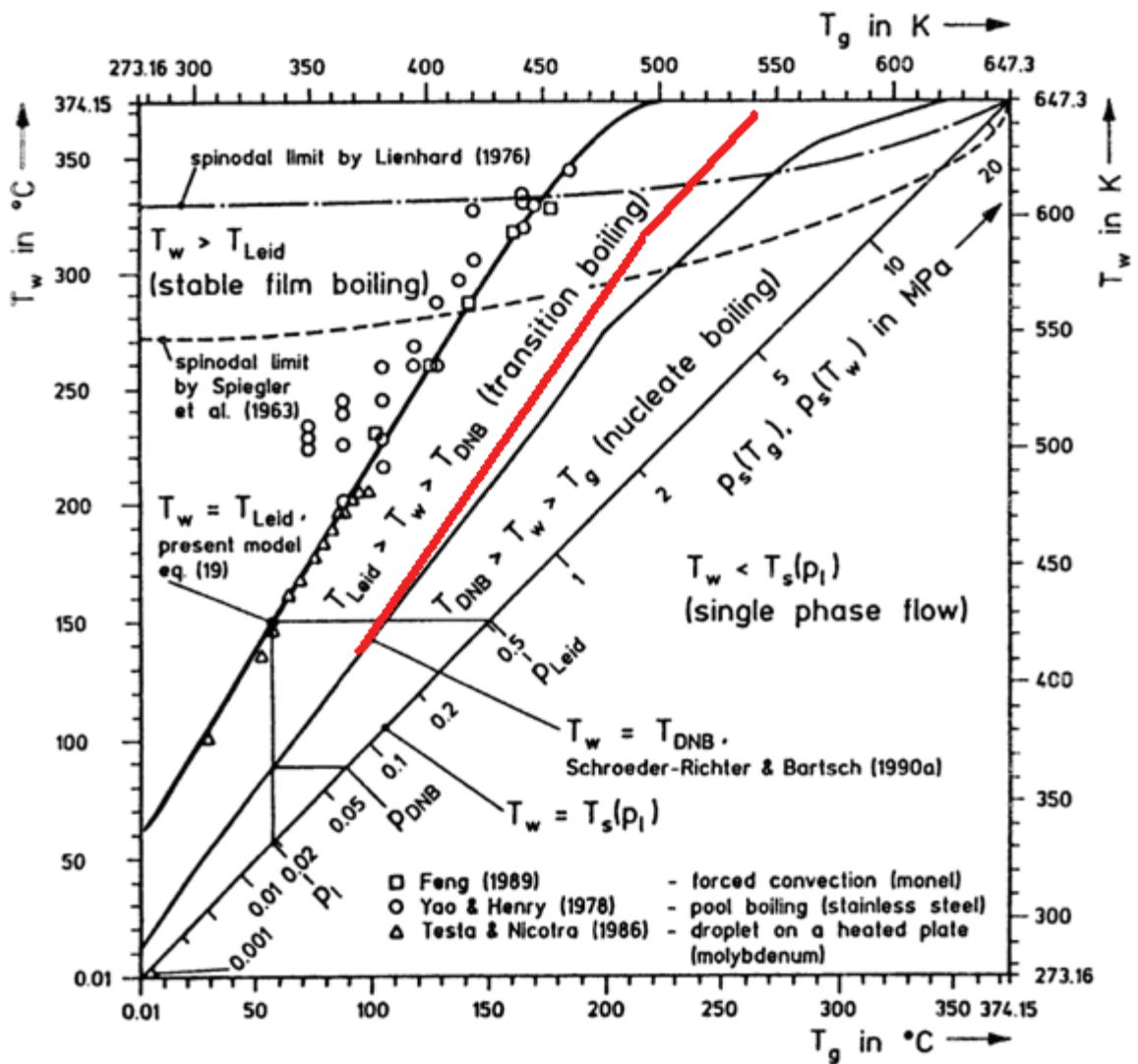


Abb. 3.3-2 Wandüberhitzung bei DNB

Die mit dieser Korrelation berechneten Wandüberhitzungen liegen für den Fall der NSRR-Versuche bei etwa 50 K. Sie entsprechen den Werten von Bessiron /BES 07/, die für NSRR-Versuche anhand der Temperatur-Messungen nachgewiesen worden sind.

3.3.4 Filmsieden

Nach Überschreiten der kritischen Wärmestromdichte (DNB) entsteht ein Dampffilm an der Hüllrohr-Oberfläche. Der Dampffilm reduziert die Wärmestromdichte um mindestens zwei Größenordnungen. Im Dampffilm erfolgt die Wärmeübertragung im Wesentlichen durch Wärmestrahlung. Weitere Beträge zur Wärmeübertragung liefern sowohl die Konvektion im Dampf als auch die Bewegung feiner Tropfen im Dampffilm. Dem wird Rechnung getragen, indem der htc -Wert für reine Wärmestrahlung mit dem Faktor 4 verstärkt wird.

$$htc_{\text{Filmsieden}} = 4 * 5.6697 \cdot 10^{-8} \left[\frac{W}{m^2 K^4} \right] (T_{\text{Hülle}}^2 + T_{\text{Fluid}}^2)(T_{\text{Hülle}} + T_{\text{Fluid}}) \quad (3.3-3)$$

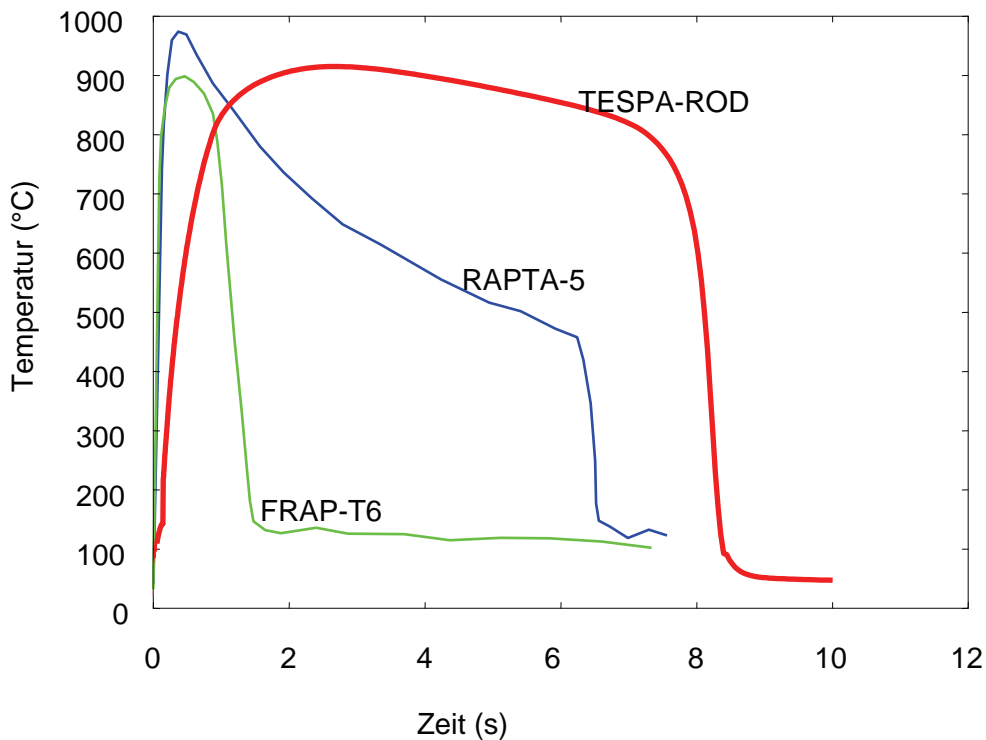


Abb. 3.3-3 Vergleich berechneter Hüllrohr-Temperaturen für den Versuch BGR RT12

Im Ergebnis zeigt der hier neu entwickelte Ansatz maximale Hüllrohr-Temperaturen, die vergleichbar mit denen anderer Brennstab-Programme wie FRAP-T6 und RAPTA-5 sind. Für den BGR-Versuch RT12 ermitteln diese Programme wie auch TESP-ROD eine maximale Temperatur von unter 1000°C (Abb. 3.3-3).

Der charakteristische Temperatur-Verlauf im Filmsieden ist in der Regel gekennzeichnet durch ein ausgeprägtes Temperatur-Plateau mit geringen hochfrequenten Temperatur-Schwankungen. Beispielhaft ist hierzu die Hüllrohr-Temperatur-Auswertung von Bessiron /BES 07/ zu nennen. Sie zeigt, wie sich zu einem mittleren Energie-Eintrag von 110 cal/g das charakteristische Temperatur-Niveau im NSRR-Versuch darstellt.

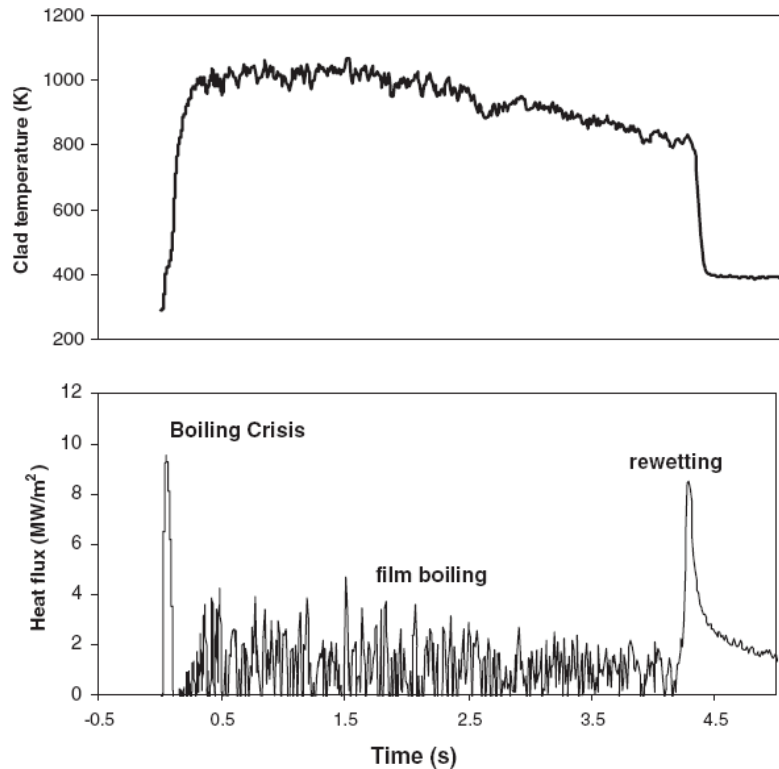


Abb. 3.3-4 Charakteristischer Temperatur-Verlauf im NSRR-Versuch

Das TESPA-ROD-Modell zeigt im Unterschied zu den anderen Brennstab-Programmen genau dieses Plateau, was für die besondere Eignung des in TESPA-ROD implementierten Strahlungswärmemodells spricht.

3.3.5 Wiederbenetzen (rewetting)

Das Filmsieden mit Wiederbenetzen (rewetting) des Hüllrohrs findet nach einer geringen Temperatur-Absenkung bei etwa 200 K unterhalb des Temperatur-Maximums statt. Mit dem Filmsiede-Modell in TESPA-ROD wird eine vergleichsweise große Ähnlichkeit hinsichtlich dieses Temperatur-Verlaufs erzielt, wenn die Initiierung des Wiederbenetzens bei einer Absenkung unter das Maximum von 50 K im TESPA-ROD-

Modell angesetzt wird. Vergleiche hierzu die TESP-ROD-Kurve in Abb. 3.3-3 mit dem Temperatur-Verlauf in Abb. 3.3-4.

Damit erfolgt die Initiierung des Wiederbenetzens auf einem Temperatur-Wert weit oberhalb der Leidenfrost-Temperatur, also bei einem Zustand, bei dem ein Wandkontakt des Fluids ausgeschlossen ist. Die Leidenfrost-Temperatur bemisst sich für Wasser und einen Druck von 1 bar auf etwa $T_{\text{sat}}+120 \text{ K} = 220^\circ\text{C}$. Dies bedeutet, dass die Initiierung des Wiederbenetzens nicht mit einer Berührung der flüssigen Phase an der Hüllrohr-Oberfläche einhergeht. Es liegt daher nahe, dass diese Initiierung von einer progressiven Dampffilm-Instabilität ausgelöst wird, die mit einer oszillierenden partiellen Annäherung der flüssigen Phase an die überhitzte Oberfläche einhergeht und damit zu einer progressiven Verbesserung des Wärmeübergangs sorgt.

Modelltechnisch wird dieser Vorgang daher nicht an der Leidenfrost-Temperatur oder ähnlichen Wiederbenetzungskriterien z. B. nach Groeneveld ausgerichtet, sondern an der Feststellung, dass ein Temperatur-Maximum T_{max} im Verlauf der RIA-Transiente aufgetreten ist und ein Unterschreiten des aufgetretenen Maximums um 50 K den zeitlichen Beginn der htc-Wert-Interpolation markiert. Hierbei wird zwischen dem htc-Wert für Filmsieden und dem htc-Wert für Blasensieden interpoliert.

Die Interpolation erfolgt quadratisch hinsichtlich der Hüllrohr-Temperatur $T_{\text{Hülle}}$:

$$\text{Interpolation}_{\text{Filmsieden-Blasensieden}} = \left[\frac{T_{\text{max}}-50-T_{\text{Hülle}}}{T_{\text{max}}-50-T_{\text{DNB}}} \right]^2 \quad (3.3-4)$$

Weicht der Interpolationswert von null ab ($T_{\text{Hülle}} = T_{\text{max}}-50$), dann wird hierdurch die sich selbst verstärkende Wärmeleitung eingeleitet. Dabei kommt es zu der in Abb. 3.3-4 dargestellten Erhöhung der Wärmestromdichte (rewetting), die Werte erreicht, die mit den Werten zum Zustand DNB vergleichbar sind. Siehe hierzu auch die mit TESP-ROD berechnete Wärmestromdichte in der Nukijama-Kurve von Abb. 3.3-1.

3.3.6 Unsicherheit im Wärmeübergangsmodell

Die Überprüfung der bisher mit TESP-ROD ausgewerteten RIA-Versuche unter Verwendung des Spaltgas-Freisetzungmodells (3.3-1) als auch unter Verwendung des Wärmeübergangsmodells in Kapitel 3.3 ergibt, dass Brennstab-Innendrucke berechnet werden, die auf die bleibende Hüllrohr-Dehnungen keine Auswirkung haben. Insofern

bleiben die bisherigen TESPA-ROD-Analysen bezüglich der bleibenden Hüllrohr-Dehnung uneingeschränkt gültig.

Die Hüllrohr-Belastung bei RIA-Transienten mit Wasser als Kühlmedium ist nach Stand der vorliegenden RIA-Versuchsdaten (NSRR, BGR) weder beeinflusst durch Spaltgasfreisetzung noch durch das Auftreten von DNB. Anhand einer weitergehenden Sensitivitätsbetrachtung ist jedoch eine wesentliche Unsicherheit durch das Modell zur Bestimmung des Wärmeübergangs zwischen Pellet-Oberfläche und Hüllrohr-Innenseite erkennbar.

Das Modell zur Dehnung des Pellets unterstellt, dass nach dem Abklingen der hohen Leistungsdichten die damit im Zusammenhang stehende Dehnung instantan zurückgeht. Wenn dieses Dehnungsmodell zutrifft, dann öffnet sich nach Abklingen der hohen Leistungsdichte der Spalt zwischen Pellet und Hüllrohr-Innenseite. Die Wärmeabfuhr vom Pellet zur Hülle reduziert sich dabei erheblich.

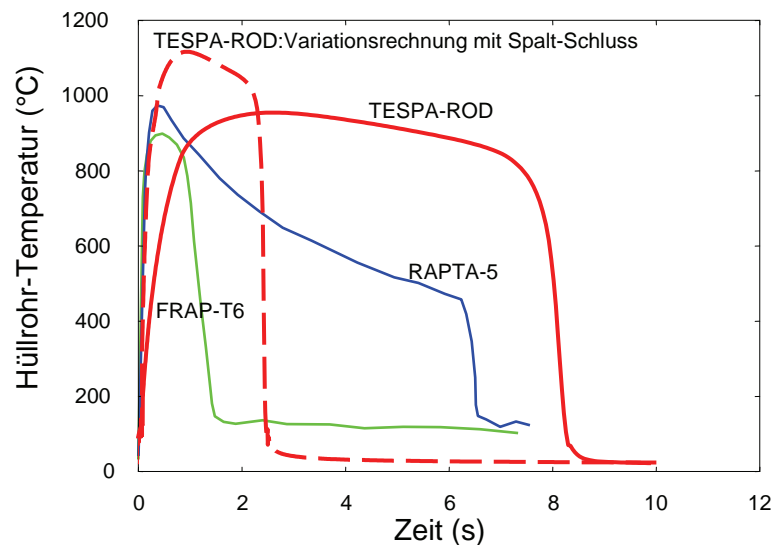


Abb. 3.3-5 Berechnete Hüllrohr-Temperatur im BGR-Versuch RT12

Der Vorgang der Spalt-Öffnung beschränkt die Wärmezufuhr zur Brennstabhülle derart, dass Wärmestromdichten von mehr als 2.5 MW/m^2 an der Hüllrohr-Außenseite nicht mehr auftreten können.

In weiteren Sensitivitätsanalysen mit TESP-ROD unter der Annahme eines fortwährenden Spalt-Schlusses kann gezeigt werden, dass Wärmestromdichten bis zu 10 MW/m^2 an der Hüllrohr-Oberfläche möglich sein könnten, sofern der htc-Wert für Blasensieden Werte über $10^5 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ annimmt. Unter diesen Annahmen stellt sich im Hüllrohr-Temperatur-Verlauf eine Ähnlichkeit zu den berechneten Verläufen der Brennstab-Rechenprogramme FRAP-T6 und RAPTA-5 ein, siehe Abb. 3.3-5.

Der mit TESP-ROD berechnete Verlauf der Variationsrechnung mit Spalt-Schluss wird ähnlicher bezüglich des Anstiegs in der Hüllrohr-Temperatur zu Beginn der RIA-Transiente als auch hinsichtlich der Zeitdauer, in der Filmsieden ermittelt wird (etwa 3 s in der Rechnung mit Spalt-Schluss gegenüber 8 s in der Rechnung ohne Spalt-Schluss).

Grundsätzlich kann sowohl ein Spalt-Schluss als auch ein extrem hoher htc-Wert von $10^5 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ nicht ausgeschlossen werden, so dass nicht entschieden werden kann, welcher Modellierung der Vorrang zu geben ist.

Es bleibt festzuhalten, dass zur endgültigen Aufklärung des Sachverhalts geeignete RIA-Tests fehlen, in denen als Kühlmittel Wasser verwendet wird, in denen die Brennstabhülle während der Transiente gerade noch intakt bleibt, und die Temperaturmessung hinreichend schnell ist, um hohe Wärmestromdichten an der Hüllrohr-Oberfläche nachweisen zu können.

4 Zusammenfassung

Im Rahmen des Vorhabens RS1175 wurden Berechnungsmethoden bereitgestellt, die mit hoher Aussagesicherheit das Brennstabverhalten unter Störfallbedingungen beschreiben. Die Methoden decken dabei sowohl den Kühlmittelverluststörfall (LOCA) als auch den Reaktivitätsstörfall (RIA) ab.

4.1 LOCA

Beim ANL wurden Ringdrucktests mit verschiedenen Hüllrohrmaterialien, u.a. Zry-4 und M5 durchgeführt. Dabei wurden die Probekörper in einer Dampfatmosphäre bis zu unterschiedlichen ECR-Werten oxidiert, dann langsam auf 800 °C abgekühlt und anschließend in kaltem Wasser abgeschreckt („gequenched“). Anschließend wurden die Probekörper mittels eines Ringdrucktests auf ihre Restduktilität untersucht, wobei Lastverformungskurven ermittelt wurden.

Diese Lastverformungskurven wurden mit Hilfe des Finite-Elemente-Simulationsprogramms ADINA approximiert. Das Programm benötigt dazu mechanische Materialeigenschaften in Abhängigkeit von der Sauerstoffverteilung im Hüllrohr und die Dicken der einzelnen Schichten nach der Oxidation.

Für Zry-4 können die Schichtdicken nach den Korrelationen von Leistikow berechnet werden. Für M5 muss eine Anpassung vorgenommen werden.

Bei Simulationen von Ringdruckversuchen des ANL ergab sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den Experimenten, wenn das im Rahmen von RS1175 weiterentwickelte Materialmodell verwendet wurde. Da alle Parameter des Materialmodells in die Bestimmung der Fließspannung eingehen, wurde diese als Maß für die Güte des Modells gewählt. Die Abweichungen zwischen den Modellvorhersagen und den aus den Versuchsdaten gewonnenen „Best-Fit“-Werten lagen in einem Bereich von ± 20 %.

Aus dem Vergleich der experimentellen mit den simulierten Lastverformungskurven können wahre innere Bruchspannungen bestimmt werden. Dazu wird für jeden Ringdruckversuch der erste sprunghafte Lastabfall in den Messdaten identifiziert. Die maximale innere wahre Mises-Vergleichsspannung im FE-Modell des Rings wird dann als Schätzwert („best-estimate“) für die Bruchspannung angesetzt. Die Bruchspannungen

wurden so für die beiden Hüllrohrmaterialien Zry-4 und M5 bei unterschiedlichen ECR-Werten bestimmt.

Das Ergebnis dieser Untersuchung liefert für das Verhältnis aus Bruch- und Fließspannung eine lineare, fallende Abhängigkeit vom ECR-Wert, einen schwachen linearen Anstieg der Bruchspannung mit steigendem ECR und einen quadratischen Anstieg der Fließspannung mit steigendem ECR. Diese Ergebnisse sind unabhängig vom Hüllrohrmaterial.

Eine erste Auswertung von Versuchen mit künstlicher Wasserstoffbeladung liefert vielversprechende Ergebnisse, allerdings liegen zurzeit zu wenige Daten für eine systematische Auswertung vor.

Momentan liegt ein Materialmodell vor, mit dessen Hilfe auf Basis von FE-Simulationen das integrale Verhalten von Brennelementhüllrohren bei LOCAs simuliert werden kann. Bisher wird der Oxidationsgrad des Hüllrohrs berücksichtigt. Das Modell ist geeignet, in einem nächsten Schritt auch die Abhängigkeit vom Wasserstoff zu berücksichtigen.

Im Rahmen des Vorhabens wurden FE-Analysemodelle zur Simulation des Brennstabhüllrohrverhaltens unter LOCA-Belastungen entwickelt und strukturmechanische Berechnungen mit dem FE-Rechenprogrammsystem ADINA durchgeführt. Dabei wurde das Verhalten eines Hüllrohrausschnitts mit und ohne Vorschädigung modelliert. Die hierzu in Ansatz gebrachten Randbedingungen wurden mit ATHLET berechnet. Die Vorschädigung bestand dabei in Form einer rotationssymmetrischen Ausbeulung einschließlich Wandstärkenschwächung auf etwa 50 % der ursprünglichen Wandstärke. Weiterhin wurde der Einfluss zusätzlicher mechanischer Belastungen in Form einer axialen Verformungsbehinderung sowie eines Innendrucks untersucht. Bei den Berechnungen wurden temperaturabhängige Materialdaten berücksichtigt.

Die Analyseergebnisse zeigen, dass im betrachteten Hüllrohrausschnitt mit und ohne Vorschädigung die temperaturabhängige Fließspannung nicht erreicht wird, d. h. es treten keine plastischen Verformungen auf, sofern keine zusätzlichen mechanischen Belastungen angenommen werden. Auch für den Fall eines geborstenen Hüllrohrs wird infolge der Quench-Belastungen kein Versagen erwartet. Wird jedoch im Sinne einer postulierten Einspannung bzw. Verklemmung des Hüllrohrs auf einer Länge von 100 mm eine axiale Verformungsbehinderung angenommen, so ergeben die Simulationen noch bevor das Hüllrohr durch Quenchen nennenswert abgekühlt wird eine

Plastifizierung des Hüllrohrmaterials und ein Versagen des Hüllrohrquerschnitts infolge der dominierenden Axialspannungen. In einer weiteren Analyse wurde unterstellt, dass das Hüllrohr mit Vorschädigung in Form einer Ausbeulung im Sinne eines abgeschlossenen Volumens unter Innendruckbelastung steht, bevor es zusätzlich Belastungen aus der LOCA-Transiente erfährt. Die Analyseergebnisse zeigen, dass das Hüllrohr im heißen Zustand (900 °C) noch bevor der Quenchvorgang einsetzt bei Innendruckbelastungen im Bereich von 0.5 MPa im Zentrum der Ausbeulung durch die Wand durchplastifiziert, und somit ein Versagen in Form eines Bruchs im gesamten Querschnitt nicht ausgeschlossen werden kann.

Insgesamt wurden in den durchgeführten Untersuchungen wesentliche Phänomene, die bei der Integritätsbewertung von Hüllrohren eine Rolle spielen, identifiziert.

Im Rahmen dieses Vorhabens sind die beiden Experimente IFA-650.4 und IFA-650.5 mit Hilfe von ATHLET-CD simuliert worden. Die Ergebnisse dieser Simulationen dienen der Klärung von thermohydraulischen Randbedingungen. Die Simulation von IFA-650.4 bestätigte, dass es zum Zeitpunkt des Brennstabberstens (bzw. wenige Sekunden davor oder danach) zu einer Verlagerung von Brennstoff innerhalb des Brennstabs und aus dem Brennstab heraus kam. Diese Brennstoffverlagerung und ihre möglichen Auswirkungen auf die Sicherheit bei LOCAs sind Gegenstand internationaler Diskussionen /WIE 09-2/. Die abschließende Bewertung der sicherheitstechnischen Auswirkungen der Brennstoffverlagerung ist noch nicht erfolgt.

4.2 RIA

Im Rahmen des CABRI-Versuchsprogramms sind im Verlauf der zurückliegenden Jahre 12 RIA-Versuche durchgeführt worden. Diese CABRI-Versuche fanden bisher in einer natriumgekühlten Brennstab-Umgebung statt und sind daher untypisch bezüglich der Kühlungsbedingungen im Reaktor. Um diesen Nachteil der Brennstab-Simulation zu beseitigen, wurde der Umbau der CABRI-Versuchsanlage zu einer Versuchsanlage mit Wasser als Kühlmedium vorgesehen. Bedingt durch Genehmigungsaufgaben der französischen Behörden ist die Fertigstellung des Umbaus verzögert worden. Ersatzweise ist den Teilnehmern des internationalen CABRI-Projekts, zu denen auch Deutschland gehört, der Zugang zum japanischen RIA-Test LS1 der japanischen Versuchsanlage NSRR bereitgestellt worden.

Im LS1-Versuch befindet sich der Test-Brennstab in Wasser bei atmosphärischem Druck und Raumtemperatur. Ähnliche Versuchsrandbedingungen liegen in der russischen BGR-Versuchsanlage vor.

Im laufenden Vorhaben sind daher sowohl der japanische RIA-Versuch LS1 der NSRR-Versuchsanlage als auch die RIA-Versuche RT8, RT11 und RT12 der russischen Versuchsanlage BGR ausgewertet und für entsprechende Modellentwicklungen genutzt worden.

Die phänomenologische Analyse der BGR-Versuche RT8, RT11 und RT12 mit dem Brennstab-Programm TESP-ROD bestätigt umfassend das Pellet-Dehnungsmodell. Dieses Modell beschreibt die Pellet-Dehnung als Funktion der Leistungsdichte. Diese Modell-Validierung ist insofern bedeutsam, da die BGR-Versuche im Unterschied zu den bisher untersuchten RIA-Tests deutlich höhere Leistungsdichten ausweisen.

Da das Dehnungsmodell entscheidend für die Hüllrohr-Belastung ist, kann hier gezeigt werden, dass auch das Hüllrohr-Bersten bei entsprechend hoher lokaler Leistungsdichte vom Rechenprogramm TESP-ROD ermittelt werden kann.

Im Versuch BGR Test RT12 blieb das Brennstab-Hüllrohr intakt. In dieser Situation kann auch das Hüllrohr-Kriechen zu einer bleibenden Hüllrohr-Dehnung beitragen. Die phänomenologische Analyse mit dem Rechenprogramm TESP-ROD zeigt hier, dass unter Berücksichtigung des transienten Wärmeübergangs mit Überschreiten des kritischen Wärmestroms (DNB) Hüllrohr-Temperaturen ermittelt werden, die ein Hüllrohr-Kriechen nahezu ausschließen. In einem Rechenprogramm-Benchmark zu diesem Versuch RT12 ergibt sich, dass das Rechenprogramm TESP-ROD die Zeitspanne mit Filmsieden mit 8 s als vergleichsweise lang eingeschätzt wird. Da Temperatur-Aufzeichnungen zum Versuch RT12 nicht vorliegen, kann nicht beurteilt werden, welches der Rechenprogramme durch das Experiment bestätigt ist.

Die Analyse des japanischen NSRR-Versuchs LS1 wird gestützt durch Hüllrohr-Temperatur-Messungen, da es aber im Verlauf der RIA-Transiente zum Hüllrohr-Versagen mit kompletten Auswurf von Brennstoff kommt, ist die Verwertung des Temperatur-Signals hinsichtlich der Bestimmung der tatsächlichen Wärmeübertragung ungeeignet. Dagegen trägt die Brennstab-Innendruck-Messung im Versuch LS1 erheblich zur Modellentwicklung der transienten Spaltgas-Freisetzung bei. Hier wird erkennbar, dass lediglich Spaltgase an der Korngrenze der Brennstoff-Matrix im Rahmen einer

fortschreitenden Korngrenzen-Separation einen Beitrag zur Freisetzung leisten. Die Entwicklung des transienten Spaltgas-Freisetzungmodells in TESP-ROD nutzt diese Messdaten und zeigt auf, dass im Fall des LS1-Tests etwa 44% des Spaltgas-Inventars innerhalb von wenigen Millisekunden freigesetzt werden.

Die erneute Nachanalyse bisheriger RIA-Versuchsnachrechnungen weist nach, dass der so berechnete Brennstab-Innendruck keinen Einfluss auf die berechneten bleibenden Hüllrohr-Dehnungen ausübt und somit die Validierung des Pellet-Dehnungsmodells in TESP-ROD nicht infrage steht.

Das neu entwickelte Wärmeübertragungsmodell für TESP-ROD spiegelt alle relevanten Wärmeübertragungsprozesse wieder, die während einer RIA-Transiente auftreten können. Im Unterschied zu konventionellen Berechnungsmodellen wird für das Wiederbenetzen nach Auftreten von DNB ein Stabilitätskriterium ausgewertet. Dies bewirkt, dass der charakteristische Temperatur-Verlauf mit einem Temperatur-Plateau während des Filmsiedens mit TESP-ROD berechnet wird.

Da geeignete Temperatur-Messungen zu RIA-Tests mit Wasser als Kühlmedium fehlen, können nur Plausibilitätsbetrachtungen und ein Rechenprogramm-Benchmark genutzt werden, um die Qualität des Modellansatzes zu prüfen. Anhand einer Unsicherheitsanalyse ergibt sich, dass eine frühe Spalt-Öffnung zwischen Pellet und Hüllrohr-Innenseite kurz nach Abnahme der maximalen Leistungsdichte maßgeblich die Wärmeübertragung an der Hüllrohr-Außenseite beeinflusst. Es ist anhand der vorliegenden Messdaten nicht möglich, diese Modellunsicherheit auszuräumen. Insofern muss an dieser Stelle auf die noch ausstehenden CABRI-Water-Loop-Tests verwiesen werden, die diese Versuchsdaten liefern werden.

5 Literaturverzeichnis

- /ADI 09/ ADINA User Interface, Version 8.6, 2009 with
ADINA – A Finite Element Program for Automatic Dynamic
Incremental Nonlinear Analysis,
ADINA-T – for the heat transfer of solids,
ADINA-F – for compressible and incompressible fluids,
ADINA-FSI – for fully coupled analysis of fluid flow with structural
interaction,
ADINA-IN/-Plot – for pre- and postprocessing.
- /BES 07/ V. Bessiron, T. Sugiyama, T. Fuketa
Clad-to-Coolant Heat Transfer in NSRR Experiments. In: J. of Nucl.
Science and Technology, Vol. 44, No. 5, pp. 723-732, 2007
- /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 02/ M. Billone, H.M. Chung, Y. Yan
Steam Oxidation Kinetics of Zirkonium alloys, ADAMS, 2002
- /BIL 04-1/ M. Billone R. Daum, S. Majumdar
Mechanical Property Testing, ANL, 2004
- /BIL 04-2/ M. Billone, T. Burtseva, Y. Yan
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and M5 Oxidized at 1000°C and
1100°C, ADAMS ML041420185, 2004
- /BIL 04-3/ M. Billone, T. Burtseva, Y. Yan
Post-Quench Ductility Results for Zry-4 and M5 Oxidized at 1200°C, Slow
Cooled to 800°C and Quenched, ADAMS ML041420199, 2004

- /BIL 04-4/ M. Billone, T. Burtseva, Y. Yan
Hydrogen Pick-up and Ring-Compression Ductility for E110 Oxydized in
Steam at 1000 °C, ADAMS, 2004
- /BIL 05/ Billone M.C., LOCA Embrittlement Correlation, 8. April 2005, NRC ADAMS
- /LIE 08/ Lienhard J. H. IV, Lienhard J.H. V:
A Heat Transfer Textbook, Third Edition. Version 1.31
- /BIL 08/ 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
- /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 quench-
ing, Proceeding of TCM on Fuel behavior under transient and LOCA condi-
tions, 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
- /CHU 79/ H. M. Chung, T. F. Kassner
Pseudobinary Zircaloy-Oxygen Phase Diagram, Journal of Nuclear Mate-
rials, 84, 327-339, 1979

- /FRA 05/ FRAPTRAN-1.3
FRAPTRAN-1.3 Release Document, Pacific Northwest National Laboratory,
Richland, WA, USA, 2005
- /GRS 07/ H.-G. Sonnenburg, M. Kloos, C. Müller, J.-D. Schubert, J. Herb
Weiterentwicklung der Methoden zur Analyse des Brennstabverhaltens bei
Reaktivitäts- und Kühlmittelverlust-Störfällen, GRS-A-3368, März 2007
- /GRS 09/ Sicherheitskriterien für Kernkraftwerke, Revision D, regelwerk.grs.de, April
2009
- /HEJ 08/ J. Herb, H. Sonnenburg
Simulation of IFA-650.4 and 650.5, Ninth Plenary Meeting on the WGFS,
Schloss Böttstein, Switzerland, September 11-12, 2008
- /KEK 07-1/ L. Kekkonen
LOCA testing at Halden, the PWR experiment IFA-650.4, HWR-838, 2007
- /KEK 07-2/ L. Kekkonen
LOCA testing at Halden, the PWR experiment IFA-650.5, HWR-839, 2007
- /KOL 07/ E. Kolstad, W. Wiesenack, B. Oberländer L. Kekkonen
LOCA TESTING at Halden Recent Tests and Plans, LOCA Meeting at
Argonne, 5-6 October, 2007
- /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
- /LER 05/ G. Lerchl
Simulation of IFA-650 Tests with ATHLET, 6th Plenary Meeting of the SEG
FSM, OECD, Paris, 25.- 26. April 2005
- /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
- /SCH 96/ D. Schröder-Richter
Analytical Modeling of Complete Nukiyama Curves Corresponding to Expected Low Void Fraction at High Subcooling and Flow Rate. In: Fusion Technology, Vol. 29, pp. 468-486, Juli 1996
- /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
- /RSK 96/ RSK-Leitlinien für Druckwasserreaktoren, Ursprungsfassung (3. Ausgabe vom 14. Oktober 1981) mit Änderungen vom 15.11.1996
- /SON 02/ H. G. Sonnenburg, E. Hofer, M. Kloos
Methodenentwicklung zur Analyse des Brennstabverhaltens bei erhöhtem Abbrand, GRS-A-3079, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Garching, November 2002
- /SON 07/ H. G. Sonnenburg, et al
Methodenentwicklung zur Analyse des Brennstabverhaltens bei erhöhtem Abbrand, GRS-A-3368, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Garching, 2007
- /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

- /WIE 08/ W. Wiesenack
Halden Reactor Project LOCA experiments for 2nd code benchmark, Ninth Plenary Meeting of the WGFS, Böttstein, Switzerland, 11.-12. September 2008
- /WIE 09-1/ W. Wiesenack
WGFS Report on Benchmark calculations on Halden IFA-650 LOCA test results, 1st draft, Dezember 2009
- /WIE 09-2/ W. Wiesenack
WGFS Technical Opinion Paper on Safety significance of the Halden IFA-650, Institut for energiteknikk OECD Halden Reactor Project, Dezember 2009
- /YEG 05/ L. Yegorova, et al.
NUREG/IA-0213, Vol. 2, IRSN/DPAM 2005-275, NSI RRC KI 3230, 2005

6 Tabellenverzeichnis

Tab. 2.2-1	Oxidationstemperatur und ECR (%) der Ringdrucktests von Zry-4 bei Raumtemperatur zur Validierung der FE-Simulationen	7
Tab. 2.2-2	Oxidationstemperatur und ECR (%) der Ringdrucktests von M5 bei Raumtemperatur zur Validierung der FE-Simulationen	7
Tab. 2.2-3	ECR (%) der Ringdrucktests von M5 und Zry-4 bei 135 °C Testtemperatur und 1200 °C Oxidationstemperatur	8
Tab. 2.3-1	Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten für die Berechnung der Massenzunahme und der Schichtdicken in Zry-4	9
Tab. 2.3-2	In den Simulationen verwendete Dichte von Zr und ZrO ₂	10
Tab. 2.4-1	Reaktionsgeschwindigkeitskonstanten, die für die Berechnung der Massenzunahme und der Schichtdicken in Zry-4 verwendet werden.	23
Tab. 3.1-1	Randbedingungen vor Versuchsdurchführung	76
Tab. 3.1-2	Messungen nach Versuchsdurchführung	76
Tab. 3.1-3	Berechnete Dauer des Filmsiedens im RIA-Versuch BGR-RT12 verschiedener Brennstab-Rechenprogramme	87

7 **Abbildungsverzeichnis**

Abb. 2.2-1	Schichtstruktur von oxidiertem Zry-4 und M5 /BIL 08/.....	6
Abb. 2.2-2	Prinzipieller experimenteller Aufbau der Ringdruckversuche.	6
Abb. 2.3-1	Vergleich von Messdaten /BRA 08/ der Sauerstoffkonzentration in der prior- β -Schicht mit den Modellvorhersagen. Die Oxidationstemperatur war 1200 °C, die Oxidation erfolgte einseitig. Die Stättigungsgrenze für Sauerstoff in Zirkon bei 1200 °C nach /CHU 79/ berechnet.	11
Abb. 2.3-2	Spannungs-Dehnungskurve für Zry-4 mit einem ECR = 10 %, oxidiert bei 1200 °C.....	16
Abb. 2.4-1	Vernetzungsschema für die FE-Simulationen der Ringdrucktests (90°- Modell, ¼ des Probekörpers).....	17
Abb. 2.4-2	Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,4 mm vorgeschriebener Verformung	19
Abb. 2.4-3	Verteilung der Vergleichsspannung bei 0,8 mm vorgeschriebener Verformung	20
Abb. 2.4-4	Verteilung der Vergleichsspannung bei 1,2 mm vorgeschriebener Verformung	20
Abb. 2.4-5	Schliffbild von M5, oxidiert bei 1100 °C bis zu einem ECR-Wert von ungefähr 17 % /BRA 01/	22
Abb. 2.4-6	„Best-Fit“ Ergebnisse und daraus abgeleitetes Modell für die Schichtdicke der O- α -Schicht, nach Vergleich des elastischen Teils der Last-Verformungskurve.	23
Abb. 2.4-7	„Best-Fit“ Ergebnisse für die prior- β -Schicht verglichen mit den Modellvorhersagen. Die Fehlerbänder (grau) liegen 5 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz).	24
Abb. 2.4-8	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4, oxidiert bei 1000 °C und 1100 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.	26
Abb. 2.4-9	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4, oxidiert bei 1100 °C und 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt.	27

Abb. 2.4-10	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1000 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. 28
Abb. 2.4-11	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1100 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. 29
Abb. 2.4-12	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für M5, oxidiert bei 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei Raumtemperatur durchgeführt. 30
Abb. 2.4-13	Bruchspannungen in Abhängigkeit vom ECR, ermittelt aus Ringdrucktests bei Raumtemperatur. 31
Abb. 2.4-14	Fließspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR. ... 31
Abb. 2.4-15	Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR..... 32
Abb. 2.4-16	Vergleich zwischen den experimentellen Lastverformungskurven aus den Ringdrucktests (RCT) und den mit ADINA simulierten für Zry-4 und M5, oxidiert bei 1200 °C. Markiert ist jeweils die Verformung (blauer und gelber Punkt), für die die Bruchspannung bestimmt wurde. Die Ringdrucktests wurden bei 135 °C durchgeführt. 33
Abb. 2.4-17	Bruchspannungen in Abhängigkeit vom ECR, ermittelt aus Ringdrucktests bei 135 °C 34
Abb. 2.4-18	Verhältnis von Bruch- zu Fließspannung bei 135 °C in Abhängigkeit vom ECR 34
Abb. 2.4-19	Vergleich der vom Materialmodell vorhergesagten Fließspannung mit den „Best-Fit“-Werten. Die Fehlerbänder (grau) liegen 20 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz). 35
Abb. 2.4-20	Fließspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR. Die Modellvorhersagen sind in grünlichen Farben dargestellt, die Ergebnisse der „Best-Fit“-Analysen in rötlichen Farbtönen. 36

Abb. 2.4-21	Vergleich Bruchspannung, gewonnen aus den Lastverformungskurven unter Verwendung des hier vorgestellten Materialmodells, mit den „Best-Fit“-Werten. Die Fehlerbänder (grau) liegen 20 % ober- bzw. unterhalb der Kurve für die Modellvorhersage (schwarz). 38	38
Abb. 2.4-22	Bruchspannungen bei Raumtemperatur in Abhängigkeit vom ECR. Die Modellvorhersagen sind in grünlichen Farben dargestellt, die Ergebnisse der „Best-Fit“-Analysen in rötlichen Farbtönen. 38	38
Abb. 2.6-1	Temperatur an der Innenoberfläche des Hüllrohrs für verschiedene Höhen während der LOCA Transiente 41	41
Abb. 2.6-2	Temperatur an der Innen-/Außenoberfläche des Hüllrohrs (Höhe 50 mm)..... 41	41
Abb. 2.6-3	Temperatur an der Außenoberfläche des Hüllrohrs als Funktion der Höhe des Hüllrohrs 42	42
Abb. 2.6-4	Temperaturabhängigkeit des Elastizitätsmoduls für Zry-4 nach /MAT 03/ 43	43
Abb. 2.6-5	Temperaturabhängigkeit der Streckgrenze für Zry-4 nach /MAT 03/ . 44	44
Abb. 2.6-6	Temperaturabhängigkeit des Spannungs-Dehnungs-Diagramms für Zry-4 nach /MAT 03/ 45	45
Abb. 2.6-7	Rotationssymmetrisches Analysemodell (M1) eines ungeschädigten Hüllrohrs (Ausschnitt: 12 mm, Gesamtmodell 100 mm) 46	46
Abb. 2.6-8	Temperaturverteilung im ungeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente 48	48
Abb. 2.6-9	Spannungsverteilung im ungeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente 49	49
Abb. 2.6-10	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs 50	50
Abb. 2.6-11	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs 50	50
Abb. 2.6-12	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs 51	51
Abb. 2.6-13	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (ohne Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs 51	51

Abb. 2.6-14	Rotationssymmetrisches Analysemodell (M2) eines vorgeschädigten Hüllrohrs	52
Abb. 2.6-15	Temperaturverteilung im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente.....	54
Abb. 2.6-16	Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente	55
Abb. 2.6-17	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs.....	56
Abb. 2.6-18	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs.....	56
Abb. 2.6-19	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs.....	57
Abb. 2.6-20	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Außenoberfläche (mit Beule als Schädigung) bei LOCA Transiente 5,55 s nach Beginn des Quenchvorgangs.....	57
Abb. 2.6-21	Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei LOCA Transiente und axialer Verformungsbehinderung.....	59
Abb. 2.6-22	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.3 s nach Beginn des Quenchvorgangs	60
Abb. 2.6-23	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.4 s nach Beginn des Quenchvorgangs	60
Abb. 2.6-24	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.5 s nach Beginn des Quenchvorgangs	61
Abb. 2.6-25	Spannungsverteilung entlang der Hüllrohrlänge an der Innenoberfläche (mit Beule als Schädigung und axialer Verformungsbehinderung) bei LOCA Transiente 0.6 s nach Beginn des Quenchvorgangs	61

Abb. 2.6-26	Verteilung der Vergleichsspannungen im vorgeschädigten Hüllrohr bei Innendruck p und ca. 850 °C (d. h. Streckgrenze 23 MPa) 63
Abb. 2.6-27	Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.24$ MPa 64
Abb. 2.6-28	Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.36$ MPa 64
Abb. 2.6-29	Spannungsverteilung in der Wand (Mitte der Ausbeulung) für $p = 0.48$ MPa 65
Abb. 2.7-1	Längsschnitt der Versuchskapsle für die Test IFA-650.4 /KEK 07-1/ und IFA-650.5 /KEK 07-2/..... 67
Abb. 2.7-2	Vergleich Experiment/Simulation des axialen Temperaturprofils kurz vor bzw. nach dem Bersten im Versuch IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten); Stelle der Berstöffnung im Brennstab (grün für IFA-650.4, rot für IFA-650.5) 69
Abb. 2.7-3	Vereinfachte Darstellung des Versuchsaufbaus von IFA-650 /KEK 07-1/..... 70
Abb. 2.7-4	Vergleich Experiment /KEK 07-1/2/ und Simulation der Temperatur auf der Brennstaboberfläche in den Versuchen IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten) 71
Abb. 2.7-5	Vergleich Experiment/Simulation des Drucks am Ein- und Auslass der Versuchskapsel in den Versuchen IFA-650.4 (oben) und IFA-650.5 (unten) 72
Abb. 2.7-6	Gammascans von IFA-650.4 (links, /KEK 07-1/) und IFA-650.5 (rechts, /KOL 07/). 73
Abb. 2.7-7	Axiale Leistungsverteilung kurz vor und nach dem Bersten während der Simulation des Versuchs IFA-650.4 74
Abb. 3.1-1	Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT8..... 77
Abb. 3.1-2	Halbwert-Pulsbreiten im Vergleich zwischen CABRI-RepNa2 und BGR-RT8-Versuch..... 78
Abb. 3.1-3	Vergleich der transienten Pellet-Dehnung in äußerer Pellet-Zone zwischen CABRI-RepNa2 und BGR-RT8..... 79
Abb. 3.1-4	Hüllrohr-Dehnungen im Versuch BGR-RT8..... 80
Abb. 3.1-5	Umfangsspannung zum Versuch BGR-RT8 bei einer um 20 % erhöhten Leistungsdichte..... 82
Abb. 3.1-6	Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT11..... 83
Abb. 3.1-7	Hüllrohr-Dehnungen im Versuch BGR-RT11..... 84

Abb. 3.1-8	Erscheinungsbild des Brennstabs nach Versuch RT12.....	85
Abb. 3.1-9	Hüllrohr-Dehnung im Versuch BGR-RT12.....	86
Abb. 3.1-10	Wärmestromdichte an der Brennstab-Oberfläche im Versuch BGR-RT12.....	88
Abb. 3.1-11	Brennstoff- und Hüllrohr-Temperatur im Versuch BGR-RT12.....	88
Abb. 3.1-12	Brennstab-Innendruck und Differenz-Druck über Hüllrohr im Versuch BGR-RT12.....	89
Abb. 3.1-13	Mit TESP-ROD berechnete Hüllrohr-Dehnungen in Umfangsrichtung im Versuch BGR-RT12.....	90
Abb. 3.2-1	Blick in den NSRR Versuchsreaktor während der RIA-Transiente.....	91
Abb. 3.2-2	Bemaßung des Test-Brennstabs LS1.....	92
Abb. 3.2-3	Entwicklung der betrieblichen Brennstab-Leistung.....	93
Abb. 3.2-4	Instrumentierung am Test-Brennstab LS1.....	93
Abb. 3.2-5	Test-Brennstab nach RIA-Test NSRR LS1.....	94
Abb. 3.2-6	Metallographie des Brennstab-Hüllrohr-Aufrisses.....	95
Abb. 3.2-7	Brennstoff-Auswurf und zeitlich nachfolgende Dampf-Explosion.....	95
Abb. 3.2-8	Messung und Rechnung zur Hüllrohr-Oberflächen-Temperatur.....	97
Abb. 3.2-9	Messung und Rechnung zum Brennstab-Innendruck.....	97
Abb. 3.2-10	Umfangsspannung und Berstspannung im Brennstab-Hüllrohr.....	98
Abb. 3.2-11	Berechneter Temperatur-Verlauf von Brennstoff und Hülle in LS1.....	99
Abb. 3.2-12	Zeitverlauf der Leistungsdichte im Versuch LS1.....	101
Abb. 3.2-13	Brennstab-Innendruck-Entwicklung nach Modellansatz (3.2-1) im Vergleich zur Messung im NSRR-Versuch LS1.....	102
Abb. 3.3-1	Wärmeübergangsmechanismen in der Nukijama-Kurve.....	104
Abb. 3.3-2	Wandüberhitzung bei DNB.....	107
Abb. 3.3-3	Vergleich berechneter Hüllrohr-Temperaturen für den Versuch BGR RT12.....	108
Abb. 3.3-4	Charakteristischer Temperatur-Verlauf im NSRR-Versuch.....	109
Abb. 3.3-5	Berechnete Hüllrohr-Temperatur im BGR-Versuch RT12.....	111

8 Verteiler

		Exemplare: gedruckte Form	CD-ROM
BMWi			
Referat III B 4		1 x	
GRS-PT/B			
Internationale Verteilung	(FIZ)	10 x	30 x
Projektbegleiter	(fss)	2 x	1 x
GRS			
Geschäftsführung	(hah, stj)	je 1 x	
Bereichsleiter	(erv, lim, prg, tes, rot, zir)	je 1 x	
Abteilungsleiter	(gls, paa, som, teh)	je 1 x	
Projektleiter	(son)	1 x	
Projektbetreuung	(kgl)	1 x	
Informationsverarbeitung	(nit)	1 x	
Autoren	(son, hej, siv, bnn)	je 1 x	
Bibliothek	(Garching, Köln)	je 1 x	
Gesamtauflage		34	31