



Eberhard Altstadt, Hans-Georg Willschütz

**Beitrag zur Modellierung der Schmelzerückhaltung  
im RDB nach Verlagerung von Corium  
in das untere Plenum:  
Berechnung des Temperaturfeldes und der  
viskoplastischen Verformung der Behälterwand**

Reaktorsicherheitsforschung, Vorhaben-Nr.: 150 1254  
Abschlussbericht



Wissenschaftlich-Technische Berichte  
**FZR-412**  
Januar 2005

Eberhard Altstadt, Hans-Georg Willschütz

**Beitrag zur Modellierung der Schmelzerrückhaltung im  
RDB nach Verlagerung von Corium in das untere  
Plenum: Berechnung des Temperaturfeldes und der  
viskoplastischen Verformung der Behälter**

Reaktorsicherheitsforschung, Vorhaben-Nr.: 150 1254  
Abschlussbericht

Bibliothek FZ Rossendorf



01276930



Forschungszentrum  
Rossendorf



## **Abschlussbericht Final Report**

**Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 1501254  
Reactor Safety Research - project No.: 1501254**

**Vorhabentitel:**

Beitrag zur Modellierung der Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum: Berechnung des Temperaturfeldes und der viskoplastischen Verformung der Behälterwand

**Project Title:**

Modelling of in-vessel retention after relocation of corium into the lower plenum: evaluation of the temperature field and of the viscoplastic deformation of the vessel wall

**Autoren / Author (s):**

**Eberhard Altstadt und Hans-Georg Willschütz**

**Dienststelle des Autors / Performing Organisation:**

Forschungszentrum Rossendorf e. V.

**Berichtsdatum / Publication Date:** 31. Januar 2005

**Berichts – Nr. / Report - No:** FZR-412

**Hinweis:**

Das diesem Bericht zugrundeliegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Arbeit unter dem Förderkennzeichen 150 1254 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Das Forschungszentrum Rossendorf e. V. und die Berichtersteller übernehmen keine Haftung für Schäden, die aufgrund von weiterführenden fehlerhaften Anwendungen der in diesem Bericht dargestellten Ergebnisse entstehen.

## Kurzfassung

Bezüglich eines hypothetischen Kernschmelzeszenarios in einem Leichtwasserreaktor (LWR) ist es notwendig, mögliche Versagensformen des Reaktordruckbehälters sowie Versagenszeiträume zu untersuchen, um die Belastung für das Containment bestimmen zu können. Es wurden bereits eine Reihe von Experimenten durchgeführt, welche Erkenntnisse hierüber liefern sollen.

Vom Institut für Sicherheitsforschung des FZR wurde ein Finite-Elemente-Modell erstellt, das sowohl die Temperaturfeldberechnung für die Wand als auch die elasto-plastische Mechanik der Behälterwand beschreibt. Dabei wurde ein fortgeschrittenes Modell für das Kriechen und für die Materialschädigung entwickelt und an Hand von experimentellen Daten validiert. Die thermischen und mechanischen Berechnungen sind rekursiv und sequentiell gekoppelt. Das Modell ist in der Lage, Versagenszeit und Versagensposition eines Behälters mit beheiztem Schmelzpool zu berechnen.

Das Modell wurde für Voraus- und Nachrechnungen der FOREVER-Experimente, die den RDB eines LWR im Maßstab 1:10 nachbilden, angewendet. Diese Experimente wurden an der KTH Stockholm durchgeführt. Die Ergebnisse der Berechnungen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Der Kriechvorgang wird nur durch das Zusammenwirken genügend hoher Temperaturen ( $>600\text{ °C}$ ) und Drücke ( $>1\text{ MPa}$ ) verursacht.
- Im betrachteten Szenario stellt die Zone des heißen Fokus den gefährdeten Bereich mit den höchsten Kriechdehnraten dar.
- Die exakte Höhe des Temperaturniveaus und des Drucks beeinflussen im wesentlichen nur die Versagenszeit, aber nicht die Versagensposition.
- Die Versagenszeit lässt mit einer Unsicherheit von ca. 20 bis 25% vorhersagen. Die wesentlichen Ursachen für diese Unsicherheit liegen in der starken Streuung und der hohen Temperatursensitivität der viskoplastischen Eigenschaften des RDB-Stahls.
- Im Gegensatz zur Region des heißen Fokus weist das tiefergelegene Zentrum der Bodenkalotte aufgrund der niedrigeren Temperaturen eine höhere Festigkeit auf. Diese untere „Schale“ behält ihre Form und verlagert sich nur vertikal nach unten. Daher kann man annehmen, dass es möglich ist, das Versagen des Behälters zu verzögern oder zu verhindern, indem die feste „Schale“ unterstützt wird.
- Das Entstehen eines Spalts zwischen Behälterwand und Schmelzkruste konnte in den Experimenten und Berechnungen nicht nachgewiesen werden.

Erste Rechnungen für eine LWR-Geometrie wurden durchgeführt, um Unterschiede und Gemeinsamkeiten zwischen prototypischen Szenarien und skalierten Experimenten herauszuarbeiten. Die Ergebnisse der FOREVER-Experimente lassen sich nicht ohne Weiteres auf LWR-Verhältnisse übertragen. Die geometrischen, mechanischen und thermischen Verhältnisse lassen sich nicht in gleicher Weise skalieren. Bei LWR-Verhältnissen kommt es auf Grund der viel höheren Schmelztemperatur zu einem partiellen Abschmelzen der RDB-Wand, was bei den FOREVER-Experimenten nicht der Fall ist.

## Abstract

Considering the hypothetical core melt down scenario for a light water reactor (LWR) a possible failure mode of the reactor pressure vessel (RPV) and its failure time has to be investigated for a determination of the loadings on the containment. Several experiments have been performed accompanied with material properties evaluation, theoretical, and numerical work.

At the Institute of Safety Research of the FZR a finite element model has been developed simulating the thermal processes and the viscoplastic behaviour of the vessel wall. An advanced model for creep and material damage has been established and has been validated using experimental data. The thermal hydraulic and the mechanical calculations are sequentially and recursively coupled. The model is capable of evaluating fracture time and fracture position of a vessel with an internally heated melt pool.

The model was applied to pre- and post test calculations for the FOREVER test series representing the RPV of a PWR in the scale of 1:10. These experiments were performed at the Royal Institute of Technology in Stockholm. The results of the calculations can be summarised as follows:

- The creeping process is caused by the simultaneous presence of high temperature ( $>600\text{ °C}$ ) and pressure ( $>1\text{ MPa}$ )
- The hot focus region is the most endangered zone exhibiting the highest creep strain rates.
- The exact level of temperature and pressure has an influence on the vessel failure time but not on the failure position
- The failure time can be predicted with an uncertainty of 20 to 25%. This uncertainty is caused by the large scatter and the high temperature sensitivity of the viscoplastic properties of the RPV steel.
- Contrary to the hot focus region, the lower centre of the vessel head exhibits a higher strength because of the lower temperatures in this zone. The lower part moves down without significant deformation. Therefore it can be assumed, that the vessel failure can be retarded or prevented by supporting this range.
- The development of a gap between melt crust and vessel wall could not be proofed.

First calculations for a PWR geometry were performed to work out differences and commonalities between prototypic scenarios and scaled experiments. The results of the FOREVER-experiments cannot be transferred offhand to PWR geometry. The geometrical, mechanical and thermal relations cannot be scaled in the same way. Because of the significantly higher temperature level, a partial ablation of the vessel wall has to be expected in the PWR scenario, which is not the case in the FOREVER tests.

## Inhalt

Kurzfassung.....	2
Abstract .....	3
Abkürzungen und Symbole.....	5
1 Einleitung .....	7
1.1 Aufgabenstellung.....	7
1.2 Voraussetzungen.....	7
1.3 Arbeitsplan .....	8
1.4 Stand von Wissenschaft und Technik.....	9
1.5 Kooperation .....	14
2 Die FOREVER-Experimente an der KTH Stockholm .....	14
2.1 Beschreibung des experimentellen Aufbaus .....	14
2.2 Aufbereitung und Analyse der experimentellen Daten.....	17
3 Temperaturfeldberechnung.....	19
3.1 Temperaturfeldberechnung mittels CFD.....	19
3.2 Das Modell der effektiven Wärmeleitfähigkeit.....	19
3.3 Wärmestrahlung und Konvektion an freien Oberflächen .....	24
3.4 Thermische Materialeigenschaften.....	25
4 Strukturmechanische Modellierung.....	26
4.1 Axialsymmetrische Vernetzung des Behälters .....	26
4.2 Belastungen .....	27
4.3 Elastisch-viskoplastische Materialeigenschaften.....	27
4.4 Modellierung der Materialschädigung.....	40
5 Kopplung von thermischer und mechanischer Rechnung.....	41
5.1 Problemstellung.....	41
5.2 Programmtechnische Realisierung.....	42
5.3 Einfluss der Kopplung auf das Behälterversagen .....	50
5.4 Spaltbildung.....	50
6 Modellvalidierung an Hand der FOREVER-Experimente .....	51
6.1 Validierung der thermischen Rechnungen.....	51
6.2 Validierung der mechanischen Rechnungen .....	52
7 Betrachtung eines prototypischen Szenarios .....	64
7.1 Sensitivitätsuntersuchungen am 1:10 Modell .....	64
7.2 Modellierung der Ablation der Behälterwand.....	66
7.3 Das prototypische Szenario.....	67
8 Eine konstruktive Möglichkeit zur Versagenszeitverlängerung .....	73
9 Zusammenfassung und Ausblick .....	76
10 Literatur.....	79
10.1 Referenzen aus der Fachliteratur .....	79
10.2 Eigene Arbeiten im Rahmen des Vorhabens.....	82
Anhang A1: Bilder zu den FOREVER-Experimenten .....	84
Anhang A2: Bilder zur Materialdatenbasis.....	91

## Abkürzungen und Symbole

### Abkürzungen

APDL	ANSYS parametric design language (Macro language)
BMWA	Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft
CDB	Creep Data Base
CEA	Commissariat À L'Énergie Atomique
CFD	Computational Fluid Dynamics
ECCM	Effective convection conduction model
FE	Finite Element
FOREVER	Failure Of REactor VEssel Retention
GPE	General Physics Environment
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
ISTC	International Science and Technology Center
IVR	In vessel retention
KTH	Königlich Technische Hochschule
LHF	Lower Head Failure
LWR	Light Water Reactor
NoE	Network of Excellence
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development
OLHF	OECD Lower Head Failure Program
RDB	Reaktordruckbehälter
RPV	Reactor Pressure Vessel
PWR	Pressure Water Reactor
SBLOCA	Small break loss of coolant accident
UPF	User Programmable Feature
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WEZ	Wärmeeinflusszone

### Lateinische Symbole

a	Temperaturleitfähigkeit
D	Schädigung
E	Elastizitätsmodul
g	Erdbeschleunigung
H, h	Höhe
Nu	Nußelt-Zahl
Pr	Prandtl-Zahl
q	Wärmestromdichte
Ra	Rayleigh-Zahl
$R_v$	Triaxialitätsfunktion
T	Temperatur
t	Zeit
w	Wichtungsfaktor

### Griechische Symbole

$\alpha$	Wärmeübergangszahl
$\beta$	Volumetrischer Ausdehnungskoeffizient
$\varepsilon$	Dehnung oder Emissionskoeffizient
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage

---

$\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{cr}}$	Kriechbruchdehnung
$\varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{cr}}$	Vergleichskriechdehnung
$\Delta\varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{cr}}$	Inkrement der Vergleichskriechdehnung
$\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{pl}}$	plastische Bruchdehnung
$\varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{pl}}$	plastische Vergleichsdehnung
$\varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{pl}}$	Inkrement der plastische Vergleichsdehnung
$\rho$	Dichte
$\kappa$	plastische Arbeit
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit
$\nu$	Querdehnungszahl oder kinematische Viskosität
$\sigma$	mechanische Spannung
$\sigma_{\text{eqv}}$	von-Mises Vergleichsspannung
$\sigma_{\text{h}}$	hydrostatische Spannung
$\sigma_{\text{Y}}$	Fließspannung
$\sigma_{\text{SB}}$	Stefan-Boltzmann-Konstante



# 1 Einleitung

## 1.1 Aufgabenstellung

Bei einem schweren Störfall mit anschließender Schmelzeverlagerung in das untere Plenum stellt der Reaktordruckbehälter die letzte Sicherheitsbarriere vor einer direkten Belastung des Containments dar. Für die Risikoabschätzung bzw. die Ermittlung des Quellterms ist ein detailliertes Verständnis der thermofluidodynamischen und mechanischen Vorgänge, die bei einer Kernschmelze auftreten, erforderlich. Das Verständnis dieser Prozesse ist ebenfalls wichtig, um Accident-Management-Maßnahmen zu optimieren.

Für eine genauere Einordnung der Vorgänge und Phänomene in diesem Szenario wurden die maßgeblich von der EU finanzierten FOREVER-Experimente in Schweden durchgeführt, bei denen ein im Maßstab 1:10 skaliertes RDB nachgebildet wurde.

Ziel des Vorhabens ist die Simulation von Störfallverläufen nach dem Abschmelzen des Kerns und Verlagerung der Coriumschmelze in die Bodenkalotte eines RDB unter besonderer Berücksichtigung der beobachteten Vorgänge bei den FOREVER-Experimenten. Es gilt festzustellen, ob die Schmelze im Verlauf des angenommenen Szenarios langfristig in der Bodenkalotte stabilisiert werden kann oder ob der Druckbehälter nach einer bestimmten Zeit versagt. Für Szenarien mit Versagen sollen Versagenszeiten und Versagensmodi des Behälters prognostiziert werden.

Im Rahmen des Vorhabens wird ein Finite-Elemente-Modell erstellt, das sowohl die Temperaturfeldberechnung für die Wand als auch die elasto-plastische Mechanik der Behälterwand modelliert. Die Temperaturfeldberechnungen dienen dazu, die thermische Belastung der Behälterwand zu ermitteln. In die viskoplastischen Berechnungen für die Behälterwand gehen neben dem Temperaturfeld auch der Innendruck und das Eigengewicht als Belastung ein. Bei der mechanischen Simulation soll insbesondere untersucht werden, ob es zu einer Spaltbildung zwischen Schmelzekruste und Behälterwand kommt. Die Validierung der Modelle erfolgt an Hand von Pre- und Post-Test-Rechnungen zu den Experimenten.

Eine entsprechende Modellierung wird für einen prototypischen LWR vorgenommen. Anhand erster Abschätzungen sollen Unterschiede und Gemeinsamkeiten zwischen skalierten Experimenten und realer Geometrie aufgezeigt werden.

## 1.2 Voraussetzungen

Im FZR liegen umfangreiche Erfahrungen im Umgang mit der Finite-Elemente-Methode vor. Vorarbeiten zur Thematik des Vorhabens wurden durchgeführt [Will-schütz et al 2001]. Die Modellierung erfolgte mit dem kommerziell verfügbaren FE-Code ANSYS®. Eigene Routinen zum viskoplastischen Materialverhalten und zur Schädigung werden im FZR entwickelt und über die verfügbaren Nutzerschnittstellen an den FE-Code ANSYS® angebunden. Zur Programmierung wird Compaq Visual Fortran® verwendet.

Es besteht eine intensive Kooperation mit der Königlich-Technischen-Hochschule (KTH) Stockholm, an der die FOREVER-Experimente durchgeführt wurden. Ein FZR-Mitarbeiter hat im Rahmen von Gastaufenthalten am Lehrstuhl für Nukleare Sicherheit der KTH an mehreren FOREVER-Experimenten teilgenommen. Es bestand dadurch der unmittelbare Zugriff auf experimentelle Daten, die für eine Modellvalidie-

rung extrem wichtig sind. In begrenztem Umfang konnte auf die Durchführung der Experimente und die Erfassung von Messwerten Einfluss genommen werden.

Das FZR verfügt über ein metallographisches Labor, in dem Nachuntersuchungen von Proben der in den FOREVER-Experimenten verwendeten Stähle durchgeführt wurden.

### 1.3 Arbeitsplan

Das Vorhaben umfasst die folgenden Arbeitsschwerpunkte:

Aufbereitung und Analyse der aus den FOREVER-Experimenten gewonnenen Daten: Die zu entwickelnden numerischen Modelle werden an vorhandenen Ergebnissen aus mittelskaligen Experimenten validiert. Dazu werden die FOREVER-Experimente verwendet, die an der Königlich-Technischen-Hochschule Stockholm durchgeführt werden (siehe Kapitel 2).

Temperaturfeldmodellierung in Schmelze und Behälterwand: Die Bodenkalotte und die erstarrte oder flüssige Schmelze werden mit thermischen bzw. Fluidelementen modelliert, um die Konvektion einer Metall-Oxid-Schmelze sowie den Wärmeübergang in die Behälterwand zu berechnen (siehe Kapitel 3).

Strukturmechanische Simulationen: Die Bodenkalotte wird mit Strukturelementen unter Berücksichtigung des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen modelliert. Es werden numerische Kriechmodelle für RDB-Stähle im hohen Temperaturbereich (600 °C bis 1300 °C) implementiert (siehe Kapitel 4).

Kopplung der Temperaturfeldberechnung und des mechanischen Modells: Die Kopplung von Temperaturfeld- und Strukturmodell wird einerseits realisiert durch eine periodische Übergabe des Temperaturfelds aus der thermodynamischen Simulation an das strukturmechanische Modell. Andererseits wird die Kriechverformung des Behälters an das thermische Modell zurückgegeben (siehe Kapitel 5).

Modellierung einer Spaltbildung: Um die Entstehung des Spalts zu untersuchen, muss das strukturmechanische Modell auch die Schmelzekruste mit den entsprechenden Materialeigenschaften berücksichtigen. Der Übergang zwischen Wand und Kruste wird mit Kontaktelementen modelliert, die eine entsprechende Spaltöffnung erlauben (siehe Kapitel 5.4).

Modellvalidierung mit den Ergebnissen der FOREVER-Experimente: Hier besteht das Ziel vor allem darin, die verwendeten Kriech- und Schädigungsmodelle zu validieren. Als Vergleichskriterien zwischen Experiment und Rechnung werden u.a. herangezogen: Temperaturen in der Schmelze und an der Behälterwand, die Verschiebung der Behälterwand, die ortsabhängige Abnahme der Wanddicke, Versagenszeit des Behälters. Außerdem werden metallographische Untersuchungen an Proben des zerstörten FOREVER-Behälters zur Validierung der Hypothesen zur Kriechschädigung durchgeführt (siehe Kapitel 6).

Betrachtung des prototypischen Szenarios: Nach der Validierung erfolgt die Anwendung der Modelle auf einen prototypischen RDB eines LWR. Die Simulation des Störfallverlaufes wird in Abhängigkeit von verschiedenen Ausgangsparametern untersucht und soll Skalierungsphänomene verdeutlichen, die bei der Änderung der Geometrie von FOREVER auf LWR-Abmessungen auftreten können (siehe Kapitel 7).

## 1.4 Stand von Wissenschaft und Technik

Für einen schweren Störfall mit Verlagerung der Kernschmelze ins untere Plenum gibt es verschiedene, allerdings sehr unwahrscheinliche Szenarien. Als auslösendes Ereignis wird u.a. ein unbeherrschter Notstromfall angenommen (Ausfall aller elektrisch betriebenen Notkühlsysteme), der dazu führt, dass der Kern nicht mehr ausreichend gekühlt wird und in der Folge davon zerstört wird. Der weitere Verlauf hängt unter anderem von folgenden Faktoren ab [Büscher et al., 1998]:

- wird das gesamte Kühlwasser im RDB verdampft (z.B. im Zusammenhang mit SBLOCA) oder verbleibt ein Wasserpool im unteren Plenum ?
- findet ein Wiederfluten des Kernes statt ?
- gelingt eine Absenkung des Systemdrucks ?

Von der Beantwortung dieser Fragen hängt ab:

- wie viel Schmelze und in welcher Zusammensetzung ins untere Plenum verlagert wird
- in welcher Form die Schmelze vorliegt (als Debris oder als Pool mit Kruste)
- wie hoch die Primärspannungen im RDB sind (Hochdruck- bzw. Niederdruckpfad)
- wie hoch die thermische Belastung des RDB ist und wo sich der „Hot Spot“ befindet

Diese Fragen wiederum beeinflussen die Versagenszeit und den Versagensmodus des RDB. Von Bedeutung dafür ist natürlich auch die Konstruktion des RDB selbst (Wanddicke, Existenz von Durchführungen und Stützen in der Bodenkalotte). Der Versagensmodus hat entscheidenden Einfluss auf den Quellterm für das Containment, [Büscher et al., 1999].

Die Schmelzerückhaltung im RDB ist deshalb ein Arbeitsgebiet, auf dem seit einigen Jahren wieder verstärkt sowohl experimentell als auch theoretisch geforscht wird. Die Komplexität der thermodynamischen und mechanischen Vorgänge zwingt dazu, zunächst die einzelnen Phänomene gesondert zu untersuchen.

### 1.4.1 Experimentelle Untersuchung der Thermofluidynamik von Schmelzen und zum RDB-Versagen

In den BALI-Experimenten, durchgeführt von CEA in Grenoble (Bernaz et al, 1997), wird die Konvektion einer wässrigen Salzlösung untersucht, die sich in einem ebenen Spalt zwischen zwei Plexiglasplatten befindet. Die Form dieser Platten entspricht dem Längsschnitt durch die Bodenkalotte eines Reaktordruckbehälters. Die Stirnflächen der Spaltumrandung werden mit Hilfe eines organischen Fluids abgekühlt, so dass es bei der natürlichen Konvektion an der Wand zur Erstarrung und Krustenbildung kommt. Die Wände des Fluidspalts sind an den benetzten Seiten mit Drahtgittern überzogen, die beim Anlegen einer elektrischen Spannung in der Salzlösung einen Wärmeeintrag hervorrufen (Joule-Effekt). Durch diese Wärmequellen einerseits und die Kühlung der Stirnflächen andererseits wird die natürliche Konvektion in der Salzlösung angetrieben. Das Experiment ist nicht prototypisch für eine Coriumschmelze und dient vorrangig zur Validierung von numerischen Modellen.

Die RASPLAV-Experimente am Kurchatov-Institut in Moskau wurden u.a. zur Bestimmung der thermohydraulischen Eigenschaften von Corium im Temperaturbereich bis 2700 °C durchgeführt [Asmolov, 1998]. Als Behälter diente ein waagrecht angeordneter Zylinder aus einem hitzebeständigen Spezialwerkstoff, in dem ein Coriumgemisch aus Urandioxid, Zirkoniumdioxid und Zirkonium aufgeschmolzen wurde. Mit Hilfe von Thermoelementen wurden die Konvektion der Schmelze und die Phänomene beim Abkühlen beobachtet. Daraus ließen sich Schlüsse über die thermodynamischen Eigenschaften (Viskosität, Wärmeleitfähigkeit) ziehen. Ein wichtiges Ergebnis ist auch, dass es zu einer Entmischung der Komponenten und damit verbunden zur Stratifikation in der Schmelze kommt.

Das CORVIS-Experiment (Corium Reactor Vessel Interaction Studies) am Paul-Scherrer-Institut in der Schweiz beinhaltete Aufschmelzversuche im mittelgroßen Maßstab [Hirschmann, 1997]. Es wurde speziell das Durchschmelzen eines an die Bodenplatte eines Behälters angeschweißten Rohres untersucht. Mit dieser Konfiguration wird ein Kernschmelzepool in einem SWR-Boden nachempfunden. Dabei wurde der Wärmeeintrag von der Metallschmelze in die Behälterwand, das Abschmelzen von Material der Behälterwand und die Zeit bis zum Durchschmelzen des Rohres untersucht.

Das SIMECO-Experiment [Sehgal et al, 1998a] untersucht die Konvektion in einer skalierten scheibenförmigen Kalotte, die ähnlich wie beim BALI-Experiment einen Längsschnitt durch einen Reaktordruckbehälterboden repräsentiert, allerdings in einem kleineren Maßstab. Als zweiphasige Schmelze wird ein Binärsalz ( $\text{NaNO}_3 - \text{KNO}_3$ ) verwendet.

Ebenfalls am Royal Institute of Technology in Stockholm wurde der Versuchsstand für die FOREVER-Experimente (Failure Of Reactor Vessel Retention) aufgebaut [Sehgal et al, 1998b]. Das Versuchsprogramm wird in Kapitel 2 beschrieben.

An der TU München wurde bis Ende 1999 das vom BWWi geförderte Projekt Nr.1501009 „Kühlung der Druckbehälterwand nach teilweisem Kernschmelzen“ bearbeitet [GRS, 1999; Horner et al, 1998]. Es wurden experimentelle Untersuchungen zum Wärmetransport zwischen einem induktiv beheizten Debrisbett und der RDB-Wand bei Anwesenheit von Wasser bzw. des Kühlmittels R134a durchgeführt. Das Debrisbett bestand aus einer Schüttung von Stahlkugeln und Glaskugeln. Zwischen der RDB-Wand und der Schüttung war ein definierter Spalt vorhanden (Untersuchung der Spaltkühlung). Die experimentellen Arbeiten wurden durch die Entwicklung theoretischer Modelle ergänzt.

In den USA liefen an den Sandia National Laboratories die LHF-Experimente (Lower Head Failure), bei denen der RDB-Boden im Maßstab 1:5 nachgebildet und elektrisch beheizt wurde [Chu et al., 1999]. Diese Experimente wurden von Finite-Elemente-Berechnungen begleitet.

#### **1.4.2 Numerische Simulation der Thermofluidodynamik von Schmelzen und der Schmelze-Kühlmittel-Wechselwirkung**

Die numerische Simulation der Thermofluidodynamik von Schmelzen erfolgt nach heutigem Stand der Wissenschaft mit Finite-Volumen-Codes oder mit Finite-Elemente-Codes. Ein ausführlicher Überblick über die Modelle und Phänomene wird von Theofanous gegeben [Theofanous et al, 1997]. Spezifische Probleme, die im Zusammenhang mit dem Medium Schmelze gelöst werden müssen, sind:

- Modellierung des Phasenüberganges (flüssig-fest), Krustenbildung

- Stratifikation bei mehreren flüssigen Phasen (Metall, Oxid)
- Wärmeübergang zwischen den Phasen
- Extreme Temperatur- und Geschwindigkeitsgradienten in den Grenzschichten zwischen flüssiger und fester Phase
- Modellierung der Stoffparameter (Viskosität, Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität) im Phasenübergangsbereich

Die prompte Stratifikation mehrphasiger Schmelzen ist eine aus vielen Experimenten bekannte Tatsache [Asmolov, 1998]. Bei der Simulation der Thermofluidodynamik wird daher in einigen Analysen von einer bereits segregierten Schmelze ausgegangen [Kolev, 1996; Theofanous et al, 1997]. Aufgrund neuerer Ergebnisse der MASCA-Experimente [Müller 2003] wird es allerdings auch für möglich gehalten, dass komplexere Anordnungen der Phasen auftreten. Es wurden homogene Phasen mit groß dispersen Ausscheidungen, aber auch dreischichtige Konfigurationen beobachtet.

Infolge der hohen Temperaturgradienten zur Wand, der geometrischen Abmessungen sowie der starken inneren Wärmequellen ist die Konvektion in einer Schmelze hochturbulent. Die internen Rayleighzahlen ( $Ra'$ ) bewegen sich je nach der konkreten Konfiguration zwischen  $10^8$  und  $10^{15}$  [Kolev, 1996; Theofanous et al 1997]. Daher ist das Turbulenzmodell von entscheidender Bedeutung für die Qualität der Simulation. Nourgaliev untersuchte verschiedene Turbulenzansätze und führte auch direkte numerische Simulationen durch [Nourgaliev et al, 1998] mit dem Ergebnis, dass insbesondere im oberen Rayleighzahlenbereich (ab ca.  $Ra_i=10^{12}$ ) die gängigen Turbulenzmodelle (wie z.B. das k-epsilon-Modell) den nach oben gerichteten Wärmestrom unterschätzen. Die direkte numerische Simulation führt auf Grund der hohen erforderlichen Vernetzungsdichte zu nicht mehr handhabbaren Modellgrößen (die erforderliche Zahl der Knoten bzw. Gitterpunkte ist etwa gleich der Rayleighzahl). Am aussichtsreichsten für prototypische Geometrien scheint die Anwendung eines effektiven Leitfähigkeits-Konvektions-Modells zu sein (Effective Conduction-Convection Model, ECCM), [Bui,1998].

Am IKE der Universität Stuttgart wurde bis März 2003 das Projekt Nr. 1501011 „Wechselwirkung Debris/RDB-Wand: Analytische und experimentelle Untersuchung zur Kühlbarkeit und Rückhaltung verlagerten Kernmaterials (Debris) im unteren RDB-Plenum eines LWR“ bearbeitet [GRS, 1999]. Mit Hilfe von Simulationsmodellen wurden die Vorgänge während der Kühlmittelverdampfung und des Flutens ausgedampfter heißer Schüttungen untersucht. Die Entwicklung der 2D-Simulationsmodelle (KESS/WABE) wurde durch Einzeleffekt-Experimente unterstützt.

Ebenfalls am IKE der Universität Stuttgart wurde bis Juni 2000 das BMWi-Projekt Nr. 1501069 „Ausbau und Verifikation der Spätphasenmodelle und des Gesamtmodells zum Kernschmelzen in KESS und in AHTLET-CD“ bearbeitet [GRS, 1999]. Die im Rahmen des Vorhabens entwickelten Teilmodelle für die Systemcodes KESS und ATHLET-CD berücksichtigen neben der Beschreibung von Aufschmelz- und Erstarrungsvorgängen auch die Verlagerung des flüssigen Coriums sowie die Auswirkungen von Accident-Management-Maßnahmen (Wassereinspeisungen). Nach den durchgeführten Berechnungen ist es wahrscheinlich, dass für den Fall eines nicht vollständig ausgedampften RDB die Verlagerung des Coriums in das untere Plenum seitlich erfolgt, nachdem die Kernumfassung aufgeschmolzen ist.

In dem BMWi-Projekt RS1002 „Entwicklung und Verifikation von Modellen zu Beschreibung der Wechselwirkung Debris-Reaktordruckbehälterwand“ [GRS 1999], das von der GRS bearbeitet wurde, hatte die Erweiterung des Systemcodes

ATHLET/CD zum Gegenstand. Insbesondere sind Teilmodelle zur Beschreibung des Wärmeübergangs zwischen Debrisbett und RDB-Wand, zum mechanischen Verhalten der Kruste und zur Abschätzung der RDB-Versagenszeit entwickelt worden.

An der Ruhr-Universität Bochum wurde das vom BMWi geförderte Projekt Nr. 1501084 "Analyse der Bedeutung der Phänomene HPME/DHC und Dampfexplosion für den Quellterm im Sicherheitsbehälter von LWR bei schweren Störfällen" bearbeitet [GRS, 1999]. Mit dem Containmentanalysecode COCOSYS wurde untersucht, wie der Sicherheitsbehälter belastet wird, wenn ein feindisperser Austrag der Kernschmelze aus dem RDB unter hohem Druck unterstellt wird [Büscher et al, 1999] (siehe auch Kap. 3). Besonderes Augenmerk wird dabei auch auf Einzelphänomene bei der Wechselwirkung zwischen Schmelze und Kühlmittel gelegt (z. B. Dampfexplosion, Aerosolbildung). Neue theoretischen Modellansätze wurden entwickelt und in COCOSYS integriert.

In [Kersting, Löffler et al., 1998] wird ein sehr ausführlicher Überblick zu den Szenarien zu schweren Störfällen bei SWR gegeben. Diese Arbeit umfasst einen deterministischen und einen probabilistischen Teil. Im deterministischen Teil werden die Problemkreise Kernschmelze und Schmelzeverlagerung im RDB, Wasserstofferzeugung, -verteilung und -verbrennung, Integrität des Sicherheitsbehälters, Schmelze-Beton-Wechselwirkung sowie Verhalten von Spaltprodukten untersucht. Im probabilistischen Teil werden mittels Ereignisbaumanalyse mögliche Unfallabläufe dargestellt, wobei die im deterministischen Teil untersuchten Phänomene als Grundlage dienen. Die strukturmechanischen Analysen zum RDB-Versagen werden mit analytischen und mit FE-Modellen durchgeführt, wobei die Durchführungen durch den RDB-Boden Berücksichtigung finden. Die Temperaturfeldberechnung für den RDB erfolgt mit einem thermischen FE-Modell, wobei die verlagerte Schmelze als Festkörper mit inneren Wärmequellen (d.h. ohne Berücksichtigung der Konvektion und des Krustenwachstums) modelliert wird.

### **1.4.3 Experimente und Modelle zum Kriechen von Stahl bei hohen Temperaturen**

Es liegen für mechanische Eigenschaften ausgewählter Stähle im hohen Temperaturbereich umfangreiche Daten vor aus Versuchsprogrammen der MPA Stuttgart [Obst und Maile, 1989; Bothe et al, 1991] und des Forschungszentrums Karlsruhe (Haupt et al, 1996). In dem BMWi-Projekt 1501010 „Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsiger Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400°C bis 1000°C“ [GRS, 1998] wurden Kriechkurven bei verschiedenen Temperaturen (bis  $T=1000\text{ °C}$ ) und verschiedenen Spannungshorizonten sowie Spannungs-Dehnungs-Kurven bei verschiedenen Temperaturen erstellt. Die experimentellen Untersuchungen wurden durch Finite-Elemente-Berechnungen ergänzt. Ein ähnliches Versuchsprogramm wurde für amerikanische Druckbehälterstähle und Inconel durchgeführt [Rempe et al, 1993] sowie für den französische RDB-Stahl 16MND5 [Ikonen, 1999].

Die analytische Beschreibung des Kriechverhaltens erfolgt mit Kriechfunktionen, wobei in der Regel Potenz- oder Exponentialansätze zum Einsatz kommen, deren freie Parameter den experimentellen Daten angepasst werden. Die Kriechgesetze können dann auch in Finite-Elemente-Modellen verwendet werden, um den zeitlichen Verlauf der Verformung einer Struktur zu untersuchen [Azodi et al, 1996; Borovkov et al, 1995; Schaaf et al, 1999]. Die Schwierigkeit dabei besteht darin, dass ein einzelner Kriechversuch bei konstanter Temperatur und in der Regel konstanter nomi-

ner Spannung durchgeführt wird und damit das mit experimentellen Daten angepasste Kriechgesetz nur für eine Spannung und eine Temperatur gilt. Bei realen Strukturen können Temperatur und Spannung zeitabhängig sein, so dass der momentane Zuwachs an Verformung von der Belastungsgeschichte abhängt. Es ist in der Regel nicht möglich, diesen Zusammenhang für größere Spannungs- und Temperaturbereiche mit einem Kriechgesetz zu formulieren, d.h. experimentelle Kriechkurven für verschiedene Spannungen und Temperaturen durch eine Formel zu beschreiben. Das gilt insbesondere dann, wenn die verschiedenen Stadien des Kriechvorganges (primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen) auftreten. Es muss daher bei einer Finite-Elemente-Analyse möglich sein, lokal und zeitlich unterschiedliche Kriechgesetze zu verwenden, die auf der jeweils zugehörigen experimentellen Kriechkurve beruhen. Die verfügbaren Finite-Elemente-Codes bieten eine solche Möglichkeit derzeit noch nicht an. Weitgehend offen ist auch die Simulation der Materialschädigung infolge des Kriechens, insbesondere bei transienten Belastungen.

#### 1.4.4 Spaltkühlung

Bei der Spaltkühlung handelt es sich um einen Prozess, bei dem sich unter bestimmten Bedingungen ein Spalt zwischen der erstarrten Schmelze (Kruste) und der RDB-Wand bildet, wenn sich RDB-Wand und Kruste unterschiedlich verformen. Dieser Effekt führt zu einem verminderten Wärmeeintrag in die RDB-Wand und – falls Wasser in diesen Spalt eindringt – zu einer zusätzlichen Kühlung von Wand und Schmelze.

Es gibt zahlreiche Untersuchungen zum kritischen Wärmestrom in mit Wasser und Dampf gefüllten ebenen oder sphärischen Spalten [Suh et al, 1999a; Köhler et al, 1998] (siehe auch Anmerkungen zum BMWi-Projekt 1501009, Kap. 1.4.1). Dabei wird i.A. von einem vorhandenen Spalt mit konstanter Geometrie ausgegangen.

Von Siemens/KWU wurde das BMBF-Projekt Nr. 1501017 „Thermohydraulische Untersuchungen zur Debris/Wand-Wechselwirkung (DEBRIS)“ bearbeitet. In diesem Projekt wurden Experimente zur Wärmeübertragung und zu den Druckpulsationen in einem Spalt zwischen der RDB-Wand und Krusten mit unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit durchgeführt. Auf dieser Basis wurden Korrelationen gefunden, die das Wärmeübertragungsverhalten einer Spaltkühlung in Abhängigkeit von Druck, Spaltweite, Wasserüberdeckung der Schmelze sowie der Unterkühlung des Wassers beschreiben.

Für den Fall eines vorgegebenen Spalts mit fester Geometrie sind die Wärmeübergangsprozesse und damit die Isolation bzw. die Kühlung der RDB-Wand weitgehend bekannt. Dagegen ist bislang noch wenig geklärt, unter welchen Umständen ein Spalt zwischen Kruste und RDB-Wand überhaupt entstehen kann und welche Geometrie dieser Spalt dann besitzt [Schaaf, 1998]. In den LAVA-Experimenten [Suh et al, 1999b] wurde z.B. eine Thermitschmelze in einem ca. 1:10 skalierten Behälter verwendet, um die Entstehung eines Spalts zu untersuchen. Bei den Nachuntersuchungen am aufgeschnittenen Behälter wurde bei den Tests mit höheren Drücken (17 bar) ein Spalt nachgewiesen. Unklar war aber, wann der Spalt entstanden ist, welche Geometrie er während des Experiments aufgewiesen hatte und ob es zum Eindringen von Wasser kam. Diese Fragen sind mit experimentellen Untersuchungen alleine nur schwer zu klären.

## 1.5 Kooperation

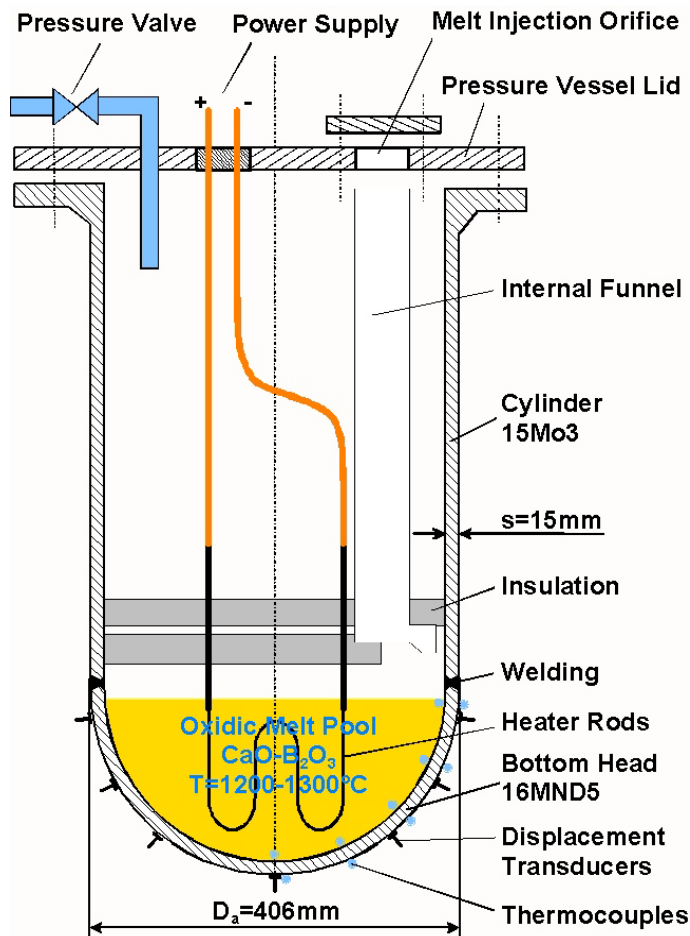
Es besteht eine intensive bilaterale Kooperation mit der Königlich-Technischen-Hochschule (KTH) Stockholm, an der die FOREVER-Experimente durchgeführt werden. Ein FZR-Mitarbeiter hat im Rahmen von Gastaufenthalten am Lehrstuhl für Nukleare Sicherheit der KTH an mehreren FOREVER-Experimenten teilgenommen. Es besteht dadurch der unmittelbare Zugriff auf experimentelle Daten, die für eine Modellvalidierung extrem wichtig sind. Zum direkten Informationsaustausch zwischen KTH und FZR wurden insgesamt 3 Gastaufenthalte an der KTH Stockholm von insgesamt 4 Wochen Dauer realisiert.

Im Rahmen der innerdeutschen Zusammenarbeit existiert ein regelmäßiger von der GRS initiiertes Informationsaustausch zur Schmelzerückhaltung im RDB. Die Kooperationspartner sind: GRS, Forschungszentrum Karlsruhe, IKE Stuttgart, Ruhr-Universität Bochum sowie die MPA Stuttgart.

Auf europäischer Ebene nimmt das FZR im 6. Rahmenprogramm an dem Netzwerk (NoE) SARNET teil.

## 2 Die FOREVER-Experimente an der KTH Stockholm

### 2.1 Beschreibung des experimentellen Aufbaus



**Bild 2-1:** Schema des experimentellen Aufbaus

Vom Forschungszentrum Rossendorf werden keine eigenen Versuche durchgeführt. Stattdessen werden die FOREVER-Experimente an der Königlich-Technischen Hochschule Stockholm zur Modellvalidierung herangezogen. Bei den FOREVER-Experimenten wird der RDB-Boden im geometrischen Maßstab von ca. 1:10 nachgebildet (vgl. Bild 2-1). Der Behälter besteht aus einem zylindrischen Teil (Material 15Mo3) und einer angeschweißten Halbkugel (Material 16MND5 bzw. SA-533B1). Der Innenradius des Behälters ist 188 mm, die Wanddicke ca. 15 mm.

Als Schmelzesimulat wird ein elektrisch beheiztes binäres Salz (70 Masseprozent CaO, 30 Masseprozent Ba<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) mit einer Schmelztemperatur von ca. 1000 °C verwendet. Der Heizer besteht aus einer Kantal-Wendel und kann eine Wärmeleistung von bis zu 45 kW erzeugen. Mit Hilfe eines Argonsystems

kann ein Behälterinnendruck von maximal 40 bar erzeugt werden.



Die maximale Schmelzetemperatur ist ca. 1350 °C, die maximale Wandtemperatur ist ca. 1000 °C und der maximale Wärmestrom durch die Wand ist ca. 140 kW/m<sup>2</sup>. Diese Größen sind Anhalteswerte, die zwischen den einzelnen Tests je nach Heizleistung variieren (siehe Kap. 2.2) können. Die Tabelle 2-1 gibt einen Überblick der wesentlich thermischen Parameter der FOREVER-Schmelze.

**Tabelle 2-1:** Wesentliche Parameter der Schmelze

Dichte (Schmelze)	2 500 kg/m <sup>3</sup>
Wärmekapazität (Schmelze): $c_{p,l}$	2 200 J/kgK
Wärmekapazität (Kruste): $c_{p,s}$	1 530 J/kgK
Erstarrungsenthalpie (Schmelze)	460 kJ/kgK
Wärmeleitfähigkeit (Schmelze)	3.0 W/mK
Solidustemperatur (Schmelze)	1250 K = 977 °C
Liquidustemperatur (Schmelze)	1300 K = 1027 °C
Kinematische Viskosität (Schmelze)	$4 \cdot 10^{-5}$ m <sup>2</sup> /s
Temperaturleitfähigkeit (Schmelze)	$5.5 \cdot 10^{-7}$ m <sup>2</sup> /s
Prandtlzahl (Schmelze)	~ 70
Volumetrischer Ausdehnungskoeffizient (Schmelze)	$9.04 \cdot 10^{-5}$ 1/K
Volumetrische Wärmequellendichte (bei 35 kW Heizleistung)	~ 2.5 MW/m <sup>3</sup>
Max. Wärmestromdichte durch die Wand	~ 140 kW/m <sup>2</sup>
Schmelzehöhe im Zentrum	0.18 m
Schmelzevolumen	(13.5 ± 0.5) Liter



**Bild 2-2:** FOREVER-Behälter mit Verschiebungssensoren

Die Temperaturbelastung führt in Kombination dem statischen Innendruck zum Behälterversagen (Kriechbruch). Dieses Behälterversagen soll entsprechend des sich einstellenden Temperaturprofils in der Wand im kugelförmigen Teil (also unterhalb der Schweißnaht) erfolgen. Daher wurde nur der kugelförmige Teil des Behälters aus RDB-Stahl gefertigt (16MND5 oder SA-533B1, siehe Tabelle 2-3), während für den der zylinderförmigen Teil der weniger feste aber kostengünstigere Stahl 15Mo3 verwendet wurde.



**Bild 2-3:** FOREVER-Behälter zum Zeitpunkt des Versagens

Aus den geometrischen, thermischen und mechanischen Parametern lassen sich Aussagen zur Skalierbarkeit des Experiments in Bezug auf den prototypischen Fall ableiten. Dabei ist zu berücksichtigen, dass thermische, mechanische und geometrische Größen sich natürlich nicht im gleichen Maßstab zum LWR-Szenario skalieren lassen. Die Tabelle 2-2 zeigt eine Übersicht der Skalierungsgrößen.

**Tabelle 2-2:** Skalierungsverhältnisse verschiedener physikalischer Größen zwischen den FOREVER-Experimenten und einem DWR vom Typ KONVOI

Parameter	FOREVER	KONVOI	Verhältnis
<b>Geometrie</b>			
Behälterform	Halbkugelförmige Bodenkalotte an Zylinder		
Innenradius [m]	0.19	2.5	1:12.5
Wanddicke der Kalotte[m]	0.015	0.15	1:10
Schmelzevolumen [m <sup>3</sup> ]	0.014	32.5	1:2300
Oberflächen-Volumenverhältnis [m <sup>-1</sup> ]	24	1.8	1:0.08
<b>Stoffwerte</b>			
Dichte Wand (Stahl) [kg/ m <sup>3</sup> ]	7850	7850	1:1
mittlere Dichte Schmelze [kg/ m <sup>3</sup> ]	2500	8000	1:3.2
<b>Thermische Randbedingungen</b>			
Gesamtwärmeleistung im Pool [MW]	0.038	29.6	1:780
volumetr. Wärmequellendichte [MW/m <sup>3</sup> ]	2.7	0.91	1:0.33
interne Rayleigh-Zahl [-]	10 <sup>10</sup>	10 <sup>17</sup>	1:10 <sup>7</sup>
Wandflächenwärmestromdichte bei homogener Verteilung [kW/m <sup>2</sup> ]	112	500	1:4.5
theoretische Temperaturdifferenz über Wand ohne Abschmelzen [K]	56	2500	1:45
Temperaturdifferenz über Wand mit Abschmelzen [K]	56	1200	1:21
<b>Mechanische Belastung</b>			
theor. Spannung durch Temperaturdifferenz mit Abschmelzen [MPa]	11	227	1:21
Gewicht Schmelze und Behälter [Mg]	0.065	310	1:4800
Membranspannung d. Gew. [MPa]	0.034	1.26	1:37
Innendruck [MPa]	2.5	2.5	1:1
Membranspannung d. Druck [MPa]	32	42	1:1.3



**Bild 2-4:** Nach dem Experiment aufgeschnittener Behälter

Die Bilder 2-2 bis 2-4 zeigen verschiedene Stadien des Experiments.

## 2.2 Aufbereitung und Analyse der experimentellen Daten

Die Tabelle 2-3 zeigt eine Übersicht zu den durchgeführten FOREVER-Experimenten. Es wurden 9 FOREVER-Experimente durchgeführt, deren Daten zum größten Teil digital verfügbar sind. Für die ausgewerteten Experimente wurden die Rohdaten der KTH so aufbereitet, dass sie in EXCEL-Tabellen und -Diagrammen vorliegen. Falls notwendig wurden Erläuterungen verfasst, die auch eine spätere Analyse der Daten durch Dritte ermöglicht.

**Tabelle 2-3:** Übersicht zu allen durchgeführten FOREVER-Tests (BV: Behälterversagen; WEZ-OS: Wärmeeinflusszone-Oberseite)

Test	Datum	LH-Stahl	Schmelzespiegel (zu Beginn)	Motivation / Ergebnisse	Rissform
C1	02/1999	15Mo3	an Schweißnaht	Test des Experimentaufbaus, kein BV	-
C2	06/1999	16MND5	an Schweißnaht	verstärkter Heizer, Heizerausfall, kein BV	-
EC1	03/2000	16MND5	über Schweißnaht	BV in WEZ-OS Schweißnaht	rau
EC2	11/2000	16MND5	unter Schweißnaht	neue Heizerform, BV deutlich unter Schweißnaht	rau
EC3a	05/2001	16MND5	an/über Schweißnaht	Durchführungen, BV in WEZ-OS Schweißnaht	rau
EC3b	08/2001	16MND5	unter Schweißnaht	Durchführungen, BV deutlich unter Schweißnaht	rau
EC4	02/2002	SA533B1	unter Schweißnaht	ungestörte Bodenkalotte, BV deutlich unter Schweißnaht + früher als erwartet	scharf
EC5	06/2002	16MND5	an/unter Schweißnaht	Spaltkühlungsversuche, kein Spalt beobachtet,	-
EC6	12/2002	16MND5	an/unter Schweißnaht	kein BV	-

Die Messdaten der aller FOREVER-Experimente mit Ausnahme von C1 und EC3a wurden aufbereitet. Bild 2-5 zeigt beispielhaft für andere FOREVER-Experimente die Verteilung der Thermoelemente in EC-3b. In Bild 2-6 sind die dazugehörigen Temperaturverläufe in einem EXCEL-Diagramm dargestellt, wobei Werte ausgefallener Thermoelemente nicht wiedergegeben sind. Die experimentellen Daten bezüglich der gemessenen Verschiebungen an der Außenseite der FOREVER-Behälter wurden in entsprechender Weise aufgearbeitet. Weitere Bilder von den Experimenten sind im Anhang A1 zu finden.

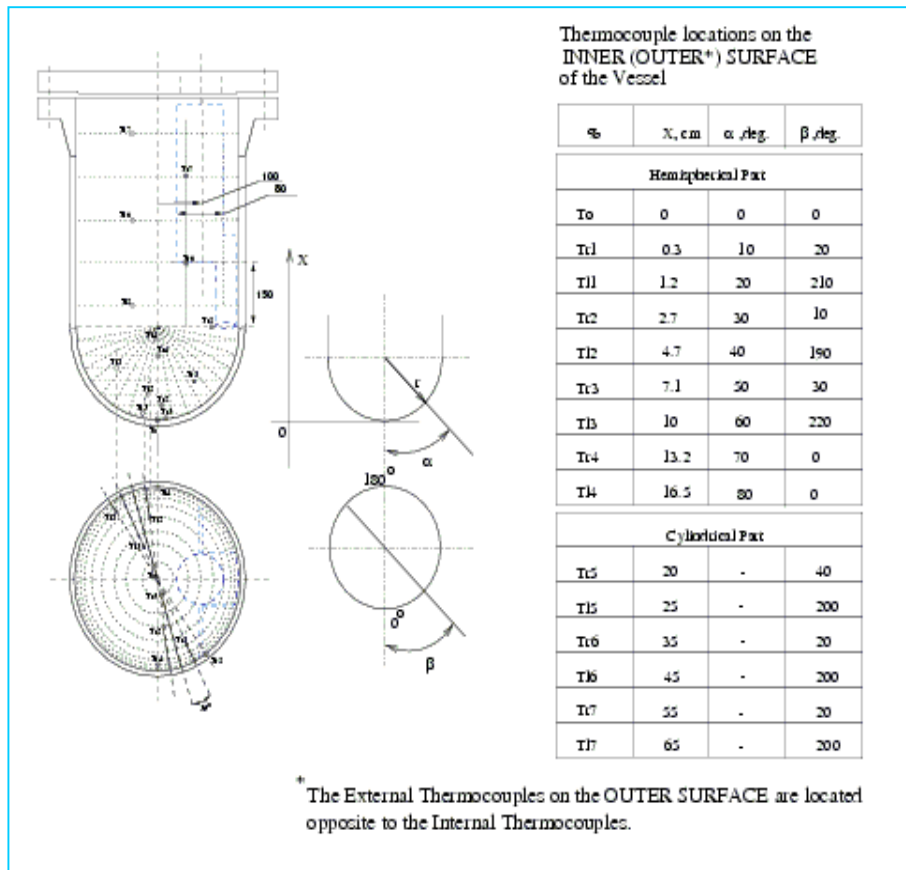


Bild 2-5: Positionen der Thermoelemente in EC3b

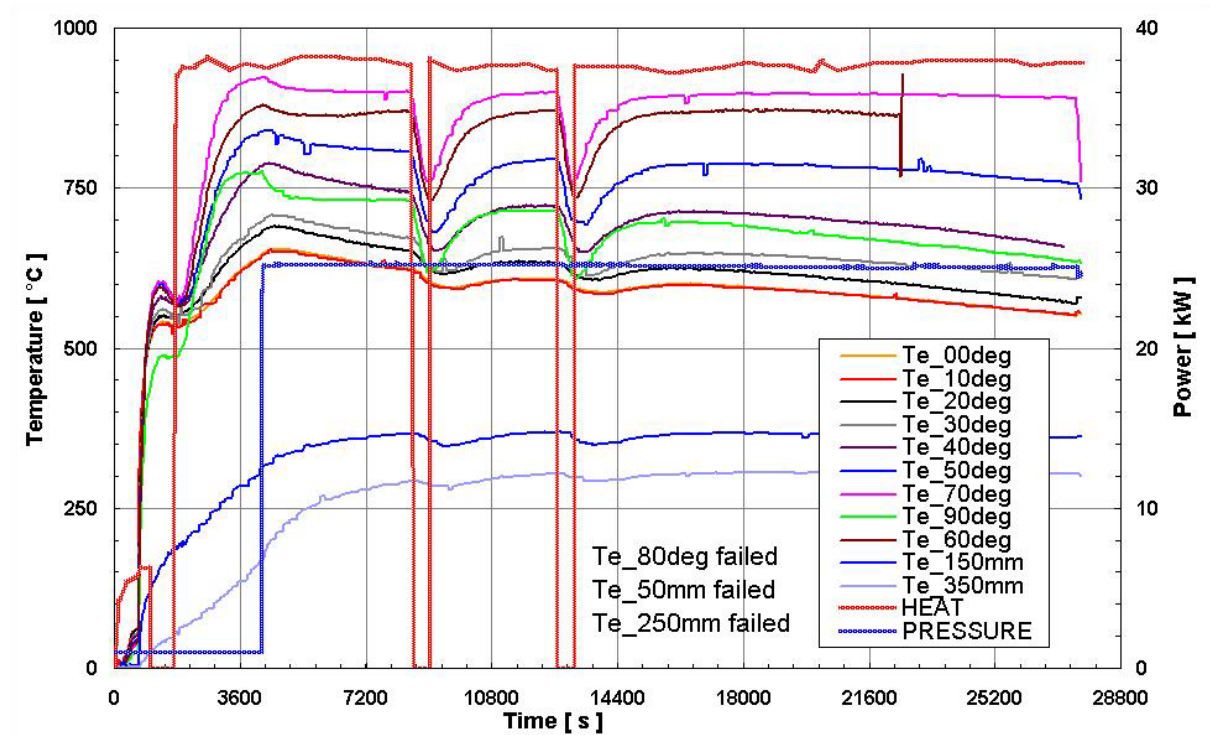
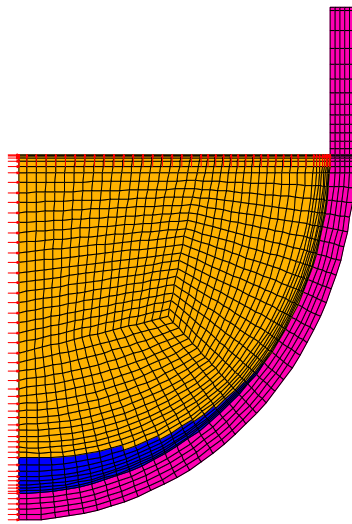


Bild 2-6: Gemessener Temperaturverlauf an der Außenseite (Experiment EC3b)

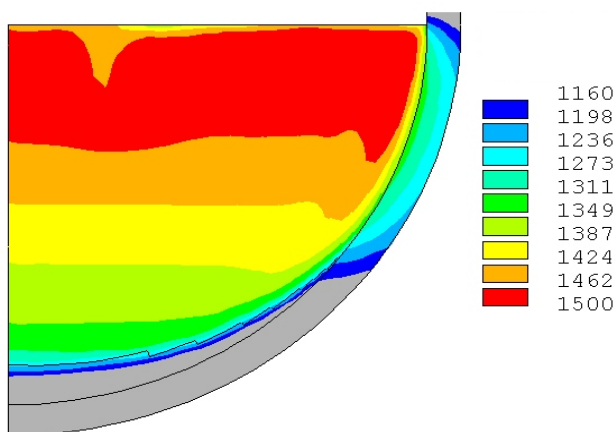


## 3 Temperaturfeldberechnung

### 3.1 Temperaturfeldberechnung mittels CFD



**Bild 3-1:** Elementplot des CFD-Modells mit verschiedenen Materialzonen



**Bild 3-2:** Berechnetes Temperaturfeld [K] für Schmelze und Behälterwand

Temperaturverteilung ist in Bild 3-2 wiedergegeben. Temperaturen unterhalb von 1160 K sind hier zur Hervorhebung der Schichtung im Fluidgebiet grau dargestellt.

Die Bodenkalotte und die erstarrte oder flüssige Schmelze werden mit thermischen bzw. Fluidelementen modelliert, um die Konvektion der Oxid-Schmelze sowie den Wärmeübergang in die Behälterwand zu berechnen. Bild 3-1 zeigt einen Elementplot des CFD Modul FLOTRAN von ANSYS. Dargestellt ist die Behälterwand aus Stahl (magenta), das Gebiet der flüssigen Schmelze (orange) und der Schmelzekruste (blau). Die zeitabhängige Dicke der Schmelzekruste ergibt sich aus der Temperatur der betreffenden Elemente. Bei Unterschreitung der Solidustemperatur in allen Knoten eines Fluidelements wird die Materialnummer des Elements geändert, wodurch sich gleichzeitig ergibt, dass das Element nicht länger zum Fluidgebiet zählt, sondern zum Festkörpergebiet gehört. Umgekehrt verhält es sich bei der Überschreitung der Liquidustemperatur. Die durch dieses Modell entstehende Hysterese ist physikalisch nicht ganz exakt, hat sich aber numerisch als sinnvoll und stabil erwiesen und liefert bei einem Vergleich zu den FOREVER-Experimenten sehr gute Ergebnisse. Eine typische Temperaturverteilung ist in Bild 3-2 wiedergegeben.

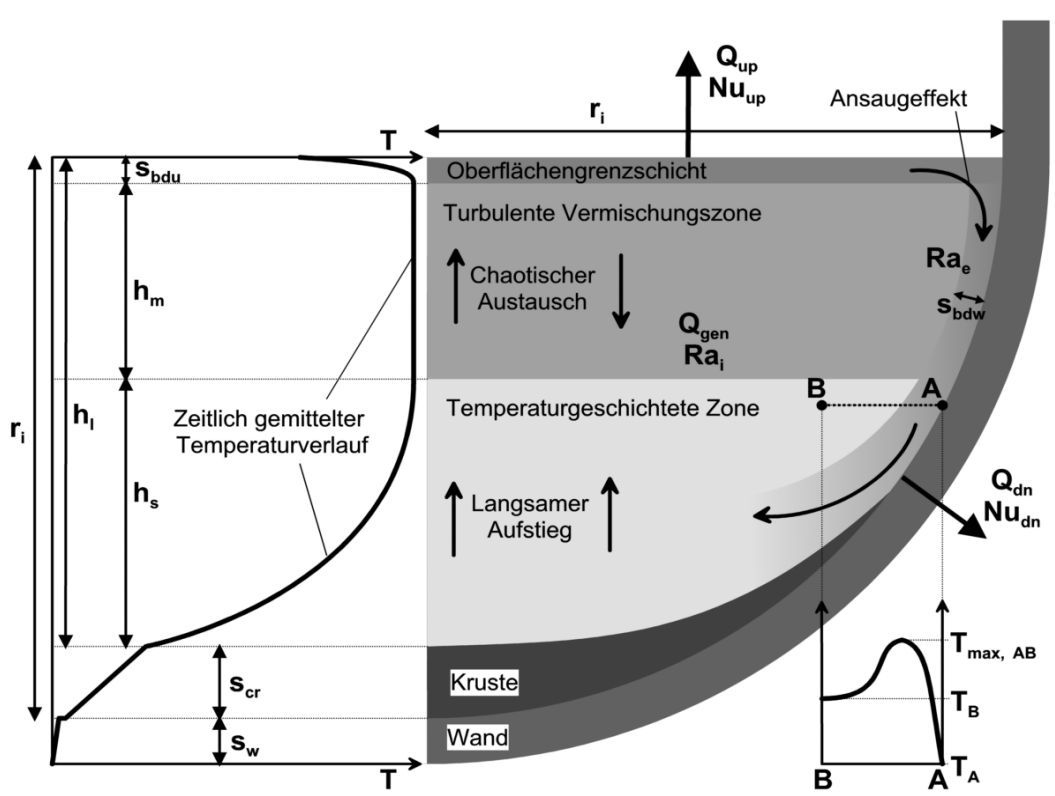
### 3.2 Das Modell der effektiven Wärmeleitfähigkeit

In Bezug auf die weiterführende Modellentwicklung hat das CFD-Modell mehrere Schwächen. Einerseits wird bezweifelt, dass im Falle prototypischer Simulationen mit Rayleigh-Zahlen im Bereich von  $10^{14}$  bis  $10^{16}$  die Ergebnisse aus CFD-Rechnungen mit den zur Verfügung stehenden Turbulenzmodellen der zu erwartenden Realität entsprechen [Dinh und Nourgaliev 1997]. Zusätzlich ist ein hoher Aufwand an Rechenleistung notwendig, der die Ausführung von Variationsanalysen erschwert. Schließlich wurde bei ersten Testrechnungen festgestellt, dass das CFD-Modell bei einer sich verändernden Geometrie, wie sie in den gekoppelten Rechnungen notwendig ist, sehr instabil wird und somit die Rechnungen in der Regel keine Ergebnisse liefern. Andererseits ist die genaue Temperaturverteilung in der Schmelze für die

mechanische Rechnung nicht notwendig. Daher ist es ausreichend, wenn ein Modell bereitsteht, das die Berechnung der Wärmeströme an den Grenzflächen der Schmelze über geeignete empirische Korrelationen gewährleistet.

Das im folgenden beschriebene Modell ist ein Wärmeleitungsmodell mit zonenabhängigen und teilweise anisotropen Wärmeleitfähigkeiten. Es erstreckt sich auf den gesamten FOREVER-Behälter mit Strahlungswärmeübergang zwischen den inneren Strukturen sowie kombinierter Strahlung/Konvektion an der Außenseite.

Ausgehend von der Modellentwicklung von Bui [Bui 1998] und den Beobachtungen und Korrelationen von Bernaz [Bernaz 1998] und Helle [Helle und Kymäläinen 1998] lässt sich ein Modell der effektiven Konvektion und Wärmeleitung (ECCM, Effective-Convection-Conductivity-Model) entwickeln. Dazu werden die in Bild 3-3 dargestell-



**Bild 3-3:** Prinzipskizze eines hemisphärischen Schmelzepools mit inneren Wärmequellen in einer Bodenkalotte und Wärmeabgabe über sämtliche Oberflächen und Berandungen

ten Vorgänge und Zusammenhänge in einem hemisphärischen Schmelzesee analysiert. Der zeitlich gemittelte Verlauf der Temperatur entlang der vertikalen Symmetrieachse ist im linken Bildbereich wiedergegeben. Von oben kommend weist der Schmelzesee zunächst eine sehr dünne Temperaturgrenzschicht der Dicke  $s_{bdu}$  auf, die hier im Bild zur Verdeutlichung überhöht gezeichnet ist. Die Dicke lässt sich abschätzen über die obere Nußelt-Zahl mit der Beziehung:

$$s_{bdu} = \frac{h_1}{Nu_{up}}$$

**GI 3-1**

Hierin ist  $h_1$  die Höhe des flüssigen Schmelzegebiets. Die obere Nußelt-Zahl wird nach der in [Bernaz 1998] angegebenen Beziehung

$$Nu_{up} = 0.382 \cdot Ra_i^{0,233} \quad \text{GI 3-2}$$

bestimmt, während die Rayleigh-Zahl nach

$$Ra_i = \frac{g \beta q_v H^5}{\nu a \lambda} \quad \text{GI 3-3}$$

mit  $h_i$  als charakteristischer Höhe ( $H$ ) bestimmt wird. Die sich hieraus ergebenden theoretischen Grenzschichtdicken betragen im Falle der FOREVER-Anordnung etwa 2.5 mm und im prototypischen Szenario weniger als 1 mm. Innerhalb der Grenzschicht wird die nominale Wärmeleitfähigkeit angenommen. Im prototypischen Modell wird auf eine getrennte Modellierung der Grenzschicht verzichtet.

An der Unterseite der Oberflächengrenzschicht beginnt die turbulente Vermischungszone. Diese Zone ist in den entsprechenden Experimenten durch eine homogene Temperatur gekennzeichnet, sofern die chaotischen Temperaturschwankungen, die durch die Verlagerung von kalten Schmelzefahnen (plumes) von der Seeoberfläche verursacht werden, zeitlich gemittelt werden. Die Zone wird mit einer sehr hohen effektiven Wärmeleitfähigkeit analog zur Vorgehensweise von Bui [Bui 1998] modelliert, um den Effekt der hochturbulenten Vermischung wiederzugeben:

$$\lambda_{um} = \lambda_0(T) \cdot Nu_{up} \quad \text{GI 3-4}$$

Im Falle von FOREVER ergeben sich effektive Wärmeleitfähigkeiten von mehreren 100 W/mK. Im prototypischen Fall erreichen die Werte nahezu 10 000 W/mK. Die Höhe  $h_m$  dieser Zone wird wie von Bernaz beobachtet in Abhängigkeit von der flüssigen Schmelzeshöhe  $h_l$  modelliert:

$$h_m = 0.35 \cdot h_l \quad \text{GI 3-5}$$

Unterhalb der turbulenten Vermischungszone befindet sich die temperaturgeschichtete Zone, die durch einen annähernd parabolischen Temperaturverlauf in vertikaler Richtung gekennzeichnet ist (vgl. Bild 3-3). Die Modellierung dieser Zone erfolgt entgegen der thermofluidodynamischen Realität, aber unter Aufrechterhaltung der an der Schmelzeseeberandung beobachteten Wärmeströme.

Die tatsächlichen Verhältnisse in der unteren Hälfte des Pools werden durch die kräftige Konvektionsbewegung entlang der Behälteraußenwand beeinflusst. Diese Konvektionszone beginnt im Bereich der Oberflächengrenzschicht und trägt durch einen Ansaugeneffekt zu stabilen fluidodynamischen Verhältnissen im äußeren Bereich der turbulenten Vermischungszone und der Oberflächengrenzschicht bei. Die Stromlinien dieser Konvektion verlaufen danach parallel zur Behälterwand nach unten. Beim Eintritt in die temperaturgeschichtete Zone tritt aufgrund des Strömungsimpulses der Effekt auf, dass ein leichteres Fluid mit höherer Temperatur in eine Umgebung mit höherer Dichte und niedrigerer Temperatur eindringt. Dieser Vorgang wird anhand der Temperaturverteilung entlang der Linie zwischen den eingezeichneten Punkten A und B verdeutlicht. Ausgehend vom Punkt A, der die niedrigste Temperatur auf dem betrachteten Höhenniveau aufweist, steigt die Temperatur zum Inneren der abwärtsgerichteten Konvektionssträhne an, erreicht etwa im Zentrum der Strähne mit den höchsten Absinkgeschwindigkeiten ein Maximum und schwingt dann auf die Temperatur der entsprechenden Höhenzone ein. In [Bolshov et al. 2001] schätzt man die Größe der Temperaturdifferenzen zwischen Wand-  $T_A$  und Pooltemperatur  $T_B$  und Pooltemperatur  $T_B$  und Maximaltemperatur  $T_{max,AB}$  als etwa gleich ein. Das Temperaturniveau der dargestellten Temperaturkurve ist wiederum höhenabhängig. Je tiefer

die gewählten Punkte A und B liegen, desto tiefer liegen die charakteristischen Temperaturen  $T_A$ ,  $T_B$  und  $T_{\max, AB}$ , wobei sich  $T_B$  nach dem links im Bild dargestellten Temperaturverlauf entwickelt. Gleichzeitig flacht innerhalb der Strecke AB das Temperaturmaximum ab, während die Breite der überhöhten Temperaturzone zunimmt. Schließlich löst sich die ursprünglich kräftige vertikale Konvektionsbewegung waagrecht im unteren Bereich der temperaturgeschichteten Zone auf, wie schematisch in Bild 3-3 dargestellt.

Innerhalb der temperaturgeschichteten Zone steigt die Schmelze relativ langsam auf. Während dieses Aufstiegs erwärmt sich die Schmelze aufgrund der inneren Wärmequellen. Dieser Vorgang ist indirekt mit dem Absinken der Schmelze an der Behälterwand korreliert. Der Massenstrom, der auf dem jeweiligen Höhengiveau für den Auftrieb zur Verfügung steht, ist an den Massenstrom gekoppelt, der von der Konvektionssträhne dem Höhenabschnitt unterhalb des betrachteten Höhengiveaus zugeführt wird. Welche Massenströme welchen Höhengiveaus zugeführt werden, hängt vom anfänglichen Strömungsimpuls der Konvektionssträhne und den Dichteunterschieden zwischen heißem Strähnenzentrum und kaltem Umgebungsfluid ab. Größere Dichteunterschiede führen zu größeren Auftriebskräften gegen die Konvektionssträhne und steuern damit den Einschwenkvorgang und die Aufteilung der Strähne auf die jeweiligen Höhengiveaus. Wird dem jeweiligen Höhengiveau zu wenig Fluid zugeführt, so steigt die Temperatur aufgrund der inneren Wärmequellen und der Unterschied zwischen den Temperaturen  $T_B$  und  $T_{\max, AB}$  bzw.  $T_A$  wird kleiner. Damit verkleinert sich auch Dichteunterschied und Auftriebskräfte und die Konvektionssträhne erreicht mit ihrem anfänglichen Impuls wieder tiefere Zonen.

Die betrachteten Vorgänge bilden ein Gleichgewichtssystem und beeinflussen sich gegenseitig. Sie stellen sich somit als implizites Problem dar. Aber für das ECC-Modell kann festgehalten werden, dass die Temperaturen  $T_B$  und  $T_A$  aneinander gekoppelt sind und damit auch der Wärmestrom in die Schmelzeseeberandung an die jeweilige Höhenposition der vertikalen Achse gekoppelt ist. Diesem Zusammenhang wird im Modell mit einer anisotropen Wärmeleitfähigkeit Rechnung getragen. Die vertikale Wärmeleitfähigkeit in der temperaturgeschichteten Zone entspricht der nominalen Wärmeleitfähigkeit. Die horizontale Wärmeleitfähigkeit in der unteren Schmelzeseezone berechnet sich analog zu Gl 3-4 mit:

$$\lambda_x = \lambda_0(T) \cdot Nu_{dn} \quad \text{GI 3-6}$$

Die untere Nußelt-Zahl bestimmt sich analog zu der oberen (vgl. Gl 3-2) nach der in [Bernaz 1998] festgehaltenen Korrelation:

$$Nu_{dn} = 2.2 Ra_i^{0,174} \quad \text{GI 3-7}$$

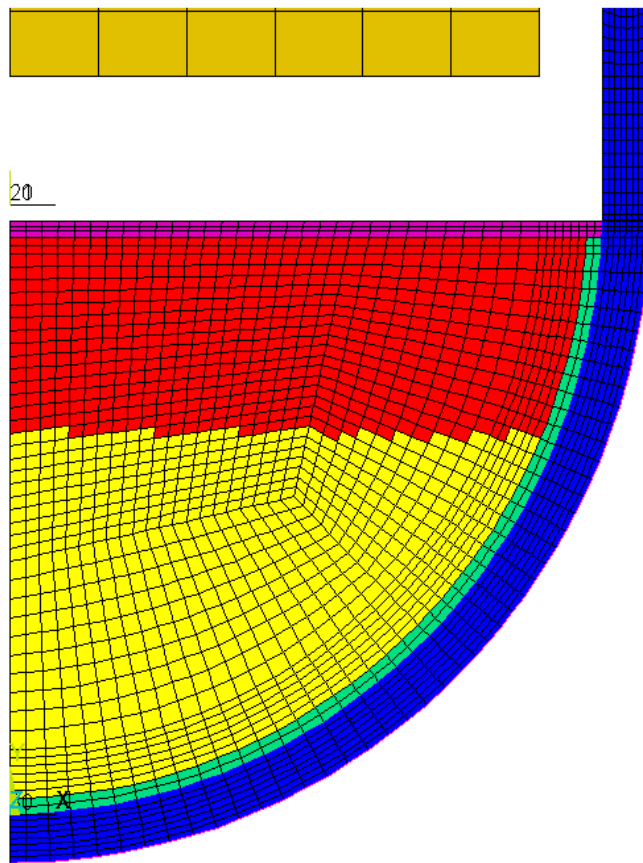
Für das FOREVER-Szenario ergeben sich damit Nußelt-Zahlen von ca. 120 und eine horizontale Wärmeleitfähigkeit von 360 W/mK. Im prototypischen Fall ergeben sich Nußelt-Zahlen von etwa 2000 und Leitfähigkeiten von 5000 W/mK.

Die seitliche Grenzschichtdicke zur Behälterwand wird analog zur oberen Grenzschicht über die Nußelt-Zahl und die Poolabmessung bestimmt:

$$s_{bdw} = \frac{r_i}{Nu_{dn}} \quad \text{GI 3-8}$$

Damit ergeben sich Schichtdicken von etwa 1 mm sowohl für FOREVER als auch für prototypische Abmessungen. Die Wärmeleitfähigkeit in der Grenzschicht entspricht der temperaturabhängigen nominalen Leitfähigkeit.





MATERIAL DISTRIBUTION after 0 s

**Bild 3-4:** Materialzonen zu Beginn einer gekoppelten Rechnung mit ECCM

Bild 3-4 zeigt die zu Beginn einer FOREVER-Rechnung modellierte Zonenaufteilung. Im FE-Modell wird den entsprechenden Elementen eine für die Zone festgelegte Materialnummer zugewiesen. Zusätzlich zu den 4 Schmelzesezonen ist in blau die Behälterwand aus Stahl und in orange die in den FOREVER-Tests im Behälter angebrachte Isolation dargestellt.

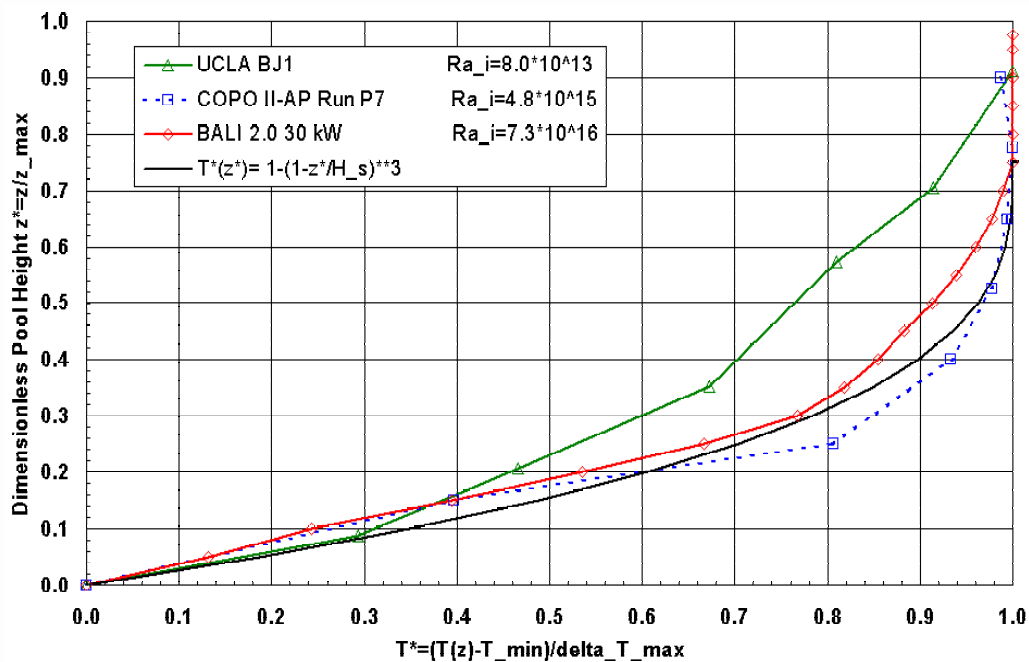
Die temperaturgeschichtete Zone wird nach unten hin bei entsprechenden Fluideigenschaften und Temperaturniveau durch eine Kruste begrenzt. Diese Kruste weist insbesondere bei oxidischen Schmelzen eine schlechte Wärmeleitfähigkeit auf, was zu einem steilen Temperaturgradienten über der Krustendicke  $s_{cr}$  führt (vgl. Bild 3-3). Zwischen Kruste und Behälterwand kann es auch ohne Spalt zu einem thermischen Kontaktwiderstand kommen. Dies führt zu einem lokalen Temperatursprung. In den Simulationsrechnungen wird jedoch ein sehr geringer Wider-

stand von  $10^{-6}$  K/W modelliert, weil zumindest die Nachuntersuchung der FOREVER-Experimente zeigte, dass die Schmelze im Zentrum der Kalotte, wo auch während des Versuchs eine Kruste vorgelegen haben muss, fest an der Behälterwand haftete.

Auch in Experimenten, in denen sich keine Kruste bildet, verläuft ähnlich zu der in Bild 3-3 dargestellten Krustenoberfläche eine adiabate Fläche. Die Fläche kann innerhalb oder oberhalb der Kruste verlaufen und kennzeichnet das untere Schmelzenvolumen, dessen innere Wärmeleistung rein durch Wärmeleitung nach unten abgeführt wird. Praktisch ist diese Fläche für CFD- oder ECCM-Simulationen nicht von Interesse, in einigen analytischen Arbeiten wird sie jedoch für Abschätzungen der Temperatur- und Wärmestromverteilungen herangezogen.

Über der Behälterwanddicke  $s_w$  herrscht aufgrund der deutlich höheren Wärmeleitfähigkeit des ferritischen Stahls ein geringes Temperaturgefälle. Damit schließt die Beschreibung des prinzipiellen Temperaturverlaufs über der vertikalen Behälterachse.

Bei den numerischen Simulationen der Temperaturfelder stellte sich heraus, dass es sinnvoll ist, einen weiteren in den entsprechenden Experimenten beobachteten Zusammenhang zu berücksichtigen. In Bild 3-5 ist der Verlauf der dimensionslosen Temperatur von 3 Experimenten [Asfia und Dhir 1996, Bernaz 1998, Helle und Kymäläinen 1998] über der dimensionslosen Höhe des Fluidpools, die der vertikalen Achse eines hemisphärischen Pools entspricht, dargestellt. Diese Darstellung wurde gewählt um die verschiedenen Experimente mit unterschiedlichen Abmessungen und Temperaturniveaus vergleichen zu können. Die für das jeweilige Experiment geltende interne Rayleigh-Zahl ist angegeben. Die Kurven bestätigen den in Bild 3-3 dar-



**Bild 3-5:** Dimensionslose Temperatur über dimensionsloser Höhe für verschiedene Experimente zur Simulation eines hemisphärischen Fluidpools mit inneren Wärmequellen und dimensionslose Kopplungsgleichung für das ECC-Modell in der FE-Simulation

gestellten Temperaturverlauf innerhalb der geschichteten und turbulenten Zone. Zusätzlich ist in Bild 3-5 eine Funktion dritten Grades eingezeichnet, die den Temperaturverlauf insbesondere der Experimente mit den höheren Rayleigh-Zahlen gut beschreibt.  $z^*$  entspricht dem Quotienten aus aktueller Höhenposition und Gesamthöhe (vgl.  $h_i$  in Bild 3-3).  $H_s$  entspricht der Höhe der geschichteten Zone (vgl.  $h_s$  in Bild 3-3). Diese Funktion wird im ECC-Modell zusätzlich genutzt, um die Knoten entlang der vertikalen Poolachse im Bereich der geschichteten Zone miteinander zu koppeln. Die Knoten an der vertikalen Achse innerhalb der turbulenten Vermischungzone werden ebenfalls gekoppelt, so dass sie jeweils die gleiche Temperatur haben.

Der Vergleich des ECC-Modell mit einer CFD-Rechnung wird in Kapitel 6.1 diskutiert. Es zeigt sich, dass mit dem ECC-Modell eine adäquate Temperaturverteilung in der Behälterwand ermittelt wird.

### 3.3 Wärmestrahlung und Konvektion an freien Oberflächen

Wärmestrahlung und Konvektion an freien Oberflächen ermöglichen die Abfuhr der in der Schmelze produzierten Wärme. Sie stellen die Randbedingungen für die CFD-Analyse bzw. für die ECCM-Analyse dar. Aufgrund der relativ hohen Temperaturen in den betrachteten Experimenten und prototypischen Szenarien hat die Strahlung einen entscheidenden Einfluss. Wärmestrahlung tritt sowohl innerhalb des Behälters als auch außerhalb auf.

Ausgangsgleichung für die Wärmeübertragung durch Strahlung ist das Stefan-Boltzmann-Gesetz:

$$q_{\text{rad}} = \sigma_{\text{SB}} \cdot \varepsilon \cdot (T_s^4 - T_{\text{amb}}^4)$$

**GI 3-9**

Hierin sind  $\sigma_{SB}$  die Schwarzkörperstrahlungskonstante oder Stefan-Boltzmann-Konstante,  $\varepsilon$  der Emissionskoeffizient der betrachteten Oberfläche,  $T_s$  die Oberflächentemperatur und  $T_{amb}$  die Umgebungstemperatur.

Der Wärmetransport durch die Konvektion an freien Oberflächen lässt sich beschreiben durch:

$$q_{conv} = \alpha_B \cdot (T_s - T_{amb}) \quad \text{Gl 3-10}$$

wobei die Wärmeübertragungszahl  $\alpha$  bei Gasen wie Argon oder Luft in der Größenordnung von  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  liegt.

Im Rahmen der hier durchgeführten Untersuchungen treten an den freien Oberflächen Wärmestrahlung und Konvektion gemeinsam auf, da weder innerhalb noch außerhalb der Behälter ein Vakuum auftritt. Im Gegensatz zur konvektiven Wärmeübertragung, die von der treibenden Temperaturdifferenz linear abhängig ist, geht die Temperatur der strahlenden Oberfläche mit der vierten Potenz ein. Abschätzungen an Hand von Gl 3-9 und Gl 3-10 zeigen, dass bei Oberflächentemperaturen ab ca.  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  der Wärmetransport durch Strahlung deutlich größer ist als der Wärmetransport durch freie Konvektion mit Gasen wie Luft oder Argon.

Für die Berechnungen im FE-Modell werden alle strahlenden Flächen als graue Flächen angenommen und es wird die Gültigkeit des Kirchhoffschen Gesetzes unterstellt: das Emissions- und Absorptionsverhalten ist nicht wellenlängenabhängig und das Emissionsverhältnis ist gleich dem Absorptionsverhältnis ist.

Die größte Unsicherheit bei der Modellierung der Wärmestrahlung resultiert aus der Unsicherheit für die Emissions- bzw. die Absorptionskoeffizienten. Gleichzeitig hat die Emissivität der strahlenden Oberflächen einen großen Einfluss auf die Verteilung der Wärme flüsse innerhalb und außerhalb des Behälters und damit auf die sich einstellenden Temperaturen und dadurch indirekt auf das mechanische Verhalten bzw. die Versagenszeit. Der Emissionskoeffizient beziehungsweise die damit korrelierten Absorptions- und Reflexionskoeffizienten stellen daher eine wesentliche Materialeigenschaft dar. Aus den Vergleichsrechnungen für die FOREVER-Experimente lässt sich schließen, dass der Emissionskoeffizient an der oxidierten bzw. verzünderten Behälteraußenseite im Bereich zwischen 0.7 und 0.8 gelegen hat. Für die Behälterinnenseite könnte der Koeffizient mit 0.8 bis 0.9 geringfügig höher gelegen haben. Für die Standardrechnungen wurde deswegen mit 0.75 innen und 0.85 außen gerechnet.

### 3.4 Thermische Materialeigenschaften

Die für die thermofluidodynamischen Rechnungen benötigten Stoffwerte wie Viskosität, Dichte und Wärmeleitfähigkeit wurden für die auftretenden Materialien in einem Temperaturbereich von 275 bis 3000 K für ANSYS bereitgestellt. In den Bereichen, für die keine Daten verfügbar waren, wurden die Werte interpoliert oder abgeschätzt und mit Daten ähnlicher Materialien verglichen. Dies trifft insbesondere auf den Bereich oberhalb der Solidustemperatur des Stahls zu. Das Gleiche gilt für die in den FOREVER-Experimenten verwendete oxidische Schmelze sowie die verwendeten Isolationsmaterialien und das zur Druckbeaufschlagung verwendete Argongas. Allerdings sind die Materialdaten für die letztgenannten Stoffe sowohl vom Detaillierungsgrad als auch von den benötigten Stoffeigenschaften nicht so umfassend wie für den Stahl 16MND5. Dies hat jedoch keine negativen Auswirkungen auf die Zuverlässigkeit der berechneten thermischen Ergebnisse.

Die Daten für die prototypische Schmelze sind an Werte in [Kolev 1996] angelehnt und geben ein vereinfachtes Materialverhalten wieder. Die detaillierte Modellierung der einzelnen Komponenten, möglicher Mischungs-, Entmischungs- oder chemischer Vorgänge ist einerseits aufgrund fehlender experimenteller Daten noch nicht möglich und würde andererseits die angestrebten Untersuchungen überfrachten. Es wird eine homogen vermischte Schmelze simuliert, deren Eigenschaften aufgrund des zu erwartenden hohen Uranoxidanteils wesentlich durch diese Komponente beeinflusst sind. Lediglich für das Erstarrungsintervall wurde absichtlich ein deutlich niedrigeres Temperaturniveau festgelegt. Dies soll einerseits der Bildung von Eutektika Rechnung tragen und andererseits eine konservative Belastung der RDB-Wand verursachen, denn flüssige Schmelze kann durch Konvektion wesentlich höhere Wärmeströme transportieren als erstarrte Schmelze.

Die Tabelle 3-1 gibt einige typische Materialparameter wieder. Die vollständigen temperaturabhängigen Materialdaten sind für die Makrosprache APDL (ANSYS Parametric Design Language) des FE-Codes aufbereitet in Datenfiles festgehalten. Die angegebenen Erstarrungsenthalpien werden im Modell als fiktive Wärmekapazität über dem angenommenen Erstarrungsintervall wiedergegeben.

**Tabelle 3-1:** Thermofluiddynamische Eigenschaften des FOREVER-Schmelzesimulats und des angenommenen prototypischen Coriums

Stoffeigenschaft	Symbol/Einheit	Simulat	Corium
Solidustemperatur	$T_s$ [K]	1 250	1 950
Liquidustemperatur	$T_L$ [K]	1 300	2 000
Erstarrungsenthalpie	$h_m$ [kJ/kg]	460	260
Bezugstemperatur für die weiteren Größen:	$T$ [K]	1 400	2 200
Dichte	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2 500	8 000
volumetrischer Ausdehnungskoeffizient	$\beta$ [1/K]	$9.04 \cdot 10^{-5}$	$1.0 \cdot 10^{-4}$
Wärmeleitfähigkeit	$\lambda$ [W/m K]	2	2.5
Wärmekapazität	$c_p$ [J/kg K]	2 200	530
dynamische Viskosität	$\nu$ [Pa s]	0.1	0.0045

## 4 Strukturmechanische Modellierung

### 4.1 Axialsymmetrische Vernetzung des Behälters

Die Bodenkalotte wird mit Strukturelementen unter Berücksichtigung des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen modelliert. Hierfür wird der Finite-Elemente-Code ANSYS® (Versionen 5.7, 6.1, 7.1 und 8.1) mit selbst entwickelten User-Routinen für das Kriechen und die Materialschädigung verwendet.

Die Vernetzung ist ebenso wie beim thermischen Modell axialsymmetrisch. Die Knotenpositionen und die Elementgeometrien der Behälterwand entsprechen exakt denen des thermischen Modells. Somit ist eine problemlose Übertragung der Temperaturbelastung aus dem thermischen Modell möglich.

Die Anzahl der Elemente über der Wanddicke variiert mit der Höhe bzw. mit der auf der Meridianlinie verlaufenden Wegkoordinate. In dem stark belasteten Gebiet des heißen Fokus werden 8 Elemente über der Wanddicke verwendet, in den weniger beanspruchten Gebieten oberhalb und unterhalb des heißen Fokus sind es 4 Elementschichten. Zur Vernetzung wird der ANSYS-Elementtyp PLANE182 verwendet.

## 4.2 Belastungen

In die mechanische Berechnungen gehen folgende Belastungen ein:

- Innendruck (im Falle der FOREVER-Experimente ca. 25 bar)
- Gewichtskräfte (Eigengewicht von Schmelze und Behälter)
- Temperaturfeld in der Behälterwand

Innendruck und Gewichtskräfte verursachen primäre Spannungen, die durch Verformung der Behälterwand nicht abgebaut werden, sondern sogar ansteigen (Wanddickenabnahme). Der Anteil der Gewichtskräfte an den Primärspannungen ist bei der FOREVER-Geometrie gegenüber dem Anteil des Innendrucks vernachlässigbar (vgl. Tabelle 2-2).

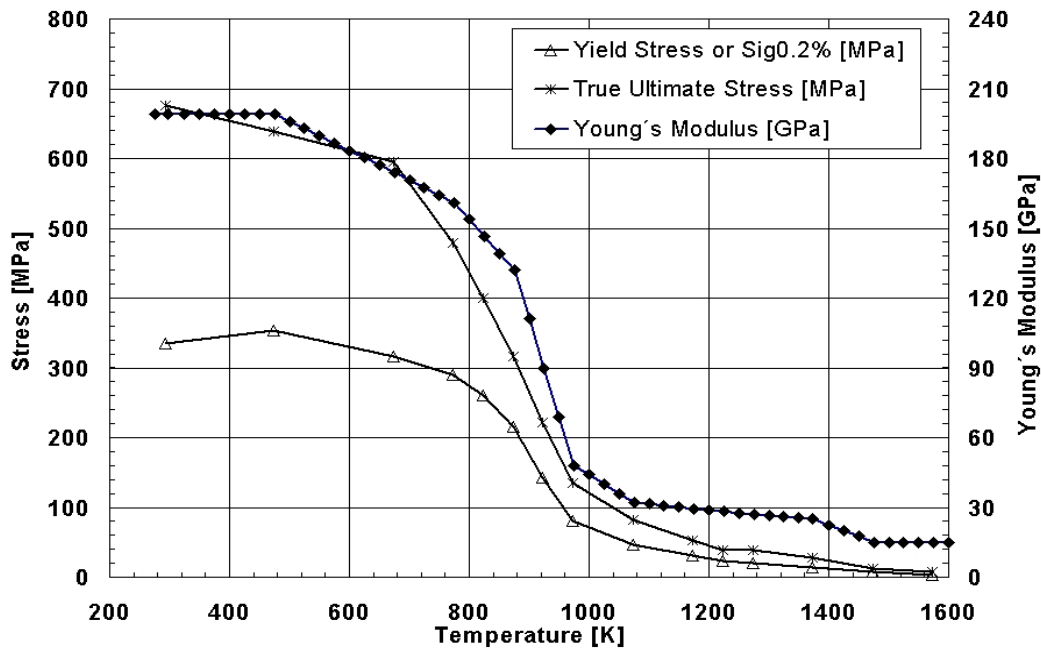
Demgegenüber werden durch die Temperaturgradienten Sekundärspannungen hervorgerufen, die durch viskoplastische Verformung abgebaut werden. Da im Falle der FOREVER-Experimente die Maximaltemperatur in der Behälterwand unterhalb der Schmelztemperatur von Stahl liegt, würde ohne den Innendruck kein Behälterversagen auftreten.

Dagegen ist im prototypischen Fall ein Versagen auch ohne Innendruck denkbar, da hier der Anteil der Gewichtskräfte nicht mehr vernachlässigbar ist und da die Maximaltemperaturen oberhalb der Schmelztemperatur des Stahls liegen.

Im FE-Modell wird der Innendruck als Flächenbelastung aufgeprägt. Es ist zu berücksichtigen, dass mit zunehmender Verformung des Behälters zwei Faktoren zu einer Erhöhung der Primärbeanspruchungen führen: 1. die Vergrößerung der Oberfläche, die mit dem Druck beaufschlagt wird, und 2. die Wanddickenabnahme. Beides wird im Modell automatisch berücksichtigt. Die Gewichtskraft des Behälters wird durch ein mit der Fallbeschleunigung beschleunigtes Bezugssystem berücksichtigt, während die der Schmelze als eine äquivalente Flächenlast modelliert wird. Das Temperaturfeld wird sequentiell aus der transienten thermischen Berechnung (Kap. 3) übernommen (siehe dazu auch Kapitel 5 – Kopplung).

## 4.3 Elastisch-viskoplastische Materialeigenschaften

Bei der Verformung des Materials sind prinzipiell drei Anteile in Betracht zu ziehen: die elastische Verformung, Kriechen und die plastische Verformung. Das Kriechen ist ein zeitabhängiger Vorgang, der bei höheren Temperaturen (bei Stahl oberhalb 500 °C) aber bereits bei beliebig kleinen Spannungen einsetzt. Demgegenüber ist die plastische Verformung ein prompter Vorgang, der aber erst oberhalb einer bestimmten Spannungsschwelle – der Fließspannung – einsetzt. Die Plastizität kann prinzipiell schon ab Raumtemperatur einsetzen, jedoch nimmt die Schwelle (Fließspannung) mit steigender Temperatur ab. Beide Verformungsanteile können gleichzeitig auftreten und sind über die geometrische Entfestigung der Struktur miteinander gekoppelt (z.B. durch verformungsbedingte Wanddickenabnahme und damit verbundener Ansteigen der wahren Spannung). Die elastische Verformung ist klein gegenüber der Kriechverformung und der plastischen Verformung, sie verursacht aber die Spannungen. Das elastische Materialverhalten wird als isotrop angenommen und ist daher durch den temperaturabhängigen E-Modul und die konstante Querkontraktionszahl ( $\nu=0.3$ ) vollständig bestimmt. Das Bild 4-1 zeigt das temperaturabhängige Verhalten des E-Moduls sowie der Fließgrenze und der Zugfestigkeit für 16MND5.



**Bild 4-1:** Temperaturverlauf der Fließspannung (Yield Stress), der Zugfestigkeit (True Ultimate Stress) und des E-Moduls (Young's Modulus, rechte Achse)

Grundlage für die Erstellung der viskoplastischen Materialdatenbasis sind die experimentellen Ergebnisse des REVISA-Projektes, das im 4. Rahmenprogramm von der EU gefördert wurde [Mongabure und Desmet 1999, Ikonen 1999]. In diesem Projekt wurden sowohl Zeitstandsversuche (Kriechversuche) als auch Zugversuche im Temperaturbereich von 600 °C bis 1300 °C für den französischen RDB-Stahl 16MND5 durchgeführt. Die Ergebnisse liegen als Exceldateien vor.

In den Zugversuchen und Zeitstandsversuchen werden Nominalspannungen (Zugkraft dividiert durch Anfangsquerschnitt) und Nominaldehnungen (Längenzuwachs dividiert durch Ausgangslänge) gemessen. In der FE-Modellierung werden die wahren Größen benötigt, die Umrechnung erfolgt nach den bekannten Gleichungen:

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{tr}} = \ln(1 + \varepsilon^{\text{nom}})$$

**GI 4-1**

$$\sigma = \sigma^{\text{tr}} = \sigma^{\text{nom}} \cdot (1 + \varepsilon^{\text{nom}})$$

Wenn im Folgenden der Index „tr“ (für true) oder „nom“ (für nominal) nicht explizit angegeben wird, handelt es sich um wahre Größen.

### 4.3.1 Generierung der Kriechdatenbasis

Das Kriechverhalten von Stählen wird üblicherweise durch analytische Formeln, sogenannte Kriechgesetze, beschrieben, die je nach Ansatz eine Anzahl freier Parameter beinhalten [Altstadt, 2003]. Ein häufig verwendetes Kriechgesetz ist:

$$\dot{\varepsilon} = d_1 \cdot \sigma^{d_2} \cdot \varepsilon^{d_3} \cdot \exp\left[-\frac{d_4}{T}\right]$$

**GI 4-2**

In dieser Gleichung ist die Dehnrate  $\dot{\varepsilon}$  in Abhängigkeit der wahren Spannung  $\sigma$ , der bereits erreichten wahren Dehnung  $\varepsilon$  und der vorherrschenden Temperatur  $T$  ausgedrückt. Da der Exponent  $d_3$  für die meisten Stähle negativ ist, wird die dargestellte Gleichung als Dehnungsverfestigungsmodell bezeichnet; es ist  $\dot{\varepsilon} < 0$ . Die Koeffizien-

ten werden so angepasst, dass eine beliebige Anzahl von Kriechversuchen von konstanter Last und Temperatur mit möglichst geringer Abweichung wiedergegeben werden können. Bei der praktischen Anwendung ist es aber oft schwierig, eine zufriedenstellende Koeffizientenanpassung für größere Temperatur- und Spannungsbereiche zu finden – die Koeffizienten selbst hängen ebenfalls von der Spannung und von der Temperatur ab. Ein weiterer Nachteil dieser analytischen Beschreibung (Gl 4-2) ist, dass mit einem Koeffizienten  $d_3$  nur das primäre Kriechstadium beschrieben werden kann. Es ist aber erforderlich, auch das sekundäre Kriechstadium ( $\ddot{\epsilon} = 0$ ) bzw. das tertiäre Kriechstadium ( $\ddot{\epsilon} > 0$ ) in der Modellierung zu erfassen. Daher wurde für den FE-Code ANSYS® eine Erweiterung der Kriechmodellierung entwickelt [Altstadt 2003, Altstadt und Mössner 2000]. Grundlage dafür sind die Benutzerschnittstellen von ANSYS (UPF – User Programmable Features), die es erlauben selbst entwickelte FORTRAN-Routinen in den Code einzubinden. Für die Programmierung wurde der Compaq Visual Fortran® Compiler in einer WINDOWS 2000® -Umgebung verwendet.

Die Realisierung dieser Kriechmodellierung geht von einer verallgemeinerten Formulierung der Dehnungsverfestigung aus:

$$\dot{\epsilon}^{cr} = f(\epsilon^{cr}; \sigma; T) \tag{GI 4-3}$$

Dieser Zusammenhang gilt für primäres, sekundäres und tertiäres Kriechen. Die Gleichung wird kann in diskretisierter Form als eine Menge von Wertepaaren dargestellt werden:

$$\begin{bmatrix} \epsilon_{(1)} & \dot{\epsilon}_{(1)} \\ \vdots & \vdots \\ \epsilon_{(n)} & \dot{\epsilon}_{(n)} \end{bmatrix}_{T=const; \sigma=const} \tag{GI 4-4}$$

Diese Wertepaarmengen lassen sich für verschiedene Spannungs- und Temperaturniveaus formulieren. Sie können entweder direkt aus Kriechversuchen gewonnen werden oder aus der Kombination verschiedener analytischer Kriechformeln für das primäre, sekundäre und tertiäre Kriechstadium. Die vollständige Kriechdatenbasis lässt sich wie folgt darstellen:

$T_1$			...	$T_K$		
$\sigma_{1,1}$	...	$\sigma_{1,M1}$	...	$\sigma_{K,1}$	...	$\sigma_{K,MK}$
$\epsilon_{1,1}^{frac}$	...	$\epsilon_{1,M1}^{frac}$	...	$\epsilon_{K,1}^{frac}$	...	$\epsilon_{K,MK}^{frac}$
$N_{1,1}$	...	$N_{1,M1}$	...	$N_{K,1}$	...	$N_{K,MK}$
$(\epsilon_{1,1,1}; \dot{\epsilon}_{1,1,1})$	...	$(\epsilon_{1,M1,1}; \dot{\epsilon}_{1,M1,1})$	...	$(\epsilon_{K,1,1}; \dot{\epsilon}_{K,1,1})$	...	$(\epsilon_{K,MK,1}; \dot{\epsilon}_{K,MK,1})$
$\vdots$	$\ddots$	$\vdots$	$\ddots$	$\vdots$	$\ddots$	$\vdots$
$(\epsilon_{1,1,N}; \dot{\epsilon}_{1,1,N})$	...	$(\epsilon_{1,M1,N}; \dot{\epsilon}_{1,M1,N})$	...	$(\epsilon_{K,1,N}; \dot{\epsilon}_{K,1,N})$	...	$(\epsilon_{K,MK,N}; \dot{\epsilon}_{K,MK,N})$

GI 4-5

Der erste Index bezieht sich auf die Temperatur, der zweite auf die Spannung und der dritte auf die Dehnung. K ist die Anzahl der Temperaturniveaus, MK die Anzahl der Spannungsniveaus innerhalb des K-ten Temperaturniveaus und N die Anzahl der Dehnungs-Dehnraten-Paare innerhalb eines Temperatur- und Spannungsniveaus.

Zur Eingabe der Kriechdatenbasis wird in ANSYS die UPF-Routine user01 verwendet [ANSYS 2001]. Die Daten müssen vom Benutzer als ASCII-Files bereitgestellt

werden (je ein File für jedes Temperatur-Spannungs-Niveau, [Altstadt 2003]). Für den RDB-Stahl liegt die Kriechdatenbasis in elektronischer Form vor.

Zur Realisierung der Berechnung des Kriechdehnungssinkrements wurden die UPF-Routinen USERCR.F (expliziter Kriechalgorithmus) und USERCREEP.F (impliziter Kriechalgorithmus) entwickelt und in den ANSYS-Code eingebunden. In diesen Routinen wird das skalare Kriechdehnungssinkrement  $\Delta\varepsilon^{cr} = \dot{\varepsilon}^{cr} \cdot \Delta t$  durch nichtlineare Interpolation aus der Kriechdatenbasis (Gl 4-5) ermittelt::

$$\Delta\varepsilon^{cr} = \left[ w_1 \cdot \dot{\varepsilon}_{L,L;L} + w_2 \cdot \dot{\varepsilon}_{L,L;H} + w_3 \cdot \dot{\varepsilon}_{L,H;L} + w_4 \cdot \dot{\varepsilon}_{L,H;H} + w_5 \cdot \dot{\varepsilon}_{H,L;L} + w_6 \cdot \dot{\varepsilon}_{H,L;H} + w_7 \cdot \dot{\varepsilon}_{H,H;L} + w_8 \cdot \dot{\varepsilon}_{H,H;H} \right] \cdot \Delta t \quad \text{GI 4-6}$$

wobei sich die Gewichte  $w_1$  bis  $w_8$  wie folgt ermitteln lassen:

$$w_1 = \frac{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;L;H} - \varepsilon)}{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;L;H} - \varepsilon_{L;L;L})}$$

$$w_2 = \frac{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma^{r_L}) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_{L;L;L})}{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;L;H} - \varepsilon_{L;L;L})}$$

$$w_3 = \frac{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T}) \cdot (\sigma^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;H;H} - \varepsilon)}{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;H;H} - \varepsilon_{L;H;L})}$$

$$w_4 = \frac{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T}) \cdot (\sigma^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_{L;H;L})}{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma_{L;H}^{r_L} - \sigma_{L;L}^{r_L}) \cdot (\varepsilon_{L;H;H} - \varepsilon_{L;H;L})}$$

$$w_5 = \frac{(e^{-q_L/T} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;L;H} - \varepsilon)}{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;L;H} - \varepsilon_{H;L;L})}$$

$$w_6 = \frac{(e^{-q_L/T} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma^{r_H}) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_{H;L;L})}{(e^{-q_L/T_H} - e^{-q_L/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;L;H} - \varepsilon_{H;L;L})}$$

$$w_7 = \frac{(e^{-q_H/T} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;H;H} - \varepsilon)}{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;H;H} - \varepsilon_{H;H;L})}$$

$$w_8 = \frac{(e^{-q_H/T} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_{H;H;L})}{(e^{-q_H/T_H} - e^{-q_H/T_L}) \cdot (\sigma_{H;H}^{r_H} - \sigma_{H;L}^{r_H}) \cdot (\varepsilon_{H;H;H} - \varepsilon_{H;H;L})} \quad \text{GI 4-7}$$

Dabei sind die indizierten Größen (z.B.  $T_L, \sigma_{H;H}, \varepsilon_{H;L;L}$ ) die Werte aus der Datenbasis (Gl 4-5) und die nicht indizierten Größen ( $T, \sigma, \varepsilon$ ) die aktuellen Werte (an einem Integrationspunkt eines Elements). Es gilt stets:

$$T_L \leq T \leq T_H$$

$$\{\sigma_{L;L}; \sigma_{H;L}\} \leq \sigma \leq \{\sigma_{L;H}; \sigma_{H;H}\}$$

$$\{\varepsilon_{L;L;L}; \varepsilon_{L;H;L}; \varepsilon_{H;L;L}; \varepsilon_{H;H;L}\} \leq \varepsilon \leq \{\varepsilon_{L;L;H}; \varepsilon_{L;H;H}; \varepsilon_{H;L;H}; \varepsilon_{H;H;H}\}$$
GI 4-8

Die Parameter  $r$  und  $q$  ergeben sich aus:



$$q_L = \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_{H;L;L} / \dot{\varepsilon}_{L;L;L})}{1/T_L - 1/T_H} ; \quad q_H = \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_{H;H;L} / \dot{\varepsilon}_{L;H;L})}{1/T_L - 1/T_H}$$

$$r_L = \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_{L;H;L} / \dot{\varepsilon}_{L;L;L})}{\ln(\sigma_{L;H} / \sigma_{L;L})} ; \quad r_H = \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_{H;H;L} / \dot{\varepsilon}_{H;L;L})}{\ln(\sigma_{H;H} / \sigma_{H;L})}$$

**GI 4-9**

Weitere Einzelheiten sind in [Willschütz et al 2001] und [Altstadt 2003] zu finden.

Bei der Beschreibung des Kriechverhaltens ist die Modellierung des tertiären Stadiums am kompliziertesten. Die Kriechgesetze bzw. die Kriechdatenbasis für FE-Algorithmen beruhen auf wahren Spannungen und Dehnungen. Dagegen sind Kriechversuche i.a. kraftkontrolliert, d.h. die wahre Spannung ist im Verlauf des Versuchs nicht konstant (infolge der Abnahme des Querschnitts und der Einschnürung). Die wachsende Kriechdehnrate, die im tertiären Stadium des Kriechversuchs beobachtet wird, hat zwei Ursachen:

1. geometrische Kriechbeschleunigung infolge der Reduktion des Querschnitts und der Einschnürung
2. abnehmender Kriechwiderstand des Materials infolge von Gefügeänderungen (Poren, Mikrorisse)

In FE-Modellen wird die geometrische Kriechbeschleunigung automatisch berücksichtigt, sofern die Option für große Dehnungen aktiviert ist (ANSYS Kommando: NLGEOM,ON). Um die materialbedingte Kriechbeschleunigung zu beschreiben, gibt es zwei grundsätzliche Möglichkeiten: i) Benutzung eines Kriechgesetzes bzw. einer Kriechdatenbasis mit  $\dot{\varepsilon} > 0$  (z.B. für  $d_3 > 0$  im Fall von GI 4-2); ii) Benutzung einer Kriechdehnrate, die an die Materialschädigung gekoppelt ist. Bei der zweiten Option wird GI 4-3 modifiziert zu:

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \tilde{f}(D; \varepsilon^{cr}; \sigma; T) = \frac{1}{1-D} \cdot f(\varepsilon^{cr}; \sigma; T)$$

**GI 4-10**

mit D als Schädigungsparameter (Kapitel 4.4). Das Kriechdehnungsinkrement aus GI 4-6 ergibt sich entsprechen zu:

$$\Delta \varepsilon^{cr} = \frac{1}{1-D} \cdot [w_1 \cdot \dot{\varepsilon}_{L;L;L} + w_2 \cdot \dot{\varepsilon}_{L;L;H} + w_3 \cdot \dot{\varepsilon}_{L;H;L} + w_4 \cdot \dot{\varepsilon}_{L;H;H} + w_5 \cdot \dot{\varepsilon}_{H;L;L} + w_6 \cdot \dot{\varepsilon}_{H;L;H} + w_7 \cdot \dot{\varepsilon}_{H;H;L} + w_8 \cdot \dot{\varepsilon}_{H;H;H}] \cdot \Delta t$$

**GI 4-11**

In diesem Fall enthält die Kriechdatenbasis nach GI 4-5 den tertiären Bereich nicht, sondern es wird hier die Fortdauer des sekundären Bereichs ( $\dot{\varepsilon} = 0$ ) unterstellt. Die materialbedingte Kriechbeschleunigung wird durch die Schädigungskopplung realisiert, d.h. durch den Faktor  $(1-D)^{-1}$ .

### 4.3.2 Modellierung des plastischen Materialverhaltens

Für die Modellierung der temperaturabhängigen Plastizität wurde das multilineare isotrope Verfestigungsmodell von ANSYS mit 6 linearen Abschnitten an das gemessene Materialverhalten angepasst. Die Spannungsdehnungskurven aus den Zugversuchen des REVISA-Projekts wurden dazu herangezogen. Allerdings waren gewisse Modifikationen der gemessenen Kurven erforderlich. Die Zugversuche sind mit konstanten Nominaldehnungsraten von ca. 1 %/min (für  $T \leq 1000^\circ\text{C}$ ) und 1.18 %/min (für  $T > 1000^\circ\text{C}$ ) durchgeführt worden. Das ist für eine Trennung von Kriechen und Plastizität zu langsam. Bei diesen niedrigen Dehnraten dauert der Zugversuch so lange, dass bereits signifikante Kriechdehnungen auftreten – insbesondere bei den höheren

Temperaturen. Der Zugversuch ist somit teilweise ein Relaxationsversuch [Willschütz und Altstadt 2002]. In den Zeitstandsversuchen werden deutlich höhere Dehnungsgeschwindigkeiten beobachtet als die o.g. Werte für die Zugversuche. Das führt auch dazu, dass die maximalen Spannungen in den Kriechversuchen teilweise über der Zugfestigkeit aus dem Zugversuch liegen, da der Verformungswiderstand der Zugprobe und damit die gemessene Spannung mit steigender Verformungsgeschwindigkeit steigt.

Für die im FE-Modell zu benutzenden Spannungs-Dehnungskurven wurde deswegen für jedes Temperaturniveau folgendes Konstruktionsmuster verwendet:

- Punkt 1: 0.05% wahre Dehnung unter der Annahme einer rein elastischen Verformung, d.h. die zugehörige Spannung ergibt sich aus  $\sigma_{el}(T) = E(T) \cdot 0.0005$ .
- Punkt 2: Spannung bei 0.2% Dehnung aus wahrer Spannungs-Dehnungskurve des Zugversuchs
- Punkt 3: Spannung bei 1.0% Dehnung aus wahrer Spannungs-Dehnungskurve des Zugversuchs
- Punkt 4: Spannung bei 5.0% Dehnung aus wahrer Spannungs-Dehnungskurve des Zugversuchs
- Punkt 5: Höchste beobachtete wahre Spannung vor der Einschnürung (entweder aus Kriechversuch oder aus Zugversuch) bei der zugehörigen wahren Dehnung (Gleichmaßdehnung)
- Punkt 6: Maximalspannung bei der beobachteten Bruchdehnung aus dem Zugversuch. Da aus den experimentellen Daten die Einschnürung nicht hervorgeht, wird die wahre Bruchdehnung wie eine Gleichmaßdehnung ermittelt (Gl 4-1). Die Maximalspannung ergibt sich durch geringfügige Erhöhung der im Punkt 5 verwendeten Spannung.

In Bild 4-2 sind exemplarisch die Verhältnisse für das Temperaturniveau 800 °C dargestellt. Die gestrichelte Linie mit den gefüllten schwarzen Quadraten stellt den im Code modellierten Spannungs-Dehnungs-Verlauf dar. Die modellierte Zugfestigkeit liegt mit ca. 120 MPa deutlich höher als die im REVISA-Zugversuch gemessene Spannung (REVISA Eng. Strain/Stress) bzw. die dazugehörige wahre Spannung (REVISA True Strain/Stress) von ca. 80 MPa, weil die höchste aus dem Kriechversuch berechnete Spannung etwa 120 MPa betrug, wie der Verlauf der Kurve „REVISA 65MPa Creep Test“ verdeutlicht. Im dargestellten Beispiel betrug die Kriechdehnrate im Bereich einer wahren Dehnung von 25% etwa 1 %/min. Dies korrespondiert sehr gut mit dem im Bild 4-2 dargestellten Schnittpunkt „A“ der wahren Spannungs-Dehnungs-Verläufe aus Kriech- und Zugversuch. Kurz vor Versagen der Kriechprobe wurde eine Kriechdehnrate von etwa 10 %/min erreicht. Die gemessenen und modellierten Spannungs-Dehnungs-Kurven für alle Temperaturniveaus sind im Anhang dargestellt (Bilder A-14 bis A-26).

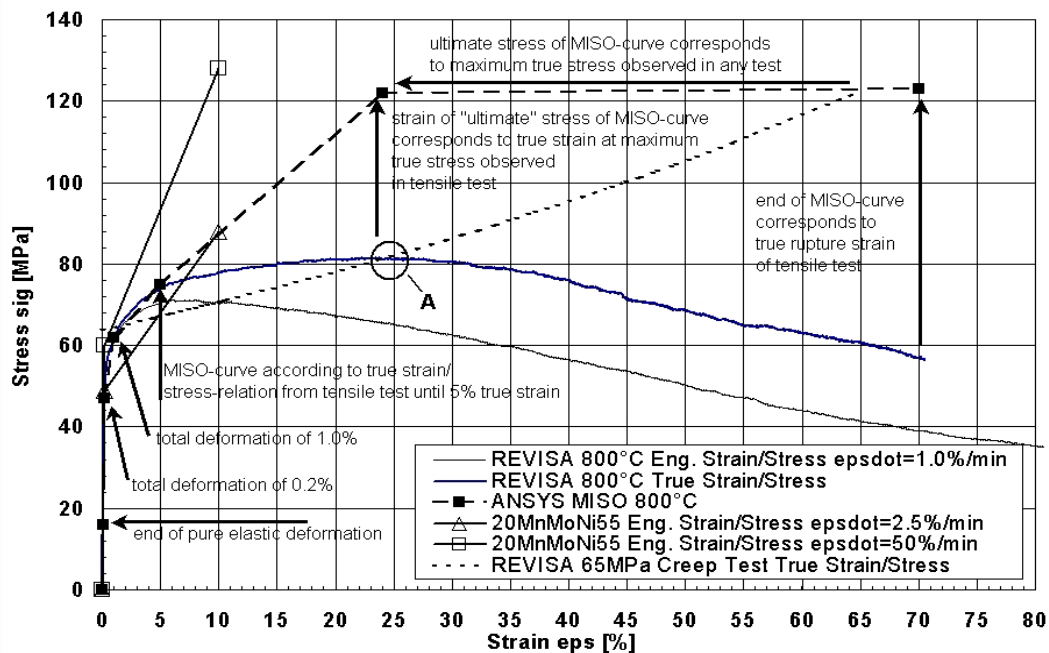


Bild 4-2: Modellierung der Spannungs-Dehnungskurve bei  $T = 800 \text{ }^{\circ}\text{C}$

### 4.3.3 Validierung der Materialdatenbasis

Während und nach der Entwicklung und Implementierung der Materialdatenbank und der Kriechdatenbasis wurde das ANSYS-Materialmodell stufenweise validiert:

- i) Die Anwendung auf jeden einzelnen REVISIA-Test ab  $600^{\circ}\text{C}$  erfolgte parallel zur Entwicklung (1D-Validierung für 16MND5).
- ii) Die Anwendung auf den RUPHTHER-14-Test (2D, kleinskalig, 16MND5) und
- iii) die Anwendung auf MPA-Meppen-Test (2D, großskalig, 20 MnMoNi 5 5)

Bei der Validierung der Materialdatenbasis wurde auch untersucht, inwieweit sich die chemisch sehr ähnlichen RDB-Stähle 16MND5 (französische Norm) und 20MnMoNi5-5 (deutsche Norm) unterscheiden, bzw. ob es möglich ist eine einzige Materialdatenbasis zu verwenden. Beide RDB-Stähle 16MND5 und 20 MnMoNi 5 5 orientieren sich an der ASTM-Norm für den amerikanischen RDB-Stahl SA 533 B. Die chemische Zusammensetzung ist äquivalent, bei der Wärmebehandlung gibt es geringfügige Unterschiede. Die Tabelle 4-1 gibt einen Überblick zur chemischen Zusammensetzung. EC-3b und EC-4 sind die FOREVER-Tests aus Tabelle 2-3. In der Tabelle sind auch die Materialwerte der LHF- und OLHF-Versuche in den U.S.A. [Chu et al 1999, Mongabure 2000] aufgeführt. Alle Materialchargen entsprechen dem ASTM Standard, mit der Ausnahme des etwas höheren Ni-Gehalts bei 16MND5 und 20 MnMoNi 5 5.

**Tabelle 4-1:** Chemische Zusammensetzung der RDB-Stähle nach ASTM-Standard und in verschiedenen Experimenten

Gewichts-%	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
SA 533 B (ASTM min)	0.000	0.130	1.070	0.000	0.000	...	0.370	0.410	...
SA 533 B (ASTM max)	0.250	0.450	1.620	0.035	0.035	...	0.730	0.640	...
RUPATHER (16MND5)	0.170	0.251	1.440	0.004	0.002	0.200	0.750	0.510	0.010
EC-3b (16MND5)	0.138	0.230	1.190	0.009	0.004	0.251	0.523	0.466	0.091
EC-4 (SA 533 B)	0.155	0.252	1.120	0.012	0.001	0.046	0.417	0.424	0.028
Meppen (20MnMoNi5.5)	0.210	0.240	1.480	0.008	0.005	0.200	0.800	0.520	0.070
LHF (SA 533 B)	0.170	0.200	1.220	0.006	0.010	0.100	0.670	0.550	0.009
OLHF(SA 533 B)	0.172	0.286	1.290	0.013	0.001	0.046	0.520	0.490	0.021

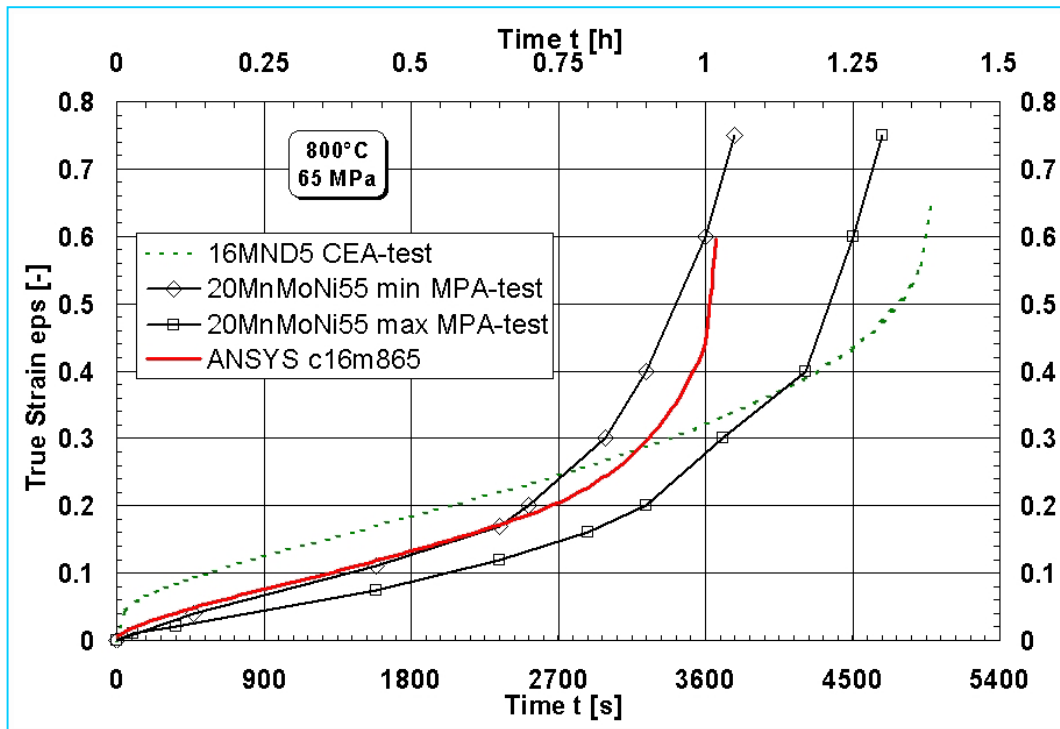
In der Tabelle 4-2 sind für die Chargen des RUPATHER-Experiments [Mongabure und Desmet 1999] und des MPA-Meppen-Experiments [Obst et al 1988] die Wärmebehandlungsdaten und die mechanischen Eigenschaften bei Raumtemperatur angegeben.

**Tabelle 4-2:** Wärmebehandlung und mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur (RT) für 16MND5 und 20 MnMoNi 5 5; WK – Wasserkühlung, LK – Luftkühlung, OK – Ofenkühlung

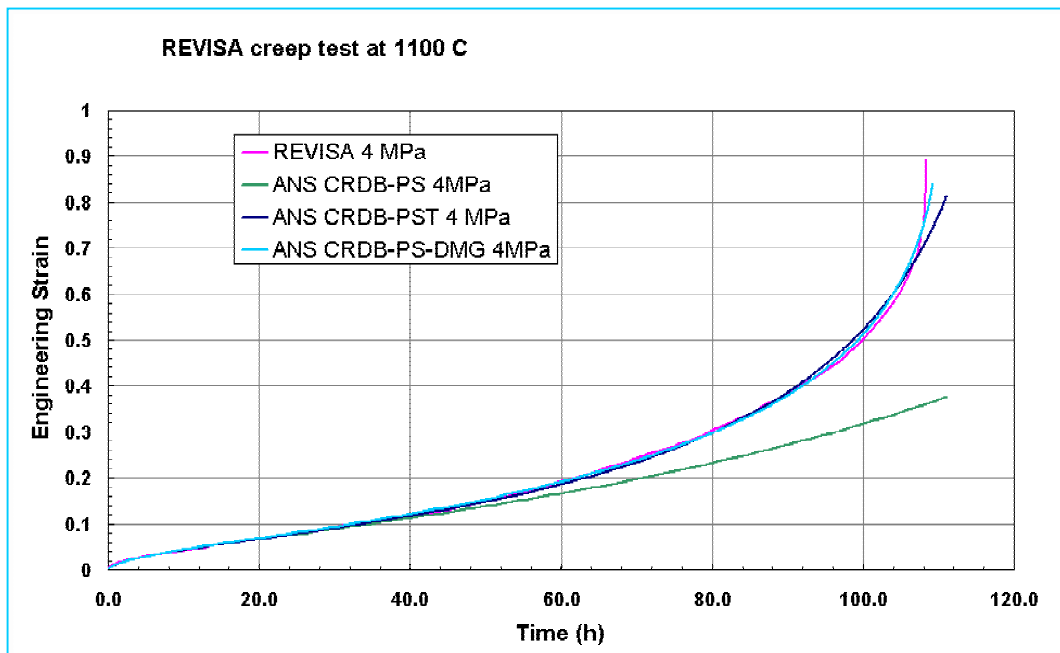
Material	16MND5 (RUPATHER)	20 MnMoNi5 5 (MPA Meppen)
Abschrecken	885 °C (8.7 h); WK	920°C (6.5h); WK
Anlassen	644 °C (9 h); LK	657 °C (9 h); LK
Spannungsarmglühen	623 °C (6.3 h); OK	k. A.
Mikrostruktur	bainitisch	bainitisch
Streckgrenze (bei RT)	473 ... 488 MPa	567 ... 624 MPa
Zugfestigkeit (bei RT)	620 ... 724 MPa	635 ... 726 MPa
Elongation (bei RT)	25%	22%
Einschnürung (bei RT)	73%	64 ... 69 %

Auf Grund der Unterschiede in der Wärmebehandlung ist die Festigkeit von 16MND5 geringfügig niedriger als die von 20 MnMoNi 5 5, dafür weist 16MND5 eine etwas bessere Duktilität auf. Die Nachrechnung der Kriechversuche ist im Anhang A2 dargestellt. In Anbetracht der starken Streuung im Kriechverhalten selbst bei identischen Materialchargen wurde darauf geachtet, dass die Kriechdatenbasis alle Kriechversuche der REVISA-Tests konservativ bezüglich der Versagenszeit beschreibt. Bild 4-4 zeigt zwei Kriechversuche aus dem MPA-Meppen-Experiment und einen vergleichbaren Versuch aus dem REVISA-Projekt sowie die entsprechende Simulation mit der Kriechdatenbasis. Man erkennt, dass die Streuung innerhalb einer Charge in der gleichen Größenordnung liegt wie der Unterschied zwischen 16MND5 und 20 MnMoNi 5 5.

Prinzipiell lassen sich individuelle Kriechversuche beliebig genau nachrechnen, wenn die Kriechdatenbasis entsprechend angepasst wird. Das ist in Bild 4-4 demonstriert. Für einen REVISA-Tests wurde der tertiäre Bereich mit verschiedenen Ansätzen modelliert (vgl. Kapitel 4.3.1). Die beste Übereinstimmung wird mit der Schädigungskopplung erzielt (Gl 4-10, hellblaue Kurve). Es ist auch zu sehen, dass die geometrische Kriechbeschleunigung alleine nicht ausreicht, um das tertiäre Verhalten richtig zu beschreiben (grüne Kurve). Die genaue Anpassung aller REVISA-Tests wurde bei der Entwicklung der Kriechdatenbasis wegen der oben diskutierten Streuung nicht angestrebt.



**Bild 4-3:** Kriechversuche für 20MnMoNi55 und 16MND5 sowie Nachrechnung mit ANSYS.



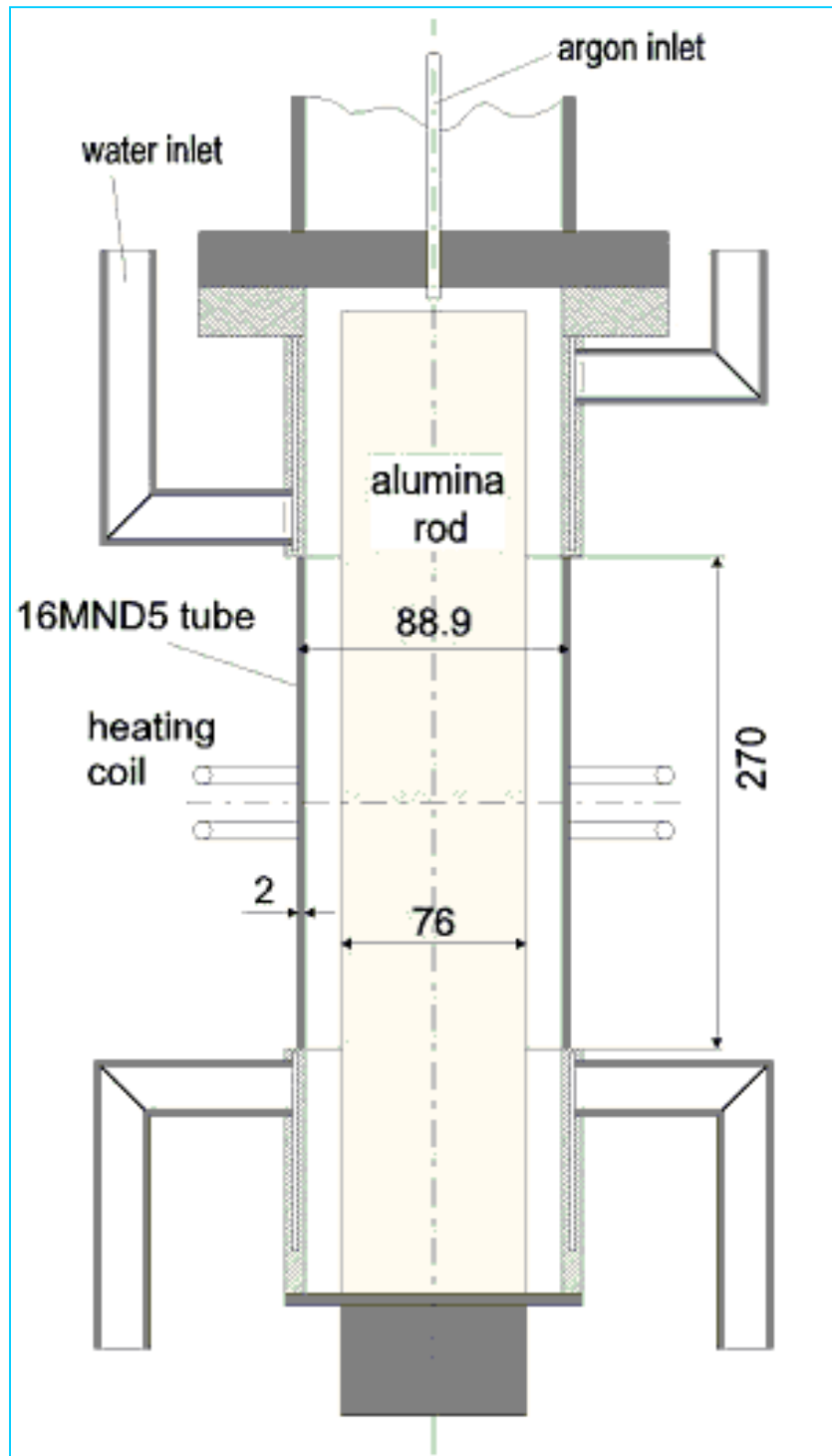
**Bild 4-4:** Kriechversuch bei 1100 °C und Nominalspannung 4 MPa des REVISA-Projekts, sowie ANSYS-Rechnungen mit verschiedener Modellierung des tertiären Bereichs

#### **4.3.3.1 RUPATHER Posttest-Rechnungen**

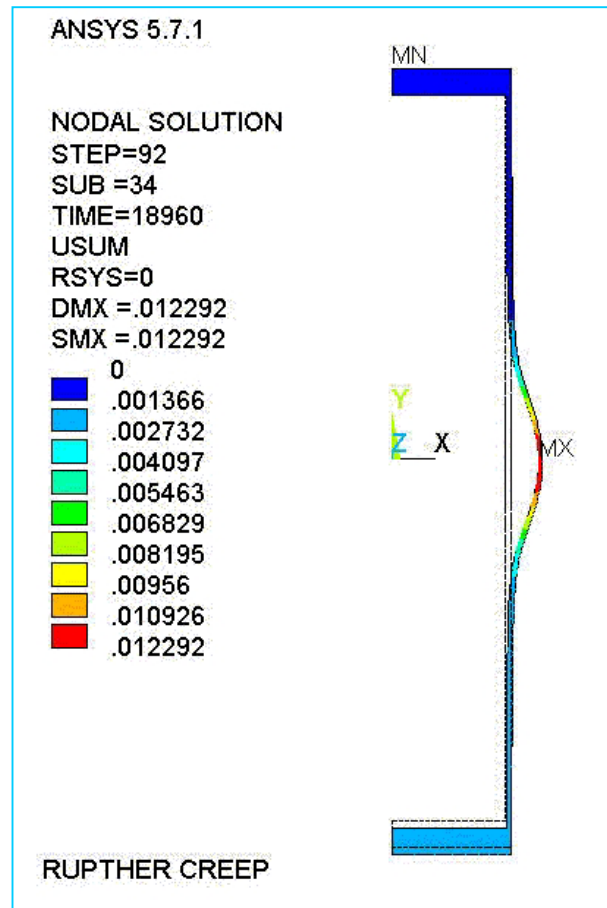
Das betrachtete RUPATHER-14-Experiment wurde von CEA in Frankreich durchgeführt [Mongabure and Desmet 1999]. In Bild 4-5 sind die wesentlichen geometrischen Daten dieses in horizontaler Ebene rotationssymmetrisch aufgebauten Experiments wiedergegeben. Die vertikal zentrierte Anordnung der externen Heizspule verursachte ein Temperaturfeld, dessen Maximaltemperaturen ebenfalls vertikal zentriert waren. Die daraus resultierende Kriechverformung bei einer Innendruckbelastung kann daher so erwartet werden, wie sie in Bild 4-6 beispielhaft für eine ANSYS-Rechnung dargestellt ist. Auch für die Versagensposition ergibt sich in Experiment und Rechnung eine vertikal zentrierte Lage. Qualitativ und quantitativ stimmen die im Experiment beobachtete und die berechnete Verformung und die Versagensposition sehr gut überein.

Bild 4-7 gibt den geplanten Belastungsverlauf und die gemessene beziehungsweise berechnete Durchmesserzunahme in der Mitte des Rohres wieder. Obwohl verschiedene Randbedingungen angewendet wurden und leichte Temperaturvariationen vorgenommen wurden, war es nicht möglich, exakt die experimentell ermittelte Zeitabhängigkeit der Verformung mit dem FE-Modell zu erhalten.

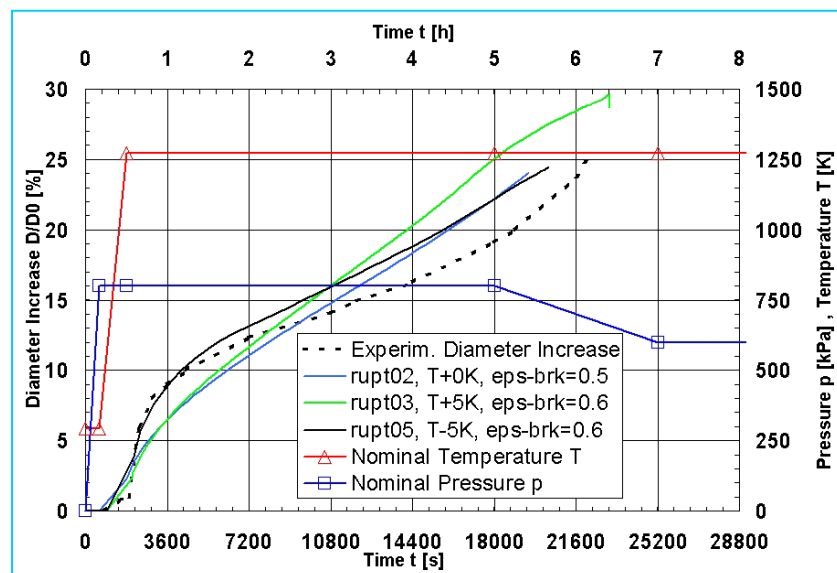
Die Ursache für diese Abweichung wird eher in nicht genügend exakten Messdaten des Experiments vermutet, als dem Modell zugeschrieben. Insbesondere der Temperaturverlauf zu Beginn der Hochtemperaturphase scheint von Einschwingvorgängen beeinflusst worden zu sein. Außerdem ergibt sich eine prinzipiell zu niedrig gemessene Temperatur bei außen auf dem Werkstück montierten Thermoelementen, wenn über die Werkstückoberfläche große Wärmeströme abgeführt werden. Außerdem können geringe Fertigungsfehler des mit 2 mm recht dünnwandigen Rohres zu den gemessenen Werten beigetragen haben, denn eine Stützwirkung des umgebenden Materials, wie sie in dickwandigen Strukturen beobachtet wird, ist hier nicht zu erwarten. Schließlich kann eine gegenseitige Beeinflussung der lokalen induktiven Heizleistung und der Verformung des Rohres vorgelegen haben. Insgesamt erscheint der Vergleich zwischen Experiment und Rechnung zufriedenstellend.



**Bild 4-5:** Schema des RUPATHER-14-Experiments



**Bild 4-6:** Verschiebung [m] des Rohres;  
ANSYS-Simulation des RUP THER-14-  
Experiments



**Bild 4-7:** Zeitlicher Verlauf der gemessenen Rohraufweitung, der Temperatur und des Drucks sowie der berechneten Verschiebungen mit verschiedenen Materialparametern.



#### 4.3.3.2 MPA-Meppen Posttest-Rechnungen

Das MPA-Meppen-Experiment wurde 1988 auf einem Testgelände der Bundeswehr durchgeführt [Obst et al 1988]. Im Vergleich zum RUPATHER-Experiment handelt es sich hier mit einer Wanddicke von 47 mm im Versagensbereich um eine relativ dickwandige Struktur (Bild 4-8). Abgesehen von der größeren Dimension und der Verwendung des deutschen Stahls 20 MnMoNi 5 5 anstelle des französischen 16MND5 sind beide Experimente ähnlich.

Die erzielten Ergebnisse der FE-Rechnungen [Willschuetz and Altstadt 2002] sind auch hier sehr zufriedenstellend hinsichtlich der resultierenden Verformungen, während die Zeitabhängigkeit der Ergebnisse auch hier eine geringe Unsicherheit bezüglich des Temperaturniveaus impliziert (Bild 4-9).

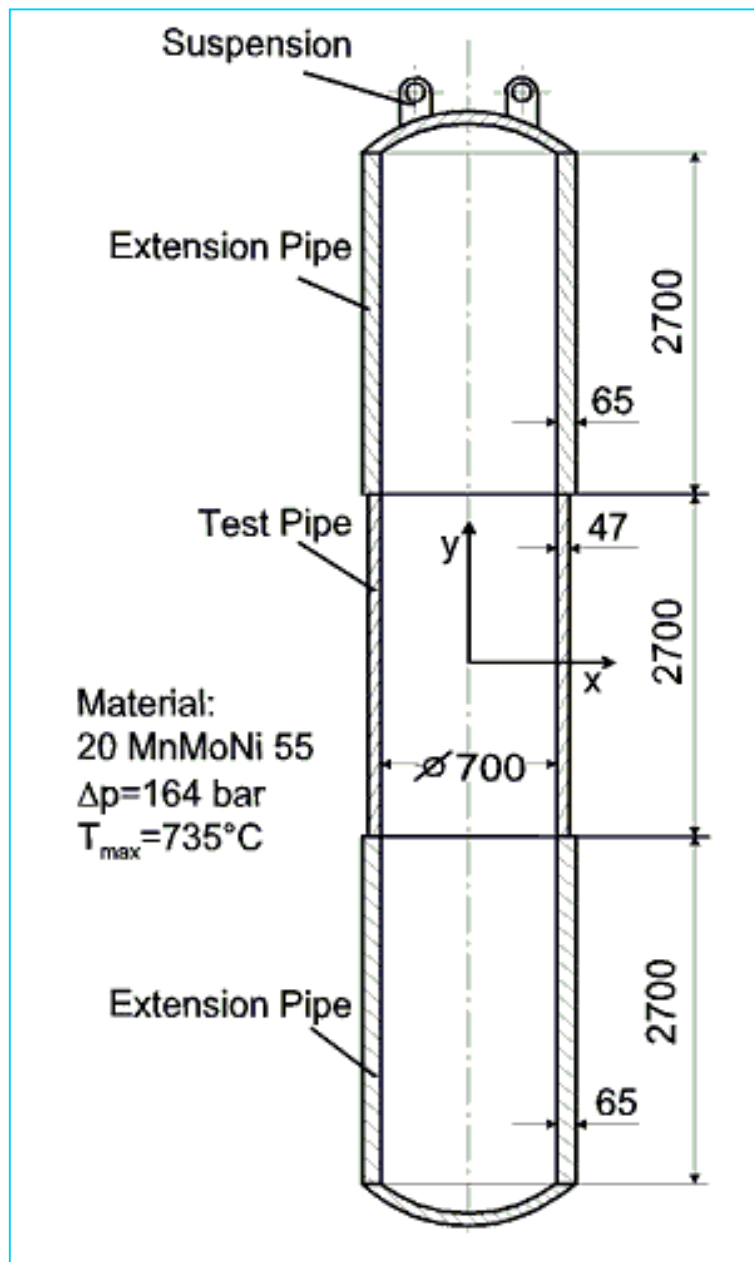
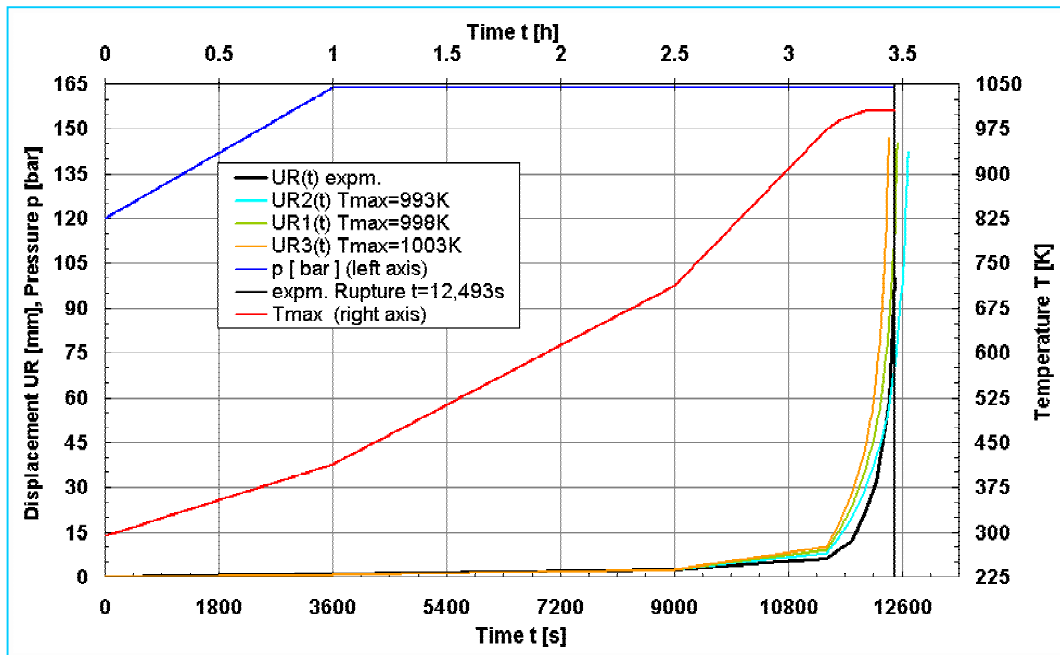


Bild 4-8: Geometrie des MPA-Meppen-Experiments



**Bild 4-9:** Berechnete und gemessene radiale Verschiebung des Rohres bei  $y=0$  (Bild 4-7) über der Zeit, sowie Verlauf von Druck und Temperaturlast, MPA-Meppen-Experiment

#### 4.4 Modellierung der Materialschädigung

Die Materialschädigung infolge von signifikanten Kriechdehnungen bzw. plastischen Dehnungen wird mit einem skalaren Schädigungsparameter  $D$  beschrieben, der bei jedem Lastschritt (Zeitschritt) der FE-Analyse inkrementiert wird. Das Schädigungsinkrement ist:

$$\Delta D = \left[ \frac{\Delta \varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{cr}}}{\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{cr}}(\sigma, T)} + \frac{\Delta \varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{pl}}}{\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{pl}}(T)} \right] \cdot R_v \quad \text{GI 4-12}$$

wobei  $\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{cr}}(\sigma, T)$  die wahre Kriechbruchdehnung aus dem Kriechversuch bei konstanter Temperatur und Spannung und  $\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{pl}}(T)$  die wahre Bruchdehnung im Zugversuch ist.  $R_v$  ist eine Funktion, welche die Triaxialität des Spannungstensors berücksichtigt [Lemaitre 1996]:

$$R_v = \frac{2}{3} \cdot (1 + \nu) + 3 \cdot (1 - 2\nu) \cdot \left( \frac{\sigma_h}{\sigma_{\text{eqv}}} \right)^2 \quad \text{GI 4-13}$$

wobei  $\sigma_h$  die hydrostatische Spannung und  $\sigma_{\text{eqv}}$  die von-Mises Vergleichsspannung ist. Die akkumulierte Schädigung ist:

$$D = \sum_{i=1}^{\text{ldstep}} \Delta D_i \quad \text{GI 4-14}$$

In der FE-Analyse wird für jedes Element eine Schädigung  $D$  berechnet. Wenn für ein Element der Wert  $D = 1$  erreicht wird, so wird es deaktiviert, indem seine Steifigkeit mit  $10^{-6}$  multipliziert wird. Für diesen Zweck wurde die UPF-Routine UELMATX.F entwickelt. Für die Initialisierung der Schädigungsberechnung sowie das dafür erforderliche Postprocessing wurden ebenfalls entsprechende Fortran-Routinen programmiert [Altstadt 2003].

## 5 Kopplung von thermischer und mechanischer Rechnung

### 5.1 Problemstellung

Ein wesentliches Ziel ist es, die gegenseitige Beeinflussung der thermodynamischen und mechanischen Vorgänge zu berücksichtigen. Der Einfluss der Thermodynamik auf das mechanische Verhalten der Behälterwand liegt auf der Hand:

- Die elastischen und viskoplastischen Materialeigenschaften sind temperaturabhängig
- Infolge von Temperaturgradienten entstehen durch verhinderte thermische Dehnungen Spannungen in der Behälterwand

Aber es ist auch eine Rückkopplung vom mechanischen Verhalten auf die Thermodynamik zu berücksichtigen:

- Infolge der viskoplastischen Verformung des Behälters verändert sich die Geometrie des Schmelzepools; die Volumenzunahme Behälterinhalts führt außerdem zu einer Absenkung des Schmelzespiegels
- Die viskoplastische Verformung der Behälterwand führt zu einer lokalen Abnahme der Wanddicke mit einer entsprechenden Verminderung des Widerstandes
- Mit der viskoplastischen Verformung ist eine Vergrößerung der Behälteraußenfläche und damit eine erhöhte Wärmeabstrahlung verbunden

Deshalb ist eine vollständige sequentielle und rekursive Kopplung des thermischen und des mechanischen Modells notwendig. Für die weiteren Ausführungen wird der in der Terminologie des eingesetzten Finite-Elemente-Programms ANSYS® [Ansys 2003] verwendete Begriff einer „physikalischen Umgebung“ (physical environment) übernommen. Eine physikalische Umgebung bezeichnet hierbei ein vollständiges Modell zur Lösung eines Problems in einem Teilgebiet der Physik (z. B. Mechanik, Thermohydraulik, Elektromagnetik).

Die Randbedingungen und Belastungen innerhalb einer physikalischen Umgebung setzen sich zusammen aus Basislasten (base loads) und Folgelasten (coupled loads). Lasten, die nicht an eine andere physikalische Analyse gebunden sind, werden als Basislasten bezeichnet. Eine Basislast im vorliegenden Fall ist beispielsweise die Wärmequellendichte in der thermischen Analyse, diese ist unabhängig von der Lösung der mechanischen Analyse. Umgekehrt beeinflusst die Lösung der thermischen Umgebung nicht die Druckbelastung in der mechanischen Analyse.

Im Gegensatz zu den Basislasten resultieren die Folgelasten aus der vorhergehenden Lösung einer anderen physikalischen Umgebung. In dem betrachteten Modell ist beispielsweise die thermische Belastung, die aus dem im thermischen Modell berechneten Temperaturfeld hervorgeht, eine Folgelast für die mechanische Analyse.

Wie bereits in Kapitel 3 ausgeführt, ist eine CFD-Simulation zur Lösung der thermischen Umgebung zu aufwändig. Außerdem gelten die zur Verfügung stehenden Turbulenzmodelle als nicht geeignet zur Simulation prototypischer Anordnungen, deswegen wird die ECCM-Methode zur Lösung der thermischen Umgebung verwendet.

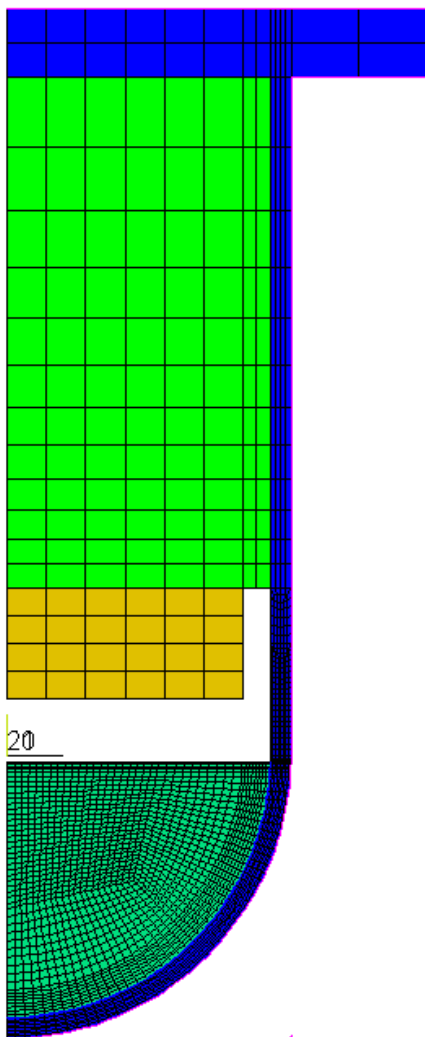
## 5.2 Programmtechnische Realisierung

### 5.2.1 Allgemeine Modelldefinition

Die Makrosprache APDL (ANSYS Parametric Design Language) wurde zur Programmierung der Simulation der Schmelzerückhaltung in einer Bodenkalotte verwendet. Im Laufe der Realisierung des gekoppelten Modells wurde festgestellt, dass statt der prinzipiell notwendigen zwei Umgebungen, thermische und mechanische, drei Umgebungen zur Simulation der Schmelzerückhaltung erforderlich sind:

- thermische Umgebung zur Temperaturfeldberechnung
- mechanische Umgebung zur Berechnung der viskoplastischen Behälterverformung
- mechanische Umgebung zur Berechnung der Schmelzeseedehformation

Es sind zwei mechanische Umgebungen (Modelle) erforderlich, weil innerhalb der mechanischen Analyse sehr unterschiedliche Materialeigenschaften und Materialmodelle zu berücksichtigen sind. Mit nur einer mechanischen Umgebung konnte keine Konvergenz erreicht werden. Die flüssige Schmelze wird vor allem durch ihr Kompressionsverhalten beschrieben, der Widerstand gegen Gestaltänderung ist sehr



**Bild 5-1:** Elementplot eines FOREVER-Modells mit farblich unterschiedenen Materialzonen

gering. Es können keine Schubspannungen übertragen werden. Dagegen können in der Stahlwand alle Spannungszustände auftreten, es liegt ein hoher Widerstand gegen Volumen- und Gestaltänderung vor. Das gleichzeitige Berücksichtigen von Schmelze und Stahlwand in einem Lösungsschritt würde somit zu einer schlecht konditionierten Gesamtsteifigkeitsmatrix führen. Die mechanische Lösung des Problems erfolgt daher in zwei Schritten (in zwei Umgebungen). Diese Vorgehensweise hat sich als numerisch wesentlich robuster erwiesen.

Bevor die einzelnen physikalischen Umgebungen definiert werden, wird ein allgemeines Modell erzeugt, im folgenden GPE (General Physics Environment) genannt. Im GPE werden Geometrie, Unterkoordinatensysteme, Vernetzung und Materialattribute vorgegeben. Eine zwingende Voraussetzung bei der Definition des GPE ist, dass die in den einzelnen physikalischen Umgebungen verwendeten Elementtypen bezüglich ihrer Form und Knotenanzahl miteinander kompatibel sind. Bevor das GPE vernetzt wird, werden den einzelnen Modellzonen, (bei einem 2D-Modell sind das Flächen) Attribute zugewiesen. Diese Attribute beinhalten Angaben zu Materialien, Konstanten und Elementtypen, die mit der entsprechenden Zone verbunden sein sollen.

Bild 5-1 zeigt beispielhaft einen Elementplot für die Simulation eines FOREVER-Experiments. Farblich unterschieden sind die verschiedenen Materialzo-

nen: Stahl (blau), Schmelze (dunkelgrün), Isolation (orange) und die „verschmierte Zone“ (hell-grün). In der verschmierten Zone befinden sich verschiedene Einbauten und Halterungen für den Heizer, die Isolation und die Thermoelemente. Zusätzlich wurde innerhalb dieser Zone lose Glaswolle verteilt.

Die unterschiedlichen Materialien entsprechen den unterschiedlichen Zonen. Lediglich der waagerechte Behälterflansch, der wie Zylinder und Bodenkalotte aus Stahl besteht, ist einer weiteren von Zylinder und Bodenkalotte unterschiedlichen Zone zugeordnet, da der Flansch nur in der thermischen Analyse berücksichtigt wird und in der mechanischen Rechnung vernachlässigt wird.

Aufgrund der sich ändernden Geometrie ist es insbesondere für die Lastaufbringung im transienten thermischen Modell notwendig, bestimmte einzelne Knotennummern und Knotengruppen festzulegen, die dann unabhängig von ihrer aktuellen Position aufgerufen werden können.

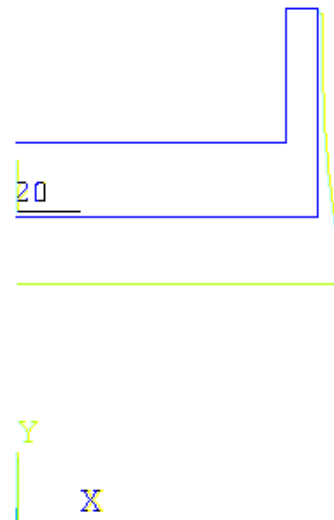
In den einzelnen Umgebungen werden die Bereiche des Modells, die während der Analyse aktiv sind, mit entsprechenden Elementen vernetzt, während die restlichen Bereiche mit Nullelementen besetzt sind. Die Definition von Nullelementen geschieht im Preprocessor, wodurch bei der Erzeugung der entsprechenden Modellmatrizen im Solution Processor diese Elemente nicht berücksichtigt werden. Daher sind Nullelemente nicht zu vergleichen mit deaktivierten Elementen (siehe Kapitel 4.4), deren Beiträge zwar innerhalb der Matrizen verändert werden, die aber immer vorhanden sind.

## 5.2.2 Thermische Umgebung

Für die Berechnung des Temperaturfelds sind alle Bereiche des Modells mit aktiven thermischen Elementen vernetzt, es sind keine Nullelemente vorhanden und es werden keine Elemente deaktiviert. Für eine adäquate Modellierung der thermischen Vorgänge im FOREVER-Behälter oder im prototypischen Szenario müssen verschiedene Merkmale erfüllt werden. Im folgenden werden die physikalischen Anforderungen, die Lösungsstrategie und die verwendeten Elementtypen beschrieben:

- Die Wärmeleitung im Bereich der Behälterwand, der Isolation und der verschmierten Zone wird mit 2D-Temperaturelementen (PLANE55) berechnet. Es besteht die Option, die Isolation und die verschmierte Zone nicht zu modellieren, wodurch ein großer Hohlraum im Behälter entsteht. Diese Option ist für die prototypischen Szenarien vorgesehen.
- Zur Simulation eines Schmelzegebiets mit inneren Wärmequellen werden ebenfalls 2D-Temperaturelemente (PLANE55) verwendet. Zusätzliche Routinen steuern unter anderem die anisotropen Materialeigenschaften (vgl. Abschnitt 3.2).
- An der Grenzfläche zwischen Schmelze und Behälterwand muss eine tangentielle Relativbewegung möglich sein. Dies wird mit Kontakt- und Zielelementen (CONTA171 und TARGE169) realisiert. Diese Elemente werden sowohl in der thermischen Umgebung als auch in der Umgebung zur Schmelzeseedeformation verwendet. Dazu werden ihre Freiheitsgrade, Konstanten und Optionen der jeweiligen Umgebung entsprechend festgelegt.
- Das Wärmestrahlungssuperelement (MATRIX50) wird zu Beginn jeder thermischen Analyse neu erzeugt, um der sich verändernden Hohlraumgeometrie (innere weiße Zone in Bild 5-1) Rechnung zu tragen. Falls keine Isolation und keine verschmierte Zone modelliert wird (s.o.), wird der Wärmestrahlungshohl-

raum durch Behälterdeckel, Behälterwand und Schmelzeoberfläche gebildet. Bild 5-2 zeigt die Form und Lage des Superelements zu Beginn (blau) und zum Ende (grün) einer Rechnung für ein FOREVER-Szenario. Der unten links dargestellte Koordinatenursprung gibt die Lage des globalen Koordinatensystems wieder, welches sich am tiefsten Punkt der unverformten Behälterinnenseite befindet. Das ebenfalls dargestellte lokale Koordinatensystem „20“ bezeichnet den Mittelpunkt der unverformten Bodenkalottenhalbkugel und liegt damit auf der Höhe der Verbindung zwischen Kalotte und Zylinder.



- Auf der Außenseite des Behälters werden Wärmestrahlung und Konvektion berücksichtigt. Da an der freien Oberfläche der verwendeten Temperaturelemente (PLANE55) nur eine Randbedingung aufgebracht werden kann, wurden die Knoten an der Behälteraußenseite zusätzlich mit Oberflächeneffektelementen (SURF151) vernetzt. Diese Elemente berücksichtigen den Wärmestrahlungsaustausch mit einer Umgebung konstanter Temperatur. An den freien Oberflächen der den Festkörper simulierenden Elemente (PLANE55) wird im Falle einer trockenen Umgebung eine Konvektionsrandbedingung mit vorgegebenem Wärmeübergangskoeffizienten und konstanter Umgebungstemperatur vorgegeben. Im Falle einer externen Flutung wird ein von der Übertemperatur abhängiger Wärmestrom simuliert.

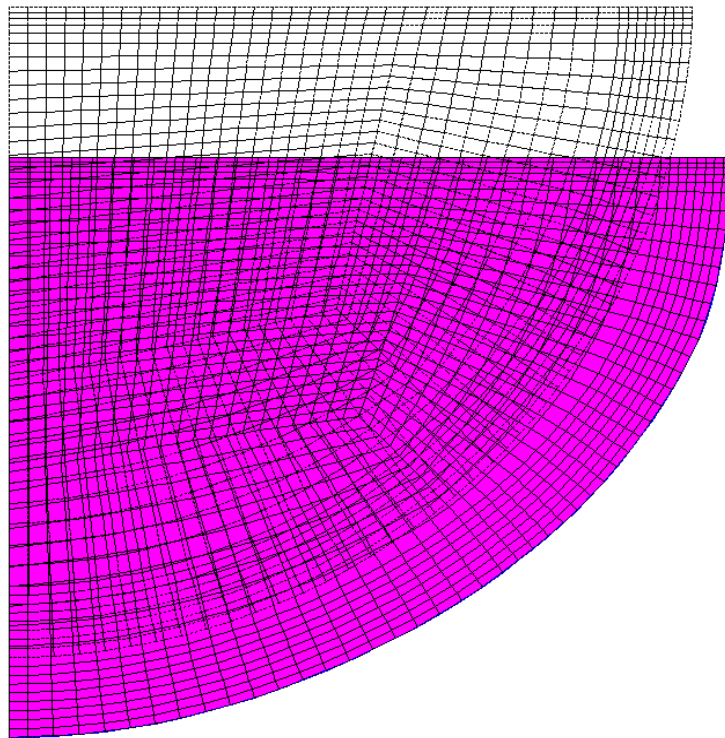
**Bild 5-2:** Form und Lage des Superelements

### 5.2.3 Mechanische Umgebung zur Behälterverformung

Für die viskoplastische Analyse der Behälterwand werden nur die Bodenkalotte und der zylindrische Teil des Behälters vernetzt. Die verwendeten 2D-Strukturelemente (PLANE182) mit jeweils 4 Knoten ermöglichen eine implizite Lösung unter Berücksichtigung großer Deformationen aufgrund des Kriechens und der plastischen Verformung. Alle Elemente in den anderen Modellzonen werden als Nullelemente deklariert.

Bild 5-3 gibt die Knotenverteilung, die Druckrandbedingung und die Verschiebungsrandbedingungen an der Symmetrieachse sowie am oberen Modellrand wieder. Die Farbspreizung der dargestellten Druckbelastung resultiert aus der Berücksichtigung des zusätzlichen hydrostatischen Drucks, der durch die flüssige Schmelze verursacht wird. Zusätzlich zu den mechanischen Basislasten wird die Folgelast der aktuellen Temperaturverteilung aus der letzten thermischen Analyse aufgebracht. Die weitere Modellierung ist analog zur Beschreibung in Kapitel 4.





**Bild 5-4:** Elementplot der Umgebung zur Schmelzseedeformation zu Beginn (Drahtmodell) und kurz vor Behälterversagen (violett)

Die das abgesunkene Schmelzegebiet repräsentierende Vernetzung wird in die nächste thermische Analyse übernommen. In dieser thermischen Analyse sind dann außerdem die optional vorhandenen Einbauten, der Behälterdeckel und die verformte Behälterwand gemeinsam zur Lösung des nächsten transienten Zeitschritts aktiviert.

### 5.2.5 Zusammenfassung der Elementtypen und Umgebungen

In Tabelle 5-1 wird eine Übersicht zu den im gekoppelten Modell verwendeten Elementtypen gegeben. Zunächst sind die Elementtypen mit dem Freiheitsgrad Temperatur aufgeführt, danach die Typen mit Verschiebungsfreiheitsgraden und schließlich die Typen mit einem von der Umgebung abhängigen Freiheitsgrad.



**Tabelle 5-1:** Im gekoppelten Modell verwendete Elementtypen und ihre Eigenschaften.

Elementtyp	Freiheitsgrad	Knotenanzahl
LINK32, 2D-Wärmeleitstab	Temperatur T	2
MATRIX50, (Wärmestrahlungs-) Superelement	Temperatur T	variabel
PLANE55, 2-D Temperaturelement	Temperatur T	4
SURF151, 2-D Oberflächeneffektelement	Temperatur T	2
HYPER56, 2-D Hyperelastisches Strukturelement	Verschiebung UX, UY	4
PLANE182, 2-D Strukturelement	Verschiebung UX, UY	4
TARGE169, 2-D Zielflächenelement	Temperatur T; Verschiebung UX, UY	2
CONTA171, 2-D Flächen-zu-Flächen-Kontaktelement	Temperatur T; Verschiebung UX, UY	2

Aus Tabelle 5-2 wird ersichtlich, wann in welcher Umgebung und in welchen Modellzonen die spezifischen Elementtypen aktiviert sind. Der in Tabelle 5-1 aufgeführte Elementtyp LINK32 wird nicht direkt in einer Umgebung verwendet, sondern geht indirekt über das Wärmestrahlungssuperelement (MATRIX50) in die thermische Umgebung ein.

**Tabelle 5-2:** Elementbelegungen in den verschiedenen Modellzonen und physikalischen Umgebungen

Modellzone	Thermische Umgebung	Mechanische Umgebung	Schmelzedeformation
Schmelzegebiet	PLANE55	NULL	HYPER56
Schmelzeberandung zum Behälter	CONTA171	NULL	CONTA171
Behälterberandung zur Schmelze	TARGE169	NULL	TARGE169
Behälterwand (Zylinder und Kalotte)	PLANE55	PLANE182	NULL
Behälterwand (Flansch bzw. Deckel)	PLANE55	NULL	NULL
Behältereinbauten (nur FOREVER)	PLANE55	NULL	NULL
Hohlraum im Behälter	MATRIX50	NULL	NULL
Außenoberfläche der Behälterwand	SURF151	NULL	NULL

### 5.2.6 Ablauf der gekoppelten Analyse

Bild 5-5 gibt die allgemeine Struktur der gekoppelten Analyse wieder. Ausgehend von der Erzeugung der allgemeinen physikalischen Umgebung (GPE) werden die thermische Umgebung, die mechanische Umgebung und die Umgebung zur Schmelzedeformation definiert. Danach wird ein stationäres Temperaturfeld für die unverformte Behältergeometrie bestimmt und die berechneten Temperaturen für jeden Knoten gesondert gespeichert, da eine Wiederverwendung der erzeugten Matrizen und Files nach der in den beiden folgenden mechanischen Umgebungen bestimmten Netzverformung nicht möglich ist. Alle Informationen zur thermischen Umgebung werden gespeichert und die Umgebung wird verlassen.

Nach Einlesen der mechanischen Umgebung zur Analyse der Behälterwanddeformation wird eine Lösung für die thermische Ausdehnung des Behälters unter Berücksichtigung des Eigengewichts von Schmelze und Behälter ermittelt. Das Netz der Behälterwand wird auf die berechneten Verschiebungen verschoben (UPCOORD-

Kommando). Obwohl die Zielflächenelemente (TARGE169) in dieser Umgebung als Nullelemente definiert sind, erstreckt sich dieser Vorgang auch auf deren Position, da die entsprechenden Knoten der Innenwand verschoben werden. Schließlich werden alle Informationen zur mechanischen Umgebung gespeichert und die Umgebung verlassen.

Nach Einlesen der Umgebung zur Schmelzeverlagerung wird unter Berücksichtigung des Eigengewichts der Schmelze, der Kontur der Behälterinnenwand und des auf der Schmelzeoberfläche wirkenden Behälterinnendrucks die Verlagerung der Schmelze bestimmt. Die Vernetzung des Schmelzegebiets wird auf die neue verlagerte Position verschoben (UPCOORD-Kommando). Vor dem Verlassen der Umgebung werden alle Informationen der Umgebung zur Schmelzeverlagerung gespeichert.

Nachdem für jede Umgebung jeweils eine Lösung vorliegt, tritt der Algorithmus in eine Lösungsschleife ein. In dieser Schleife wird jeweils zuerst das transiente Temperaturfeld gelöst, dann die transiente viskoplastische mechanische Lösung bestimmt und schließlich die Schmelzedeformation simuliert. Für die thermische Analyse werden jeweils zwei Lastschritte gerechnet. Im ersten Lastschritt wird das extern gespeicherte Temperaturfeld der letzten Lösung auf die neue Geometrie übertragen, während der zweite Lastschritt die tatsächliche transiente Lösung des aktuellen globalen Zeitschritts beinhaltet. Für die Lösung der mechanischen Umgebung wird jeweils die Verschiebung des Netzes rückgängig gemacht, da nur so die Informationen über die tatsächliche „Deformationsgeschichte“ erhalten werden können und ein vollständiger Restart ausgehend von der letzten mechanischen Lösung möglich ist. Die Lösung der Umgebung zur Schmelzeverlagerung ist immer eine statische Lösung.

Der höchste Schädigungsgrad in der mechanischen Rechnung ist das Ausstiegskriterium für die Lösungsschleife. Liegt der maximale Schädigungsgrad über „1“ wird die Lösungsschleife endgültig verlassen. Im Falle der FOREVER-Experimente wird schließlich die thermische Rückdehnung des Behälters auf ein Umgebungstemperaturniveau von 300 K bestimmt, um die experimentellen Wanddickenbefunde, die an herausgetrennten Behältersegmenten gemessen wurden, zur Validierung heranziehen zu können.

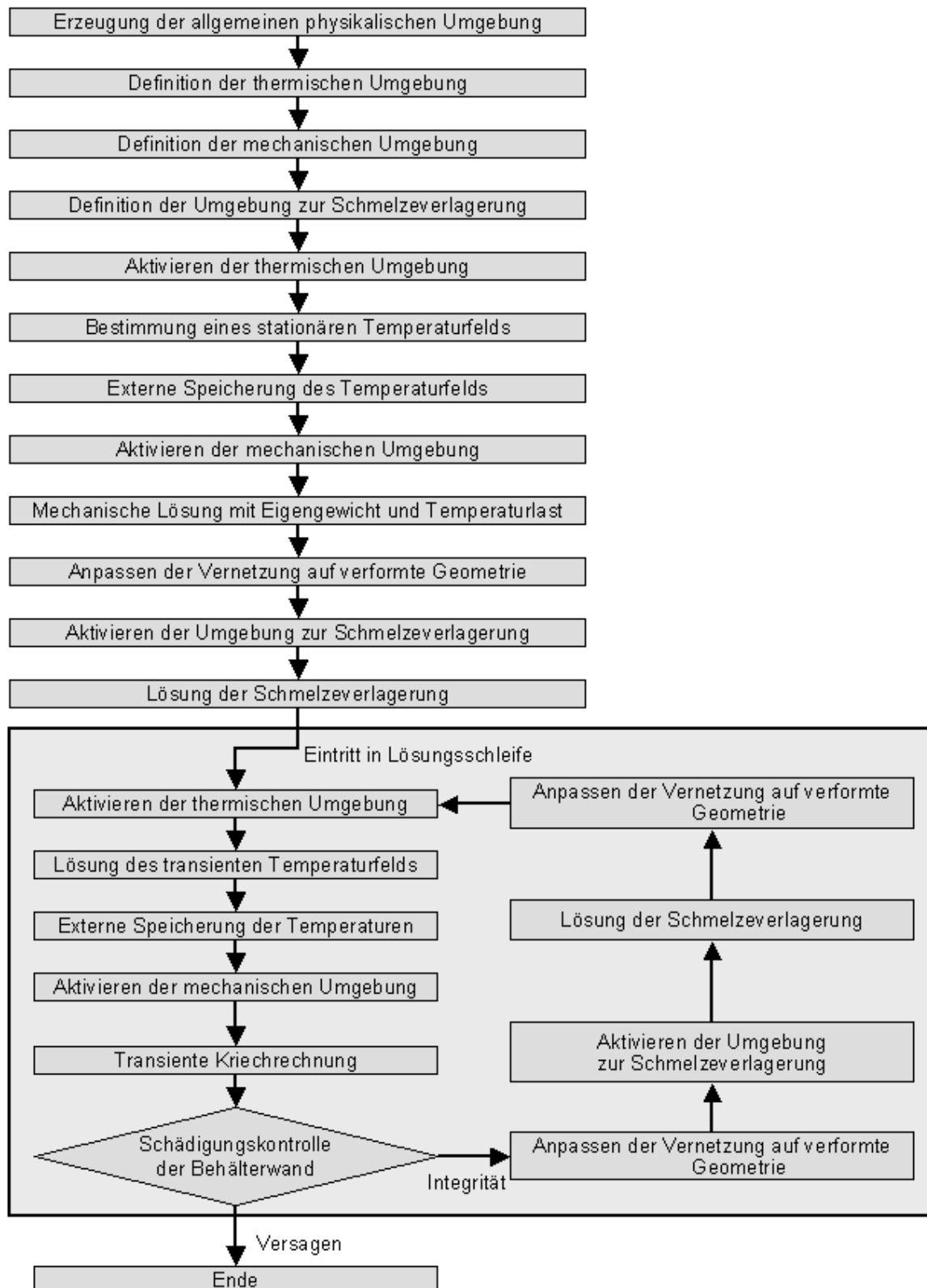


Bild 5-5: Schema der Kopplungs-Prozedur

### 5.3 Einfluss der Kopplung auf das Behälterversagen

Um den Einfluss der rekursiven sequentiellen Kopplung auf die Simulation zu verdeutlichen, werden an Hand eines Referenzszenarios (vgl. auch Kap. 7.1.1) die Versagenszeiten mit und ohne Berücksichtigung der gegenseitigen Rückkopplung gegenübergestellt. Das Referenzszenarium geht von der FOREVER-Geometrie aus (Kapitel 2), wobei die planmäßigen Werte für Druck (25 bar), Heizleistung (38 kW) und Schmelzevolumen (14 l) zu Grunde gelegt werden. In Tabelle 5-3 sind weitere Eingangsgrößen der Referenzrechnung zusammengefasst. Die hier aufgeführten Werte entsprechen den Werten der Skalierungsdiskussion in Kapitel 2.

**Tabelle 5-3:** Eingangsgrößen für die Referenzrechnung

Eingangsgröße	Symbol / Einheit	Wert
Heizleistung	Q [kW]	38
Außenradius der Wärmefreisetzungszone	$r_{WFZ}$ [m]	0.135
Behälterüberdruck	$p_i$ [bar]	25
Schmelzevolumen	V [m <sup>3</sup> ]	0.014
Emissionskoeffizient innen und außen	$\varepsilon$ [-]	0.75
globale Zeitschrittgröße zu Beginn	$\Delta t_g$ [s]	300

Bei der rekursiven Kopplung beträgt die höchste Temperatur in der Behälterwand zu Beginn der Rechnung ohne Berücksichtigung der thermischen Ausdehnung des Behälters 1357 K. Nach der ersten Rückkopplung ergibt sich ein stationäres Temperaturfeld, dessen maximale Behälterwandtemperatur 1320 K beträgt. Das bedeutet, dass sich aufgrund der Geometrieänderung, deren wesentliche Effekte in der Vergrößerung der Schmelzeseeoberfläche, der Vergrößerung des Wärmestrahlungshohlraums und der Behälteraußenfläche bestehen, eine absolute Temperaturabsenkung bezüglich der höchsten Temperatur in der Behälterwand von 37 K ergibt.

Im weiteren Verlauf der Rechnung sinkt diese Maximaltemperatur weiter ab, bis sie zum Versagenszeitpunkt nach 21 150 s einen Wert von 1289 K erreicht. Die weitere Temperaturabsenkung wird zusätzlich zu den schon genannten Geometrieeffekten, die sich weiter verstärken, durch die Wanddickenabnahme und die damit verbundene Reduzierung des thermischen Widerstands der Wand verursacht.

Bei der einfachen Kopplung wird der Effekt der Temperaturabsenkung nicht berücksichtigt, weil mit dem zu Beginn ermittelten Temperaturfeld bis zum Versagenszeitpunkt gerechnet wird. Die maximale Behälterwandtemperatur beträgt somit durchgehend 1357 K. Es ergibt sich eine Versagenszeit von 8550 s, das ist deutlich weniger als die halbe Versagenszeit der Referenzrechnung. Zusätzlich zum reinen Temperaturunterschied wird diese Beschleunigung der Versagenszeit auch durch die Lage des Temperaturfelds verursacht. In der gekoppelten Rechnung sinkt der heißen Fokus zu tieferen polaren Positionen der Bodenkalotte, was zu günstigeren Spannungszuständen führt (vgl. Kesselformeln). Im Vergleich lässt sich festhalten, dass die einfache Kopplung zu sehr konservativen Versagenszeiten führt.

### 5.4 Spaltbildung

In dem gekoppelten Modell befinden sich zwischen dem Bereich der Schmelze und der Behälterwand Kontaktelemente. Diese Kontaktelemente erlauben nicht nur eine

tangentiale Relativbewegung zwischen Schmelze und Behälterinnenseite sondern auch die Bildung eines Spalts (unterschiedliche Verschiebung in normaler Richtung).

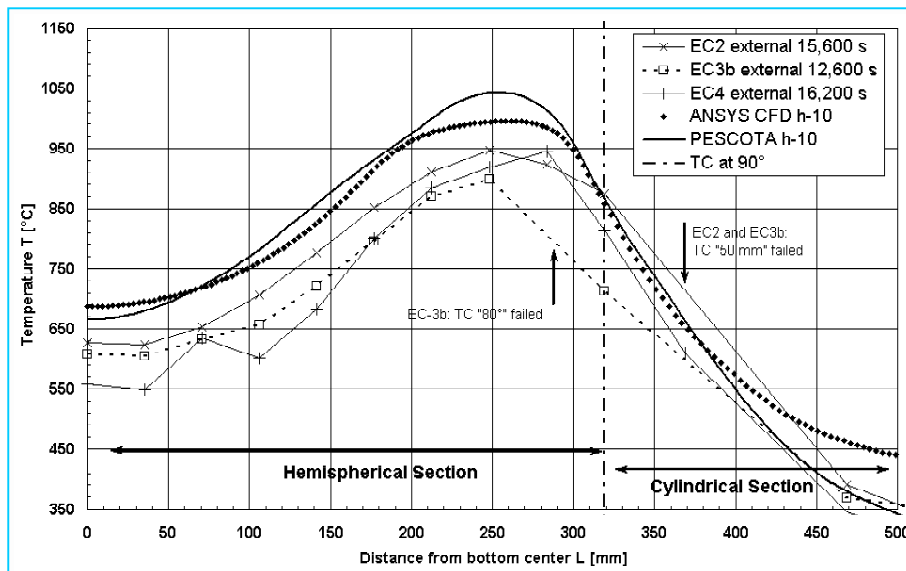
Ein solcher Spalt kann theoretisch entstehen, wenn die erstarrte Schmelze (Kruste) der radialen Aufweitung des Behälters nicht folgen kann. Ob sich tatsächlich ein solcher Spalt einstellt, hängt auch maßgeblich von den viskoplastischen Eigenschaften der Schmelzekruste ab. Wenn ein Spalt neu entstehen soll, müsste die Kruste eine höhere Festigkeit als die Behälterwand aufweisen. Das ist zumindest für die FOREVER-Konfiguration, bei der es auf Grund des Temperaturniveaus nicht zum Abschmelzen der Wand kommt, unwahrscheinlich.

Bei den FOREVER-Experimenten EC5 und EC6 (Tabelle 2-3) war es beabsichtigt, durch Flutung der Schmelzeoberfläche einen Spalt herbeizuführen. Das ist in keinem der beiden Experimente gelungen. Auf Grund dieser experimentellen Befunde und der o.g. theoretischen Erwägungen wurde die FE-Modellierung der Spaltbildung nicht weiter verfolgt.

## 6 Modellvalidierung an Hand der FOREVER-Experimente

### 6.1 Validierung der thermischen Rechnungen

Bild 6-1 zeigt beispielhaft den Temperaturverlauf an der Behälteraußenseite in den Experimenten FOREVER-EC2, EC3b und EC4 zu Zeiten, in denen ein relativ konstantes und hohes Temperaturniveau gemessen wurde, und zum Vergleich die berechneten Temperaturen aus der FLOTRAN-CFD-Rechnung und einer gekoppelten Rechnung (Kapitel 5) mit dem ECC-Modell. In beiden Rechnungen wurde angenommen, dass der Schmelzespiegel 10 mm unterhalb der Schweißnaht steht. Trotz der leichten Unterschiede zwischen CFD und ECCM kann festgehalten werden, dass das ECC-Modell die Temperaturen in der Behälterwand adäquat wiedergibt.



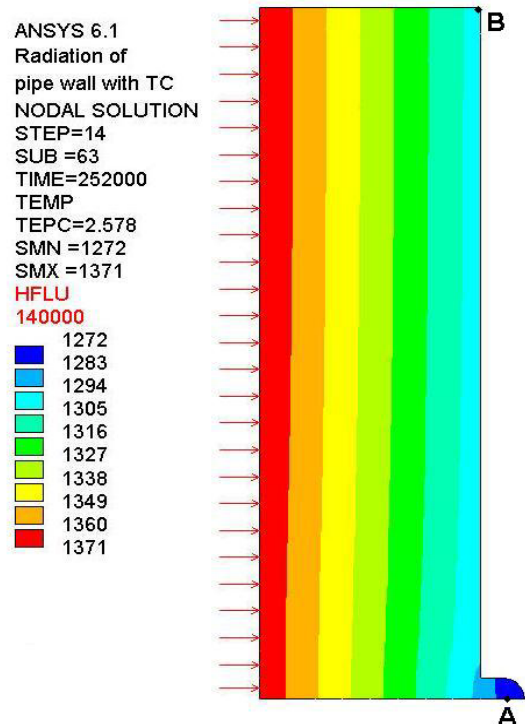
**Bild 6-1:** Temperaturverlauf über der Behälteraußenwand: gemessene Temperaturen der Experimente FOREVER-EC2, EC3b und EC4, und berechnete Temperaturen aus der FLOTRAN-CFD-Rechnung und der PESCOTA-ECCM-Rechnung

Qualitativ stimmen die gemessenen und berechneten Kurvenverläufe überein. Insbesondere die Position des heißen Fokus wird vom Code richtig wiedergegeben. Der quantitative Vergleich zwischen den Kurven erscheint zunächst nicht zufriedenstellend. Die Ursache für die Abweichung liegt jedoch nicht in einer fehlerhaften Rechnung sondern in der Position, an der die Thermoelemente messen.

Da die Thermoelemente auf der Außenseite mit Bügeln gehalten werden, können sie - auch aufgrund ihrer eigenen Dicke - nicht exakt die Behälteroberflächentemperatur messen. Folglich muss aufgrund der Richtung des Wärmestroms die gemessene Außentemperatur niedriger sein als die tatsächliche. Umgekehrt sind die Verhältnisse auf der Innenseite: die gemessene Temperatur ist höher als die tatsächliche. Dieser systematische Messeffekt tritt vor allem bei hohen Wärmeströmen in Erscheinung, ist also bei den FOREVER-Tests durchaus signifikant.

Auf der Innenseite der Behälterwand kommt noch hinzu, dass die Thermoelemente wegen der aggressiven Schmelze in Schutzrohren verlegt sind, welche sich teilweise während des Experiments von der Wand lösten. Dies führt aufgrund des sehr großen Temperaturgradienten in der Grenzschicht (vgl. Bild 3-2) zu Abweichungen von ca. 200 K zwischen Messung und Rechnung im Bereich des heißen Fokus (vgl. Bild 6-1).

Um diesen systematischen Temperaturunterschied abzuschätzen, wurde ein FE-Modell in der Dimension des FOREVER-Zylinders entwickelt. In Bild 6-2 ist ein quasistationäres Temperaturfeld des rotationssymmetrischen und vertikalsymmetrischen Modells dargestellt, das sich einstellt, wenn ein Wärmestrom von 140 kW/m<sup>2</sup> auf die Innenseite aufgeprägt wird. Die gesamte Überhöhung von Thermoelement und Befestigungsöse wurde mit 3 mm modelliert, wobei innerhalb der gesamten Struktur aus Wand, Öse und Thermoelement ideale Wärmeübergänge und die Stoffwerte des 16MND5-Stahls gelten. Der Temperaturunterschied zwischen dem Zentrum des Thermoelements (Punkt A in Bild 6-2) und der Behälteroberfläche (Punkt B) beträgt in diesem Fall mehr als 20 K. Der reale Temperaturunterschied in den Experimenten ist wegen des zusätzlich wirkenden Wärmeübergangswiderstandes zwischen Thermoelement und Wand (im Modell nicht berücksichtigt) wahrscheinlich noch größer.



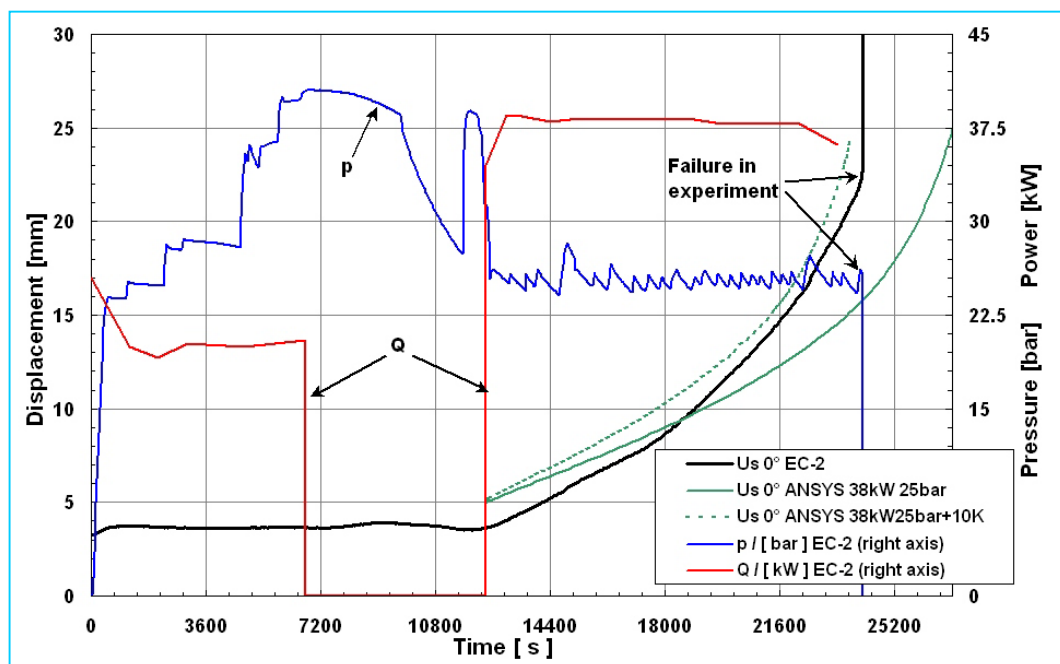
**Bild 6-2:** FE-Modell zur Abschätzung des systematischen Messfehlers in Experimenten mit auf der Wand montierten Thermoelementen. Temperaturen in K, Wärmefluss in W

## 6.2 Validierung der mechanischen Rechnungen

Die Voraus- und Nachrechnungen zu den einzelnen FOREVER-Tests wurden mit den experimentellen Daten verglichen. Metallographische Befunde an Proben der Behälter von C2 und EC-2 wurden mit der vom FE-Modell berechneten Materialschädigung verglichen. Es liegen Resultate für die zeitabhängigen Behälterverschie-

bungen, Kriechdehnungen und Materialschädigungen der Experimente FOREVER-C2, EC-1, EC-2, EC-3b, EC-4, EC-5 und EC-6 vor (siehe Kapitel 2). Im folgenden werden die Ergebnisse im Zusammenhang mit FOREVER-EC-2, EC3b und EC4 diskutiert.

Das Bild 6-3 zeigt die gemessene und die berechnete vertikale Verschiebung des Behältersüdpols über der Zeit. Außerdem ist der Verlauf von Heizleistung und Behälterdruck dargestellt (rechte Achse). Die Zeit  $t = 0$  entspricht dem Beginn der Druckbeaufschlagung des Behälters im Experiment. Die Verläufe von Druck und Heizleistung zeigen, dass das Experiment im Anfangsstadium nicht planmäßig verlaufen ist. Zunächst stand auf Grund eines Defekts in der Stromversorgung nur die halbe elektrische Leistung zur Verfügung (ca. 18 kW). Um dennoch ein Behälterkriechen zu initiieren, wurde der Druck über den geplanten Wert von 25 bar hinaus auf bis zu 40 bar erhöht. Gleichzeitig wurden verschiedene Maßnahmen an der elektrischen Anlage vorgenommen, um den Kurzschluss bei höheren Strömen zu unterbinden. Die Ausschaltzeiten des Heizers waren nicht zu lang, so dass es nicht zum Einfrieren der Schmelze kam. Ab dem Zeitpunkt  $t = 12\,900$  s verlief das Experiment dann mit den geplanten Werten für Druck und Heizleistung. Das ist der Zeitpunkt, mit dem der Beginn der Rechnungen korreliert.

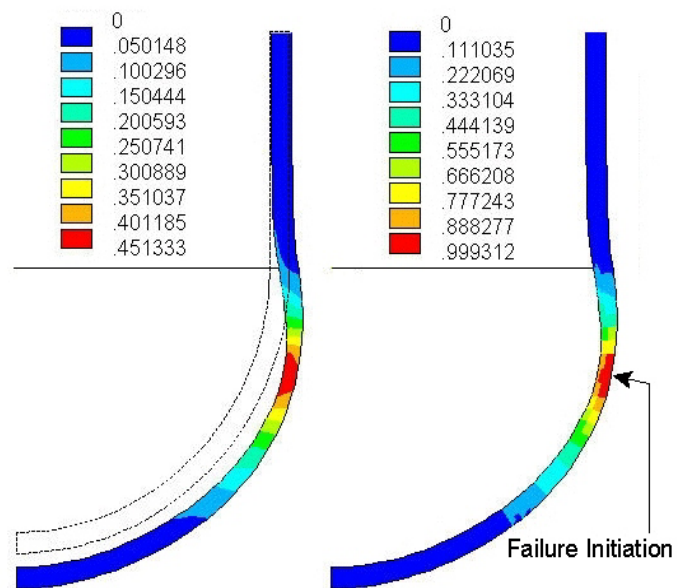


**Bild 6-3:** Heizleistung, Druck und gemessene bzw. berechnete Verschiebung des Behältersüdpols im Experiment FOREVER-EC-2

Es kann eine gute Vorhersage der Versagenszeit festgestellt werden (Vorausrechnung: 14600 s nach Kriechbeginn, Experiment: 11800 s nach Kriechbeginn, vgl. Bild 6-3). Dabei ist in Rechnung zu stellen, dass unvorhergesehene Transienten in der Heizleistung und im Behälterdruck in der Vorausrechnung nicht berücksichtigt werden konnten. In der Nachrechnung konnte der Kriechverlauf des Behälters durch eine leichte Anhebung des Temperaturniveaus (5 K bzw. 10 K) mit dem experimentellen Verlauf nahezu zur Deckung gebracht werden. Das zeigt u.a. auch die hohe Temperatursensitivität der Kriechdehnrate.

Bezüglich der Versagensposition wurde eine sehr gute Voraussage erreicht. In der Rechnung wurde ein Versagen etwa 50 mm unterhalb der Schweißnaht zwischen Zylinder und Kalotte bestimmt. Im Experiment trat ein Riss auf, der sich in Umfangsrichtung etwa über ein Drittel des Behälters erstreckte und ca. 60 mm unterhalb der Schweißnaht verlief.

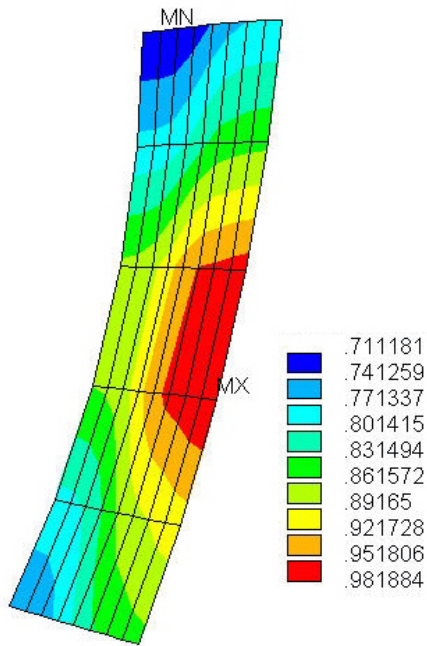
Das Bild 6-4 zeigt die Verteilung der Kriechdehnung (links) und der Materialschädigung (rechts) zum berechneten Versagenszeitpunkt. Die maximale Dehnung tritt an der Behälterinnenseite im Bereich des heißen Fokus auf, während die maximale Materialschädigung an der Außenfläche zu finden ist. Dies ist auf die hohe Triaxialität des Spannungszustandes in diesem Bereich zurückzuführen (vgl. Gl 4-12 und Gl 4-13).



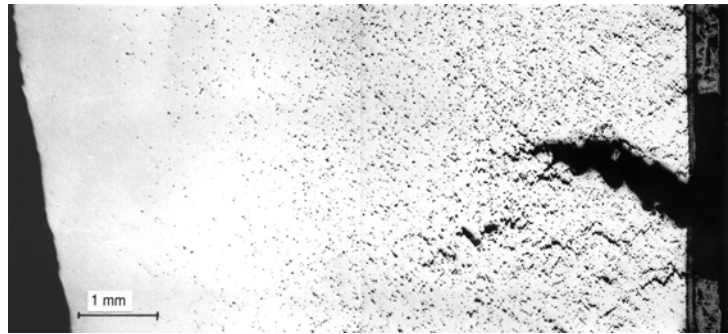
**Bild 6-4:** Verteilung der Kriechvergleichsdehnung (links, max. 0.45) und der Schädigung (rechts, max. 0.9993) zur berechneten Versagenszeit  $t = 4:05\text{h}$  (38 kW, 25 bar, Experiment EC2)

Metallographische Nachuntersuchungen an Proben des zerstörten Behälters (durchgeführt im Institut für Sicherheitsforschung des FZR) haben gezeigt, dass die lokale Verteilung der Materialschädigung (in Form von Kriechporen) qualitativ gut mit dem in der Rechnung verwendeten Schädigungsmodell korrespondiert (vgl. Bild 6-5 und Bild 6-6). Dieses Schädigungsmodell bewirkt, dass das Aufreißen des Behälters – wie im Experiment bestätigt – an dessen Außenfläche beginnt.

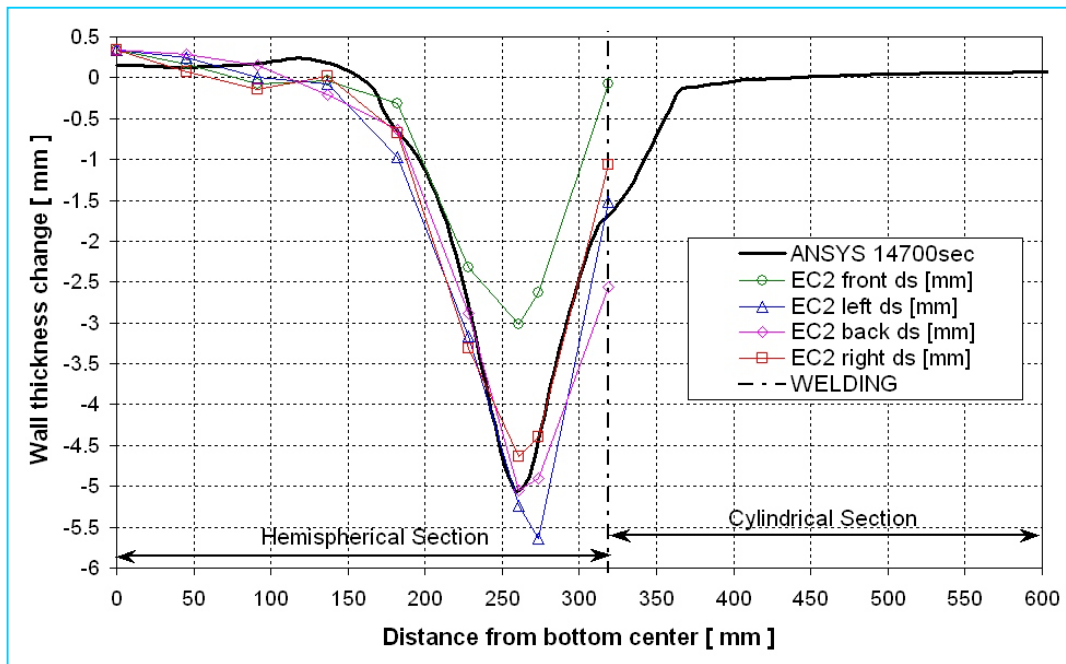




**Bild 6-5:** Berechnete Verteilung der Schädigung



**Bild 6-6:** Metallographische Aufnahme des FOREVER-EC2-Behälterstahls auf Höhe der Versagensposition: links Innenseite, rechts Außenseite

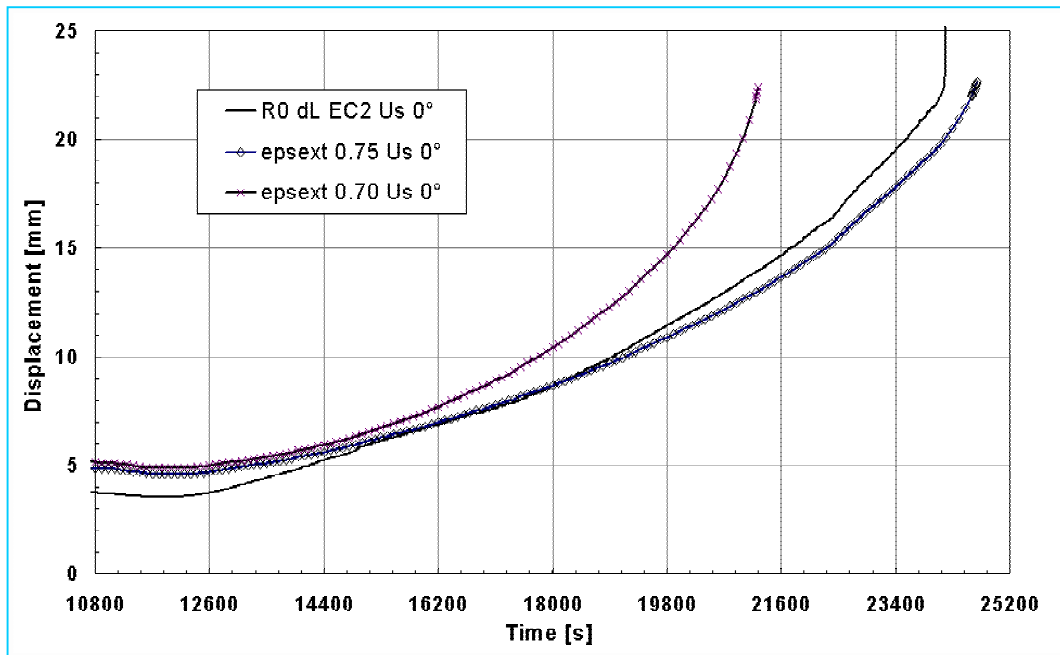


**Bild 6-7:** Wanddickenänderung zum Versagenszeitpunkt des Experiments EC2 über der Meridianlinie des Behälters

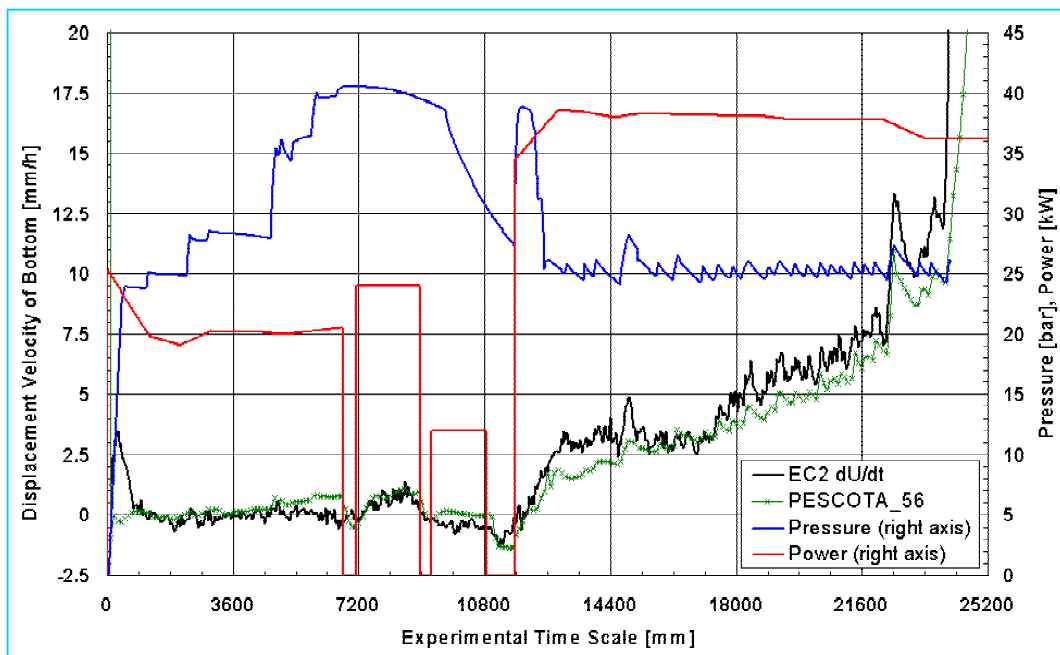
Ein weiteres Vergleichskriterium ist die Wanddickenabnahme während des Experiments. Im Bild 6-7 sind die nach dem Experiment ermittelten Wanddickenänderungen über der Meridianlinie an vier azimuthalen Positionen (jeweils um 90° versetzt) dargestellt sowie die in der 2D-Simulation ermittelte. Auch hier zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung an drei Position. Die experimentelle Kurve „EC2-front“ weist eine geringere Wanddickenabnahme auf. Das hängt möglicherweise mit den Fertigungstoleranzen des Behälters zusammen. An dieser Position lag herstellungsbedingt eine etwas größere Wanddicke vor, so dass die entsprechende Kriechverformung kleiner war. Im unteren Bereich des Behälters ist scheinbar eine geringfügige Zunahme der Wanddicke zu verzeichnen. Bei den experimentellen Kurven liegt das an der Verzunderung der Behälteroberfläche (Oxidschicht), die im Laufe des Experiments aufgetreten ist. Bei der ANSYS-Kurve ist dieser Effekt auf die thermische Ausdehnung zurückzuführen, der Wanddickenverlauf nach dem Versagen wurde am heißen Behälter ermittelt.

Die Ergebnisse in den Bildern 6-3 bis 6-7 wurden mit einem FE-Modell berechnet, in dem die Rückkopplung der Behälterverformung noch nicht realisiert war. Das Absinken des Schmelzespiegels wurde auf Grund der Erfahrungen zum experimentellen Verlauf durch ein im Modell von vorneherein niedrigeres Niveau berücksichtigt.

Nach Fertigstellung des vollständig gekoppelten Modells (Kapitel 5), wurden weitere Nachrechnungen des Experiments EC2 durchgeführt. In diesen Rechnungen wurde der anfängliche im Experiment vorhandene Schmelzespiegel verwendet, und die Absenkung wird im Laufe der Berechnung vom Modell angepasst. In Variationsrechnungen mit dem gekoppelten Modell, das über wesentlich mehr vom Benutzer wählbare Parameter verfügt, wurde festgestellt, dass die angenommenen Werte für den Emissionskoeffizienten für den inneren Hohlraum und für die Außenseite einen großen Einfluss auf das Temperaturfeld und damit auf die Versagenszeit haben.



**Bild 6-8:** Gemessene bzw. berechnete Verschiebung des Behältersüdpols im Experiment FOREVER-EC-2. Rechnung mit dem gekoppelten Modell mit verschiedenen Emissionskoeffizienten

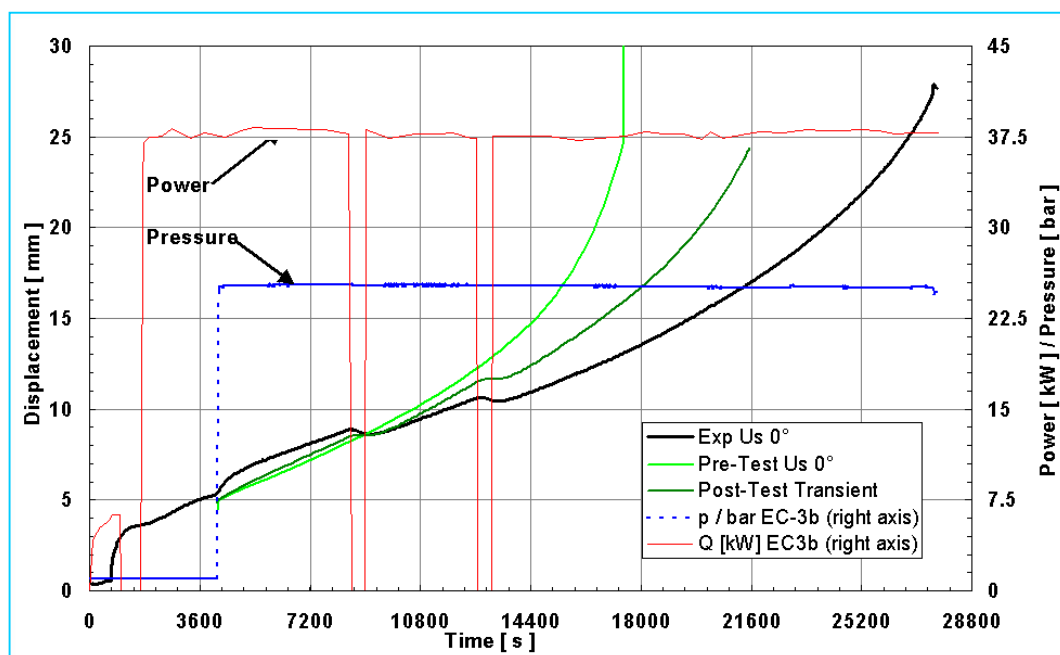


**Bild 6-9:** Heizleistung, Druck und gemessene bzw. berechnete Verschiebungsrates des Behältersüdpols im Experiment FOREVER-EC-2. Rechnung mit dem gekoppelten Modell

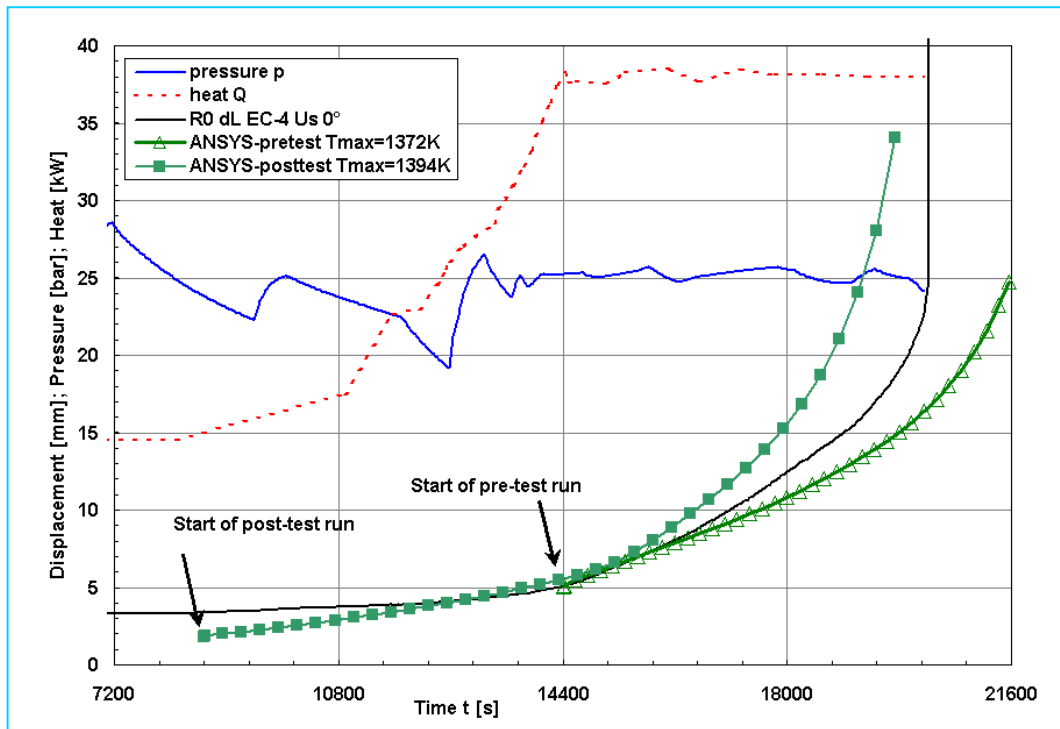
Im Bild 6-8 ist der Verlauf der Verschiebung des Behältersüdpols für zwei unterschiedliche Rechnungen und für das Experiment EC2 über der Zeit dargestellt. Die beiden Rechnungen unterscheiden sich einzig im für die Außenseite angenommenen Emissionskoeffizienten. Hier wurden Werte von 0.7 und 0.75 angesetzt. Der niedrigere Wert führt zu höheren Temperaturen und damit zu früherem Versagen. Der Unterschied der Emissionskoeffizienten führt zu einer Versagenszeitdifferenz zwischen den beiden Rechnungen von nahezu einer Stunde, wobei die eine Rechnung als konservativ und die andere als unkonservativ im Vergleich zum Experiment zu bezeichnen ist.

In diesen Rechnungen wurde auch der realen Druck- und Heizleistungsverlauf aus den Messdaten des Experiments übernommen. Dies lässt sich sehr gut an dem Bild 6-9 nachvollziehen, in welchem die Zeitableitungen der Behältersüdpolverschiebungen dargestellt sind. In diesen Geschwindigkeitsverläufen spiegeln sich auch die kleineren Druckschwankungen wieder. Es lässt sich festhalten, dass das gekoppelte Modell prinzipiell in der Lage ist, die Behälterdeformation exakt zu beschreiben bzw. vorherzusagen. Unsicherheiten bezüglich der Versagenszeit resultieren aus den nicht exakt bekannten Materialparametern.

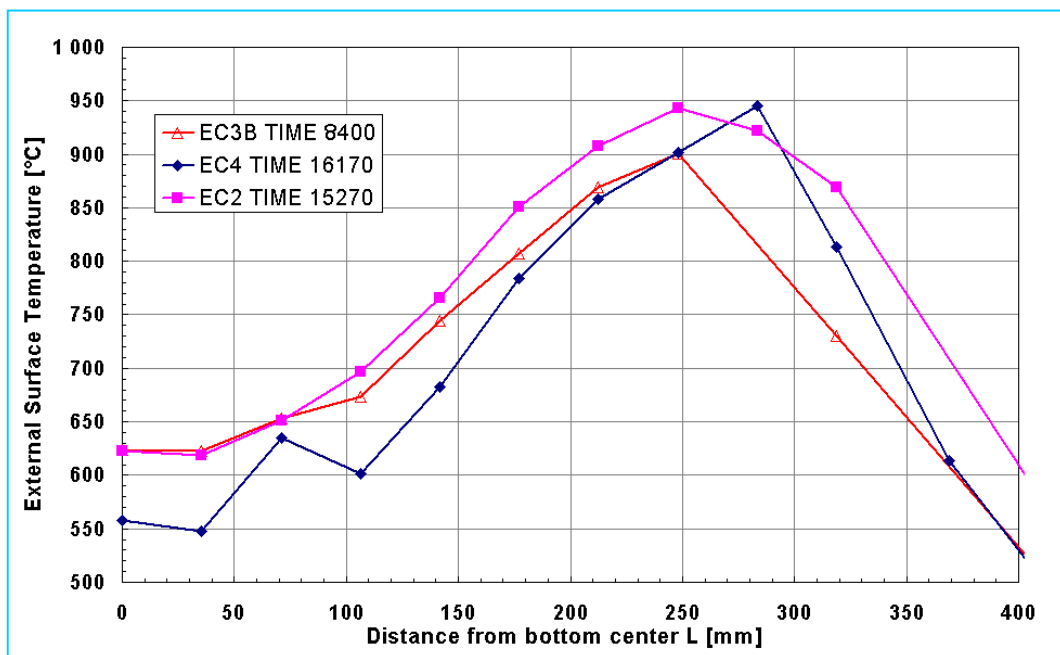
Im folgenden sollen die Ergebnisse für die FOREVER-Experimente EC3b und EC4 (Tabelle 2-3) verglichen und diskutiert werden. In den Bildern 6-10 und 6-11 sind für diese Experimente jeweils die berechnete und gemessene Verschiebung des Südpols sowie die Heizleistung und der Behälterinnendruck über der Zeit aufgetragen.



**Bild 6-10:** Heizleistung, Druck und gemessene bzw. berechnete Verschiebung des Behältersüdpols im Experiment FOREVER-EC3b



**Bild 6-11:** Heizleistung, Druck und gemessene bzw. berechnete Verschiebung des Behältersüdpols im Experiment FOREVER-EC4



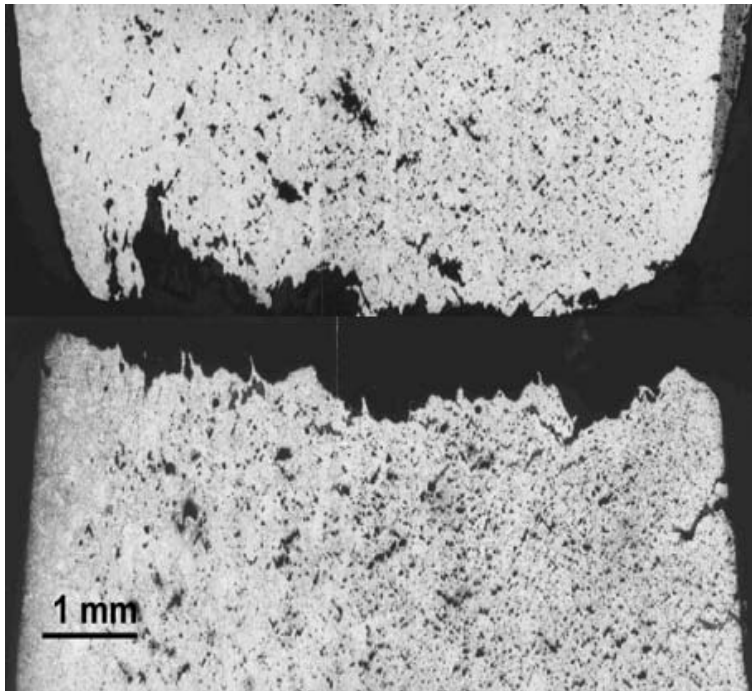
**Bild 6-12:** Vergleich der externen Wandtemperaturen in den Experimenten EC2, EC3b und EC4

Für das Experiment EC3b ergeben sowohl die Voraus- als auch die Nachrechnung ein zu zeitiges Versagen des Behälters. In der Nachrechnung wurde mit den im Experiment tatsächlich vorliegenden Verläufen für Heizleistung und Druck gerechnet, während in der Vorausrechnung die geplanten Druck- und Heizleistungswerte zu Grunde gelegt wurden. Die Tatsache, dass beide Rechnungen zu konservativ sind, lässt darauf schließen, dass entweder der Kriechwiderstand des Behälterstahls (16MND5, siehe Tabelle 4-1) deutlich höher war als in der Kriechdatenbasis angenommen, oder dass die thermische Rechnung ein zu hohes Temperaturniveau ergeben hat. Letzteres könnte z. B. in einer schadhafte Isolation über der Schmelzoberfläche begründet sein (vgl. Bild 2-1). Das würde eine höhere Abstrahlung zur Folge haben und das Temperaturniveau absinken lassen. Für die These gibt es auch Hinweise in den Temperaturmessungen. Im Bild 6-12 sind die Außentemperaturen des Behälters über dem Behältermeridian für die Experimente EC2, EC3b und EC4 dargestellt zu den Zeitpunkten, an denen im jeweiligen Experiment die höchsten Temperaturen geherrscht haben. Das Experiment EC3b weist im heißen Fokus die niedrigsten Temperaturen auf, obwohl die nominale Heizleistung in den Experimenten gleich war.

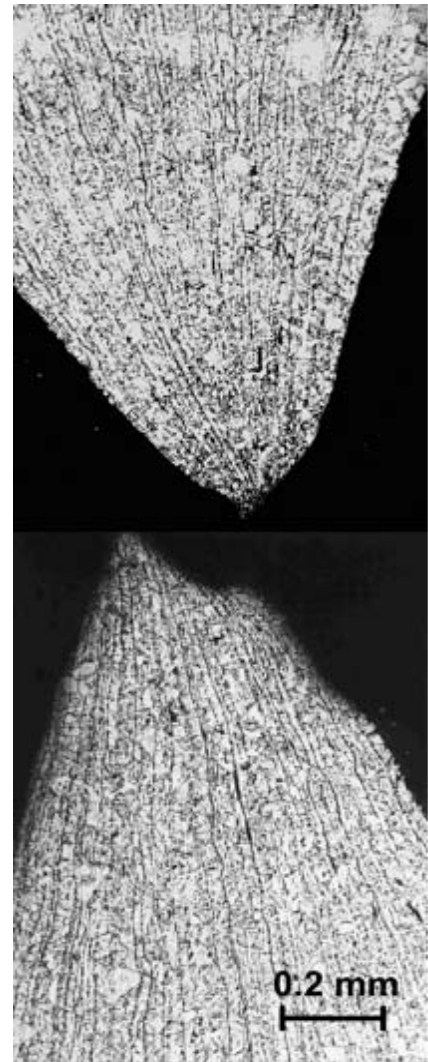
Im Experiment EC4 (Material SA 533 B, siehe Tabelle 4-1) ist die Vorausrechnung geringfügig unkonservativ, d.h. es wird ein etwas zu spätes Versagen ermittelt. Durch eine leichte Anhebung des mittleren Temperaturniveaus um ca. 20 K wurde in der Nachrechnung ein konservatives Verhalten erreicht. Hier ist zu bemerken, dass die Kriechdatenbasis an Hand von Kriechtests für 16MND5 entwickelt wurde (Kapitel 4.3.1).

Die Rechnungen für EC3b und EC4 wurden mit dem Modell ohne Rückkopplung der Behälterverformung auf die thermische Rechnung durchgeführt. Das gekoppelte Modell war zum Zeitpunkt der Rechnungen noch nicht verfügbar. Deshalb ist auch die Diskussion für EC2 weiter oben in diesem Kapitel zu beachten.

Interessant ist es, das Kriechbruchverhalten der Behälters in den Experimenten EC3b und EC4 zu vergleichen. Während bei EC3b eine Bruchform mit relativ geringer Einschnürung und starker Porenbildung zu erkennen ist (Bild 6-13), sind bei EC4 spitz zulaufende Bruchenden (extreme Einschnürung) ohne Poren zu konstatieren (Bild 6-14). Der im Experiment EC4 verwendete Stahl weist also eine deutlich höhere Duktilität auf. In beiden Fällen wurde infolge des Temperaturverlaufs im Experiment ein grobkörniges bainitisches Gefüge mit Anteilen von polygonalem und nadelförmigem Ferrit erzeugt. Ursprünglich wiesen beide Stähle ein feinkörniges bainitisches Gefüge auf. Das Versagen der Behälter geschah in beiden Fällen im späherischen Teil des Behälters (EC3b: 85 mm unter der Schweißnaht; EC4: 70 mm unter der Schweißnaht). Die Porenverteilung im Falle von EC3b hängt von der Temperaturverteilung und der Belastung ab. Die meisten Poren sind in der Rissumgebung zu finden. Sie weisen zum Teil schon eine rissförmige Gestalt auf.



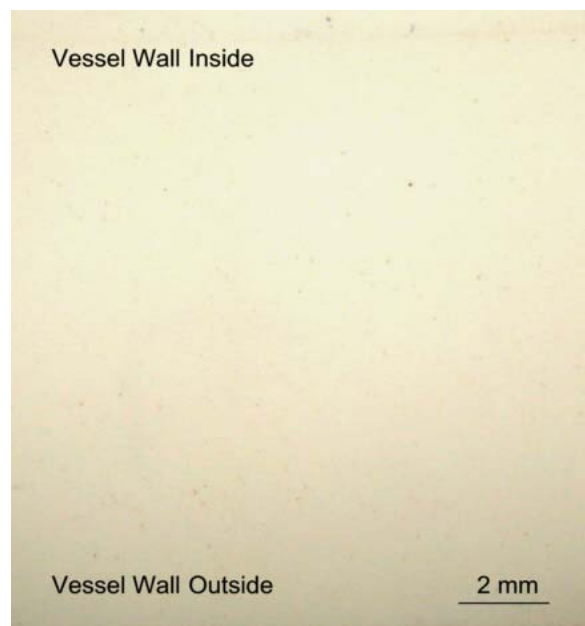
**Bild 6-13:** Gefügeaufnahme der Bruchfläche von EC3b (geätzt); die gesamte verbliebene Wanddicke ist dargestellt; links – Innenseite, rechts Außenseite



**Bild 6-14:** Gefügeaufnahme der Bruchfläche von EC4 (geätzt); links - Innenseite



**Bild 6-15:** Baumann-Replika EC3b



**Bild 6-16:** Baumann-Replika EC4



Die Ursache für die unterschiedliche Duktilität ist nicht ganz klar. Es gibt jedoch die Hypothese, dass der Schwefelgehalt eine Rolle spielt [Mongabure 2000]. Vergleicht man den Schwefelgehalt der beiden Stähle (Tabelle 4-1), fällt der höhere Wert im Falle von EC3b auf. Die Bilder 6-15 und 6-16 zeigen Baumann-Replika der Wandquerschnitte der Experimente EC3b und EC4. Mit Hilfe von Photopapier, das mit einer 5%igen Schwefligen Säure getränkt ist, wird ein Abdruck hergestellt, der Schwefelsegregationen im Metallgefüge sichtbar macht. Im Falle von EC3b sind diese Segregationen deutlich als braune Flecken zu erkennen. Dagegen zeigt das Bild für EC4 kaum Schwefelausscheidungen an.

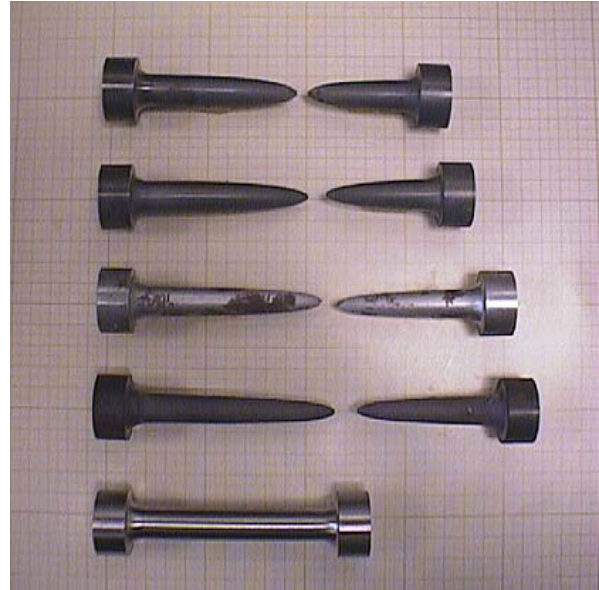
Zum Vergleich sind die Ergebnisse von Kriechversuchen, die an Materialproben der LHF/OLHF Experimente von der CEA gemacht wurden [Mongabure 2000], herangezogen worden. Auch dort zeigte sich, dass ein hoher Schwefelgehalt mit einer verringerten Duktilität einhergeht. Die Bilder 6-17 und 6-18 zeigen die Proben aus Kriechversuchen im Temperaturbereich von 700 °C bis 990 °C bei verschiedenen Nominalspannungen. Auch hier ist bei dem LHF-Material (Schwefelgehalt 0.01 Massenprozent, Bild 6-17) eine niedrigere Duktilität zu verzeichnen als beim OLHF-Material (Schwefelgehalt 0.001 Massenprozent, Bild 6-18). Dieser Effekt ist bei hohen Temperaturen (oberhalb des Austenitisierungspunktes) ausgeprägter als bei niedrigeren Temperaturen. Im Bild 6-19 sind die Kriechversuche für die beiden Stähle bei Temperaturen von 993 °C bzw. 990 °C und Nominalspannungen von 18.8 MPa bzw. 18.4 MPa gezeigt. Es sind jeweils die nominalen und die wahren Dehnungen über der Zeit dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der OLHF-Stahl mit dem niedrigeren Schwefelgehalt nicht nur duktiler ist, sondern auch einen deutlich höheren Kriechwiderstand aufweist. Die Versagenszeit ist mit 8:13 h gegenüber 3:51 h mehr als doppelt so lang.

Auch wenn diese Beispiele (EC3b und EC4) Extremfälle sind, so zeigen sie doch, dass die Streuung im Materialverhalten eine nicht zu behebbende Unsicherheit bei der modellgestützten Prognose der Versagenszeiten des Behälters darstellt.

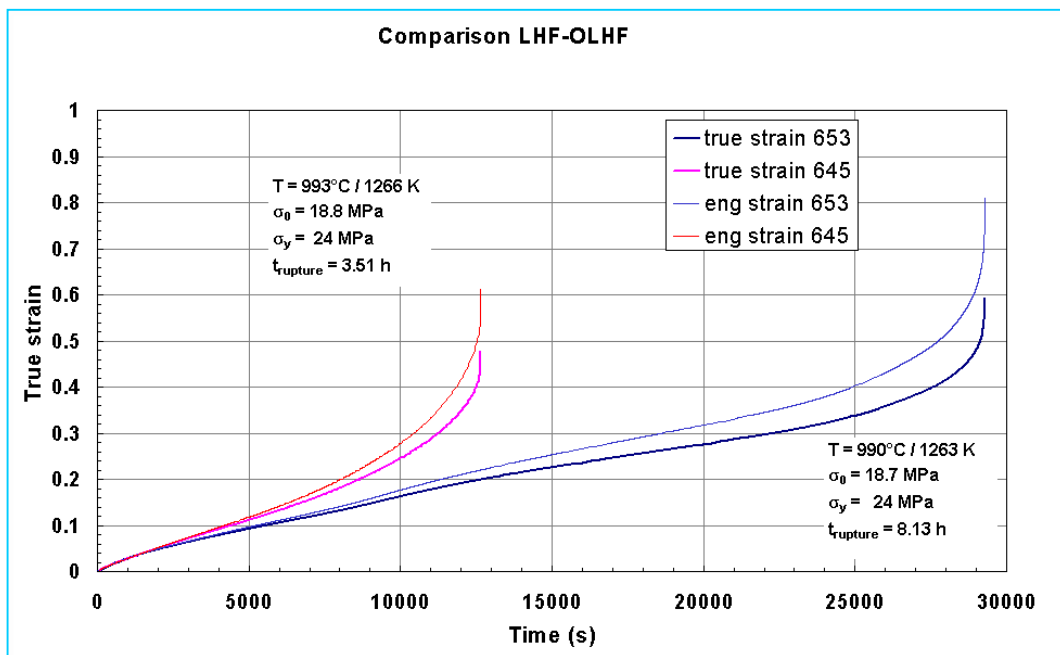




**Bild 6-17:** Proben aus LHF-Material von Kriechversuchen bei verschiedenen Nominalspannungen bei 720 °C (Nr. 1 u. 2 von oben) und 990 °C (Nr. 3 und 4 von oben); [Mongabure 2000]



**Bild 6-18:** Proben aus OLHF-Material von Kriechversuchen bei verschiedenen Nominalspannungen bei 700 °C (Nr. 1 u. 2 von oben) und 990 °C (Nr. 3 und 4 von oben); [Mongabure 2000]



**Bild 6-19:** Nominale und wahre Kriechdehnungen über der Zeit von einem LHF-Test und einem OLHF-Test

## 7 Betrachtung eines prototypischen Szenarios

Trotz der umfangreichen Arbeiten zur Validierung der thermischen und mechanischen Modelle und der gekoppelten Simulation ist die Analyse für ein prototypisches Modell mit Unsicherheiten behaftet.

Zum einen gibt es – abgesehen von Skalierungsfragen – konstruktive Unterschiede zwischen den skalierten Experimenten und einem LWR. Ausgehend vom FOREVER-Szenario sind hier die über der Schmelze angebrachte Isolation und die inhomogene Wärmefreisetzung in der Schmelze zu nennen. Diese konstruktiven Unterschiede lassen sich im Berechnungsmodell aber leicht „beseitigen“. Im Rahmen einer Sensitivitätsuntersuchung wird die Auswirkung dieser skalierungsunabhängigen Unzulänglichkeiten der FOREVER-Experimente in Kapitel 7.1 diskutiert.

Andererseits gibt es prinzipielle – skalierungsbedingte – Unterschiede. Diese haben zur Folge, dass es für bestimmte Phänomene, die im prototypischen Fall eine Rolle spielen, keine Möglichkeit der Validierung gibt. Wie bereits in Kapitel 2 angedeutet, tritt als wesentlicher Unterschied zu den FOREVER-Experimenten beim prototypischen Szenario das Abschmelzen eines Teils der RDB-Wand auf. In Abschnitt 7.2 wird die Modellierung des Vorgangs beschrieben.

Die im Kapitel 7.3 folgenden Ausführungen zum prototypischen Szenario sollten daher unter dem Aspekt betrachtet werden, dass die Analysen und Ergebnisse auf dem derzeitigen Kenntnis- und Implementierungsstand phänomenologischer Vorgänge und materialspezifischer Eingangsgrößen beruhen.

### 7.1 Sensitivitätsuntersuchungen am 1:10 Modell

Bei einer direkten Umstellung des Simulationsmodells vom FOREVER-Szenario auf ein prototypisches KONVOI-Szenario mit vollständig abgeschmolzenem Kern und ohne Wiederbespeisung mit Kühlwasser im RDB ändern sich viele Eingangsgrößen gleichzeitig. Die Ergebnisse im prototypischen Fall unterscheiden sich sehr vom FOREVER-Szenario, und es wird nicht immer nachvollziehbar sein, welcher Effekt auf welche Ursache zurückgeht. Deswegen wurde das FOREVER-Modell schrittweise an ein prototypisches Modell angenähert. Hinzu kommt, dass bei einer evolutionären Modellentwicklung vom validierten FOREVER-Modell zum prototypischen Modell, die neu zu implementierenden Einzelmodelle bzw. zu berücksichtigenden Randbedingungen einzeln auf ihre Zuverlässigkeit und Plausibilität untersucht werden können.

In einer Übertragbarkeitsuntersuchung werden daher zunächst Informationen über die Auswirkung einzelner wesentlicher Modelländerungen zusammengetragen. Dazu wird zunächst ein FOREVER-Referenzszenario definiert und simuliert. Im Vergleich dazu wird als erste wesentliche Modelländerung untersucht, wie sich ein FOREVER-Behälter ohne Einbauten wie Isolation und Heizungsanlage verhalten hätte. Eine weitere Änderung betrifft die Modellierung der Wärmefreisetzung. All diesen Untersuchungen liegt der geometrische Maßstab 1:10 zu Grunde, es werden also nur die konstruktiven Einflüsse beleuchtet, nicht aber die skalierungsbedingten.

#### 7.1.1 Referenzrechnung

Für die Referenzrechnung werden die Randbedingungen zu Grunde gelegt, die für die FOREVER-Experimente vorgesehen waren: eine konstante Wärmefreisetzung von 38 kW im Schmelzpool und nach Erreichen eines stationären Temperaturfelds eine Druckbeaufschlagung von 25 bar Differenzdruck (vgl. Kapitel 5.3).

Die Ergebnisse der Referenzrechnung sind in Tabelle 7-1 zusammen mit den Ergebnissen der weiteren Sensitivitätsuntersuchungen wiedergegeben. Infolge der Behälterausdehnung liegt trotz konstanter Heizleistung ein veränderliches Temperaturfeld vor. Die Maximaltemperatur beträgt anfangs 1.357 K und sinkt im Verlauf der Rechnung auf 1289 K ab. Der Versagenszeitpunkt wird nach 21 150 s erreicht.

### **7.1.2 Behälter ohne Einbauten**

Da für das prototypische Szenario angenommen wird, dass sich der größte Teil des Kerninventars in die Bodenkalotte verlagert hat, ist davon auszugehen, dass sich über dem Schmelzesee ein großer Hohlraum befindet. Diese Konstellation ist in den FOREVER-Experimenten nicht gegeben. Dort befand sich eine Isolation über der Schmelze, zum einen um die Einbauten zu schützen und zum anderen um die notwendige Heizleistung zu begrenzen.

Wird der FOREVER-Behälter ohne Einbauten simuliert, ist bei sonst gleichen Randbedingungen mit deutlich niedrigeren Temperaturen zu rechnen. Dies bestätigen die in Tabelle 7-1 wiedergegebenen Werte für die maximale Behälterwandtemperatur: 1279 K und 1211 K für den Beginn der Rechnung vor bzw. nach der thermischen Ausdehnung. Die Versagenszeit wird gegenüber der Referenzrechnung auf Grund dieser niedrigen Temperaturen auf 87 000 s mehr als vervierfacht. Die weitere Temperaturabnahme auf 1207 K bis zum Versagen ist allerdings vergleichsweise gering, was mit der geringen relativen Volumenzunahme des bereits zu Beginn sehr großen Strahlungswärmehohlraums zu erklären ist.

### **7.1.3 Homogene Wärmefreisetzung in gesamter Schmelze**

Eine weitere Änderung betrifft die Wärmefreisetzung. Im Experiment wurde die Wärme über den elektrischen Widerstand in einem mehrfach gewundenen Heizstab erzeugt und in die flüssige Schmelze eingekoppelt. Das räumliche Gebiet, in dem sich die Heizstäbe befanden, entsprach einer Halbkugel, allerdings mit deutlich kleinerem Radius als dem Innenradius der Bodenkalotte, um einen Kurzschluss zur Behälterwand zu vermeiden. Im Modell für die FOREVER-Versuche wurden nicht die diskreten Heizstäbe simuliert, sondern eine homogene Wärmequellenverteilung innerhalb des Radius der „Wärmefreisetzungszone“ angenommen. Die so - insbesondere in der Behälterwand - bestimmten Temperaturverteilungen entsprechen sehr gut den experimentell gemessenen.

Im prototypischen Fall wird die Wärmefreisetzung bei einer quasi homogen vermischten Schmelze ebenfalls als homogen verteilt angenommen. Wird eine gleichmäßig verteilte Wärmefreisetzung im gesamten Schmelzevolumen für FOREVER simuliert, resultiert daraus eine geringere Wärmequellendichte als bisher. Insbesondere die Wärmefreisetzung im unteren Bereich der Kalotte führt hier zu größeren Wärmeströmen durch die relativ kalte Behälterwand. Wie zu erwarten ist, sinken damit die maximalen Behälterwandtemperaturen. Die in Tabelle 7-1 angegebenen Werte von 1349 K bzw. 1309 K zu Beginn der Rechnung liegen geringfügig unter den Werten der Referenzrechnung. Der weitere Temperaturabfall während der gekoppelten Rechnung ist etwas größer als in der Referenzrechnung, weil sich der Effekt des erhöhten Wärmedurchgangs durch die unteren Kalottenbereiche verstärkt, je tiefer der Schmelzespiegel sinkt. Ursache ist, dass der Heizer in den FOREVER-Tests im oberen Teil des Behälters fixiert ist. Je weiter die Kalotte und der Schmelzespiegel absinken, desto kleiner wird die Wärmefreisetzungszone und desto größer wird ihr vertikaler Abstand zum Behältersüdpol. Die Versagenszeit verlängert sich für den Fall

der homogenen Wärmefreisetzung durch die daraus resultierenden niedrigeren Temperaturen im heißen Fokus um etwa 20 %.

#### 7.1.4 Kombination von Wärmefreisetzung in gesamter Schmelze und fehlenden Einbauten

Die Kombination aus den bereits diskutierten Modelländerungen bezüglich des Wärmefreisetzungsgebiets und der fehlenden Einbauten lässt einen weiteren Temperaturabfall und damit eine noch längere Versagenszeit erwarten. Die berechneten Temperaturen liegen bei 1274 K und 1199 K zu Beginn der Analyse, sinken dann nur noch geringfügig auf 1195 K. Die Versagenszeit liegt bei über 100 000 s.

#### 7.1.5 Zusammenfassung der Sensitivitätsrechnungen

Tabelle 7-1 fasst die Ergebnisse der Übertragbarkeitsrechnungen zusammen. Es lässt sich festhalten, dass insbesondere der Effekt eines großen Hohlrums über der Schmelze zu einer deutlichen Temperaturabsenkung führt und infolgedessen zu wesentlich späteren Zeitpunkten ein Behälterversagen eintritt. Grundsätzlich wird noch einmal deutlich, dass Temperaturschwankungen im Hot Focus-Bereich von wenigen Prozent zu sehr großen Versagenszeitänderungen führen können.

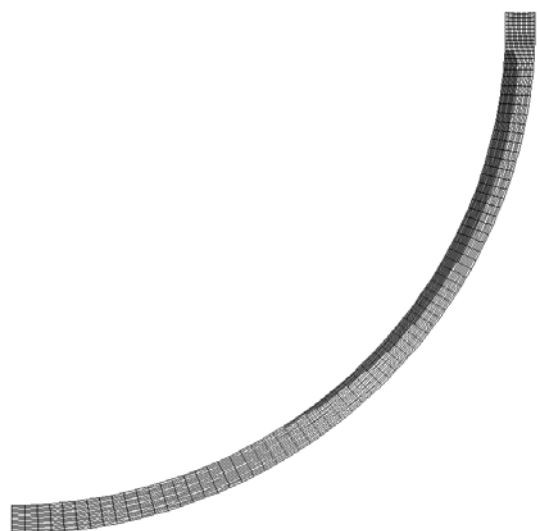
**Tabelle 7-1:** Zusammenfassung der Variationsrechnungen zur Übertragbarkeit

Rechnung	max. Wandtemperatur (Beginn)	max. Wandtemperatur (Versagenszeit)	Versagenszeit
Referenzrechnung	1357 K / 1320 K	1289 K	21 150 s
einfache Kopplung	1357 K / 1357 K	1357 K	8 550 s
ohne Einbauten	1279 K / 1211 K	1207 K	87 000 s
homogene Wärmequellen	1349 K / 1309 K	1272 K	25 100 s
ohne Einb. und m. hom. Wq.	1274 K / 1199 K	1195 K	104 000 s

## 7.2 Modellierung der Ablation der Behälterwand

Ein wesentlicher Unterschied des prototypischen Szenarios zur FOREVER-Anordnung ist das höhere Temperaturniveau. Dies erfordert die zusätzliche Modellierung des Aufschmelzens der Stahlwand (Ablation). Die Ablation wird in der thermischen und in der mechanischen Umgebung (vgl. Kapitel 5) getrennt berücksichtigt. In beiden Umgebungen werden vor der Lösung des aktuellen Zeitschritts alle Elemente ausgewählt, die mindestens einen Knoten mit einer Temperatur oberhalb der Solidustemperatur besitzen. Diesen Elementen werden in der thermischen Rechnung die Materialeigenschaften der an sie angrenzenden Schmelzezone zugeordnet.

In der mechanischen Umgebung wird diesen Elementen ein fiktives Material zugeordnet, dessen wesentlicher Unterschied zu den das nichtaufgeschmolzene Stahlgebiet repräsen-



**Bild 7-1:** Ausschnitt des mechanischen Modells mit Berücksichtigung der Ablation. Dunkle Elemente gelten als abgeschmolzen

tierenden Elementen in dem um mehrere Größenordnungen reduzierten Elastizitätsmodul besteht. So wird gewährleistet, dass die mechanischen Eigenschaften des Gesamtmodells der nicht aufgeschmolzenen Zone entsprechen, während gleichzeitig die Netzverformung auch für das aufgeschmolzene Gebiet mitberechnet wird. Bild 7-1 zeigt den Bereich der Bodenkalotte des mechanischen Modells. Die aufgeschmolzenen Elemente sind dunkel dargestellt. Im Bereich des Hot Focus beträgt die Wanddickenabnahme etwas weniger als die Hälfte der ursprünglichen Wanddicke. Erstarrungsvorgänge zu späteren Zeiten werden nicht berücksichtigt. Unter anderem weil die Materialeigenschaften der wiedererstarteten Bereiche nicht bekannt sind.

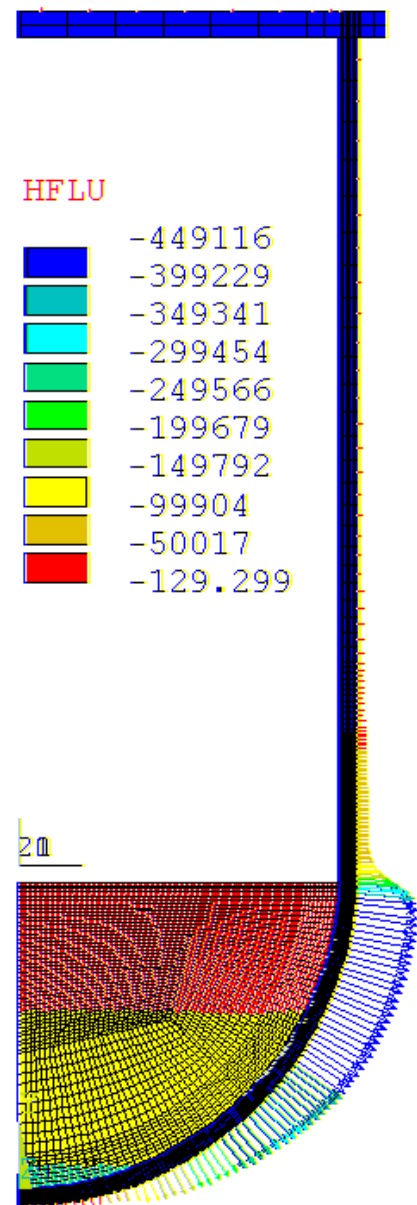
### 7.3 Das prototypische Szenario

Für das prototypische Szenario wird ein Druckwasserreaktor vom Typ KONVOI mit möglichst hohem Abbrand betrachtet. Der RDB von KONVOI-Anlagen ist aus dem Werkstoff 22 NiMoCr 3 7 gefertigt. Für diesen Werkstoff wird im Vorhaben 1501257 bei der MPA Stuttgart z. Z. eine Kriechdatenbank entwickelt. Eine Übernahme dieser Daten konnte im Rahmen der vorliegenden Arbeit noch nicht realisiert werden. Dies ist im Rahmen des Anschlussvorhabens 1501279, bei dem das prototypische Szenarium im Mittelpunkt steht, vorgesehen. Allgemein weist der Werkstoff 22 NiMoCr 3 7 jedoch eine höhere Zeitstandfestigkeit als die Werkstoffe 20 MnMoNi 5 5 bzw. 16MND5 auf. Daher wird eine Verwendung der auf den letzteren Stählen beruhenden Kriechdatenbank als konservativ angesehen.

Für die weiteren Betrachtungen kann das prototypische Szenario in vier Fälle untergliedert werden:

- trockenes Niederdruckszenario,
- trockenes Hochdruckszenario,
- Niederdruckszenario mit Außenflutung,
- Hochdruckszenario mit Außenflutung.

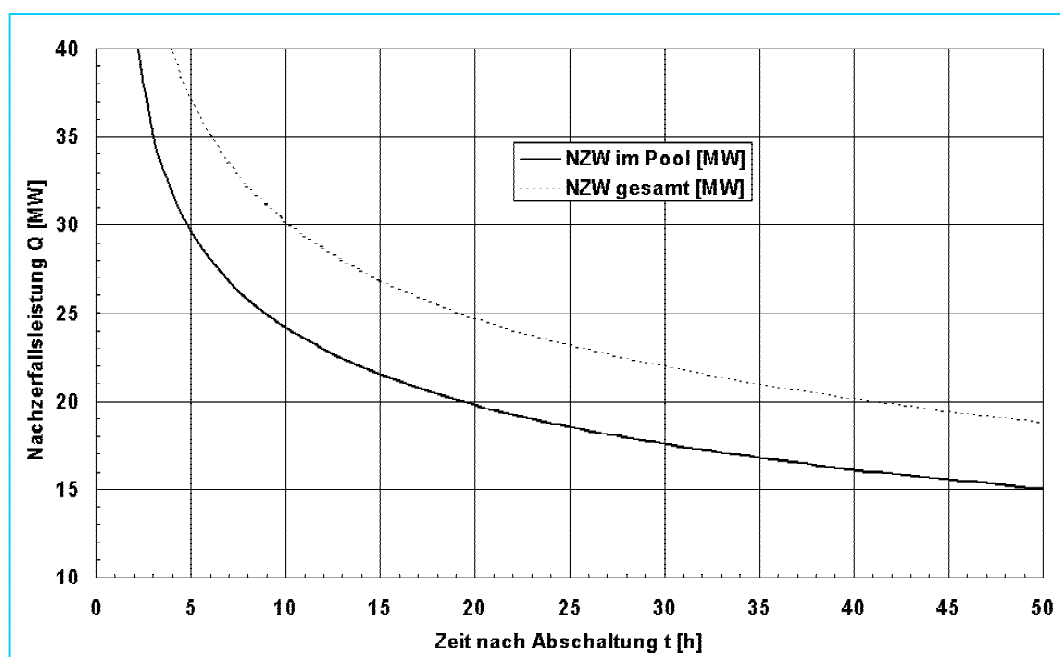
Bereits eine einfache Handabschätzung zeigt, dass die RDB-Wand in den trockenen Szenarien unter den angenommenen Randbedingungen in jedem Fall thermisch versagen wird. Für das trockene Niederdruckszenario wurde eine Analyse mit dem gekoppelten Modell durchgeführt. Das Ergebnis stimmt mit der Abschätzung überein: die Behälterwand wird allein aufgrund der thermischen Belastung versagen. Allerdings lassen sich mit dem vorhandenen Modell keine Aussagen zum Versagenszeitpunkt treffen, da das Modell nicht für thermisch hochtransiente Vorgänge geeignet ist, sondern zunächst eine quasi-stationäre Lösung für den Beginn



**Bild 7-2:** Materialzonen und sich einstellender Wärmestrom [W/m<sup>2</sup>] zu Beginn des prototypischen Szenarios mit Außenflutung

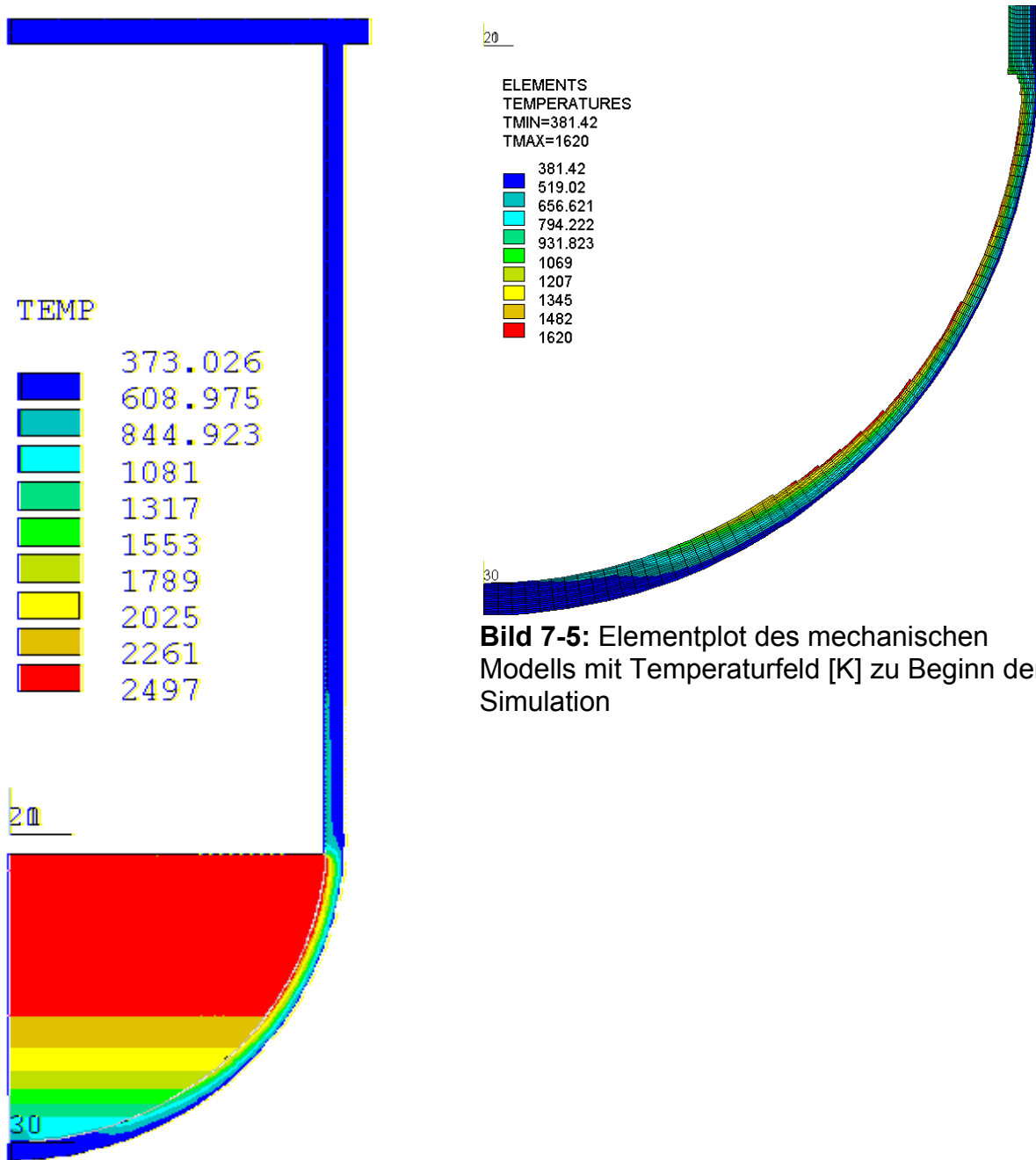
der Simulation gesucht wird. Aus früheren Analysen ist bekannt, dass das Temperaturniveau im Schmelzesee Werte bis zu 3000 K erreichen kann [Park and Dhir 1992]. Dieses Temperaturniveau wurde mit den berechneten Maximalwerten von 2650 K nicht erreicht. Ursache dafür ist zum einen, dass die stationäre Lösung noch nicht erreicht wurde. Andere Ursachen liegen in den relativ hoch angesetzten Emissionskoeffizienten und im verwendeten ECCM-Konzept, das insbesondere nicht dazu geeignet ist, horizontale Temperaturunterschiede im Schmelzesee wiederzugeben. Angesichts der Ergebnisse für das trockene Niederdruckszenario erübrigt sich eine Analyse des trockenen Hochdruckszenarios.

Für das Szenario mit Außenflutung wurde an der Außenseite des Behälters ein Wärmestrom in Abhängigkeit von der Übertemperatur vorgegeben. Der Zusammenhang entspricht der Nukijama-Kurve [VDI 2003]. In keinem Flutungsszenario wurde der kritische Wärmestrom erreicht, d.h. die Behälteraußenwandtemperaturen liegen trotz großer lokaler Unterschiede des Wärmestroms in einem kleinen Temperaturbereich von 373 K bis 398 K. Im Unterschied zu den FOREVER-Simulationen, bei denen eine konstante Heizleistung angestrebt war, ist für das prototypische Szenario eine Berücksichtigung der abnehmenden Nachzerfallwärme notwendig. Für die hier diskutierten Analysen wurde eine Zeitabhängigkeit wie in Bild 7-3 dargestellt zugrunde gelegt [Kuczera 1993].



**Bild 7-3:** Verlauf der Nachzerfallswärmeleistung insgesamt und innerhalb des Kernschmelzesees für einen KONVOI-Reaktor bei hohem Abbrand

Für das Nieder- bzw. Mitteldruckszenario werden jeweils konstante Differenzdrücke über der RDB-Wand zwischen 0 und 25 bar angenommen. Bild 7-2 zeigt den Elementplot der thermischen Analyse. Der sich einstellende Wärmestrom an der Behälteraußenseite zu Beginn der Simulation ist ebenfalls dargestellt. Die lokalen Wärmeflüsse werden iterativ für den jeweiligen Lastschritt bestimmt. Deutlich sichtbar sind die großen Wärmeflüsse im Bereich des Hot Focus. Sie erreichen Maximalwerte von 450 kW/m<sup>2</sup>. Im Zentrum der Bodenkalotte und in den hoch gelegenen Bereichen des Behälters stellen sich Wärmeströme von weniger als 50 kW/m<sup>2</sup> ein.



**Bild 7-4:** Temperaturfeld [K] des gesamten Modells zu Beginn der Simulation

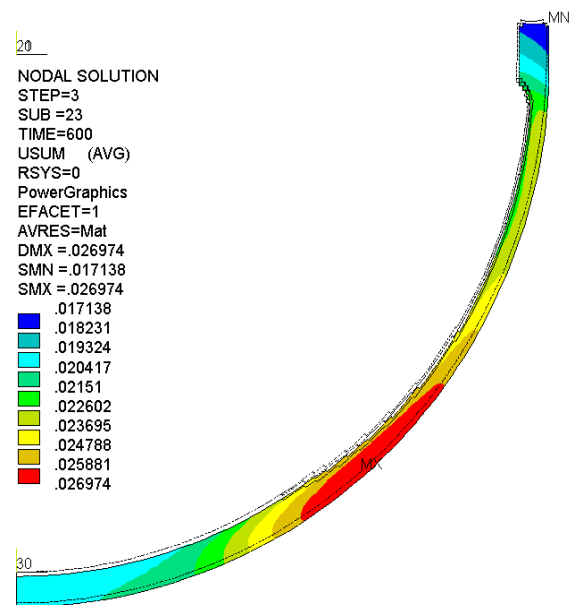
**Bild 7-5:** Elementplot des mechanischen Modells mit Temperaturfeld [K] zu Beginn der Simulation



In Bild 7-4 ist das sich einstellende Temperaturfeld im gesamten thermischen Modell wiedergegeben. Die berechneten Temperaturfelder sind zunächst unabhängig vom aufgeprägten Druckniveau. Der bereits bekannte Einfluss des Emissionskoeffizienten wird bei den hohen Temperaturen noch größer. Für die hier diskutierten Analysen wurde ein Koeffizient von 0.8 angenommen

In den mechanischen Rechnungen hat sich ergeben, dass die verbleibende Restwanddicke auch bei einem Differenzdruck von 25 bar ausreicht, um die mechanischen Lasten dauerhaft aufzunehmen. Deswegen wird im folgenden das 25-bar-Szenario diskutiert. Bild 7-5 zeigt den verbleibenden Wandquerschnitt im mechanischen Modell. Der scharfe Einschnitt auf Höhe der Schmelzeseeoberfläche ist deutlich zu erkennen. In dem Bild ist zusätzlich die Temperaturverteilung in der Wand dargestellt.

Nach der ersten transienten Kopplung stellt sich eine maximale Verschiebung von etwa 27 mm ein (vgl. Bild 7-6). Die Vergleichsspannungen erreichen Maximalwerte von 465 MPa an der Behälteraußenseite im oberen Bereich des heißen Fokus. Auch bei den hier vorherrschenden Temperaturen von weniger als 600 K bedeutet dies eine deutliche Überschreitung der Streckgrenze. Dies führt zu plastischen Dehnungen und zur Schädigung des Werkstoffs. In Bild 7-8 ist der Schädigungszustand im Bereich der Bodenkalotte dargestellt. Die höchste Schädigung von 8.3 % tritt im oberen Bereich des heißen Focus auf der Wandinnenseite auf, und wird durch Kriechen und Plastifizierung hervorgerufen.



**Bild 7-6:** Verschiebung nach 600 s

Gemäß der allgemeinen Erfahrung treten im betrachteten RDB-Stahl frühestens ab Temperaturen von 700 K Kriechvorgänge auf. Die vorhandene Kriechdatenbank berücksichtigt Temperaturen oberhalb von 870 K. Im dazwischenliegenden Bereich können Kriechvorgänge stattfinden, um allerdings in den hier betrachteten Zeiträumen zum Versagen zu führen, müssen die Spannungen nahe der Zugfestigkeit liegen. Kriechvorgänge in diesem Bereich werden daher als nicht relevant eingestuft. Der vom Kriechen nicht immer eindeutig unterscheidbare Plastifizierungsvorgang wird allerdings schon vom Raumtemperaturniveau an berücksichtigt. Somit führen Spannungen oberhalb der Streckgrenze in den Rechnungen bei jedem Temperaturniveau zu bleibenden Dehnungen und Schädigungen.

In Bild 7-7 sind die Kriechvergleichsdehnungen nach 600 s dargestellt. Aufgrund der Temperaturverteilung findet Kriechen nur im Bereich der Behälterinnenseite statt. Der hier ablaufende Kriechvorgang ist ein Relaxationsvorgang: Sobald die Spannungen aus dem Bereich mit hohen Temperaturen umgelagert sind in die kühleren Außenwandbereiche mit hoher Festigkeit, findet kein weiterer nennenswerter Kriechvorgang statt. Bild 7-9 zeigt zum Vergleich die Kriechdehnungen nach 25 Stunden. Zusammen mit der Analyse der in Bild 7-10 dargestellten Schädigungsverteilung nach 25 Stunden lässt sich festhalten, dass für das KONVOI-Szenario mit Außenflutung und einem konstanten Innendruck von 25 bar eine erfolgreiche Schmelzerückhaltung in der Bodenkalotte möglich ist. Die Maximaltemperatur in den mechanisch



relevanten Behälterwandbereichen ist von anfänglich 1620 K auf 1100 K nach 25 Stunden abgesunken. Diese niedrige Temperatur deutet darauf hin, dass es nach der anfänglichen Ablation der Wand später zu Erstarrungsvorgängen auf der Innenseite kommen muss. Diese Vorgänge werden jedoch für die mechanische Festigkeit nicht berücksichtigt.

An dieser Stelle sei nochmals darauf hingewiesen, dass für diese Analyse unterstellt wurde, dass mindestens der Wärmestrom gemäß der Nukijama-Kurve an der RDB-Außenseite abgeführt werden kann, und dass der entstehende Dampfmassenstrom aus der Reaktorgrube entweichen kann.

Für das Hochdruckscenario können derzeit noch keine abschließenden Aussagen getroffen werden. Die Rechnungen konnten nicht bis zum gewünschten Zeithorizont von wenigstens 25 Stunden durchgeführt werden, weil nach wenigen Zeitschritten aufgrund der hohen Plastifizierung und der damit einhergehenden numerischen Probleme keine weitere Konvergenz erreicht wurde. Die hierfür notwendigen Untersuchungen und Berechnungen werden in einem Anschlussvorhaben realisiert.

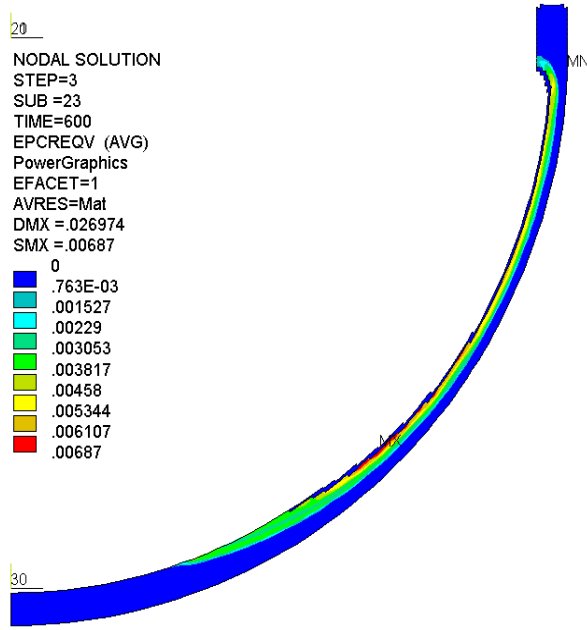


Bild 7-7: Kriechdehnung nach 600 s

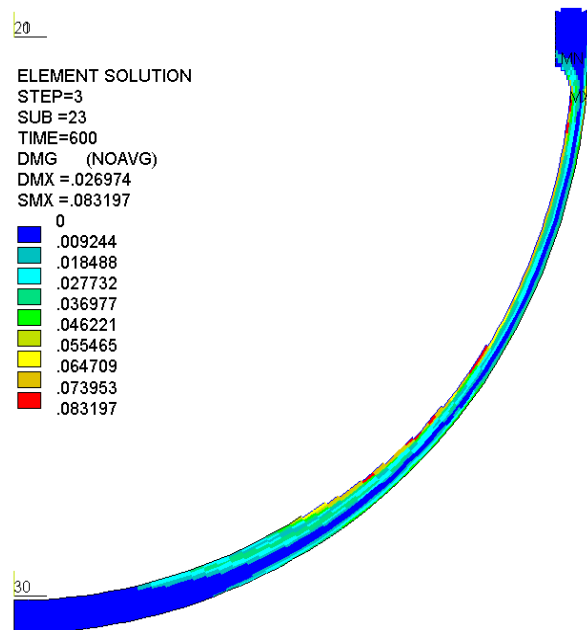


Bild 7-8: Schädigung nach 600 s

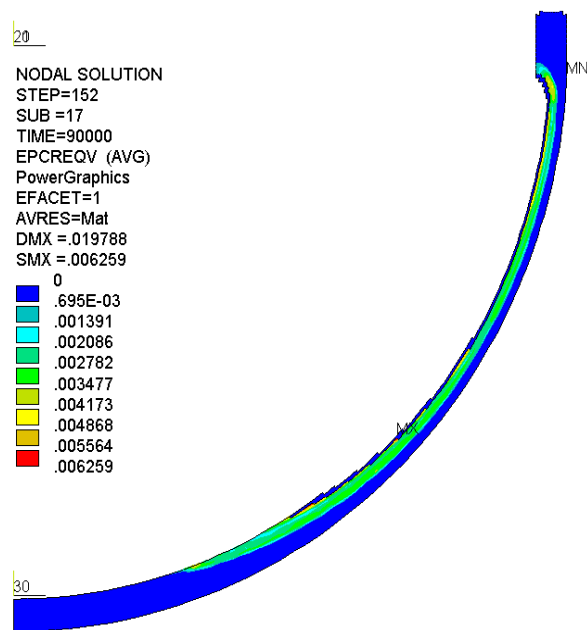


Bild 7-9: Kriechdehnung nach 25 h

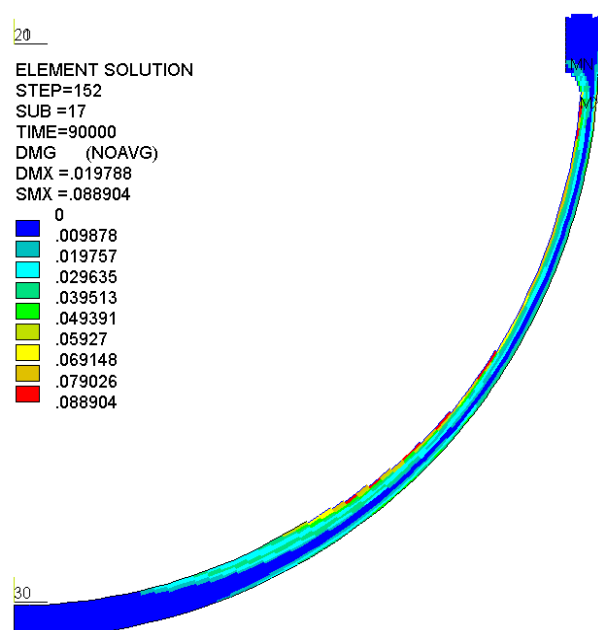


Bild 7-10: Schädigung nach 25 h

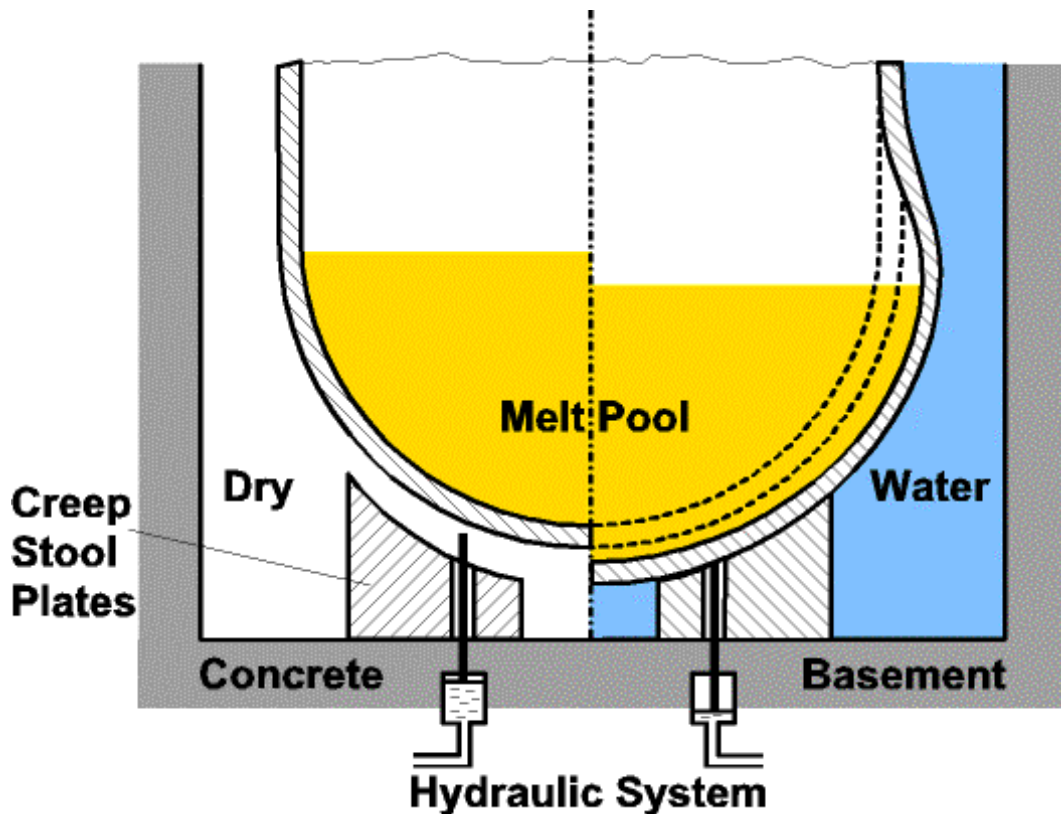
## 8 Eine konstruktive Möglichkeit zur Versagenszeitverlängerung

Wertet man die Ergebnisse der FOREVER-Experimente und der Berechnungen aus, kann man folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Der Kriechprozess tritt nur auf, wenn gleichzeitig hohe Temperaturen ( $>600\text{ °C}$ ) und ein Innendruck von mindestens 1 MPa vorliegen; wenn nur hohe Temperaturen vorliegen, kommt es lediglich zu einer thermischen Ausdehnung, da die Gewichtskräfte keine für den Kriechprozess notwendige Spannungen verursachen.
- Wenn der Kriechprozess einsetzt, ist der Bereich des heißen Fokus die Schwachstelle des Behälters. In diesem Bereich kommt es infolge der Wanddickenabnahme zu einer geometrisch bedingten Beschleunigung des Kriechens.
- Das Temperaturniveau und das Druckniveau haben einen signifikanten Einfluss auf die Versagenszeit, aber kaum einen Einfluss auf die Versagensposition (diese ist vor allem von der Höhe des Schmelzepools abhängig); Das Versagen tritt im Bereich der höchsten Wandtemperaturen auf.
- Wenn der heiße Fokus nahe an den zylindrischen Bereich heranreicht oder sogar im zylindrischen Bereich liegt, versagt der Behälter schneller, weil im Zylinder die Primärspannungen höher sind als im sphärischen Bereich.
- Unterhalb des heißen Fokus gibt es einen großen kugelsegmentförmigen Bereich, in dem auf Grund der niedrigeren Temperaturen eine höhere Festigkeit (höherer Kriechwiderstand) vorliegt. Dieser Bereich bewegt sich mehr oder weniger unverformt senkrecht nach unten.

Ausgehend von diesen Befunden kann man versuchen, eine konstruktive Einrichtung zu finden, die zu einer Verlängerung der Versagenszeit bzw. sogar zum Vermeiden des Behälterversagens führt. Eine mögliche Anordnung eines „Kriechschemels“ zeigt Bild 8-1. Im linken Teil des Bildes ist der Behälter zu Beginn des Kriechvorganges – unmittelbar nach der Schmelzeverlagerung – dargestellt. Eine Anordnung von 3 oder mehr Stützplatten befindet sich zwischen Behälter und Fundament. Zwischen den Platten und der Behälteroberfläche befindet sich ein Spalt, damit während des normalen Betriebs kein Kontakt vorliegt. Wenn der Kriechprozess voranschreitet, bewegt sich der untere Behälterteil abwärts bis der Spalt geschlossen ist. Das führt dazu, dass ein signifikanter Teil der vertikalen Kräfte von den Platten des Kriechschemels aufgenommen wird (rechter Teil Bild 8-1). Damit ist eine Entlastung des kritischen Bereichs am heißen Fokus verbunden.

Zusätzlich kann die Abwärtsbewegung des Behälters ausgenutzt werden, um über einen entsprechenden Mechanismus die passive Flutung der Reaktorgrube auszulösen. Das Wasser kann dann z.B. aus dem Containment-Wassertank (In-Containment Refueling Water Storage Tank – IRWST) entnommen werden. Die externe Flutung könnte die Wärmeabfuhr aus dem Behälter soweit verbessern, dass die Wandtemperaturen um einige hundert Grad sinken und so u. U. das Behälterversagen vermieden wird.



**Bild 8-1:** Mögliche Anordnung zur Unterstützung des Behälters im Falle einer Kernschmelze (Kriechstuhl); rechts: passive Auslösung der Flutung der Reaktorgrube

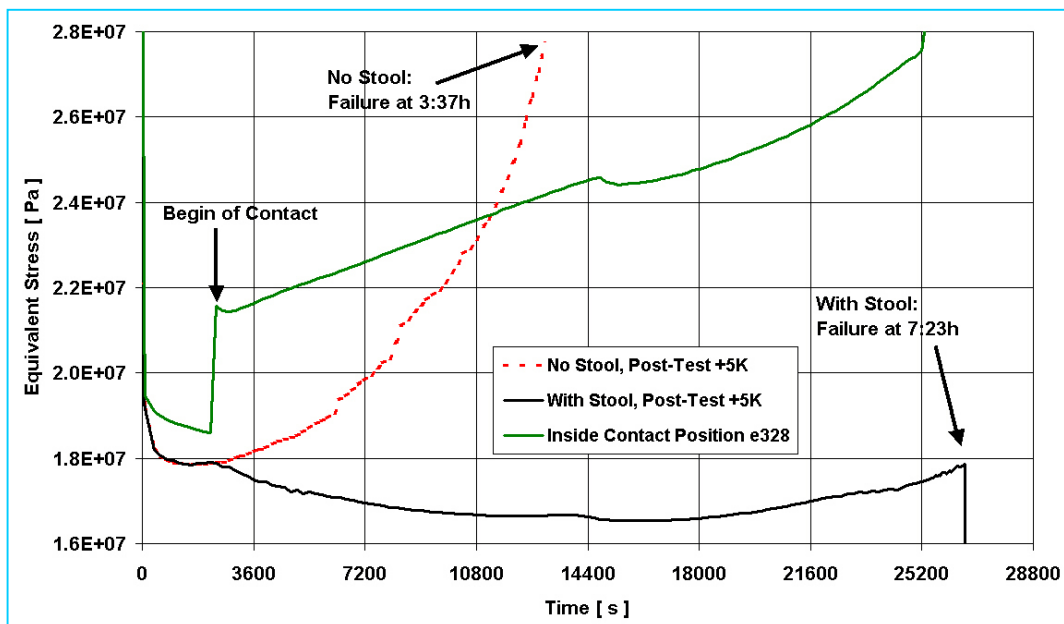
Um eine Vorstellung von dem Nutzen eines Kriechstuhls zu bekommen, wurde das FOREVER-EC2-Experiment nochmals nachgerechnet mit der Annahme, dass ein Kriechstuhl vorhanden gewesen wäre. Das 2D FE-Modell betrachtet den Kriechstuhl als 360° umlaufende Unterstützung, diese Näherung ist jedoch gerechtfertigt, da wegen der hohen Festigkeit der Behälterwand im unteren Bereich die Zwischenräume in azimuthaler Richtung zwischen den einzelnen Platten ohne Probleme überbrückt werden.

In sphärischen Koordinaten wird ein radialer Spalt von 7 mm zwischen Behälterwand und Kriechstuhlplatte modelliert (bezogen auf den kalten Ausgangszustand). Die Platte erstreckt sich über einen Polarwinkelbereich von 5° bis 45°, wobei 0° der Südpolposition entspricht. Es wird Kontakt mit Reibung modelliert, d.h. in tangentialer Richtung ist eine Relativbewegung zwischen Behälter und Kriechstuhlplatte möglich. Alle anderen Bedingungen sind wie in der EC-2-Nachrechnung "38kW25bar+5K" (Bild 6-3). Einen Vergleich der Ergebnisse zeigt das Bild 8-2. Dargestellt sind die von-Mises-Vergleichsspannung des Elementes mit der höchsten Schädigung für beide Fälle. Interessanterweise ändert sich die Position der maximalen Schädigung nicht, d.h. die erwartete Versagensposition bleibt die gleiche. Die rote Linie ist die Rechnung ohne Kriechstuhl, es ergibt sich eine Versagenszeit von 3:37 h. Die Rechnung zeigt eine Abnahme der Spannung in den ersten 30 min der Rechnung, was eine Folge der Lastumverteilung durch die viskoplastische Verformung ist. Danach kommt es zu einem stetigen Anstieg der Vergleichsspannung bis zum Versagen. Demgegenüber zeigt die schwarze Kurve den Verlauf für die Rechnung mit Kriechstuhl. Es ist ein stetiges Abnehmen der Spannung über 4 h zu sehen, erst danach

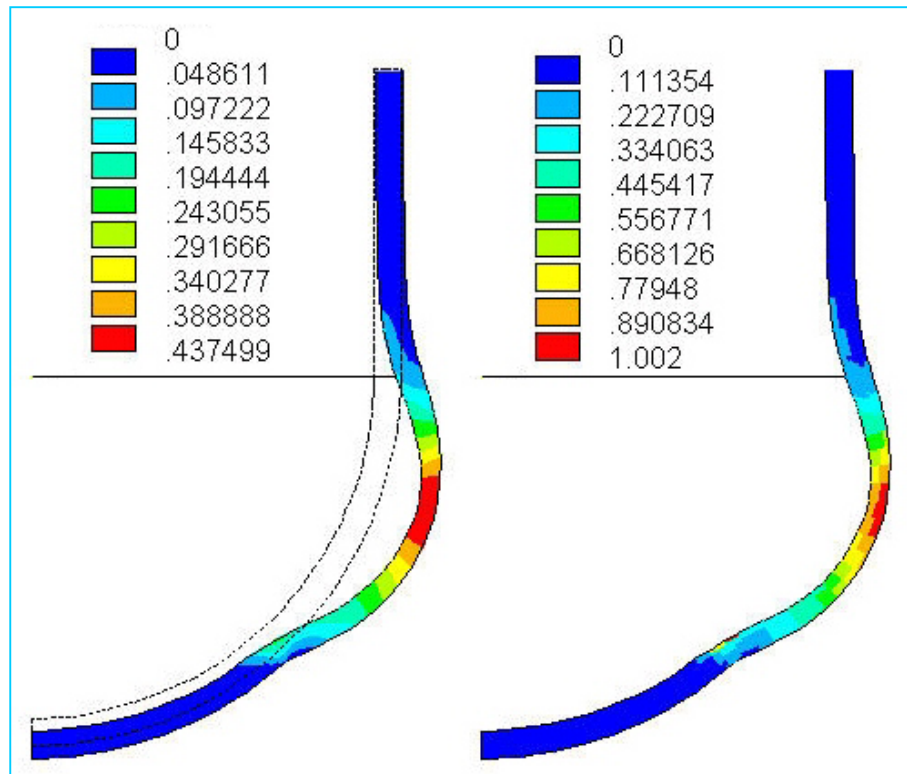
kommt es zu einem leichten Anstieg. Das Behälterversagen tritt nach 7:23 h ein. Der Grund für die Abnahme der Spannung an der Versagensposition lässt sich an Hand der grünen Kurve erklären. Hier ist für die Rechnung mit Kriechstuhl der Verlauf der Spannung für die Position des ersten Kontakts mit der Kriechstuhlplatte gezeigt. Zum Kontaktzeitpunkt (40 min) steigt die Spannung stark an. Die Belastung verlagert sich also mehr auf den Bereich der Behälterwand, der in Kontakt mit der Platte ist. Dieser Bereich kann aber auf Grund der niedrigeren Temperaturen die höheren Spannungen ohne weiteres ertragen.

Diese einfache Rechnung zeigt, dass mit Hilfe des Kriechstuhls eine Verdopplung der Versagenszeit erreicht wird, wobei die mögliche Flutung der Reaktorgrube noch gar nicht in Betracht gezogen wurde. Den Effekt der Umverteilung der Beanspruchung durch den Kriechstuhlschemel zeigen auch die Bilder 6-4 und 8-3. Dargestellt sind Kriechdehnung und Materialschädigung zur jeweiligen Versagenszeit.

Die hier dargestellten Analysen haben zur Anmeldung von zwei Patenten geführt [Willschütz 2002; Willschütz 2003].



**Bild 8-2:** Verlauf der Vergleichsspannung im am stärksten geschädigten Bereich mit und ohne Kriechstuhl



**Bild 8-3:** Kriechdehnung und Materialschädigung zur Versagenszeit; trockenes Szenario mit Kriechstuhl

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

In dem Vorhaben wurde ein integrales FE-Modell entwickelt, das in der Lage ist, die späte Phase eines Kernschmelzszenarios im RDB zu berechnen. Das Modell erlaubt die Berechnung der Versagenszeit und des Versagensmodus eines Behälters mit beheiztem Schmelzpool. Dazu wird im thermischen Teil des Modells das transiente Temperaturfeld in Schmelze und Behälterwand berechnet. Dies kann wahlweise mit einem CFD-Modell oder mit dem Modell der effektiven Wärmeleitfähigkeit (ECCM) erfolgen. Mit dem mechanischen Modell wird die viskoplastische Verformung der Behälterwand simuliert. Anhand der Materialschädigung können Versagenszeit und Versagensposition bestimmt werden. Das thermische und das mechanische Modell sind rekursiv sequenziell gekoppelt, d.h. für jeden Zeitschritt wird eine thermodynamische und eine mechanische Lösung berechnet, wobei eine wechselseitige Rückwirkung beachtet wird. Insbesondere werden damit neben der Temperaturabhängigkeit der Materialparameter und den thermisch induzierten Spannungen im mechanischen Modell auch die Rückwirkungen der Behälterverformung auf die Temperaturfeldberechnung erfasst (Veränderung der Schmelzeseegeometrie, Schmelzespiegelabsenkung, Veränderung des Wärmewiderstands bei Reduzierung der Behälterwanddicke, Vergrößerung der effektiven Fläche für Wärmeabstrahlung und Konvektion).

Für das mechanische Modell wurde auf der Basis experimenteller Untersuchungen in Projekten aus dem 4. Rahmenprogramm der EU eine Kriechdatenbasis entwickelt. Die viskoplastische Berechnung ist mit der Materialschädigung gekoppelt. Die Kriechdatenbasis wurde an Hand von zwei Rohrversagensexperimenten validiert.

Das gekoppelte Modell zum Behälterversagen wurde für Voraus- und Nachrechnungen der FOREVER-Experimente der KTH Stockholm verwendet. Generell konnte

eine gute Übereinstimmungen zwischen experimentellen Befunden und den Berechnungsergebnissen erzielt werden. Das FE-Modell kann für mittelskalige Anordnungen als validiert angesehen werden. Die wesentlichen Ergebnisse lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Der Kriechvorgang wird nur durch das Zusammenwirken genügend hoher Temperaturen ( $>600\text{ °C}$ ) und Drücke ( $>1\text{ MPa}$ ) verursacht. Bei niedrigeren Drücken und hoher Temperatur beobachtet man nur die reversible thermische Expansion, weil die Belastung durch das Eigengewicht von Bodenkalotte und Schmelze vernachlässigbar ist. Im umgekehrten Fall – hoher Druck, niedrigere Temperatur – ist die Festigkeit des Stahls ausreichend hoch, um der Belastung stand zu halten.
- Falls der Kriechvorgang eingeleitet wird, dann stellt im betrachteten Szenario die Hot Focus-Zone den gefährdeten Bereich dar. Hier treten die höchsten Kriechdehnraten auf, was zu einer lokalen Wanddickenabnahme führt, die den Kriechvorgang geometrisch beschleunigt.
- Die exakte Höhe des Temperaturniveaus und des Drucks beeinflussen im wesentlichen nur die Versagenszeit, aber nicht die Versagensposition.
- Die Versagensposition befindet sich dort wo die höchsten Temperaturen auftreten. Die Höhe des Hot Focus hat einen geringen zusätzlichen Einfluss: mehr zum zylindrischen Teil hin ist die Gefährdung größer als an niedrigeren Positionen in der Bodenkalotte. Dies wird verständlich, wenn man die Kesselformeln für Zylinder und Kugel betrachtet.
- Die Versagenszeit lässt sich bei annähernd konstanten thermischen Randbedingungen mit einer Unsicherheit von ca. 20 bis 25% vorhersagen (das entspricht in den FOREVER-Experimenten ca. 30 bis 60 Minuten). Die wesentlichen Ursachen für diese Unsicherheit liegen in der starken Streuung des Kriechwiderstandes des RDB-Stahls und in der extremen Sensitivität der Kriechdehnraten bezüglich kleiner Temperaturänderungen.
- Im Gegensatz zur Hot Focus Region weist das tiefergelegene Zentrum der Bodenkalotte aufgrund der niedrigeren Temperaturen eine höhere Festigkeit auf. Diese untere „Schale“ behält ihre Form und verlagert sich nur vertikal nach unten.
- Aufgrund dieser Erkenntnisse kann man annehmen, dass es möglich ist das Versagen des Behälters zu verzögern oder zu verhindern, indem die feste „Schale“ unterstützt wird, wodurch die Spannungen in der Hot Focus Region reduziert werden. Dieses Konzept des „Kriechschemels“ führt zumindest zu einem deutlich verlangsamten Kriechprozess.
- Das Entstehen eines Spalts zwischen Behälterwand und Schmelzekruste konnte in den Experimenten und Berechnungen nicht nachgewiesen werden.

Das Modell wurde auch auf ein Szenario mit LWR-Geometrie angewendet. Die Ergebnisse der FOREVER-Experimente lassen sich nicht ohne Weiteres auf LWR-Verhältnisse übertragen. Die geometrischen, mechanischen und thermischen Verhältnisse lassen sich nicht in gleicher Weise skalieren. Der Hauptunterschied ist, dass es bei LWR-Verhältnissen auf Grund der viel höheren Schmelzetemperatur zu einem partiellen Abschmelzen der RDB-Wand kommt, was bei den FOREVER-Experimenten nicht der Fall ist. Um so wichtiger ist es, ein Berechnungsmodell zu haben, welches an skalierten Experimenten getestet und validiert ist und auf prototy-

pische Verhältnisse angewendet werden kann. Die wichtigsten Erkenntnisse aus der Berechnung des LWR-Szenarios sind:

- Ohne externe Flutung kommt es bei der vollständigen Schmelzeverlagerung in das untere Plenum mit hoher Wahrscheinlichkeit zu einem rein thermischen Versagen des RDB (Durchschmelzen). Dabei spielt das viskoplastische Verhalten der RDB-Wand nur insofern eine Rolle als es das Versagen noch beschleunigen kann.
- Mit einer Flutung der Reaktorgrube kann die RDB-Außenwand in Temperaturbereichen gehalten werden, die eine ausreichende mechanische Festigkeit für eine Schmelzerückhaltung zumindest in Niederdruckszenarien ermöglicht. Hierbei ist allerdings noch zu ermitteln, ob der kritische Wärmefluss zu keiner Zeit und an keinem Ort überschritten wird und ob der entstehende Dampfstrom aus der Reaktorgrube entweichen kann.
- Aufgrund der zeitlich abnehmenden Nachzerfallswärme wird zur Zeit aufgrund der berechneten Ergebnisse angenommen, dass bei permanenter Außenflutung der kritische Zeitpunkt einer Kernschmelzerückhaltung in den ersten 20 Stunden nach Reaktorabschaltung durchlaufen wird. D.h., hat der RDB nach 20 Stunden nicht versagt, so kann weiterhin seine äußere Integrität angenommen werden und eine Belastung des Sicherheitsbehälters durch den Austrag großer Schmelzemassen ausgeschlossen werden.

Diese Ergebnisse sind als vorläufig zu betrachten. Es sind detaillierte Untersuchungen zu prototypischen Szenarien erforderlich, die in einem Anschlussvorhaben realisiert werden sollen. Insbesondere ist es erforderlich, solche Phänomene zu betrachten, die bei mittelskaligen Experimenten mit Salzschnmelze (FOREVER) bzw. durch Strahlungswärme beheizten Behältern (LHF, OLHF) nicht auftreten. Zu nennen sind hier:

- die Segregation des Schmelzepools (Oxidschicht und Metallschicht)
- die Wechselwirkung von Corium mit der RDB-Wand und das damit verbundene Abschmelzen der RDB-Wand,
- die thermomechanische Beanspruchung der RDB-Wand bei später Flutung der Reaktorgrube (Thermoschock)
- die Strahlungswärme, die von der Oberfläche des Schmelzepools herrührt.

Bei der Modellierung von prototypischen Szenarien sind vor allem auch internationale Experimente zum Segregationsverhalten von Kernschmelzen und zur Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und RDB-Stahl zu berücksichtigen (OECD-Projekt MASCA und ISTC-Projekt METCOR).



## 10 Literatur

### 10.1 Referenzen aus der Fachliteratur

- Altstadt, E., Th. Moessner. *Extension of the ANSYS® creep and damage simulation capabilities*. Report, FZR-296, Forschungszentrum Rossendorf, Dresden, Germany, 2000.
- Altstadt, E.: *Extension of the ANSYS® creep, plasticity and damage simulation capabilities*. User's manual for the customized ANSYS code, Customisation Revision: 3.3. Forschungszentrum Rossendorf, Dresden, Germany, 2003.
- Ansys (2001), Programmer's Manual, ANSYS®, Inc., 2001.
- Ansys (2003), User's Manual, ANSYS®, Inc., 2003
- Asfia, F.J., V.K. Dhir (1996): An experimental study of natural convection in a volumetrically heated spherical pool bounded on top with a rigid wall. *Nucl. Eng. Des.*, vol 163, pp 333-348, 1996.
- Asmolv, V. (1998): *Latest Findings of RASPLAV Projekt*. Paper presented at the OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability. Munich, 2-5 March 1998.
- Azodi, D., Eisert, P., Gruner, P., Jendrich, U., Kuntze, W. M. (1996): Verifizierung und internationaler Vergleich von Strukturanalysemethoden zur Beschreibung des Verhaltens des Reaktordruckbehälters bei Belastung jenseits der Auslegungsgrenzen. GRS-A-2338 Forschungsbericht, Februar 1996
- Bernaz, L., J.-M. Bonnet, B. Spindler, C. Villermaux (1997): Thermalhydraulic Phenomena in Corium Pools: Numerical Simulation with TOLBIAC and Experimental Validation with BALI. *Proceedings of the KTG/SFEN-Conference: The European Pressurized Water Reactor EPR*, Cologne, 19-21 October 1997
- Bernaz, L. (1998): *Etude du transfert de chaleur à la frontière supérieure d'un bain fluide avec dissipation volumique de puissance*. Dissertation, L'Université Joseph Fourier De Grenoble, 1998.
- Bolshov, L.A., P.S. Kondratenko, V.F. Strizhov (2001): Natural convection in heat-generating fluids. *Physics - Uspekhi* 44 (10), 999-1016, 2001
- Borovkova, A.I., V.S. Granovsky, S.V. Kovtunova, A.S. Semenov (1995): Finite element analysis of thermal stresses of reactor vessel in a severe light water reactor accident. *Transactions of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Nuclear Technology (SMiRT-13)*, Porto Alegre, August 13-18 1995
- Bothe, K., Maile, K.; Obst, V. (1991): *Untersuchungen der Materialeigenschaften unter auslegungsüberschreitenden Bedingungen*. Forschungsbericht MPA-Stuttgart Nr. 8705-00-000, März 1991
- Bui, V. A. (1998): *Phenomenological and Mechanistic Modelling of Melt-Structure-Water Interactions in a Light Water Reactor Severe Accident*. Doctoral Thesis at Royal Institute of Technology, Stockholm 1998
- Büscher, T., M.K. Koch, H. Unger (1998): *Kernschmelzunfälle unter hohem Druck: Szenarien, Schmelzedispersion und Belastung des Sicherheitsbehälters*; Technischer Fachbericht RUB E-199 zum BMWi Projekt 1501084, Ruhr-Uni Bochum, 1998

- Büscher, T., C. Kortz, A. Voßnacke, M.K. Koch, H. Unger (1999): Abschätzung des radiologischen Quellterms beim HPME/DHC; Technischer Fachbericht RUB E-239 zum BMWi Projekt 1501084, Ruhr-Uni Bochum, 1999
- Chu, T.Y., Pilch, M.M., Bentz, J.H., Ludwigsen, J.S., Lu, W.Y., Humphries, L.L. (1999): "Lower Head Failure Experiments and Analyses", Report, NUREG/CR-5582, SAND98-2047, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, USA.
- Dinh, T.N., R.R. Nourgaliev (1997): *Turbulence modelling for large volumetrically heated liquid pools*. NUCLEAR ENGINEERING AND DESIGN, vol 169, pp 131-150, 1997.
- GRS (1997): Ziele und Inhalte der mittelfristigen Planung zur Reaktorsicherheitsforschung.
- GRS (1998): Berichte über vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie geförderte Forschungsvorhaben auf den Gebiet der Reaktorsicherheit. GRS-F-1/1998 und GRS-F-2/1998.
- GRS (1999): Berichte über vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie geförderte Forschungsvorhaben auf den Gebiet der Reaktorsicherheit. GRS-F-1/1999 und GRS-F-2/1999.
- Helle, M.; O. Kymäläinen (1998): Crust Effect in the COPO II-Experiments. Report 2\_EU-MVI(98)-FORTUM-35, IVO Power Engineering, Vantaa, Finnland, 1998.
- Hirschmann, H. (1997): CORVIS-Report No.7, Paul-Scherrer Institut, February 1997.
- Horner, P., A. Zeisberger, F. Mayinger (1998): Evaporation of Coolant at the Bottom of Particle-Bed modelling Relocated Debris; OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching March 3-6, 1998
- Ikonen, K. (1999): "Creep Model Fitting Derived from REVISA Creep, Tensile and Relaxation Measurements", Technical Report MOSES-4/99, VTT-Energy, Espoo, Finland.
- IMA (2001): M. Kadner, Prüfbericht Nr. A191/1, Chemical Analysis of a steel specimen, IMA Dresden, 2001.
- Kersting, E., Löffler, H. et al. (1998): Sicherheitsanalytische Untersuchungen zu schweren Störfällen in SWR; Abschlussbericht zum BMWi-Vorhaben RS960, GRS-A-2519, Gesellschaft für Reaktorsicherheit, Mai 1998
- Köhler, W., H. Schmidt, O. Herbst, W. Krätzer (1998): Experiments on Heat Removal in a Gap between Debris Crust and RPV Wall; OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching March 3-6, 1998
- Kolev, N.I. (1996): External cooling of a pressurized water reactor vessel during a severe accident. Kerntechnik 61 (1996), pp. 67-76, Carl Hanser Verlag
- Kuczera, B. (1993): Innovative Trends in der Leichtwasserreaktor-Technik. KfK-Nachrichten Jahrgang 25, S. 219-249, 1993
- Lemaitre, J. (1996): A Course on Damage Mechanics. ISBN 3-540-60980-6, 2nd edition Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1996
- Mongabure, Ph., M. Desmet (1999): *RUPATHER Test#14 - Rupture test at 1000°C and variable pressure 8 then 6 bars*, Report SEMT/LISN/RT/99-003/A, CEA, France, 1999.
- Müller, W. Ch. (2003): Bericht über OECD-RASPLAV und OECD-MASCA Projekte und verfügbare Unterlagen; Arbeitstreffen, GRS Garching, 29.08.2003
- Mongabure, Ph. (2000): Creep tests on LHF and OLHF SA533B1 steel. Rapport No. SEMT/LISN/RT/00-060/A, CEA Saclay – DMS2, December 2000

- Nourgaliev, R.R., A.T. Dinh, T.N. Dinh, B.R. Sehgal (1998): Numerical Investigation on Turbulent Natural Convection Heat Transfer in an Internally-Heated Melt Pool and Metallic Layer. OECD/CSNI Workshop in In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Munich, March 03-06, 1998
- Obst, D., Maile, K. (1989): Versuche zur Schaffung einer Datenstruktur für die inelastische Berechnung von Kriechvorgängen in thermisch belasteten Komponenten. Forschungsbericht MPA-Stuttgart Nr. 8650 00 000, April 1989
- Obst, D., A. Klenk, P. Julisch, K. Maile (1988): Versuche zum Versagen einer Hauptkühlmittelleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck, Report MPA 1500 771, Stuttgart, Germany, 1988.
- Park, H., V.K. Dhir (1992): Effect of Outside Cooling on the Thermal Behaviour of a Pressurized Water Reactor Lower Head. Nuc. Tech., vol 100, pp 331-346, 1992.
- Rempe, J.L., S.A. Chávez, G.L. Thinnes, C.M. Allison, G.E. Korth, R.J. Witt, J.J. Siemnicki, S.K. Wang, L.A. Stickler, C.H. Heath, S.D. Snow (1993): Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis. NUREG/CR-5642, EEG-2618, Oct. 1993
- Sainte Catherine, C. (1998), Tensile and creep tests material characterization of pressure vessel steel (16MND5) at high temperatures (20 up to 1300°C). Rapport SEMT/LISN/RT/98-009/A, CEA, France, (experimental data files), 1998.
- Schaaf, K., J. Sievers, C. Müller (1999): Entwicklung und Verifikation von Modellen zur Beschreibung der Wechselwirkung Debris-RDB. Gesellschaft für Reaktorsicherheit, GRS-A-2749, Oktober 1999
- Schaaf, K. (1998): Uncertainty and Sensitivity Analysis of the Heat Transfer Mechanisms in the Lower Head; OECD/CSNI Workshop on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Garching March 3-6, 1998
- Sehgal, B.R., V.A. Bui, T.N. Dinh, J.A. Green, G. Kolb (1998a): SIMECO Experiments on In-Vessel Melt Pool Formation and Heat Transfer with and without a Metallic Layer. OECD/CSNI Workshop in In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Munich, March 03-06, 1998
- Sehgal, B.R., R.R. Nourgaliev, T.N. Dinh, A. Karbojian, J.A. Green, V.A. Bui (1998b): FOREVER Experiments on Thermal and Mechanical Behaviour of a Reactor Pressure Vessel during a Severe Accident. OECD/CSNI Workshop in In-Vessel Core Debris Retention and Coolability, Munich, March 03-06, 1998
- Sehgal, B.R., S.A. Theerthan, H.G. Willschütz, R.R. Nourgaliev, A. Karbojian (2000): Coupled Melt Pool Convection and Vessel Creep Failure: The FOREVER Program. Proceedings of the RASPLAV Seminar 2000, Munich, Germany, 14.-15. November 2000
- Sehgal, B.R., Nourgaliev, R.R., Dinh, T.N., Karbojian, A., *FOREVER experimental program on reactor pressure vessel creep behaviour and core debris retention*, Proceedings of the 15-th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-15), Seoul, Korea, August 15-20, 1999.
- Suh, K.Y., S.H. Chang, H.D. Kim, S.J. Oh, J.I. Lee (1999a): Severe Accident Research Activities in Korea: In-Vessel Retention of Molten Core Material; Transactions of 15th SMiRT Conference, Seoul, August 15-20, 1999; Vol XI P01/1

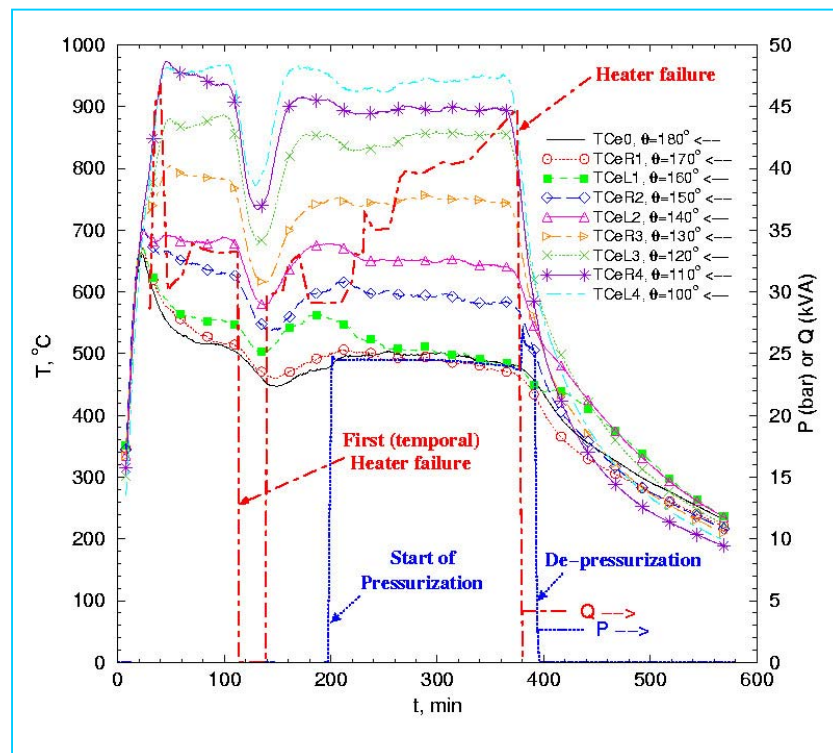
- Suh, K.Y., K.H. Kang, J.H. Kim, S.B. Kim, H.D. Kim, J.S. Cho, J.E. Chang (1999b): Thermal and Mechanical Behaviour of Hemispherical Vessel Lower Head; Transactions of 15th SMiRT Conference, Seoul, August 15-20, 1999; Vol XI P02/3
- Theofanous, T.G., C. Liu, S. Additon, S. Angelini, O. Kymäläinen, T. Salmassi (1997): In-vessel coolability and retention of a core melt. Nuclear Engineering and Design 169 (1997) pp. 1-48
- VDI (2002): VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, Neunte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2002.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B.R. Sehgal, and F.-P Weiss (2001): Coupled thermal structural analysis of LWR vessel creep failure experiments, NUCLEAR ENGINEERING AND DESIGN, vol 208, pp 265-282, 2001.

## 10.2 Eigene Arbeiten im Rahmen des Vorhabens

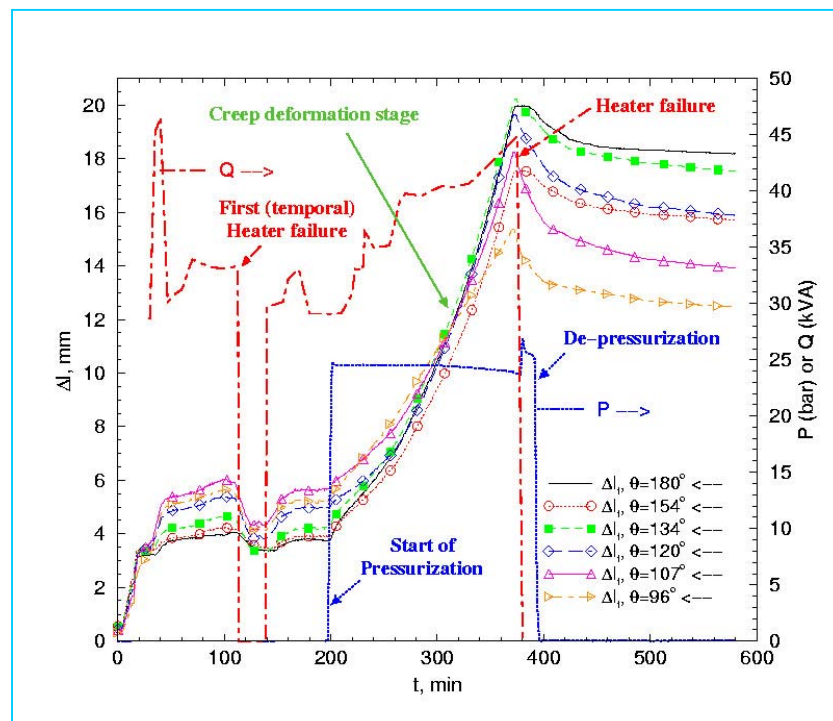
- Altstadt, E. and H.-G. Willschütz (2003a): Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum. Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf; FZR-370, ISSN 1437-322X, März 2003.
- Altstadt, E. and H.-G. Willschütz (2003b): Nachrechnung von mittelskaligen Experimenten zum Kriechbruchversagen von Druckbehältern. 2. Workshop "Kompetenzverbund Kerntechnik" vom 18. - 19. 09. 2002 in Köln, Tagungsband.
- Altstadt, E. and H.-G. Willschütz (2001): Pre-test Calculations for a Core Meltdown Experiment. Conference Proceedings on CD of the 19<sup>th</sup> CAD-FEM Users' Meeting, Potsdam, Germany, 17.-19. Oktober 2001.
- Willschuetz, H.-G. (2004): Simulation of Scaled Vessel Failure Experiments and Investigation of a Possible Vessel Support against Failure. NUCLEAR ENGINEERING AND DESIGN, Vol 228, Issues 1-3, March 2004, Pages 401-414.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B. R. Sehgal, and F.-P. Weiss (2003a): Post-Test Calculations of Medium Scaled Pressure Vessel Creep Failure Experiments. Proceedings of the ICAPP, Cordoba, Spain, May 4-7, 2003.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B. R. Sehgal, and F.-P. Weiss (2003b): FEM-Calculation of Different Creep-Tests with French and German RPV-Steels. Proceedings of 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, SMiRT 17, Prague, Czech Republic, August 17-22, 2003.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B. R. Sehgal, and F.-P. Weiss (2003c): Simulation of Creep Tests with French or German RPV-steel and investigation of a RPV-support against failure. ANNALS OF NUCLEAR ENERGY, vol 30, 10, pp 1033-1063.
- Willschuetz, H.-G. and E. Altstadt (2003): Post Test Calculation of Tube Creep Failure Experiments. Jahrestagung Kerntechnik 2003, Tagungsbericht S.141-146, Berlin, Germany, May 20-22, 2003.
- Willschuetz, H.-G. (2003): German Patent DE 100 41 778 C2, Abstützvorrichtung für Stahlbehälter.

- Willschuetz, H.-G. and E. Altstadt (2002): Generation of a High Temperature Material Data Base and its Application to Creep Tests with French or German RPV-steel. Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf; FZR-353, ISSN 1437-322X, August 2002.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B.R. Sehgal, and F.-P Weiss (2002a): Validation of a creep and plasticity model for French and German RPV-steel. OECD Meeting "OLHF Seminar 2002", Steering Committee for Nuclear Energy, Committee on the Safety of Nuclear Installations, Madrid, Spain, June 26-27, 2002.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, F.-P. Weiss, and B. R. Sehgal (2002b): Scaled Vessel Failure Experiment Analysis and Investigation of a Possible Vessel Support. Jahrestagung Kerntechnik 2002, Tagungsbericht S. 173-178, Stuttgart, Germany, May 14-16, 2002.
- Willschuetz, H.-G., E. Altstadt, B. R. Sehgal, and F.-P. Weiss (2002c): Analysis and insights about FE-Calculations of the EC-Forever-Experiments. Conference Proceedings on CD of the 10th International Conference on Nuclear Engineering, Arlington, Virginia, USA, April 14-18, 2002
- Willschuetz, H.-G.; E. Altstadt, B. R. Sehgal, and F.-P. Weiß (2002d): Simulation of Scaled Reactor Pressure Vessel Creep Failure Experiments. Paper to the participants of NUSIM 02, 11th annual Nuclear Societies Information Meeting, Dresden, Germany, March 13-15, 2002.
- Willschuetz, H.-G. (2002): German Patent DE 100 41 779 C1, Steuereinrichtung für einen Kühlkreislauf.

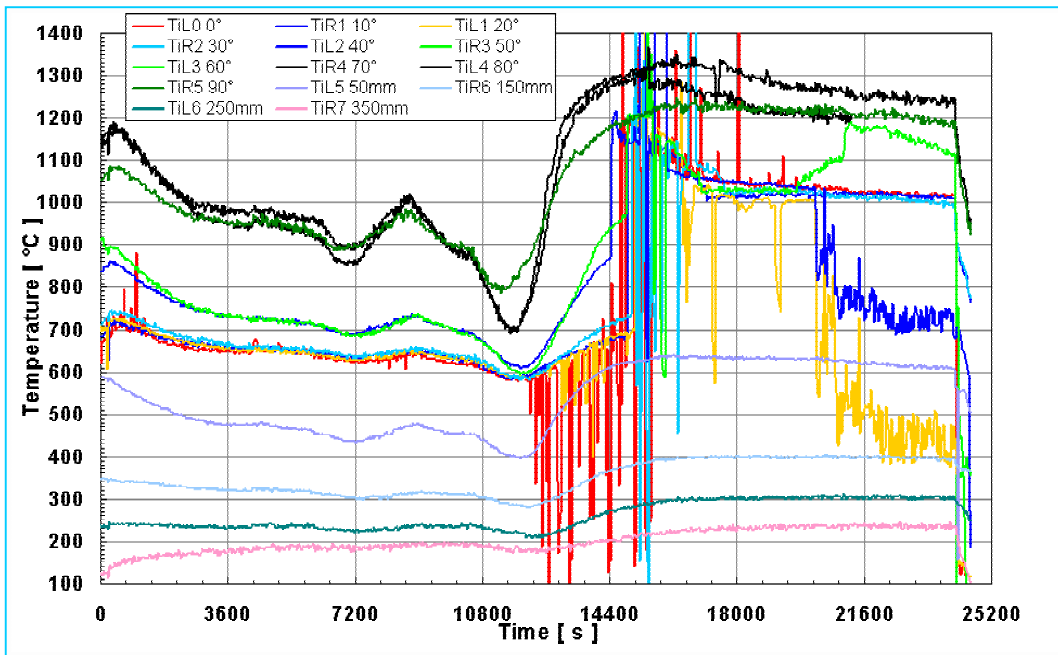
## Anhang A1: Bilder zu den FOREVER-Experimenten



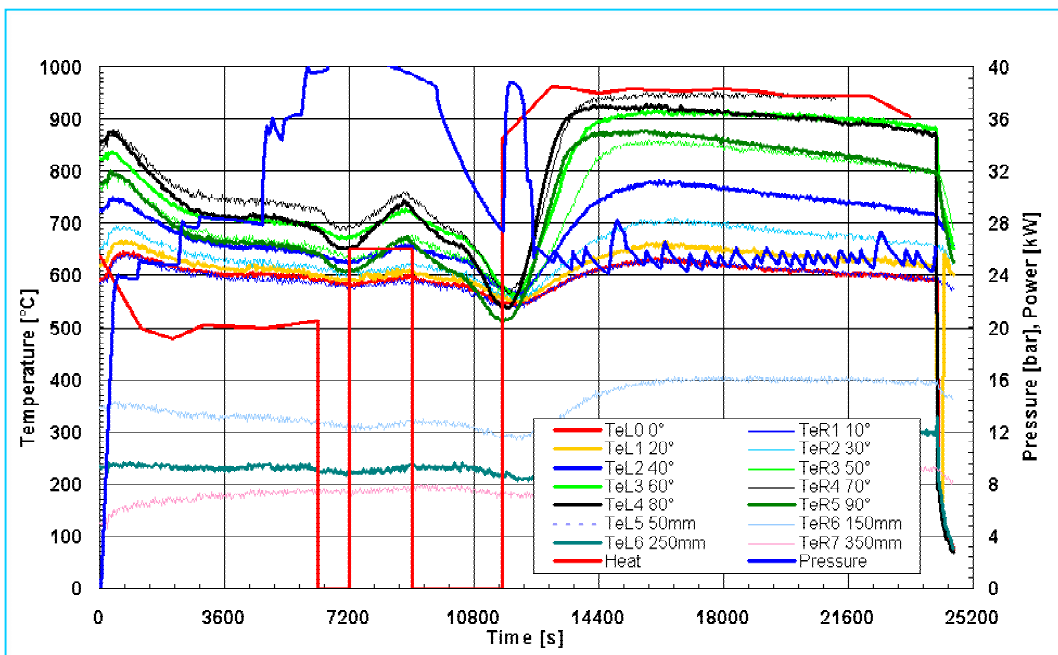
**Bild A 1:** Zeitlicher Verlauf der externen Wandtemperaturen; Experiment FOREVER-C2;  $180^\circ$ -Südpol



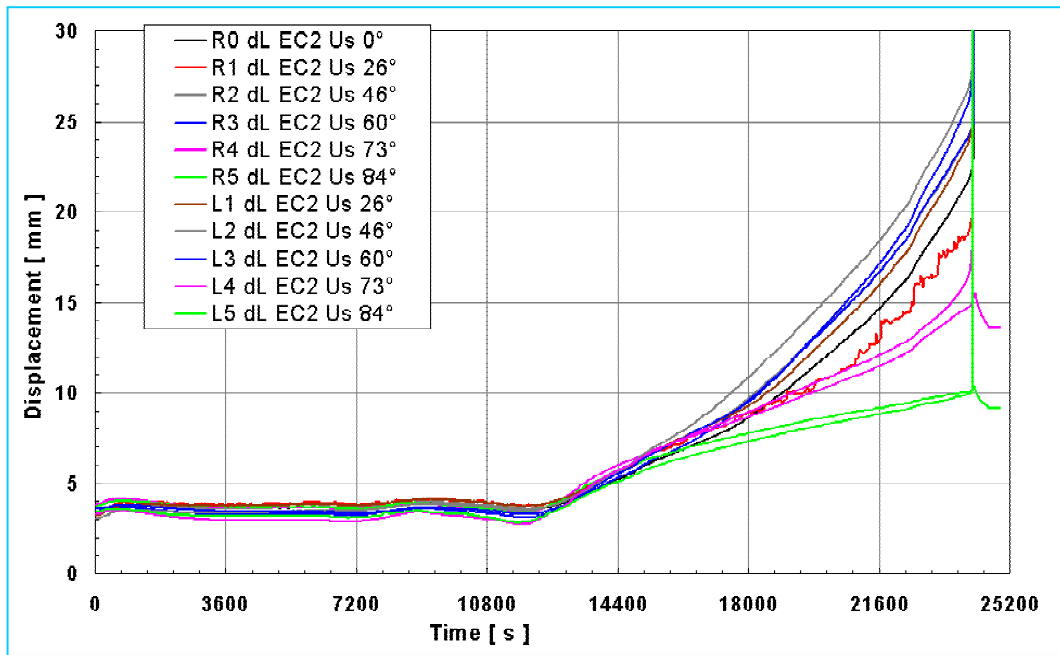
**Bild A 2:** Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen; Experiment FOREVER-C2;  $180^\circ$ -Südpol



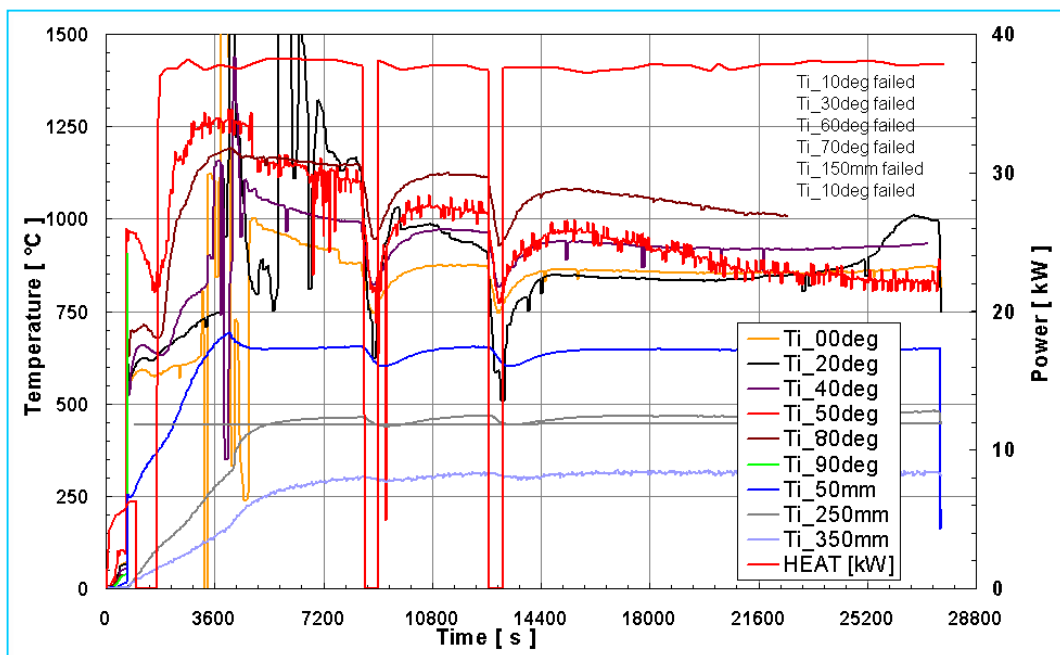
**Bild A 3:** Zeitlicher Verlauf der internen Temperaturen; Experiment FOREVER-EC2; 0°-Südpol



**Bild A 4:** Zeitlicher Verlauf der externen Wandtemperaturen; Experiment FOREVER-EC2; 0°-Südpol

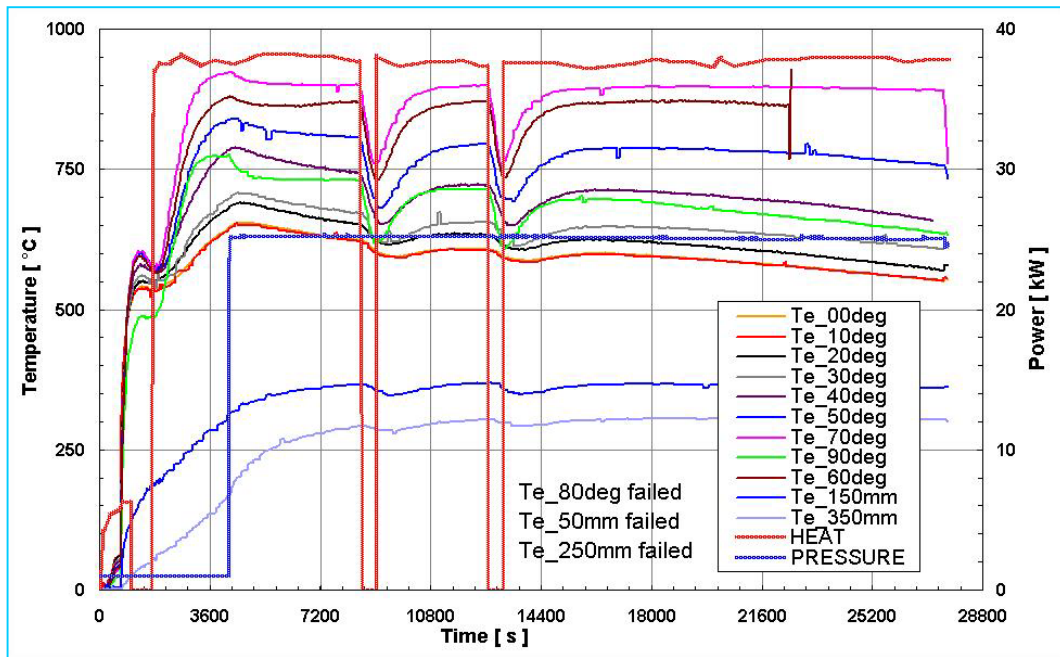


**Bild A 5:** Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen; Experiment FOREVER-EC2; 0°-Südpol

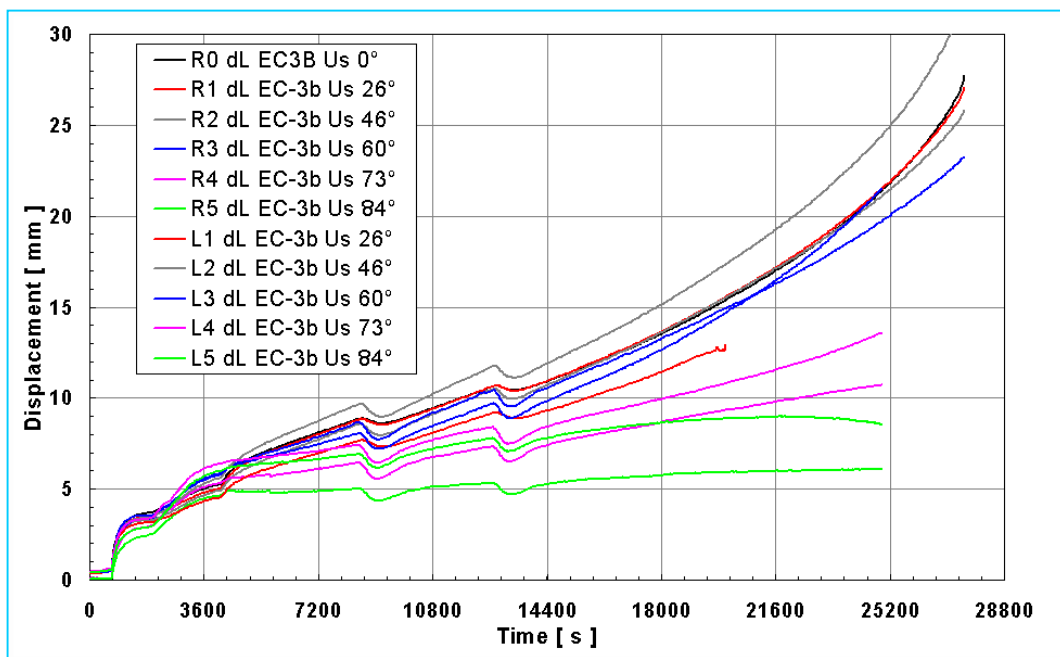


**Bild A 6:** Zeitlicher Verlauf der internen Temperaturen; Experiment FOREVER-EC3b; 0°-Südpol

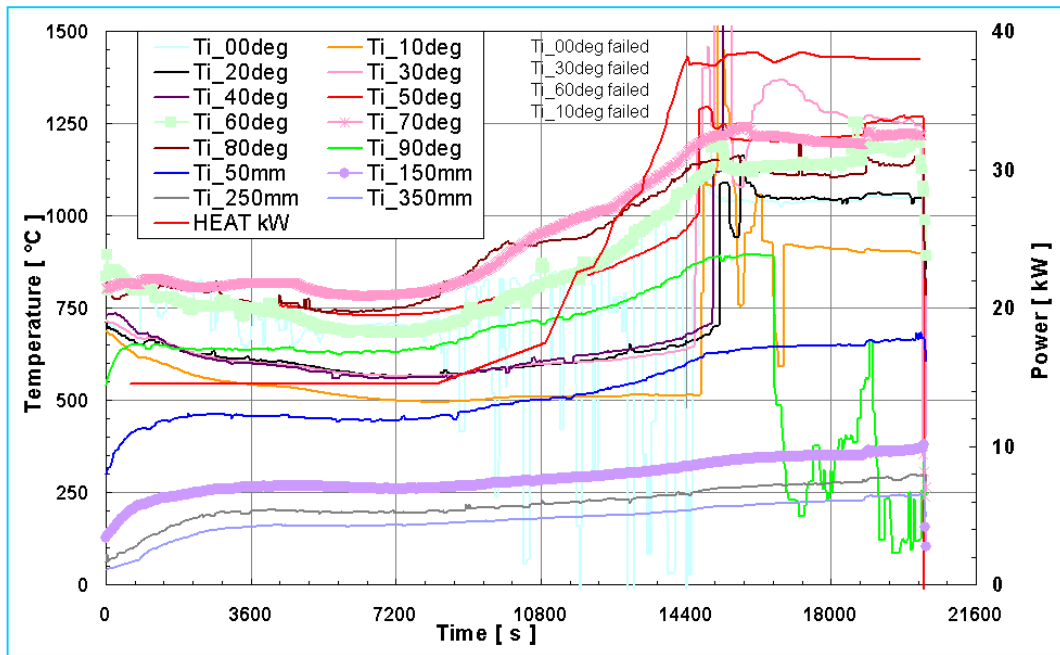




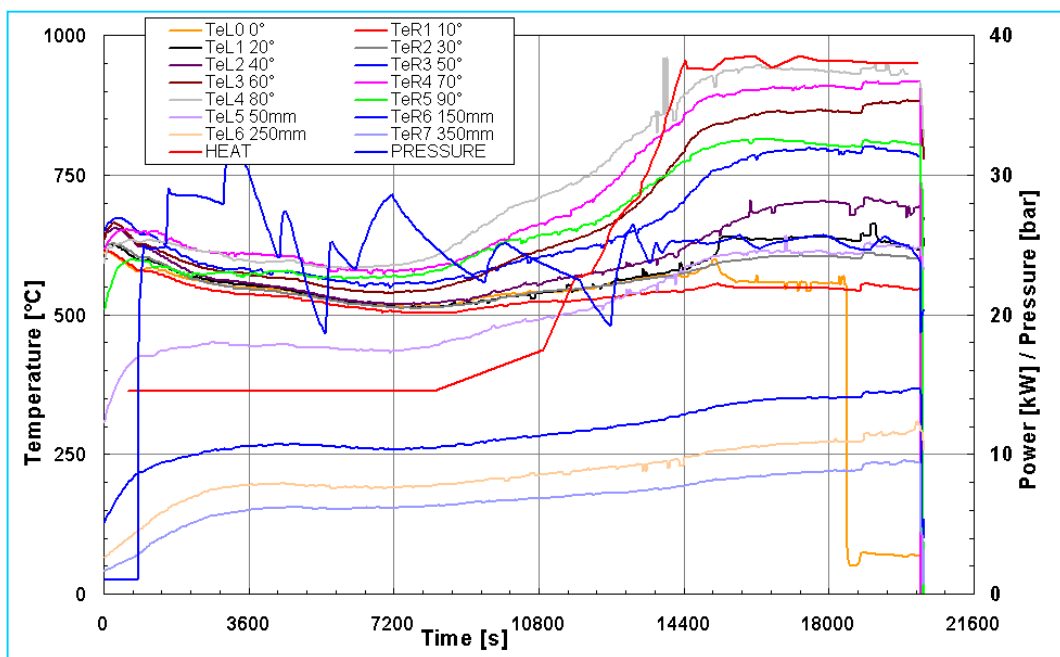
**Bild A 7:** Zeitlicher Verlauf der externen Wandtemperaturen; Experiment FOREVER-EC3b; 0°-Südpol



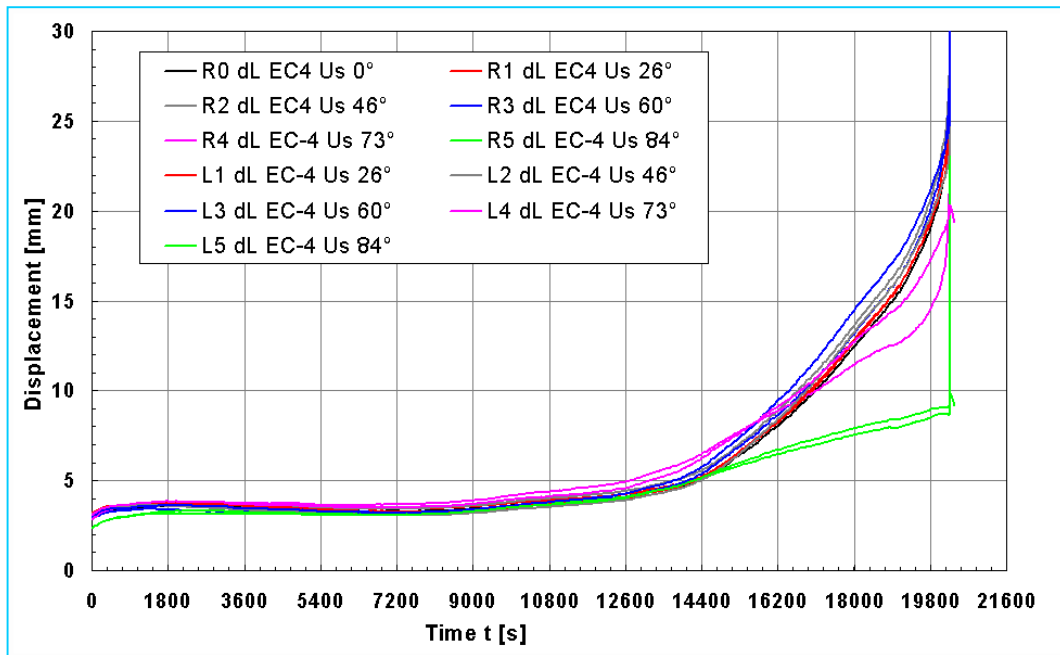
**Bild A 8:** Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen; Experiment FOREVER-EC3b; 0°-Südpol



**Bild A 9:** Zeitlicher Verlauf der internen Temperaturen; Experiment FOREVER-EC4; 0°-Südpol



**Bild A 10:** Zeitlicher Verlauf der externen Wandtemperaturen; Experiment FOREVER-EC4; 0°-Südpol



**Bild A 11:** Zeitlicher Verlauf der Verschiebungen; Experiment FOREVER-EC4; 0°-Südpol



Bild A 12: Proben von den Behältern der Experimente C1 bis EC5

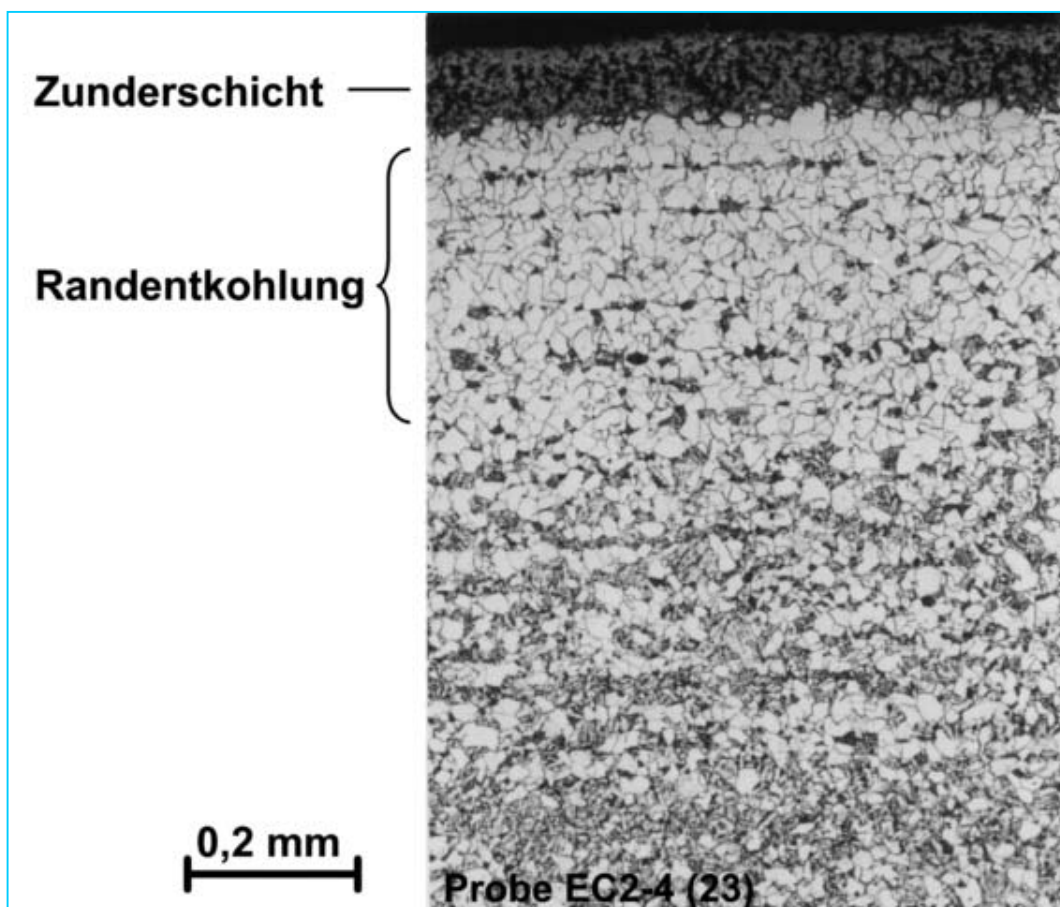
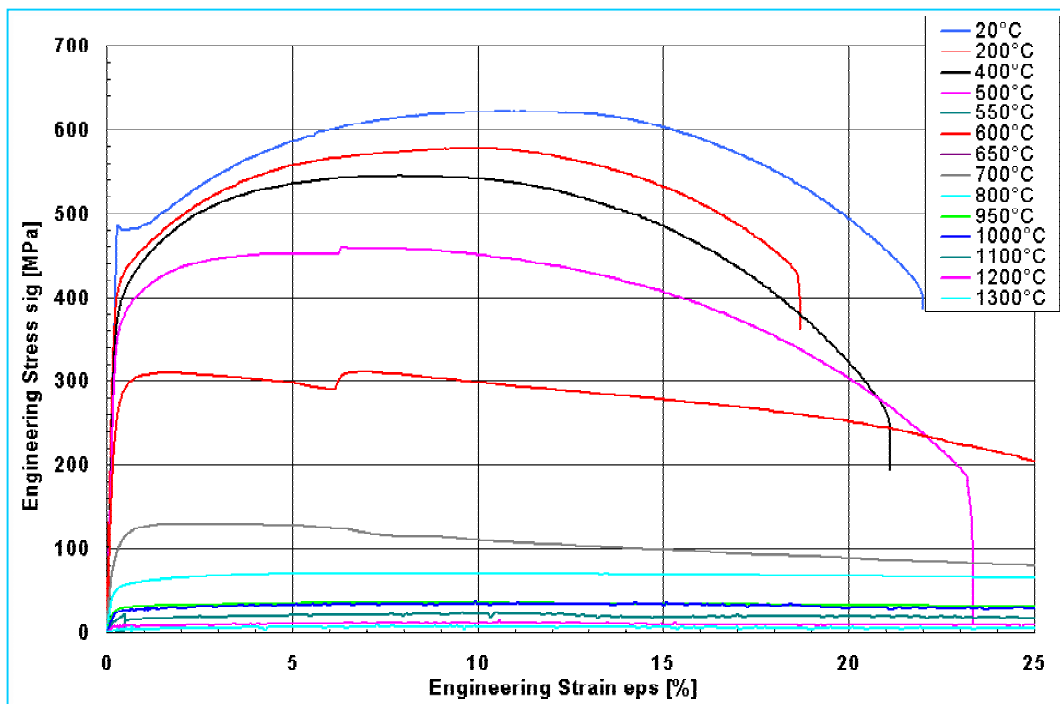
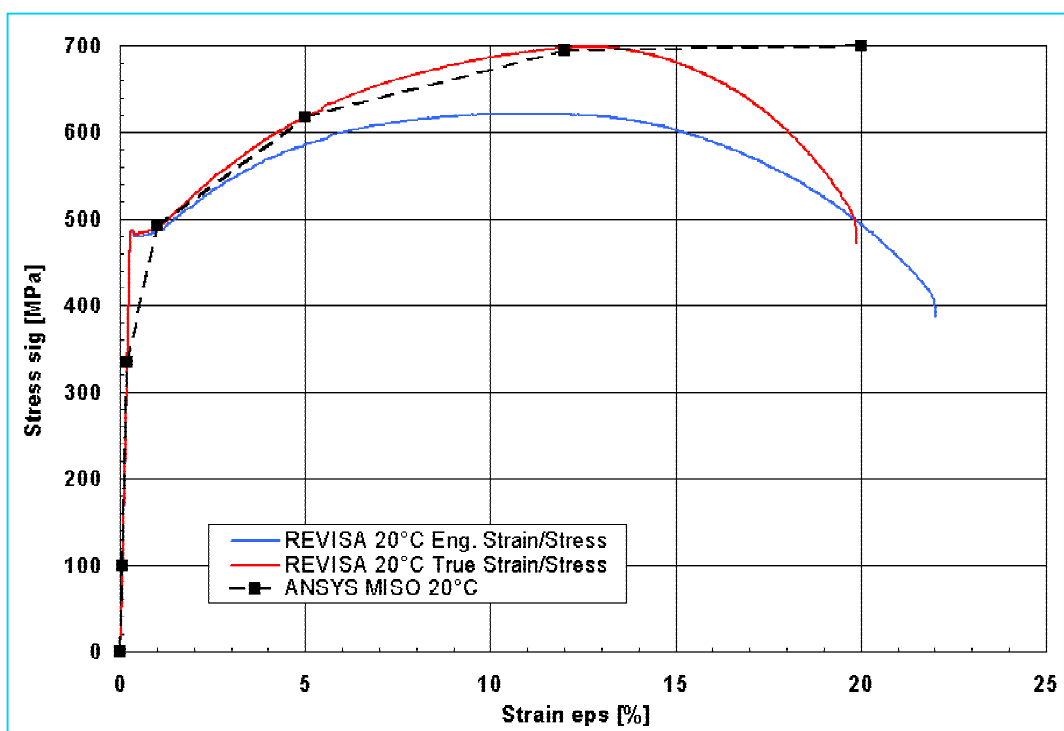


Bild A 13: Gefügeaufnahme einer Probe von EC2, äußerer Wandbereich

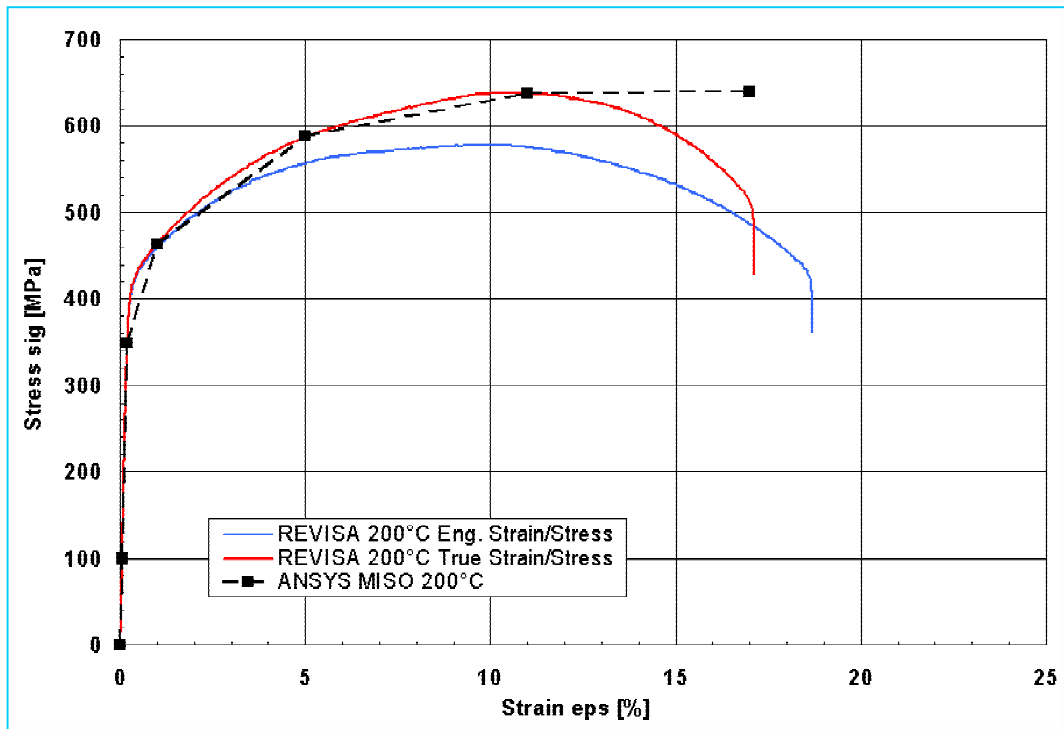
## Anhang A2: Bilder zur Materialdatenbasis



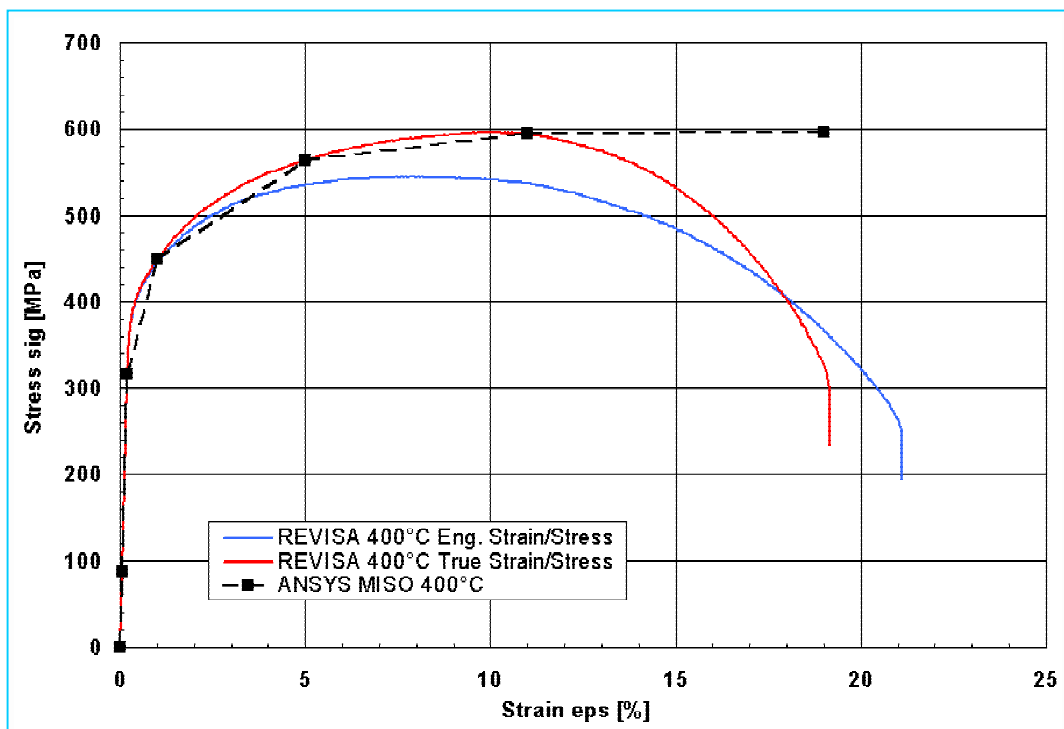
**Bild A 14:** Spannungs-Dehnungs-Kurven (Nominalwerte) des RDB-Stahls 16MND5 bei verschiedenen Temperaturen (CEA-Messung)



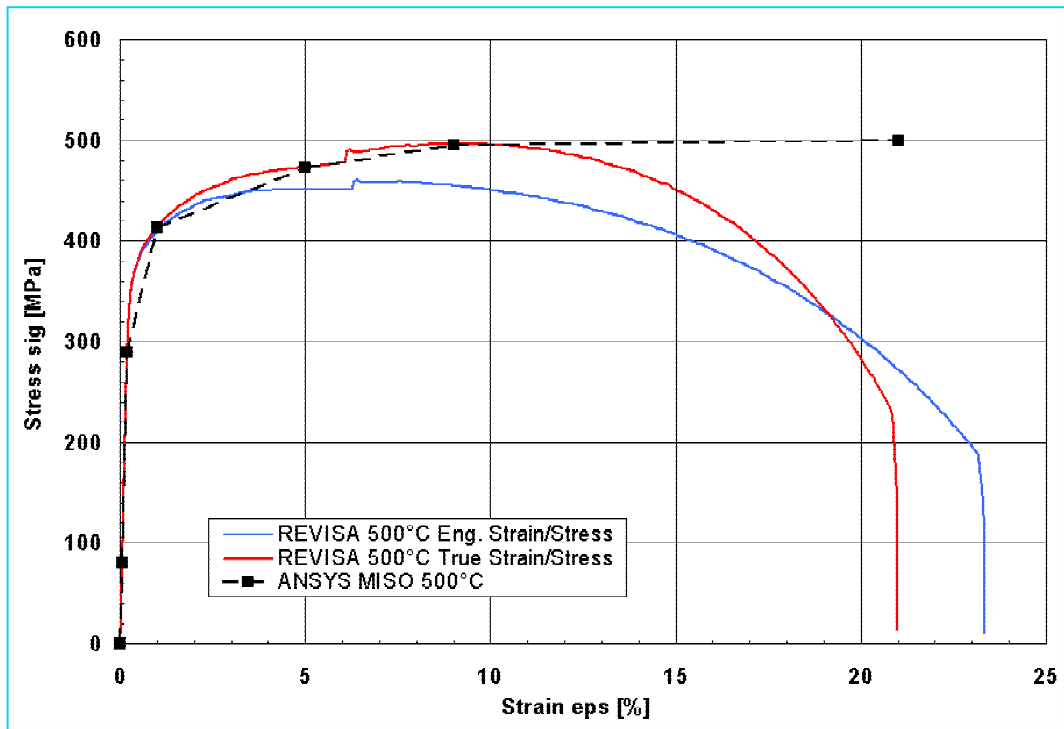
**Bild A 15:** Spannungs-Dehnungs-Kurven von 16MND5 bei 20 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS



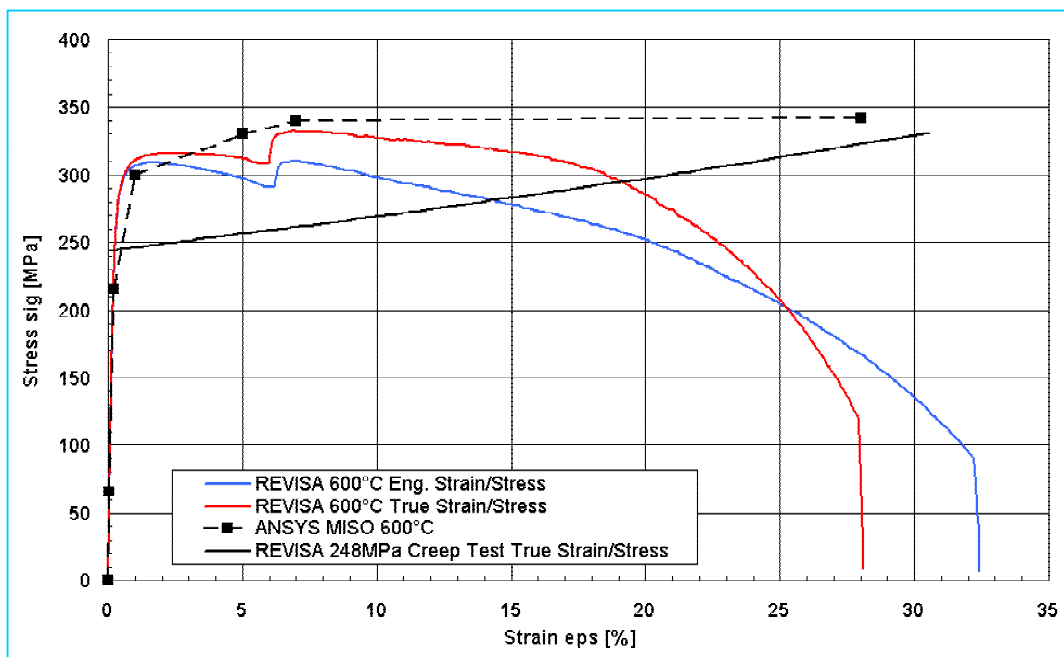
**Bild A 16:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 200 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS



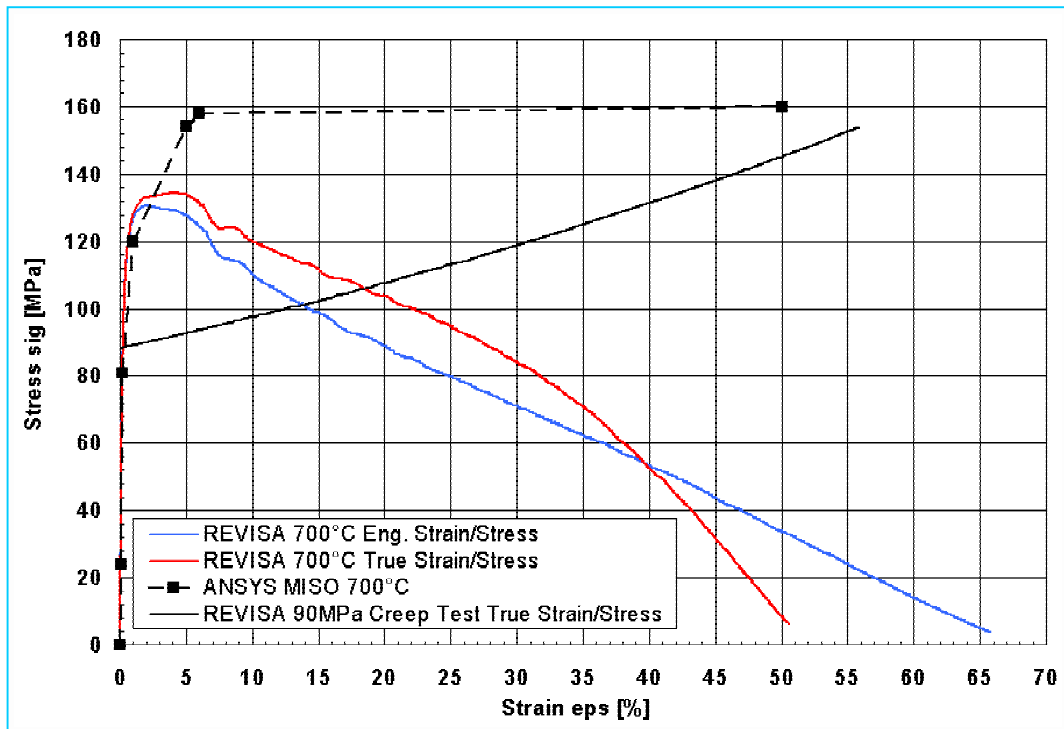
**Bild A 17:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 400 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS



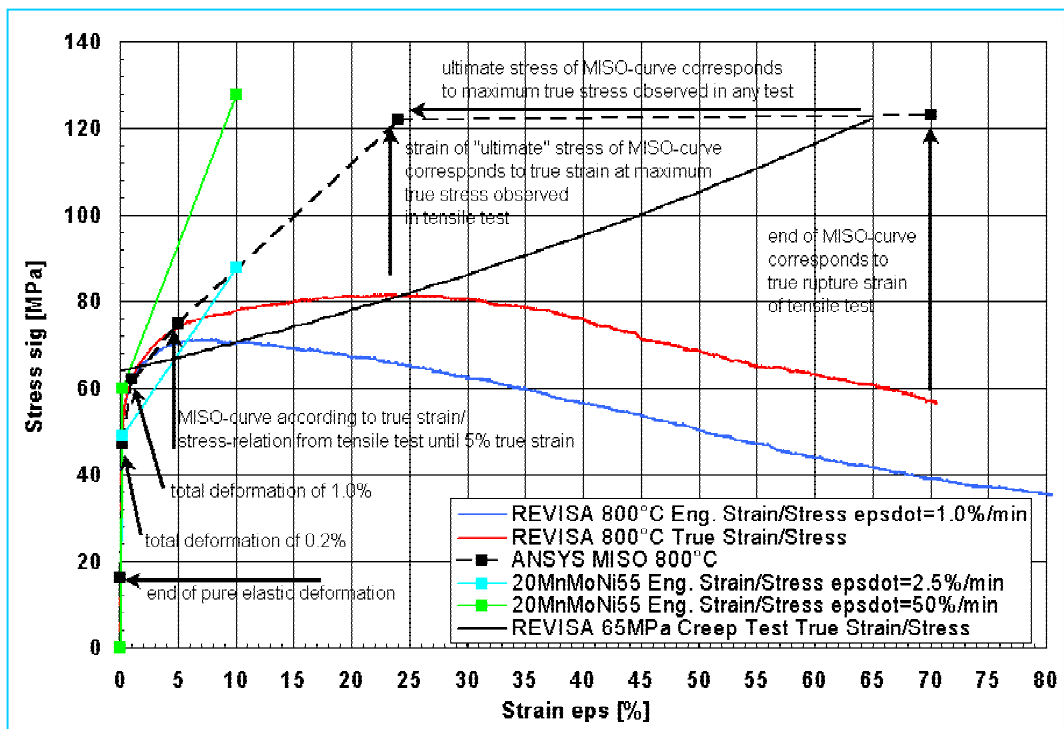
**Bild A 18:** Wahre Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 500 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS



**Bild A 19:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 600 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch

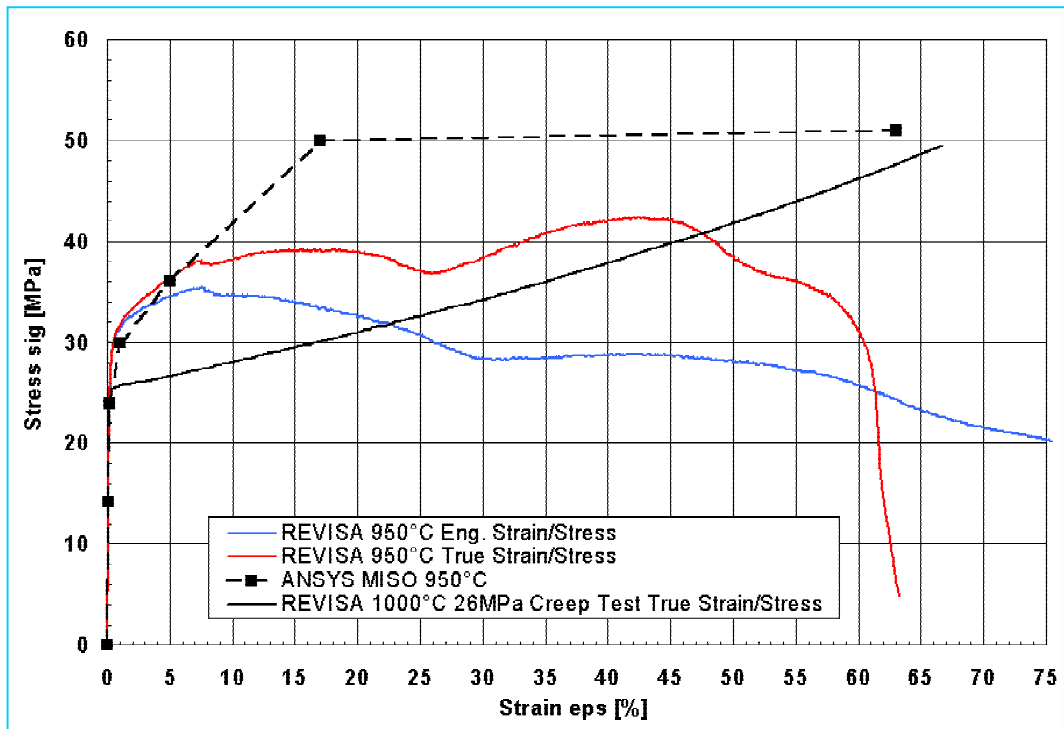


**Bild A 20:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 700 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch

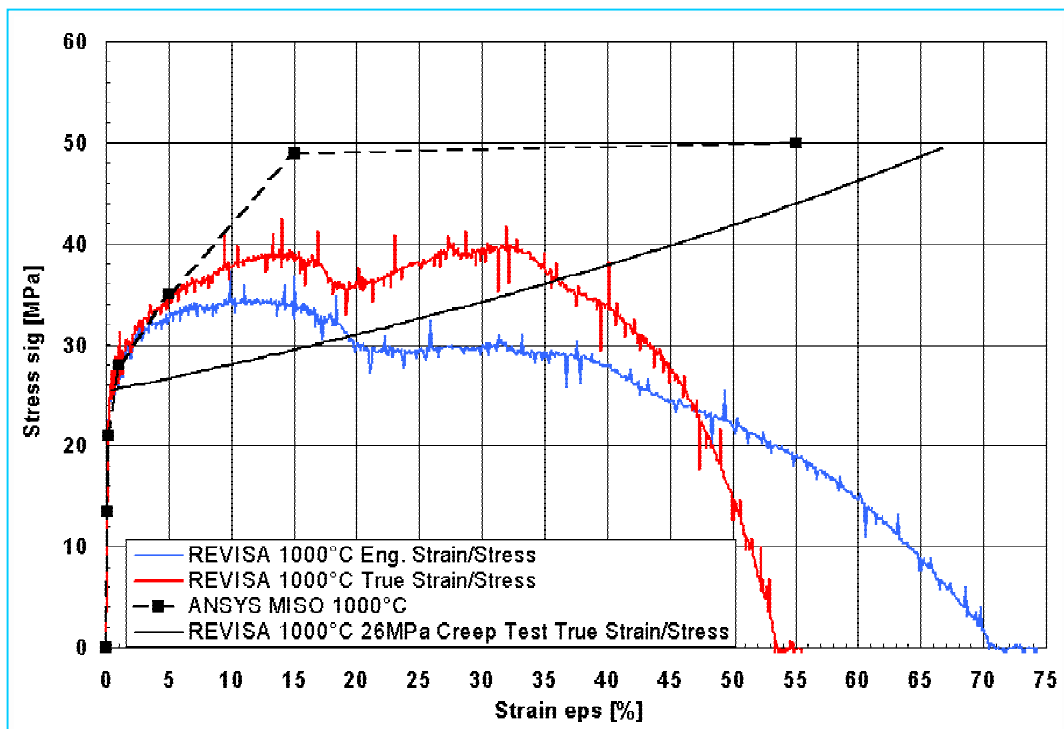


**Bild A 21:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 800 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch; vgl. Bild 4-2

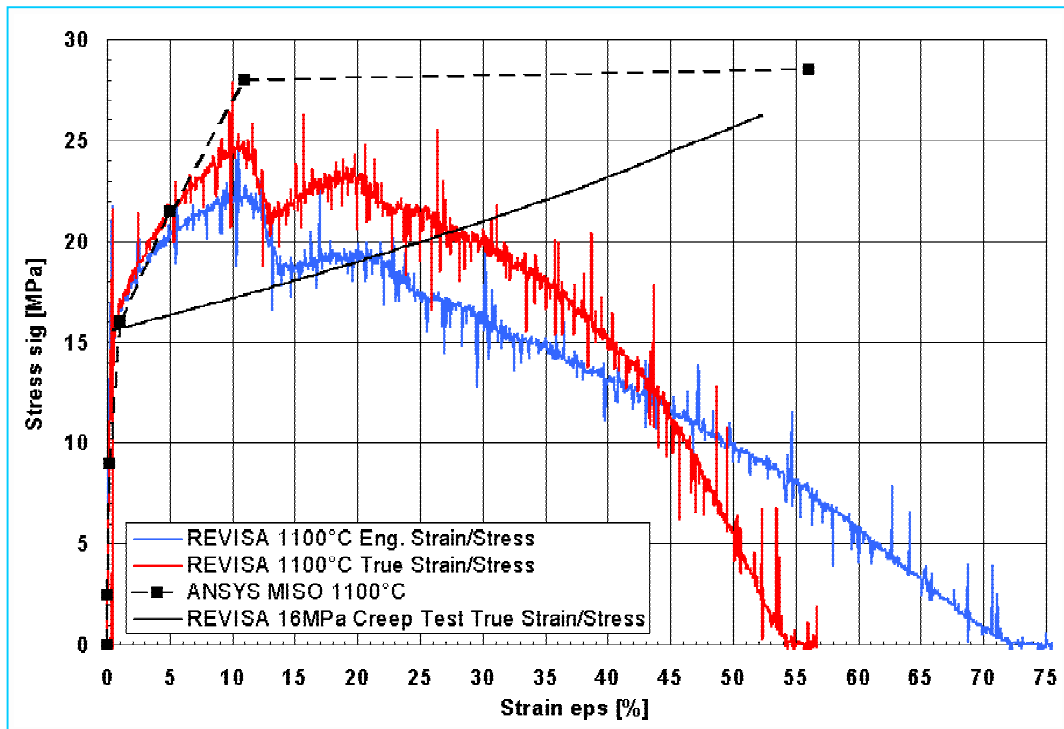




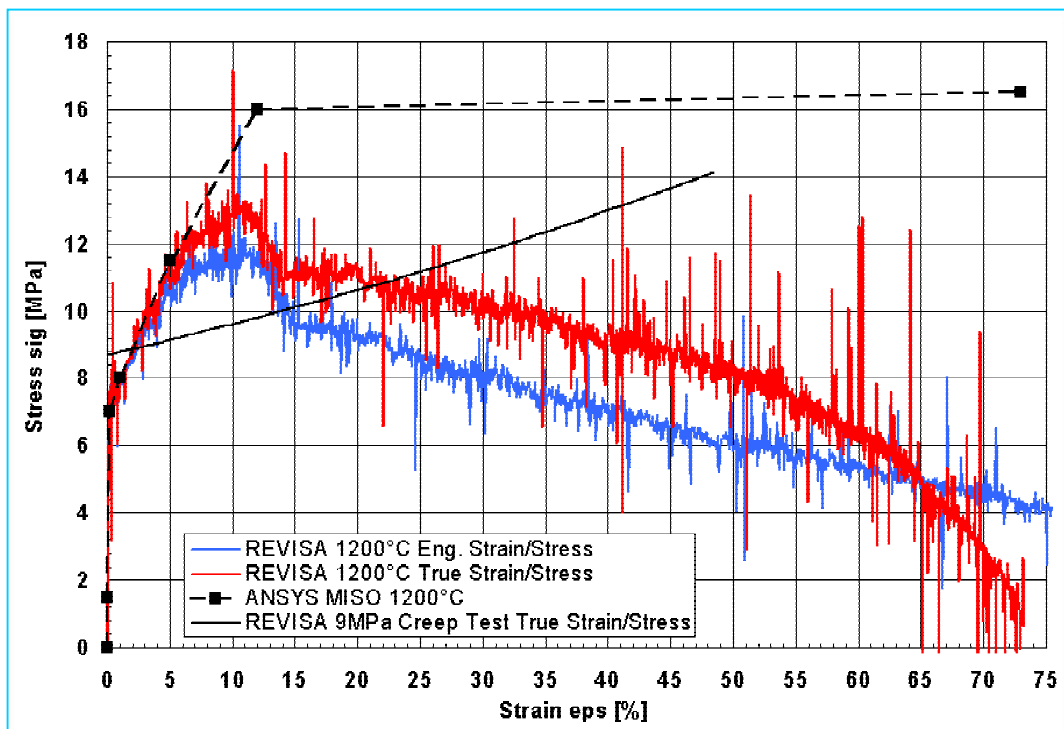
**Bild A 22:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 950 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch (1000 °C)



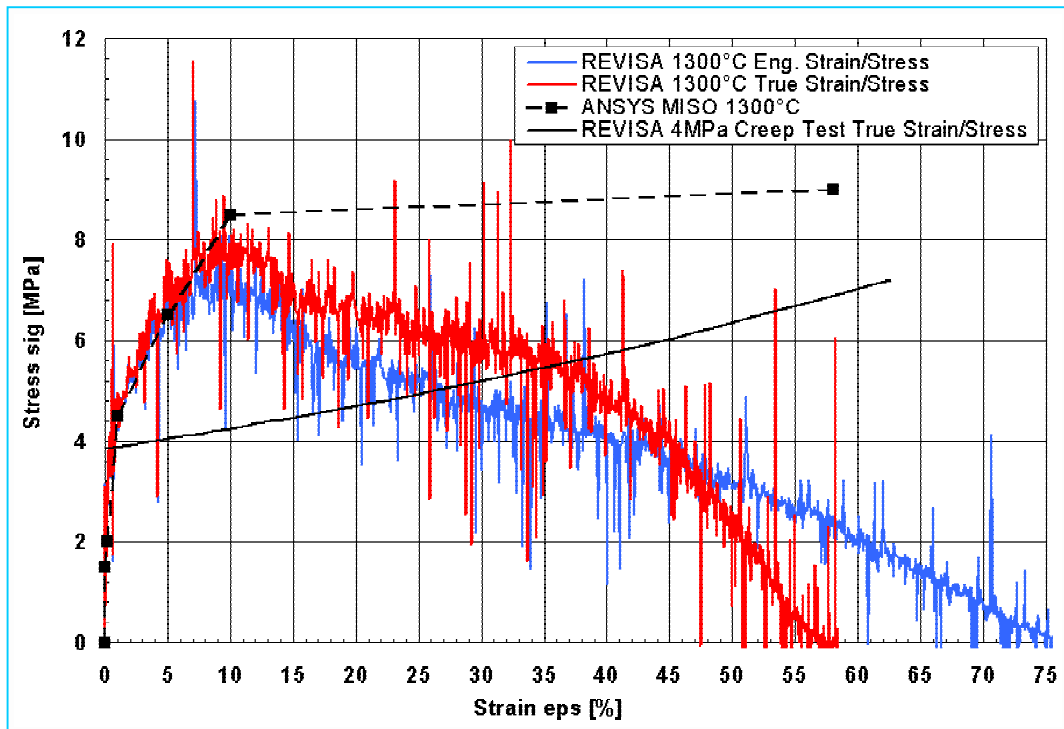
**Bild A 23:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 1000 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch



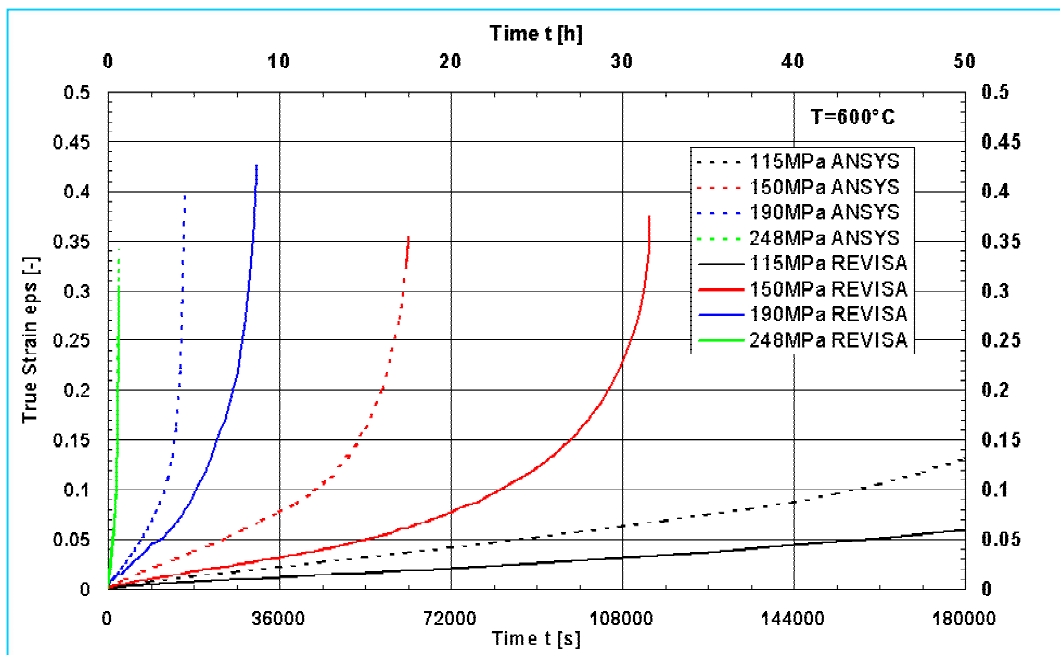
**Bild A 24:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 1100 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch



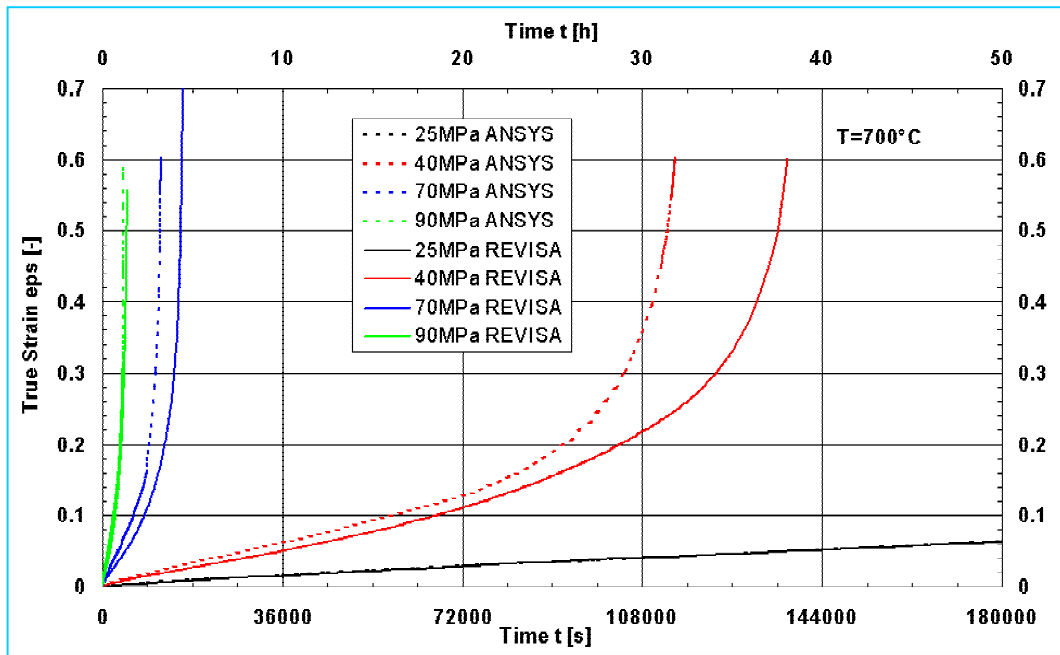
**Bild A 25:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 1200 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch



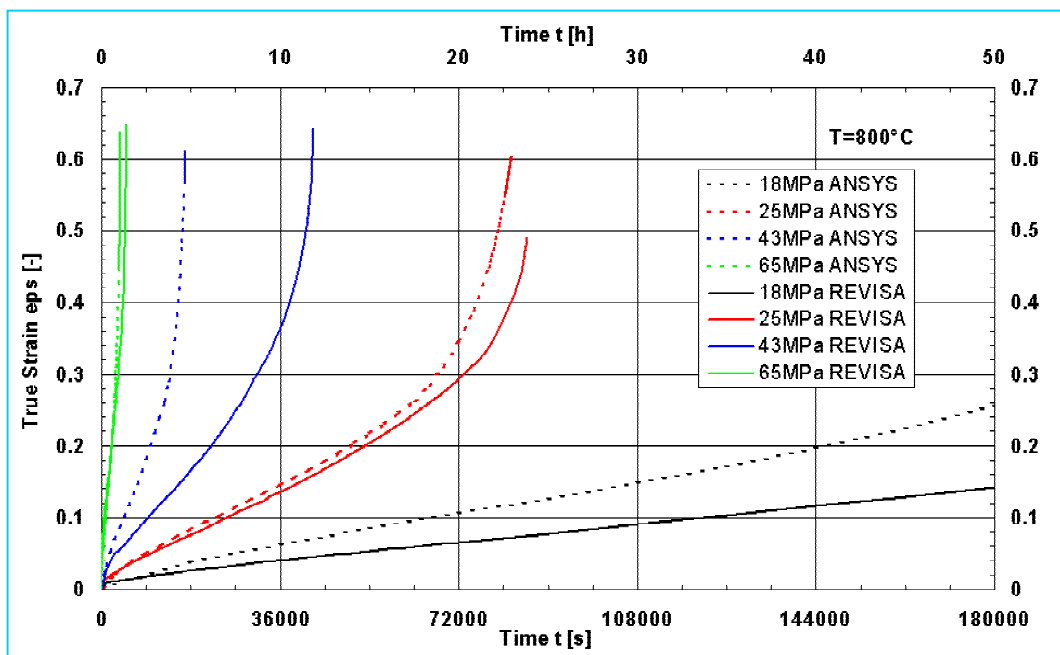
**Bild A 26:** Spannungs-Dehnungs-Kurve von 16MND5 bei 1300 °C; CEA-Messung und Modellierung in ANSYS (gestrichelt); schwarz: Werte aus dem Kriechversuch



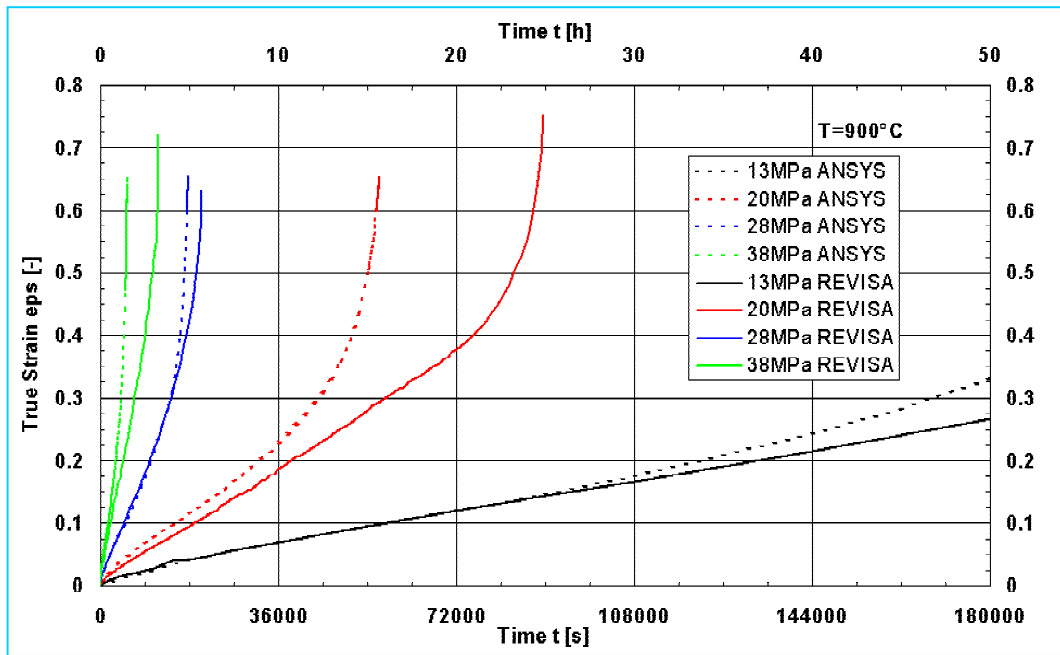
**Bild A 27:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 600\text{ °C}$



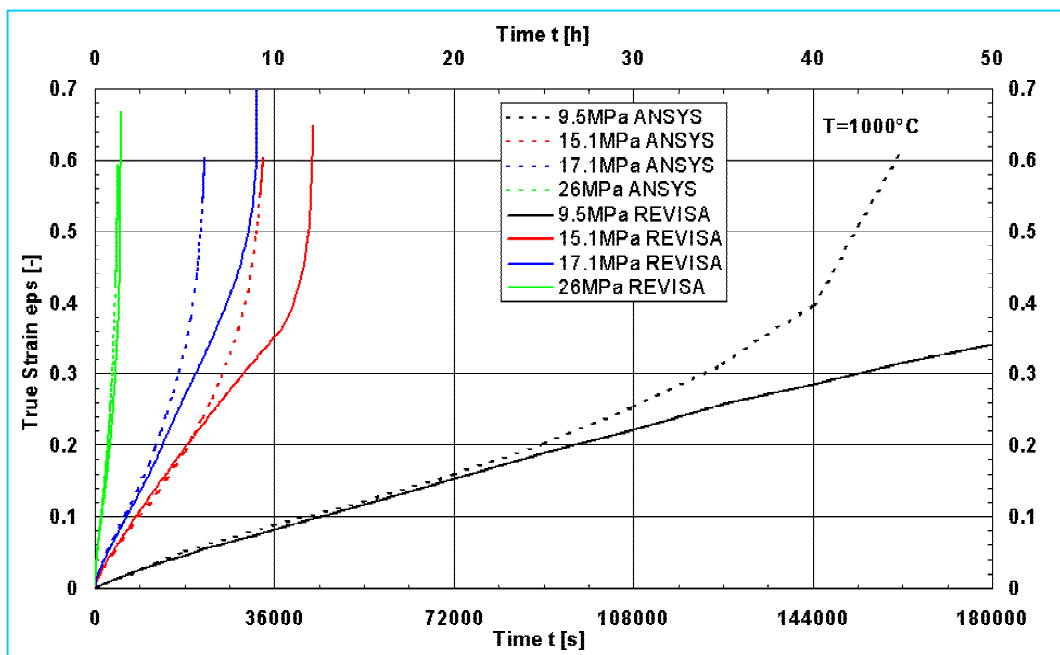
**Bild A 28:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 700^{\circ}\text{C}$



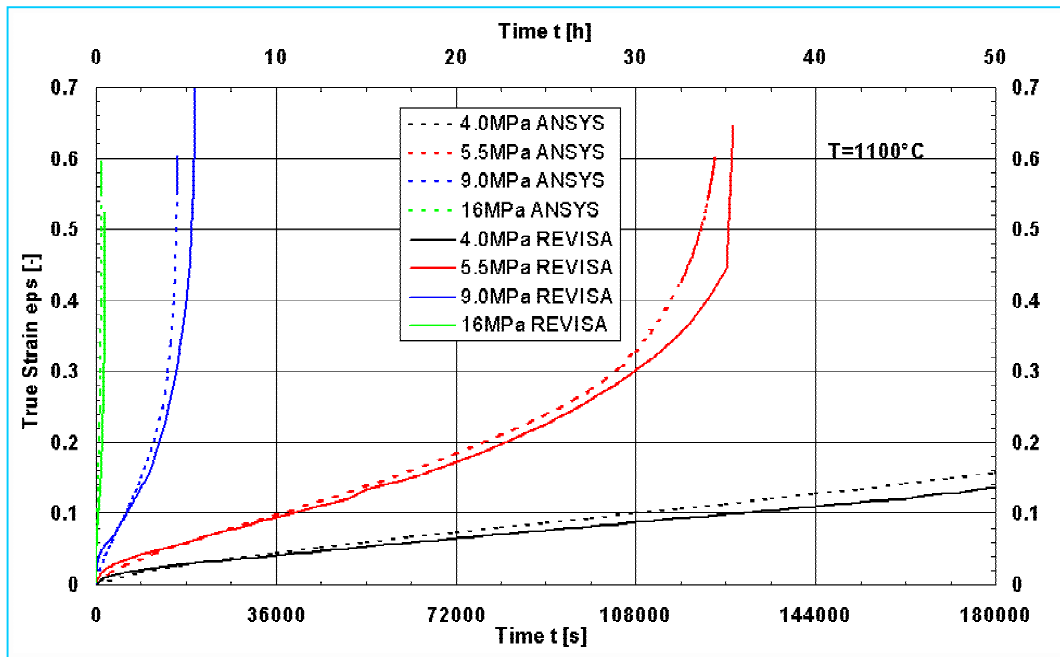
**Bild A 29:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 800^{\circ}\text{C}$



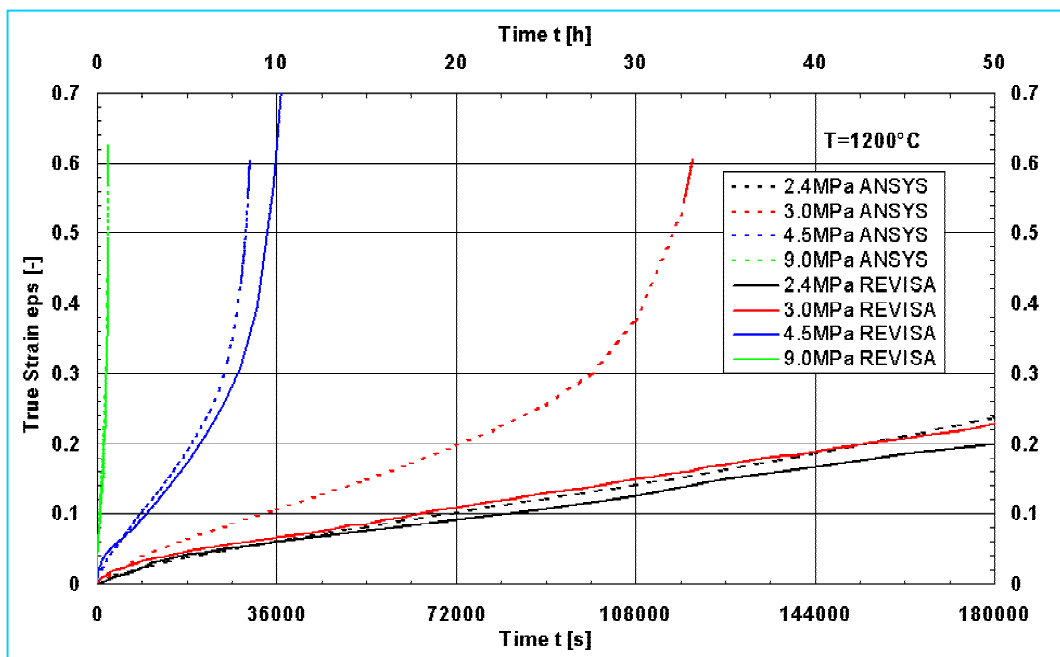
**Bild A 30:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 900\text{ }^{\circ}\text{C}$



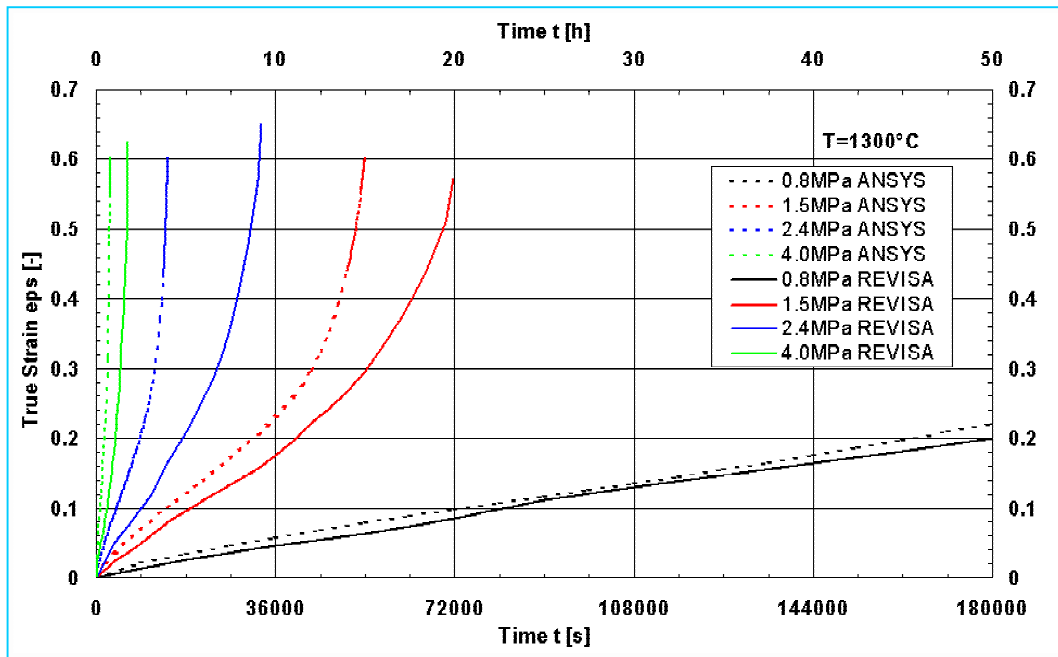
**Bild A 31:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$



**Bild A 32:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 1100\text{ }^{\circ}\text{C}$



**Bild A 33:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T= 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$



**Bild A 34:** Kriechversuche (CEA-Messung) und Simulation der Kriechversuche mit Kriechdatenbasis,  $T=1300^\circ\text{C}$