

Thermo-mechanische Finite-Elemente-Modellierung zur Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum

Thermo-mechanical finite element modelling of in-vessel melt retention after corium relocation into the lower plenum

Eberhard Altstadt, Martin Abendroth, Hans-Georg Willschütz

September 2008

Wissenschaftlich - Technische Berichte
FZD- 503 2008 · ISSN 1437-322X

Reaktorsicherheitsforschung
Vorhaben-Nr.: 1501279
Abschlussbericht

Reactor Safety Research
Project No.: 1501279
Final Report

WISSENSCHAFTLICH-TECHNISCHE BERICHTE



Forschungszentrum
Dresden Rossendorf

Wissenschaftlich-Technische Berichte
FZD-503
September 2008

Eberhard Altstadt, Martin Abendroth,
Hans-Georg Willschütz

**Thermo-mechanische Finite-Elemente-Modellierung zur
Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von
Corium in das untere Plenum
Thermo-mechanical finite element modelling of
in-vessel melt retention after
corium relocation into the lower plenum**

Reaktorsicherheitsforschung
Vorhaben-Nr.: 1501279
Abschlussbericht

Reactor Safety Research
Project No.: 1501279
Final Report



**Forschungszentrum
Dresden** Rossendorf



Abschlussbericht Final Report

**Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 1501279
Reactor Safety Research - project No.: 1501279**

Vorhabentitel:

Thermo-mechanische Finite-Elemente-Modellierung zur Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum

Project Title:

Thermo-mechanical finite element modelling of in-vessel melt retention after corium relocation into the lower plenum

Autoren / Author (s):

Eberhard Altstadt, Martin Abendroth und Hans-Georg Willschütz

Dienststelle des Autors / Performing Organisation:

Forschungszentrum Dresden - Rossendorf e. V.

Berichtsdatum / Publication Date: 30. September 2008

Berichts – Nr. / Report - No: FZD-503

Hinweis:

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie BMWi unter dem Förderkennzeichen 1501279 gefördert. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Das Forschungszentrum Dresden-Rossendorf e. V. und die Berichtsteller 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 ist es notwendig, mögliche Versagensformen des Reaktordruckbehälters sowie Versagenszeiträume zu untersuchen, um die Belastung für das Containment bestimmen zu können.

Vom Institut für Sicherheitsforschung des FZD wurden Finite-Elemente-Modelle erstellt, die sowohl die Temperaturfeldberechnung für die Wand als auch die elastoplastische Mechanik der Behälterwand beschreibt. Die thermischen und mechanischen Berechnungen sind gekoppelt. Das Modell ist in der Lage, Versagenszeit und Versagensposition eines Behälters mit beheiztem Schmelzpool zu berechnen. Es existieren Modelle für die Druckwasserreakortypen KONVOI und WWER-1000. Es wurden prototypische Szenarien mit und ohne externe Flutung des RDB untersucht, wobei die homogen und die segregierte Schmelzpoolkonfiguration betrachtet wurden. Zusätzlich wurde eine bruchmechanische Bewertung des Thermoschocks, der durch die externe Flutung entsteht, vorgenommen. Auf Grundlage der Experimente im Rahmen des ISTC-Projekts METCOR wurde außerdem die Auswirkung der thermochemischen Wechselwirkung zwischen Corium-Schmelze und RDB-Wand auf das Versagensverhalten des RDB untersucht. Das wichtigste Ergebnis ist, dass eine erfolgreiche Schmelzerückhaltung im RDB auch bei größeren Reaktoren möglich erscheint, wenn eine rechtzeitige Flutung der Reaktorgrube gelingt. Mittels einer statistischen Analyse wurden die Empfindlichkeiten von Ergebnissen gegenüber den Eingangsparametern und die Unsicherheiten der Ergebnisse quantifiziert.

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 FZD finite element models have been developed simulating the thermal processes and the viscoplastic behaviour of the vessel wall. The thermal hydraulic and the mechanical calculations are coupled. The model is capable of evaluating fracture time and fracture position of a vessel with an internally heated melt pool. Models exist for the pressurised water reactor types KONVOI and VVER-1000. Prototypic scenarios with and without external flooding were investigated with consideration of homogeneous and segregated melt pool configurations. Additionally a fracture mechanic evaluation of the thermal shock, originating from the external flooding, was performed. Based on the experimental results of the ISTC project METCOR, the effects of the thermal chemical interaction between corium melt and vessel steel were investigated in the IVR scenarios. An important result of the project is that a successful in-vessel melt retention seems to be possible even for large reactors if the reactor pit can be filled with water before the corium melt is relocated to the lower plenum. By means of statistical analysis the sensitivity of results against input parameter variations was studied. The uncertainty of results was quantified.

Inhalt

Kurzfassung.....	3
Abstract	4
Abkürzungen und Symbole.....	6
1 Einleitung	8
1.1 Aufgabenstellung	8
1.2 Arbeitsplan	9
1.3 Stand von Wissenschaft und Technik	10
2 Temperaturfeldberechnung.....	18
2.1 Das Modell der effektiven Wärmeleitfähigkeit	18
2.2 Das Modell der effektiven Konvektivität	24
2.3 Analytische Berechnung der Wärmestromdichten	28
2.4 Wärmeübergang an der RDB-Außenwand bei externer Flutung.....	33
2.5 Wärmestrahlung und Konvektion an freien Oberflächen.....	34
2.6 Thermische Materialeigenschaften	35
2.7 Thermochemische Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Behälterwand	37
3 Strukturmechanische Modellierung.....	41
3.1 Belastungen	41
3.2 Elastisch-viskoplastische Materialeigenschaften	41
3.3 Modellierung der Materialschädigung	42
4 Finite-Elemente-Modelle	44
5 Betrachtung von prototypischen Szenarien.....	49
5.1 Szenarien für den Reaktortyp KONVOI	49
5.2 Szenarien für den Reaktortyp WWER-1000.....	66
6 Statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse.....	82
6.1 Eingangparameter.....	83
6.2 Ausgangsparameter.....	84
6.3 Ergebnisse	84
7 Zusammenfassung	93
8 Literatur.....	96
8.1 Referenzen aus der Fachliteratur.....	96
8.2 Eigene für das Vorhaben relevante Arbeiten	100
Anhang A1: ANSYS-Report zur statistischen Analyse	103

Abkürzungen und Symbole

Abkürzungen

APDL	ANSYS parametric design language (Macro language)
BE	Brennelement
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
CDB	Creep Data Base
CEA	Commissariat À L'Énergie Atomique
CFD	Computational Fluid Dynamics
DWR	Druckwasserreaktor
ECCM	Effective convection conduction model
ECM	Effective Convectivity model
FE	Finite Element
FOREVER	Failure Of REactor VEssel Retention
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit
ISTC	International Science and Technology Center
IVR	In vessel retention (Schmelzerückhaltung im RDB)
KTH	Königlich Technische Hochschule Stockholm
LHF	Lower Head Failure
LWR	Leichtwasserreaktor (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
RT	Raumtemperatur
PWR	Pressure Water Reactor
SBLOCA	Small break loss of coolant accident
SUSA	Statistical uncertainty and sensitivity analysis
UPF	User Programmable Feature
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WEZ	Wärmeeinflusszone

Lateinische Symbole

a	Temperaturleitfähigkeit
C_n	Oxidationsgrad von Corium
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

Griechische Symbole

α	Wärmeübergangszahl
β	Volumetrischer Ausdehnungskoeffizient
ε	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
$\Delta\varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{pl}}$	Inkrement der plastischen Vergleichsdehnung
ρ	Dichte
κ	plastische Arbeit
λ	Wärmeleitzahl
ν	Querdehnungszahl oder kinematische Viskosität
σ	mechanische Spannung
σ_{eqv}	von-Mises Vergleichsspannung
σ_{h}	hydrostatische Spannung
σ_{Y}	Fließspannung
σ_{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.

Ziel des Vorhabens ist die Simulation von Störfallverläufen nach dem Abschmelzen des Kerns und Verlagerung der Coriumschmelze in die Bodenkalotte eines RDB. 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. Vom Institut für Sicherheitsforschung des FZD werden Finite-Elemente-Modelle erstellt, die sowohl die Temperaturfeldberechnung für die Wand als auch die elasto-plastische Mechanik der Behälterwand realisieren. 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. Diese Vorgehensweise wurde im Rahmen des Vorhabens 1501254 auf die an der KTH Stockholm durchgeführten FOREVER-Experimente angewendet [Altstadt und Willschütz 2005a]. Schwerpunkt im vorliegenden Projekt ist die prototypische LWR-Geometrie mit Berücksichtigung der Wechselwirkung von Corium und RDB-Wand und das damit verbundene Abschmelzen der RDB-Wand, der thermomechanischen Beanspruchung der RDB-Wand bei Flutung der Reaktorgrube sowie der Strahlungswärme, die von der Oberfläche des Schmelzepools herrührt.

Mittelfristig wird eine Einbindung der gewonnenen Erkenntnisse in den Systemcode für schwere Störfälle, ATHLET-CD, angestrebt.

1.2 Arbeitsplan

Das Vorhaben umfasst die folgenden Arbeitsschwerpunkte:

Entwicklung eines thermofluidodynamischen FE-Modells: Der RDB eines LWR und die erstarrte oder flüssige Schmelze werden mit thermischen Elementen modelliert, um die Temperaturverteilung in einer Metall-Oxid-Schmelze sowie den Wärmeübergang in die Behälterwand zu berechnen. Die Schmelze kann je nach betrachtetem Szenarium einphasig (reine Oxidschmelze, bzw. Oxid und Metall homogen vermischt) oder zweiphasig (Metall- und Oxidphase segregiert) sein. Das ECC-Modell (Effective Conductivity Convectivity) ist für die Temperaturfeldberechnung anzuwenden und mit dem Modell der effektiven Konvektivität (ECM) zu vergleichen. Im ECC-Modell werden thermische Elemente verwendet (reine Wärmeleitung), und die Konvektionsbewegung im Schmelzepool wird durch anisotrope effektive Wärmeleitfähigkeiten beschrieben. Weiterhin werden analytische Modelle herangezogen.

Modellierung und Verifizierung der Wechselwirkung zwischen Schmelze und RDB: Im thermischen Modell ist auch die Ablation der RDB-Wand zu berücksichtigen, die sich durch die thermochemische Wechselwirkung mit der Schmelze ergibt. Dazu werden auf der Grundlage der experimentellen Ergebnisse aus dem ISTC-Projekt METCOR Korrosionsraten für die RDB-Wand ermittelt und in das thermische FE-Modell integriert.

Strukturmechanische FE-Simulation mit Berücksichtigung von Kriechen und Materialschädigung: Der RDB 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. Bei der Modellierung wird auch die Materialschädigung infolge der viskoplastischen Dehnung berücksichtigt. Die Umsetzung der Material- und Schädigungsmodelle erfolgt mit Fortran-Routinen, deren Einbindung in den FE-Code über Nutzerschnittstellen realisiert wird. Elemente, die einen Schädigungsgrad von eins erreicht haben, werden als nicht mehr tragend betrachtet und für den weiteren Verlauf der Berechnung deaktiviert. Das mechanische Modell und das thermische Modell sind sequentiell und rekursiv zu koppeln.

Betrachtung von prototypischen Szenarien: Es werden vier Szenarien analysiert. Dabei wird einerseits die Konfiguration des Schmelzepools variiert: ein Schmelzepool mit homogener Coriumschmelze und ein Schmelzepool mit zweiphasiger segregier-

ter Schmelze (Metallphase oben, Oxidphase unten). Für beide Konfigurationen wird jeweils ein Szenarium mit und ohne Flutung der Reaktorgrube betrachtet. Dabei werden die Versagenszeiten und die Versagenspositionen verglichen.

Statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse: Nach der Fertigstellung der Modelle und der Analyse der prototypischen Szenarien schließt sich die statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse an. Es ist ein entsprechendes Programm für den FE-Code ANSYS zu entwickeln, welches die Statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse an Hand eines ausgewählten Szenariums durchführt.

1.3 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.

1.3.1 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 [Asmolv 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.

1.3.2 Numerische Simulation der Thermofluidynamik von Schmelzen und der Schmelze-Kühlmittel-Wechselwirkung

Die numerische Simulation der Thermofluidynamik 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 Thermofluiddynamik 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 grob 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 ATHLET-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 theoretische Modellansätze wurden entwickelt und in COCOSYS integriert.

In [Kersting, Löffler et al. 1998] wird ein sehr ausführlicher Überblick zu den Szenarien schwerer Störfälle bei SWR gegeben. Diese Arbeit umfasst einen deterministischen und einen probabilistischen Teil. Im deterministischen Teil werden die Problemkreise Kernschmelze und Schmelzeverlagerung im RDB, Wasserstoffherzeugung, -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.

1.3.3 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, Borovkova et al. 1995, Schaaf et al. 1999]. Die Schwierigkeit dabei besteht darin, dass ein ein-

zelner Kriechversuch bei konstanter Temperatur und in der Regel konstanter nominaler 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.

1.3.4 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 Thermiterschmelze 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.

Bei den FOREVER-Experimenten konnte das Entstehen eines Spalts zwischen Behälterwand und Schmelzkruste in den Experimenten und Berechnungen nicht nachgewiesen werden [Altstadt und Willschütz 2005a].

2 Temperaturfeldberechnung

2.1 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-Convectivity-Conductivity-Model) entwickeln. Dazu werden die in Bild 2-1 dargestellten Vorgänge und Zusammenhänge in einem hemisphärischen Schmelzesee analysiert.

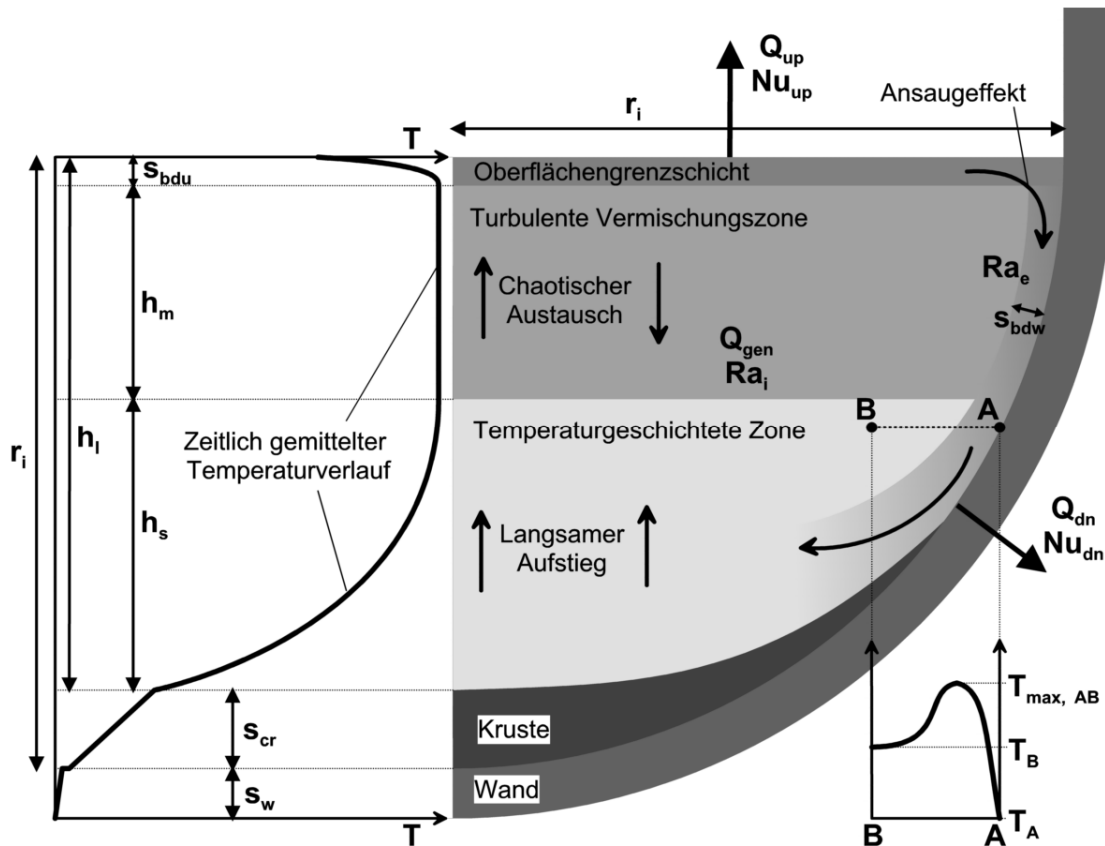


Bild 2-1: Prinzipskizze eines hemisphärischen Schmelzepools mit inneren Wärmequellen in einer Bodenkalotte und Wärmeabgabe über sämtliche Oberflächen und Berandungen

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:

$$s_{bdu} = \frac{h_l}{Nu_{up}} \quad \text{GI 2-1}$$

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

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

bestimmt, während die Rayleigh-Zahl nach

$$Ra_i = \frac{g\beta q_v H^5}{\nu a \lambda} \quad \text{GI 2-3}$$

mit h_l als charakteristischer Höhe (H) bestimmt wird. Die sich hieraus ergebenden theoretischen Grenzschichtdicken betragen im Falle der FOREVER-Anordnung etwa 2.5 mm [Altstadt und Willschütz 2005a] 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:

$$\lambda_{um} = \lambda_0(T) \cdot Nu_{up} \quad \text{GI 2-4}$$

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:

$$h_m = 0.35 \cdot h_l \quad \text{GI 2-5}$$

Unterhalb der turbulenten Vermischungszone befindet sich die temperaturgeschichtete Zone, die durch einen annähernd parabolischen Temperaturverlauf in vertikaler Richtung gekennzeichnet ist (vgl. Bild 2-1). 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 fluiddynamischen 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 Höhengniveau 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. 2001a] schätzt man die Größe der Temperaturdifferenzen zwischen Wandtemperatur T_A 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 temperaturschichteten Zone auf, wie schematisch in Bild 3-3 dargestellt.

Innerhalb der temperaturschichteten 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 Höhengniveau für den Auftrieb zur Verfügung steht, ist an den Massenstrom gekoppelt, der von der Konvektionssträhne dem Höhenabschnitt unterhalb des betrachteten Höhengniveaus zugeführt wird. Welche Massenströme welchen Höhengniveaus 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 Höhengniveaus. Wird dem jeweiligen Höhengniveau 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 verkleinern 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 aneinan-

der 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 2-4 mit:

$$\lambda_x = \lambda_0(T) \cdot Nu_{dn} \quad \text{GI 2-6}$$

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

$$Nu_{dn} = 2.2 Ra_i^{0,174} \quad \text{GI 2-7}$$

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:

$$s_{bdw} = \frac{r_i}{Nu_{dn}} \quad \text{GI 2-8}$$

Damit ergeben sich Schichtdicken von etwa 1 mm. Die Wärmeleitfähigkeit in der Grenzschicht entspricht der temperaturabhängigen nominalen Leitfähigkeit.

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 2-1).

Auch in Experimenten, in denen sich keine Kruste bildet, verläuft ähnlich zu der in Bild 2-1 dargestellten Krustenoberfläche eine adiabate Fläche. Die Fläche kann innerhalb oder oberhalb der Kruste verlaufen und kennzeichnet das untere Schmelzevolumen, 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.

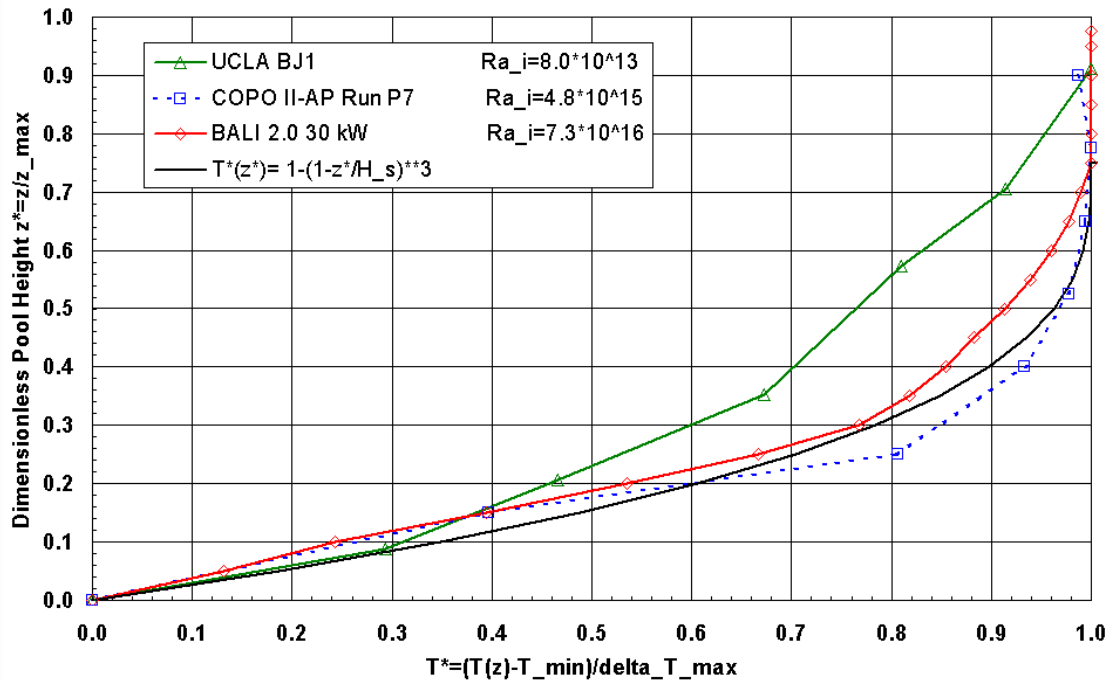


Bild 2-2: Dimensionslose Temperatur über dimensionsloser Höhe für verschiedene Experimente zur Simulation eines hemisphärischen Fluidpools mit inneren Wärmequellen und dimensionslose Kopplungsgleichung für das ECC-Modell in der FE-Simulation

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 2-2 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 2-1 dargestellten Temperaturverlauf innerhalb der geschichteten und turbulenten Zone. Zusätzlich ist in Bild 2-2 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_l in Bild 2-1). H_s entspricht der Höhe der geschichteten Zone (vgl. h_s in Bild

2-1). 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 Vermischungszone werden ebenfalls gekoppelt, so dass sie jeweils die gleiche Temperatur haben.

2.2 Das Modell der effektiven Konvektivität

Aufbauend auf der ECCM-Methode (Effective Convectivity Conductivity Model, [Bui 1998]) haben Tran und Dinh [2007] das ECM (Effective Convectivity Model) entwickelt. Im Gegensatz zum ECCM werden im ECM nicht effektive Wärmeleitfähigkeiten benutzt sondern effektive Wärmequellichten berechnet, um den konvektionsgetriebenen Wärmeübergang in die Behälterwand zu simulieren. Ein Schmelzpool weist eine obere, eine untere und eine seitliche gekühlte Begrenzung auf. Daher ist die Berechnung charakteristischer Konvektionsgeschwindigkeiten U_{up} , U_{down} , und U_{side} ein wesentlicher Schritt des ECM. Wird eine horizontale Fluidschicht mit dem Volumen V und einer homogenen Wärmequellichte q_V nur von oben gekühlt, so ergibt sich die Energiebilanz aus:

$$q_V \cdot V = \rho \cdot c_p \cdot U_{up} \cdot \Delta T \cdot A + \frac{2\lambda}{H} \cdot \Delta T \cdot A \quad \text{GI 2-9}$$

mit ρ - Dichte, c_p - spezifische Wärmekapazität, U_{up} - effektive Konvektionsgeschwindigkeit in Richtung Oberfläche, ΔT - charakteristische Temperaturdifferenz des Pools, A - horizontaler Querschnitt der Schicht, λ - Wärmeleitfähigkeit und H - Höhe der Schicht. Der erste Term der rechten Seite repräsentiert den konvektiven Wärmeentzug und der zweite Term die Wärmeleitung. Aus der Umstellung von GI 2-9 folgt:

$$U_{up} = \frac{q_V \cdot H}{\rho \cdot c_p \cdot \Delta T} - \frac{2\lambda}{\rho \cdot c_p \cdot H} = \frac{a}{H} \cdot (Nu_{up} - 2) \quad \text{GI 2-10}$$

wobei a die Temperaturleitfähigkeit ist. GI 2-10 zeigt, dass die effektive Geschwindigkeit für $Nu=2$ verschwindet, was einer reinen Wärmeleitung in der von oben gekühlten Schicht entspricht. In den hier betrachteten Fällen ist die Nußelt-Zahl jedoch i. a. größer als 100.

Ein von allen Seiten gekühlter Pool mit internen Wärmequellen Höhe H und Breite W kann in zwei Regionen unterteilt werden: eine obere durchmischte Schicht mit der Höhe H_{up} und eine untere stratifizierte Schicht mit der Höhe H_{down} . Die Temperatur an der Grenze zwischen beiden Schichten ist die Maximaltemperatur des Pools, und es

gibt keinen Wärmeaustausch zwischen den Regionen. Die im Volumen erzeugte Wärmeleistung wird aufgeteilt in eine obere, eine seitliche und eine untere Komponente:

$$q_V \cdot V = q_V^{\text{up}} \cdot V + q_V^{\text{side}} \cdot V + q_V^{\text{down}} \cdot V \quad \text{GI 2-11}$$

Die Energiebilanz der oberen Schicht ist:

$$q_V^{\text{up}} \cdot V = \rho \cdot c_p \cdot U_{\text{up}} \cdot \Delta T \cdot A_{\text{up}} + \frac{2\lambda}{H_{\text{up}}} \cdot \Delta T \cdot A_{\text{up}} \quad \text{GI 2-12}$$

wobei A_{up} die obere gekühlte Fläche ist. Somit ergibt sich die effektive Aufwärtsgeschwindigkeit zu:

$$U_{\text{up}} = \frac{a}{H} \cdot \left(\text{Nu}_{\text{up}} - 2 \frac{H}{H_{\text{up}}} \right) \quad \text{GI 2-13}$$

mit der folgenden Definition der Höhen:

$$H_{\text{up}} = \frac{H \cdot \text{Nu}_{\text{up}}}{\text{Nu}_{\text{up}} + \text{Nu}_{\text{side}} + \text{Nu}_{\text{down}}} \quad \text{GI 2-14}$$

$$H_{\text{down}} = \frac{H \cdot (\text{Nu}_{\text{side}} + \text{Nu}_{\text{down}})}{\text{Nu}_{\text{up}} + \text{Nu}_{\text{side}} + \text{Nu}_{\text{down}}} = H - H_{\text{up}}$$

Von einschlägigen Experimenten wie z.B. dem BALI-Experiment [Bernaz 1998] ist bekannt, dass in einem hemisphärischen Pool die unteren zwei Drittel den stratifizierten Bereich und das obere Drittel infolge der turbulenten Konvektion den durchmischten Bereich bilden. Ein Grund für den relativ hohen stratifizierten Bereich ist die Ansammlung von kaltem Fluid, das von den gekühlten Seitenwänden kommt.

In analoger Weise ergeben sich die effektiven Geschwindigkeiten in die seitliche und die untere Richtung:

$$U_{\text{side}} = \frac{a}{H} \cdot \left(\text{Nu}_{\text{side}} - \frac{H}{W} \right) \quad \text{GI 2-15}$$

$$U_{\text{down}} = \frac{a}{H} \cdot \left(\text{Nu}_{\text{down}} - 2 \frac{H}{H_{\text{down}}} \right) \quad \text{GI 2-16}$$

Wie erwähnt stellen die rechten Terme in den Klammern jeweils die Anteile der Wärmeleitung dar, die klein gegenüber den konvektiven Termen sind.

Zur Berechnung der Nußelt-Zahlen aus der internen Rayleigh-Zahl wurden die Korrelationen von Sternberner und Reineke [Sternberner und Reineke 1978] verwendet:

$$\text{Nu}_{\text{up}} = 0.345 \cdot \text{Ra}_i^{0.233} \quad \text{GI 2-17}$$

$$\text{Nu}_{\text{down}} = 1.389 \cdot \text{Ra}_i^{0.095} \quad \text{GI 2-18}$$

Der seitliche Wärmetransport wird von der Randschicht bestimmt, in der abgekühltes Fluid von oben nach unten strömt. Der Wärmestrom ist daher eine Funktion der Höhe und damit der externen Rayleigh-Zahl [Chawla and Chan 1982]:

$$\text{Nu}_{\text{side}} = 0.508 \cdot \text{Pr}^{\frac{1}{4}} \left(\frac{20}{21} + \text{Pr} \right)^{-\frac{1}{4}} \cdot \text{Ra}_y^{\frac{1}{4}} \quad \text{Gl 2-19}$$

Der abschließende Schritt im ECM ist die Berechnung der effektiven Wärmequell-dichte für die Lösung der Wärmeleitungsgleichung im FE-Modell. Für jedes Element ergibt sich die Wärmequell-dichte zu:

$$q_{v,\text{eff}} = q_v - \rho c_p \left(U_x \frac{\partial T}{\partial x} + U_y \frac{\partial T}{\partial y} + U_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad \text{Gl 2-20}$$

Im Fall eines 2D-Modells entfällt der dritte Term in der Klammer. U_x ist dann die horizontale Komponente (in den vorhergehenden Gleichungen U_{side}) und U_y die vertikale Komponente (vorher U_{up} oder U_{down}).

Die effektive Wärmequell-dichte weicht dann besonders stark von der nominalen Wärmequell-dichte ab, wenn die Temperaturgradienten im betreffenden Bereich hoch sind. Dies ist im Bereich der Poolränder insbesondere an der oberen und seitlichen Begrenzung der Fall. Da entweder der Temperaturgradient oder die Geschwindigkeit an den Rändern negativ ist, wird der rechte Term in Gl 2-20 positiv. Daher ist die effektive Wärmequell-dichte in den Randbereichen am höchsten.

Zum Schluss wird die Bilanz der Wärmequell-dichten über alle Elemente des Schmelzepools geprüft. Da die effektive Wärmequell-dichte nach Gl 2-20 i. a. höher ist als der Nominalwert, müssen die aufgeprägten Wärmequell-dichten der einzelnen Elemente so skaliert werden, dass die mittlere Wärmequell-dichte dem nominalen Wert q_v entspricht, d.h. die Wärmequell-dichte wird umverteilt, bleibt aber in der Summe unverändert.

An der KTH Stockholm wurde das ECM in den CFD code FLUENT[®] implementiert und an Hand von Experimenten validiert [Tranh und Dinh 2007]. Für das gekoppelte thermomechanische Modell des FZD wurde das ECM in den FE-Code ANSYS[®] implementiert. Dabei sind die folgenden Aspekte realisiert worden:

- Die Erstarrung des Coriums wird durch geeignete temperaturabhängige Materialtabellen berücksichtigt, d.h. die Schmelzwärme wird zwischen Liquidus-

und Solidustemperatur mittels einer erhöhten effektiven Wärmekapazität in der $c_p(T)$ Tabelle freigesetzt (bzw. beim Aufschmelzen absorbiert).

- Die Elemente der RDB-Wand besitzen anfänglich die Materialeigenschaften des Stahls. Beim Überschreiten der Liquidustemperatur werden den betreffenden Elementen die Materialeigenschaften des Coriums zugewiesen.
- Für die Elemente des Schmelzepools, die erstarrt sind (also kälter als die Solidustemperatur), wird nicht die effektive Wärmequell-dichte nach Gl 2-20 sondern die nominale Wärmequell-dichte angesetzt.
- Für die Schmelzeoberfläche (Kruste oder flüssig) wird der Wärmetransport durch Strahlung berücksichtigt
- Die Kühlung der Außenfläche der RDB-Wand erfolgt entweder entsprechend der Nukijama-Kurve (im Falle externer Flutung) oder durch Konvektion an Luft und Wärmestrahlung (im Falle einer trockenen Reaktorgrube).

Bild 2-3 zeigt die Verteilung der Wärmequell-dichten in einem KONVOI-Szenarium (vgl. Abschnitt 5.1.1).

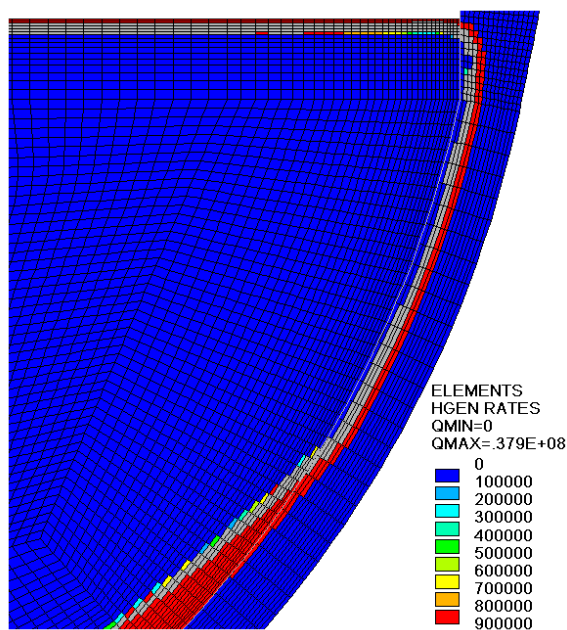


Bild 2-3: Verteilung der effektiven Wärmequell-dichte beim ECM, KONVOI-Reaktor mit homogenem Schmelzepool

Deutlich zu erkennen ist, dass das ECM eine signifikante Erhöhung der Wärmequell-dichte in den Randzonen der Schmelze bewirkt.

2.3 Analytische Berechnung der Wärmestromdichten

Das im Folgenden beschriebene analytische Punktmodell wurde im Rahmen des ISTC-Projekts METCOR entwickelt [Bechta et al. 2008a] und stellt eine Alternative zur numerischen Modellierung mit dem ECCM bzw. dem ECM dar. Auf der Basis von Energiebilanzen liefert es den Wärmestrom vom Schmelzepool in die RDB-Wand.

Ausgehend von dem in Abschnitt 2.1 beschriebenen Konvektionsregime, wird eine Aufteilung des beheizten Schmelzevolumens in zwei Bereiche vorgenommen: der Bereich der stabilen Temperaturschichtung V_- und der Bereich instabiler Durchmischungszone V_+ (Bild 2-4). Der konvektive Wärmetransport in der oberen Schicht mit adiabater unterer Begrenzung ist durch die Raleigh-Benard-Instabilität gekennzeichnet und wurde von Kulacki und Emara [Kulacki und Emara 1977] eingehend untersucht.

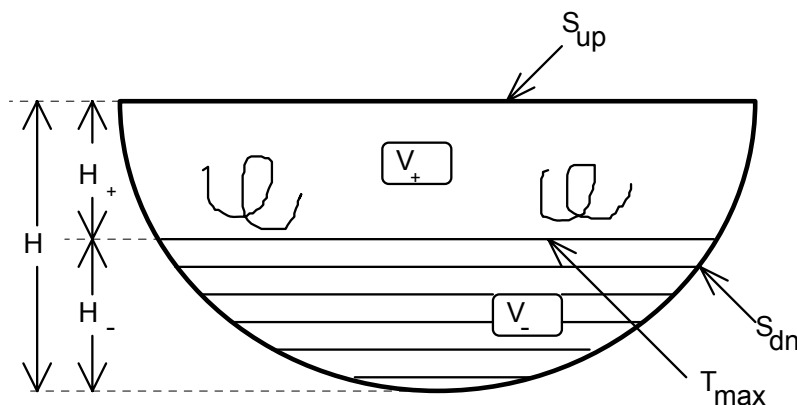


Bild 2-4: Konvektionsschema des Fluids mit inneren Wärmequellen

In der Oxidschicht (mit inneren Wärmequellen) gilt folgende Korrelation für die Energiebilanz:

$$\frac{\lambda}{H} \Delta T_{\max} \left(\text{Nu}_{\text{KE}} S_{\text{up}} \frac{H}{H_+} + \text{Nu}_{\text{dn}} S_{\text{dn}} \right) = q_v V \quad \text{GI 2-21}$$

mit q_v – Wärmequellendichte in der Oxidschicht, Nu_{KE} and Nu_{dn} – mittlere Nußelt-Zahlen für die Schmelzeoberfläche (S_{up}) und die Seitenfläche (S_{dn}), λ - Wärmeleitfähigkeit der Oxidschmelze, H und H_+ - Höhen entsprechend Bild 2-4. Die mittleren Nußelt-Zahlen wurden entsprechend den Korrelationen in [Churchill and Chu 1975] für turbulente Grenzschichten berechnet:

$$q = \frac{\lambda \Delta T_x}{x} \text{Nu}_x$$

$$\text{Nu}_x = \frac{0.15(\text{Ra}_x)^{1/3}}{\left[1 + \left(\frac{0.492}{\text{Pr}}\right)^{9/16}\right]^{16/27}} \quad \text{GI 2-22}$$

mit x – Koordinate entlang der Grenzschicht, Pr – Prandtl-Zahl, Nu_x – lokale Nußelt-Zahl, Ra_x – lokale Rayleigh-Zahl. Die Rayleigh-Zahl wurde mit $\text{Ra}_x = \frac{g_x \beta \Delta T_x x^3}{\nu^2}$ berechnet, wobei die lokale Temperaturdifferenz (ΔT_x) und die Projektion der Gravitationsbeschleunigung auf die Grenzfläche (g_x) zu berücksichtigen sind (β - volumetrischer Ausdehnungskoeffizient, ν - kinematische Viskosität). Für die vertikale Temperaturverteilung in der unteren Schicht wird ein parabolisches Profile angesetzt, wobei dessen Maximum in Höhe der Grenze zwischen turbulenter Durchmischungszone und Temperaturschichtungszone liegt. In der oberen Schicht (Durchmischungszone) wird eine konstante Temperatur angenommen.

Die mittlere Nußelt-Zahl Nu_{dn} ergibt sich durch die folgende Integration:

$$\text{Nu}_{\text{dn}} S_{\text{dn}} = \int_{S_{\text{dn}}} \text{Nu}_x \frac{\Delta T_x}{\Delta T_{\text{max}}} dS \quad \text{GI 2-23}$$

Die Kulacki-Emara-Konvektion wird für die obere Schicht (Durchmischungsschicht, Höhe H_+) angenommen. Der Unterschied zwischen der vorliegenden Konfiguration und dem klassischen Rayleigh-Bernard-Problem besteht in der Anwesenheit von inneren Wärmequellen. Es wird der in [Bernaz et al. 1999] beschriebene Ansatz verwendet, um den konvektiven Wärmetransport mit der Rayleigh-Bernard-Konvektion zu kombinieren. In [Bernaz et al. 1999] wird auch ein Überblick zu experimentellen Daten der Rayleigh-Bernard-Konvektion gegeben, die sich generell in der Form $\text{Nu}_{\text{RB}} = C_{\text{RB}} \text{Ra}_{\text{RB}}^\alpha$ darstellen lassen.

Die adiabate Grenzschicht zwischen der Durchmischungszone und der Temperaturschichtungszone bei der Kulacki-Emara-Konvektion korrespondiert mit der halben Höhe einer Rayleigh-Bernard-Anordnung bei der halben Temperaturdifferenz (vgl. Bild 2-5).

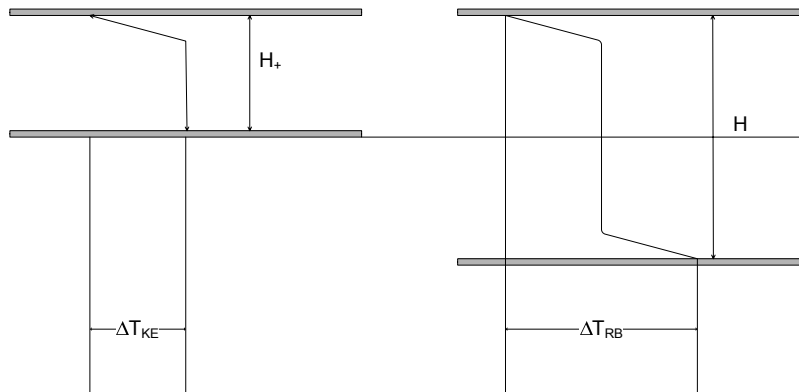


Bild 2-5: Beziehung zwischen Kulacki-Emara (KE) and Rayleigh-Bernard (RB) Modellen

Da die Wärmestromdichte in beiden Fällen gleich ist, hängen die Nußelt-Zahlen wie folgt zusammen:

$$Nu_{KE}(H_+) \frac{\Delta T_{KE}}{H_+} = Nu_{RB}(H) \frac{\Delta T_{RB}}{H} \quad \text{GI 2-24}$$

Für die Rayleigh-Zahlen ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$Ra_{RB} = \frac{g\beta\Delta T_{RB}H^3}{\nu \cdot a} = \frac{g\beta\Delta T_{KE}H_+^3}{\nu \cdot a} \left(\frac{H}{H_+}\right)^3 \frac{\Delta T_{RB}}{\Delta T_{KE}} = 2 \left(\frac{H}{H_+}\right)^3 Ra_{KE} \quad \text{GI 2-25}$$

mit a – Temperaturleitfähigkeit. Verwendet man in Anlehnung an die Rayleigh-Bernard-Korrelation $Nu_{RB} = C_{RB} Ra_{RB}^\alpha$ für die Kulacki-Emara-Konvektion die Beziehung $Nu_{KE} = C_{KE} Ra_{KE}^\alpha$, so ergibt sich unter Berücksichtigung von GI 2-24 und 2-25:

$$C_{KE} = 2^{1+\alpha} C_{RB} \left(\frac{H}{H_+}\right)^{3\alpha-1} = 2^{4\alpha} C_{RB} \quad \text{GI 2-26}$$

Um die Wärmestromdichten zu bestimmen, wird die Energiebilanz für die Rayleigh-Zahl, die zur gesamten Poolhöhe gehört, und für eine modifizierte Rayleigh-Zahl aufgeschrieben. Die modifizierte Rayleigh-Zahl ist [Bolshov et al. 2001b]:

$$Ra \frac{H}{V} \left(Nu_{KE} \frac{H}{H_+} S_{up} + Nu_{dn} S_{dn} \right) = Ra_m \quad \text{GI 2-27}$$

Für die Bestimmung der Wärmestromdichte durch die aufliegende Metallschicht wird ebenfalls ein Punktmodell verwendet, welches auf dem in Bild 2-6 dargestellten Schema beruht.

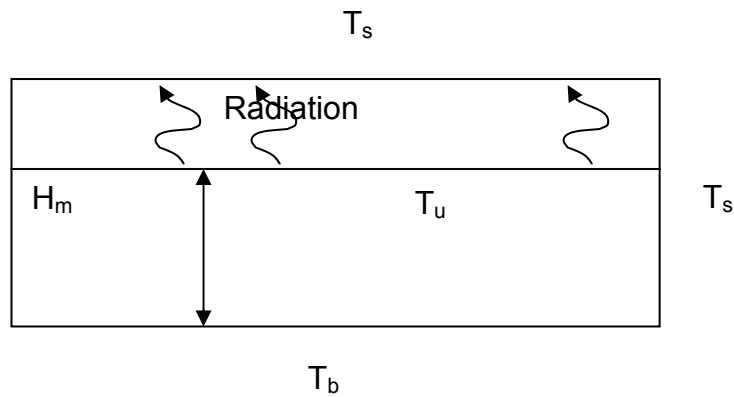


Bild 2-6: Schema des thermischen Modells für die Metallschicht

Die Wärmestromdichte an der Oberfläche wird durch eine Korrelation für die Rayleigh-Bernard-Konvektion bestimmt. Auf der Basis der BALI-Experimente wird in [Bonnet and Seiler 1999] für Metallschichten folgende Gleichung vorgeschlagen:

$$\text{Nu}_{\text{up}} = 0.069 \text{Ra}_1^{1/3} \text{Pr}^{0.074} = C_1 \text{Ra}_1^{1/3} \quad \text{GI 2-28}$$

Der Wärmestrom durch die laterale Begrenzung der Metallschicht ergibt sich mit Gl 2-22 zu:

$$\text{Nu}_{\text{sd}} = C_2 \text{Ra}_2^{1/3} \quad \text{GI 2-29}$$

Der Unterschied in den Rayleigh-Zahlen erklärt sich durch die verschiedenen Temperaturdifferenzen in der Bestimmungsgleichung für Ra. An der Oberfläche S_{up} z. B. wird die Temperatur T_u maßgeblich von den Strahlungsbedingungen bestimmt, während an der lateralen gekühlten Begrenzung S_{sd} die Temperatur T_s gleich der Liquidustemperatur der metallischen Schmelze ist. In der Berechnung wird T_s mit der Liquidustemperatur von Stahl approximiert.

Für die Bestimmung der Oberflächentemperatur wird in sehr konservativer Weise angenommen, dass die Temperatur der umgebenden Strukturen ebenfalls gleich der Liquidustemperatur von Stahl ist (1730 K) und der Emissionskoeffizient $\epsilon_{\text{eff}}=0.43$ beträgt.

$$q_{\text{up}} = h(T_u - T_s) = \epsilon_{\text{eff}} \sigma (T_u^4 - T_s^4) = \text{Bi} \frac{\lambda}{H_m} (T_u - T_s) \quad \text{GI 2-30}$$

mit Bi – Biot-Zahl, σ - Stephan-Boltzmann-Konstante. Damit folgt für die Energiebilanz der Metallschicht:

$$q_{\text{down}} S_d = \text{Nu}_{\text{up}} \frac{\lambda}{H_m} (T_b - T_u) S_{\text{up}} + \text{Nu}_{\text{sd}} \frac{\lambda}{H_m} (T_m - T_s) S_{\text{sd}} \quad \text{GI 2-31}$$

Die mittlere Temperatur des geschmolzenen Metalls T_m kann man mit folgender einfachen Korrelation ermitteln:

$$\frac{T_m - T_u}{T_b - T_m} = \beta_0 \sim \left(\frac{q_{\text{up}}}{q_{\text{down}}} \right)^{3/4} = P^{3/4} \quad \text{GI 2-32}$$

Zur Charakterisierung des Wärmetransports an der Oberfläche wird der folgende Parameter eingeführt: $\alpha = \frac{\text{Bi}}{\text{Bi} + \text{Nu}_{\text{up}}}$ (mit Bi – Biot-Zahl). Für eine adiabate Fläche ist

$\alpha = 0$, während eine isotherme Fläche durch $\alpha = 1$ ($\text{Bi} = \infty$) gekennzeichnet ist. Für die metallische Schicht erhält man:

$$\begin{aligned} T_b - T_u &= \alpha(T_b - T_s) \\ T_m - T_s &= \left(1 - \frac{\alpha}{1 + \beta_0} \right) (T_b - T_s) \end{aligned} \quad \text{GI 2-33}$$

Für den Fall, dass die Metallschicht eine zylindrische Form aufweist, erhält man für deren Energiebilanz:

$$q_{\text{down}} \frac{H_m}{\lambda} = \text{Nu}_{\text{up}} (T_b - T_u) + \text{Nu}_{\text{sd}} A (T_m - T_s) \quad \text{GI 2-34}$$

mit $A = 2H/R$ – Flächenverhältnis (Grundfläche zu Seitenfläche). Das Flächenverhältnis wurde auch genutzt, um das Modell mit experimentellen Daten einer ebenen Schicht zu verifizieren. Die Substitution der Temperaturdifferenzen in der Energiebilanz (GI 2-34) führt auf

$$T_b - T_s = \frac{qH}{\lambda} \frac{1}{\text{Nu}_{\text{up}} \alpha + \text{Nu}_{\text{sd}} A \left(1 - \frac{\alpha}{\beta_0 + 1} \right)} \quad \text{GI 2-35}$$

Führt man einen Fokusfaktor $F = \frac{q_{\text{sd}}}{q_{\text{down}}} = \lambda \text{Nu}_{\text{sd}} \frac{T_m - T_s}{H_m q_{\text{down}}}$ ein, erhält man unter Berücksichtigung von GI 2-33 und 2-35:

$$F = \frac{\text{Nu}_{\text{sd}} \left(1 - \frac{\alpha}{\beta_0 + 1} \right)}{\text{Nu}_{\text{up}} \alpha + \text{Nu}_{\text{sd}} A \left(1 - \frac{\alpha}{\beta_0 + 1} \right)} \quad \text{GI 2-36}$$

Die experimentellen Daten aus den COPO – Versuchen [Helle and Kymalainen1998, Kymalainen et al. 1993] wurden für die Modellvalidierung herangezogen.

2.4 Wärmeübergang an der RDB-Außenwand bei externer Flutung

Der Wärmeübergang einer heißen Oberfläche in eine darüberliegende Wasserschicht wird durch die sog. Nukijama-Kurve beschrieben [VDI 2002]. Sie gibt die Wärmestromdichte als Funktion der Übertemperatur (Temperaturdifferenz zwischen der Wärme abgebenden Fläche und dem siedenden Wasser) an.

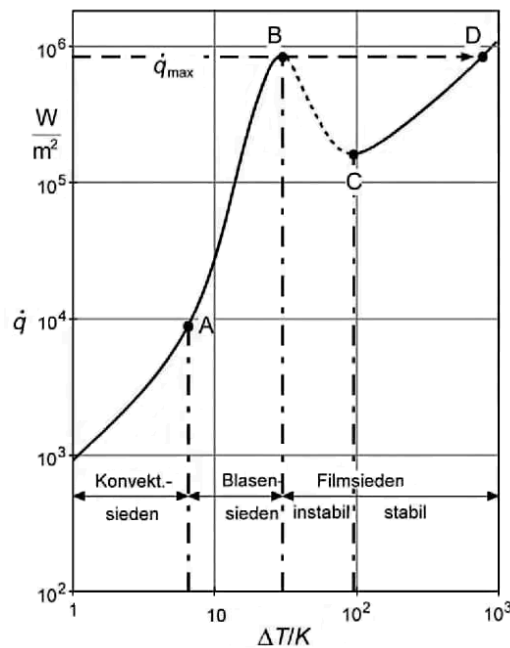


Bild 2-7: Nukijama-Kurve (Siedkurve) für Wasser bei 1 bar [VDI 2002]

Der in Bild 2-7 gezeigte Verlauf gilt für eine horizontale Oberfläche mit Wärmeabgabe nach oben. Im Falle einer Kugelkalotte sind die Verhältnisse komplizierter, da sich der Neigungswinkel ändert und ein Dampfstrom entlang der RDB-Außenoberfläche entsteht. Die kritische Wärmestromdichte ist daher von der Höhenposition abhängig.

Die Experimente von El-Genk und Gao [El-Genk und Gao 1999] und von Theofanous [Theofanous et al. 1994] zeigen, dass bei einer Flutung der Bodenkalotte günstigere Bedingungen herrschen, als sie bei einer rein 1-dimensionalen Betrachtung einer Heizfläche unter Zugrundelegung der Siedekurve zu erwarten sind. Insbesondere bei Höhenwinkeln ab 45° (0° = Behältersüdpol) liegt die kritische Wärmestromdichte über dem Wert von 1 MW/m^2 .

Es gibt weitere Faktoren, die eine erfolgreiche Außenflutung begünstigen. So vergrößert sich der übertragbare Wärmestrom bei einer unterkühlten Wasservorlage. Ebenfalls steigt der Wärmestrom mit steigendem Druck, d. h., ein Druckanstieg im Sicherheitsbehälter verbessert den Wärmeübergang. Neuere experimentelle Ergebnisse weisen darauf hin, dass die kritische Wärmestromdichte bei einer Wasservorlage an der Außenseite des RDB noch höher liegt als bisher angenommen [Schmidt 2004].

Es ist daher konservativ, die Nukijama-Kurve als thermische Randbedingung an der RDB-Außenwand zu verwenden. Der in Bild 2-7 eingezeichnete Punkt B kennzeichnet die maximale Wärmestromdichte (CHF) des Blasensiedens. Überschreitet die Wärmestromdichte in der betrachteten Situation den Wert von etwa 850 kW/m², erfolgt ein Sprung zu Punkt D, der mit einem erheblichen Temperaturanstieg der RDB-Außenoberfläche verbunden ist.

2.5 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 thermische 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:

$$q_{\text{rad}} = \sigma_{\text{SB}} \cdot \varepsilon \cdot (T_s^4 - T_{\text{amb}}^4) \quad \text{GI 2-37}$$

Hierin sind σ_{SB} die Schwarzkörperstrahlungskonstante oder Stefan-Boltzmann-Konstante, ε 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:

$$q_{\text{conv}} = \alpha_B \cdot (T_s - T_{\text{amb}}) \quad \text{GI 2-38}$$

wobei die Wärmeübertragungszahl α bei Gasen wie Argon oder Luft in der Größenordnung von 10 W/m²K 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 2-37 und Gl 2-38 zeigen, dass bei Oberflächentemperaturen ab ca. 600 °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.

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 Wärmeflüsse 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 [Altstadt und Willschütz 2005a] 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 wird deswegen mit 0.75 innen und 0.85 außen gerechnet.

2.6 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.

Die relevanten thermischen Eigenschaften der Coriumschmelze (Dichte, spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit, Liquidustemperatur usw.) werden natürlich in starkem Maße von der chemischen Zusammensetzung beeinflusst, die ihrerseits stark vom Unfallszenarium abhängt (z. B: vom Zeitpunkt der Coriumverlagerung, oder von der Atmosphäre im RDB).

Die standardmäßig verwendeten Daten für die homogene 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 können ggf. zu anderen Werten führen. Es wird eine homogen vermischte Schmelze simuliert, deren Eigenschaften aufgrund des zu erwartenden hohen Urandioxidanteils 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 2-1 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 2-1: Thermofluiddynamische Eigenschaften des angenommenen homogenen prototypischen Coriums

Stoffeigenschaft	Symbol [Einheit]	Wert
Solidustemperatur	T_S [K]	1 950
Liquidustemperatur	T_L [K]	2 000
Erstarrungsenthalpie	h_m [kJ/kg]	260
Bezugstemperatur für die weiteren Größen:	T [K]	2 200
Dichte	ρ [kg/m ³]	8 000
volumetrischer Ausdehnungskoeffizient	β [1/K]	$1.0 \cdot 10^{-4}$
Wärmeleitfähigkeit	λ [W/m K]	2.5
Wärmekapazität	c_p [J/kg K]	530
dynamische Viskosität	ν [Pa s]	0.0045

In [Bechta et al. 2008a] werden für den WWER-1000 die Eigenschaften auf der Basis von thermodynamischen Berechnungen für ein Szenarium mit homogenem Pool und für ein Szenarium mit segregiertem Pool angegeben (Tabelle 2-1).

Tabelle 2-2: Thermische Eigenschaften von Coriumschmelze bei verschiedenen Poolkonfigurationen nach [Bechta et al. 2008a]

Parameter	Stratifizierter Pool		Homogener Pool
	Oxidschmelze	Metallschmelze	
Solidustemperatur [K]	2500	1400	1560
Liquidustemperatur [K]	2720	2000	2030
Dichte [kg/m^3]	7400	7245	5600
Wärmeleitfähigkeit [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$]	4.0	40	3.5
Ausdehnungskoeffizient [$1/\text{K}$]	$6.5 \cdot 10^{-5}$	$3.2 \cdot 10^{-5}$	$3.2 \cdot 10^{-5}$
Dynamische Viskosität [Pa s]	$4.5 \cdot 10^{-3}$	$3.3 \cdot 10^{-3}$	$1.95 \cdot 10^{-2}$
Kinematische Viskosität [m^2/s]	$6.8 \cdot 10^{-7}$	$4.5 \cdot 10^{-7}$	$3.5 \cdot 10^{-6}$
Wärmekapazität [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$]	600	660	720

2.7 Thermochemische Wechselwirkung zwischen Kernschmelze und Behälterwand

Auf Grund der hohen Temperaturen in der Schmelze ($T \approx 3000 \text{ K}$) ist es klar, dass zur Abfuhr der Nachzerfallswärme (ca. 1 MW/m^3) ein Abschmelzen der Behälterwand erfolgen muss, da andernfalls der Wärmewiderstand der Wand zu hoch ist. Bislang wurde dieses Abschmelzen über die Schmelztemperatur des Stahls ($T = 1493 \text{ °C}$) gesteuert. Diese Vorgehensweise ist nicht konservativ, da die thermochemische Korrosion nicht berücksichtigt wird. Im Rahmen der METCOR-Experimente am Alexandrov-Research Institute (NITI) in Sosnovy Bor wird die Schmelze-Metall-Wechselwirkung im kleinen Maßstab untersucht [Bechta et al. 2006]. Die Ergebnisse zeigen, dass die Ablation des Stahls je nach Zusammensetzung der Schmelze durch Bildung von Eutektika schon deutlich unterhalb der Schmelztemperatur des Stahls einsetzt.

In den METCOR-Versuchen wird das flüssige Corium induktiv geheizt, wobei die Technologie des kalten Tiegels angewendet wird. Die Schmelze befindet sich auf der Oberseite einer mit Thermoelementen und Ultraschallsensoren instrumentierten Stahlprobe, die aus dem RDB-Grundmaterial des VVER-1000 (15 Kh2NMFAA) gefertigt wird. In Bild 2-8 ist der Aufbau der METCOR-Versuche dargestellt.

Mit Hilfe der Thermoelemente und der Ultraschallsensoren wird die Ablationsfront beobachtet. Die Kühlung der Probe von einerseits und die Heizleistung in Schmelze

andererseits ermöglichen die Regulierung der Interface-Temperatur zwischen der Coriumkruste und der Metalloberfläche bzw. die Einstellung des Wärmestroms in die Metallprobe. Eine große Anzahl von Versuchen wurde durchgeführt, wobei die Zusammensetzung der Schmelze, die thermischen Verhältnisse und die Atmosphäre variiert wurden.

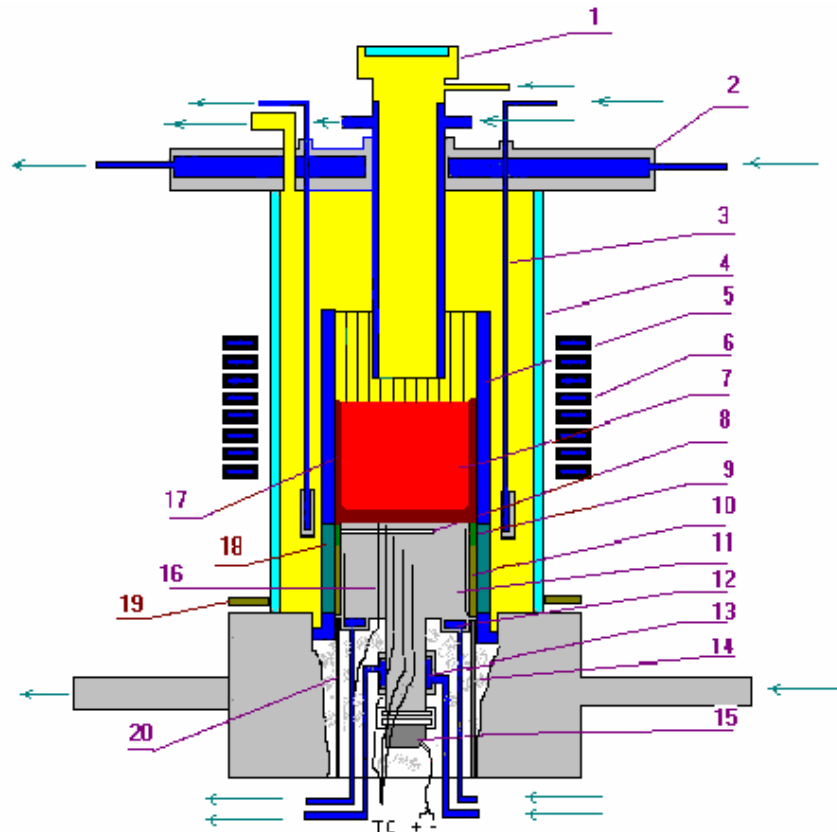


Bild 2-8: Versuchsaufbau der METCOR-Experimente

1 – Pyrometerschacht; 2 – Gestell; 3, 18, 19 – Electromagnetische Sensoren; 4 – Quarzrohr; 5 - Tiegelsegmente; 6 – Induktor; 7 – Schmelze; 8 – Akustischer Defekt; 9 – geschmolzene ZrO_2 Körner; 10 – ZrO_2 Pulverisolation; 11 – Stahlprobe; 12 – oberes Probenkalorimeter; 13 – unteres Probenkalorimeter; 14 – Kaolinwolleisolation; 15 - Ultraschallsensor; 16 – Thermoelemente; 17 - Kruste; 20 – zylindrische Probenhalterung

Quelle: Prof. Dr. Sevostian Behta (NITI)

Eine wichtige Größe für den Verlauf der Ablation ist der Oxidationsgrad des Coriums:

$$C_n = (M_{Zr,\Sigma} - M_{Zr,met}) / M_{Zr,\Sigma} \quad \text{GI 2-39}$$

mit $M_{Zr,met}$ – Masse des metallischen Zirkoniums und $M_{Zr,\Sigma}$ – gesamte Masse des Zirkoniums (metallisch plus oxidisch gebunden).

Für eine unteroxidierte Coriumschmelze (Oxidationsgrad 30%) wurde aus den experimentellen Daten die folgende Korrelation für die Ablationsrate abgeleitet [Bechta et al. 2006]:

$$\frac{dh}{dt} = \dot{h} = 0.46 \cdot 10^{-7} \cdot \sqrt{T_{\text{int}} / \text{K} - 1363} \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad \text{GI 2-40}$$

mit h – Ablationstiefe, T_{int} – Interfacetemperatur.

Für den vollständig oxidierten Schmelzepool ($C_n=100\%$) wurde folgende Korrelation entwickelt [Bechta et al. 2008b]:

$$\frac{dh}{dt} = \frac{q / \text{MW}}{1613 - T_{\text{int}} / \text{K}} \left[0.1 \exp\left(-\frac{0.91 \cdot 10^5}{8.314 \cdot T_{\text{int}} / \text{K}}\right) + 3.4 \cdot 10^{14} \exp\left(-\frac{4.99 \cdot 10^5}{8.314 \cdot T_{\text{int}} / \text{K}}\right) \right] \frac{\text{m}}{\text{s}} \quad \text{GI 2-41}$$

mit q – Wärmestromdichte in die Wand und T_{int} – Interfacetemperatur.

Die Implementierung in das FE-Modell wird über die Einführung einer Korrosionsschädigungsvariablen D_{corr} für jedes Element realisiert, wobei die Inkrementierung nach folgender Gleichung geschieht:

$$\Delta D_{\text{corr}}^{\text{el}} = \frac{\dot{h}(T_{\text{int}})}{h_{\text{el}}} \cdot \Delta t \quad \text{GI 2-42}$$

$$D_{\text{corr}}^{\text{el}}(t) = D_{\text{corr}}^{\text{el}}(t - \Delta t) + \Delta D_{\text{corr}}^{\text{el}}$$

mit h_{el} – Elementdicke senkrecht zum Interface, \dot{h} – Ablationsrate nach Gl. 2-13 bzw. 2-14. Die Interfacetemperatur wird auf der Basis der Knotentemperaturen der zum Interface gehören Knoten berechnet:

$$T_{\text{int}} = \frac{1}{N_i} \sum_{n=1}^{N_i} T_n \quad N_i = \{2, 3, 4\} \quad \text{GI 2-43}$$

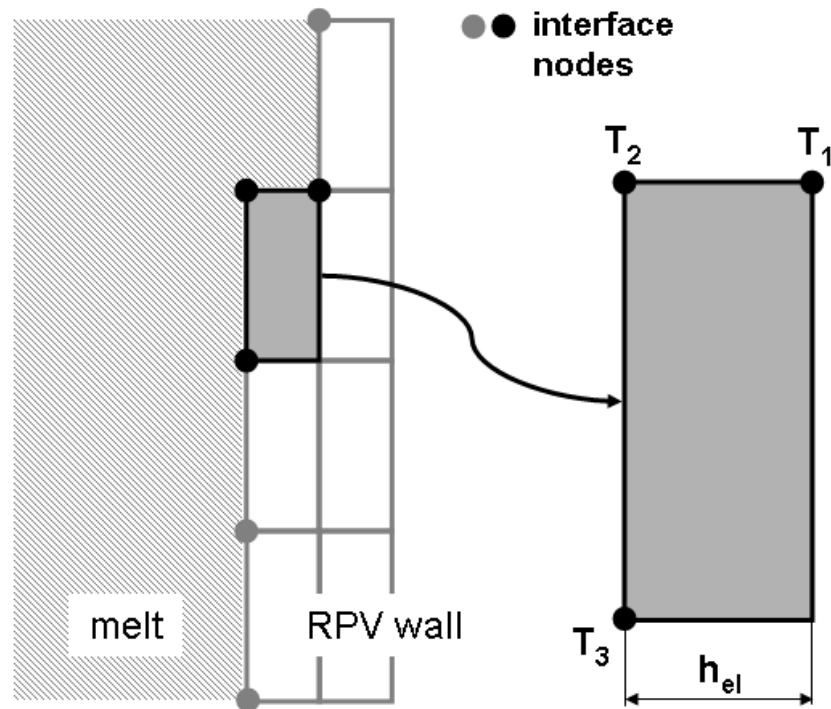


Bild 2-9: Illustration zur Berechnung der Korrosionsschädigung der Elemente an der Wechselwirkungsfläche (Interface)

Die Anzahl der Interfaceknoten eines Elements kann 2, 3 oder 4 sein. In Bild 2-9 ist diese Vorgehensweise illustriert. Wenn die Korrosionsschädigung eines Elements größer oder gleich 1 ist, wird das Element dem flüssigen Bereich zugeschlagen, indem seine Materialeigenschaften entsprechend modifiziert werden. Die Berechnung der Korrosionsschädigung erfolgt im thermischen Modell (Kapitel 4).

3 Strukturmechanische Modellierung

3.1 Belastungen

In die mechanischen Berechnungen gehen folgende Belastungen ein:

- Innendruck
- 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). Demgegenüber werden durch die Temperaturgradienten Sekundärspannungen hervorgerufen, die durch viskoplastische Verformung abgebaut werden. 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 übernommen.

3.2 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.

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:

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \varepsilon^{\text{tr}} = \ln(1 + \varepsilon^{\text{nom}}) \\ \sigma &= \sigma^{\text{tr}} = \sigma^{\text{nom}} \cdot (1 + \varepsilon^{\text{nom}})\end{aligned}\tag{GI 3-1}$$

Die Erstellung und Validierung der viskoplastischen Materialdatenbasis ist in [Altstadt und Willschütz 2005a] detailliert beschrieben.

3.3 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:

$$\Delta D = \left[\frac{\Delta \varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{cr}}}{\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{cr}}(\sigma, T)} + \frac{\Delta \varepsilon_{\text{eqv}}^{\text{pl}}}{\varepsilon_{\text{frac}}^{\text{pl}}(T)} \right] \cdot R_v\tag{GI 3-2}$$

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]:

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

wobei σ_h die hydrostatische Spannung und σ_{eqv} die von-Mises Vergleichsspannung ist. Die akkumulierte Schädigung ist:

$$D = \sum_{i=1}^{\text{ldstep}} \Delta D_i$$

GI 3-4

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].

4 Finite-Elemente-Modelle

Die thermischen und mechanischen Berechnungen wurden mit dem FE-Code ANSYS (Versionen 8.1 bis 11) realisiert. Es wurden Vernetzungen für die Reaktortypen KONVOI und WWER-1000 entwickelt. Die Makrosprache APDL (ANSYS Parametric Design Language) wurde zur Programmierung der Simulation der Schmelzerückhaltung in einer Bodenkalotte verwendet. Im Bild 4-1 sind Geometrie und Hauptabmessungen der RDBs von KONVOI und WWER-1000 gezeigt.

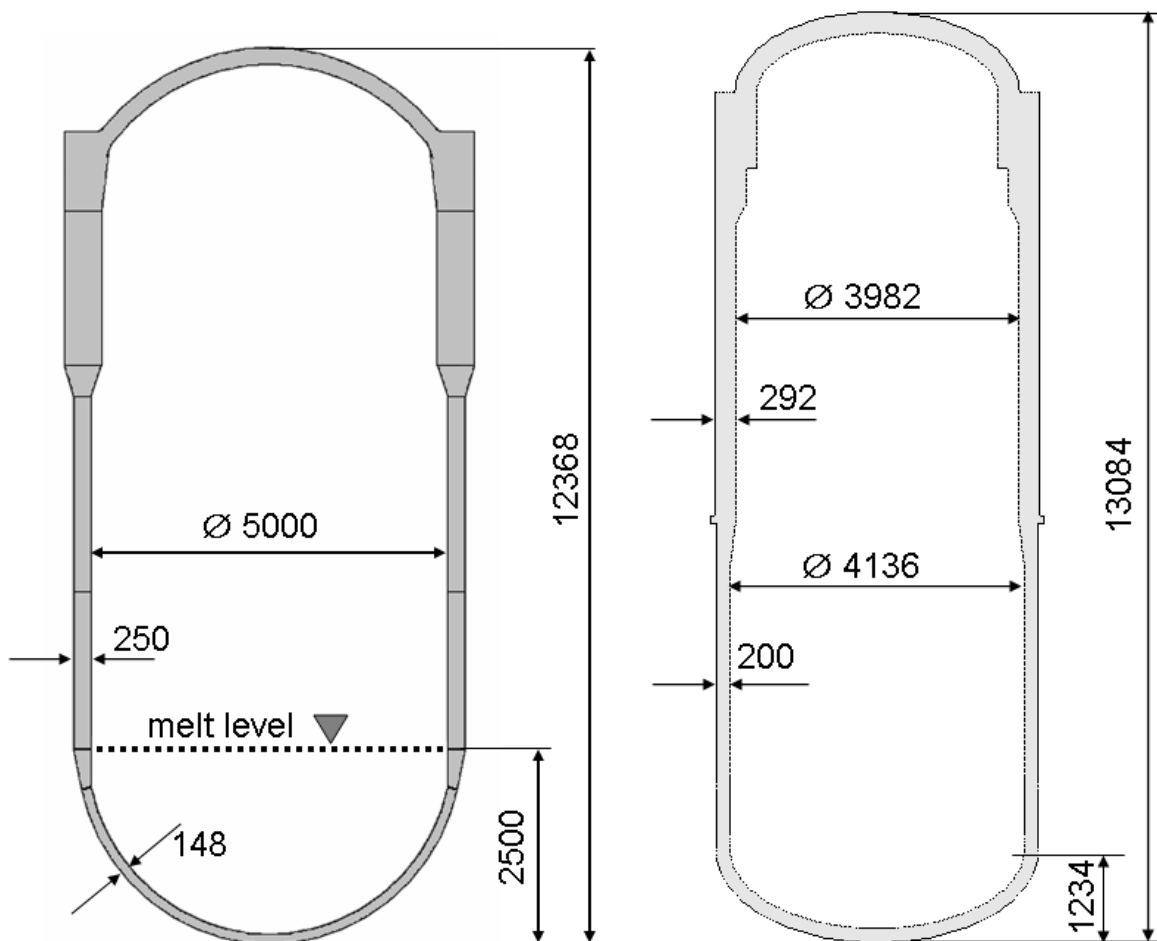


Bild 4-1: Hauptabmessungen der Reaktordruckbehälter, links KONVOI, rechts WWER-1000

Bei den thermischen Rechnungen umfassen die FE-Modelle den Reaktordruckbehälter und den Schmelzepool. Die Wärmeleitung im Bereich der Behälterwand wurde mit 2D-Temperaturelementen (PLANE55) berechnet. Die inneren Wärmequellen werden als sogenannte „body force“ realisiert. An der Grenzfläche zwischen Schmelze und Behälterwand wurden Kontakt- und Zielelemente (CONTA171 und TARGE169) verwendet, die den Wärmeübergang von der Schmelze in die Behälter-

wand realisieren. Die Kontakt- und Zielelemente ermöglichen bei der rekursiven Kopplung der thermischen und mechanischen Berechnung aber auch die Simulation der Deformation des Schmelzesees infolge der Behälterverformung [Altstadt und Willschütz 2005a]. Die Wärmestrahlung innerhalb des RDB wurde mit einem Wärmestrahlungssuperelement (Elementtyp MATRIX50) modelliert. Dies ermöglicht die korrekte Berücksichtigung von Sichtfaktoren. Auf der Außenseite des Behälters wurden 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 wurde ein von der Übertemperatur abhängiger Wärmestrom simuliert (Abschnitt 2.4). Die thermischen Modelle sind axialsymmetrisch.

Die verschiedenen Zonen des Schmelzepools (Kruste, Temperaturschichtungszone, turbulente Durchmischungszone, Metallschmelzeschicht, RDB-Wand fest und RDB abgeschmolzen) werden mit verschiedenen Materialien beschrieben. Das Materialattribut eines Elements kann zwischen den einzelnen Lösungsschritten verändert werden. Schmelz- und Erstarrungsvorgänge wurden durch das Umschalten des Materialattributs realisiert.

Für die mechanischen Rechnungen wurde die Bodenkalotte des RDB mit Strukturelementen unter Berücksichtigung des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen modelliert. Es kamen selbst entwickelte User-Routinen für das Kriechen und für die Materialschädigung zur Anwendung. Das Modell umfasst nur den nicht abgeschmolzenen Teil der RDB-Wand. 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 wurden bis zu 20 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. Diese Elemente mit jeweils 4 Knoten ermöglichen eine implizite Lösung unter Berücksichtigung großer Deformationen aufgrund des Kriechens und der plastischen Verformung.

Bezüglich der Kopplung von thermischer und mechanischer Rechnung gibt es folgende Möglichkeiten:

- Einfache Kopplung
- Rekursive Kopplung

Bei der einfachen Kopplung wurde die thermische Lösung ohne Berücksichtigung der Behälterverformung also unabhängig von der mechanischen Lösung ermittelt. Die mechanische Lösung erfolgte mit den Temperaturverteilungen aus der thermischen Analyse. Diese Temperaturverteilungen rufen einerseits über die thermische Dehnung Spannungen hervor, andererseits sind die mechanischen Materialeigenschaften temperaturabhängig.

Bei der rekursiven Kopplung kommt eine Rückwirkung der mechanischen Verformung auf die thermische Lösung hinzu. Diese Rückwirkung lässt sich an folgenden Effekten fest machen:

- Infolge der Verformung des Behälters verändert sich die Geometrie des Schmelzepools; die Volumenzunahme des 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

Die programmtechnischen Details der rekursiven Kopplung sind ausführlich in [Altstadt und Willschütz 2005a] beschrieben.

Das Bild 4-2 zeigt die Vernetzung für den KONVOI Reaktor.

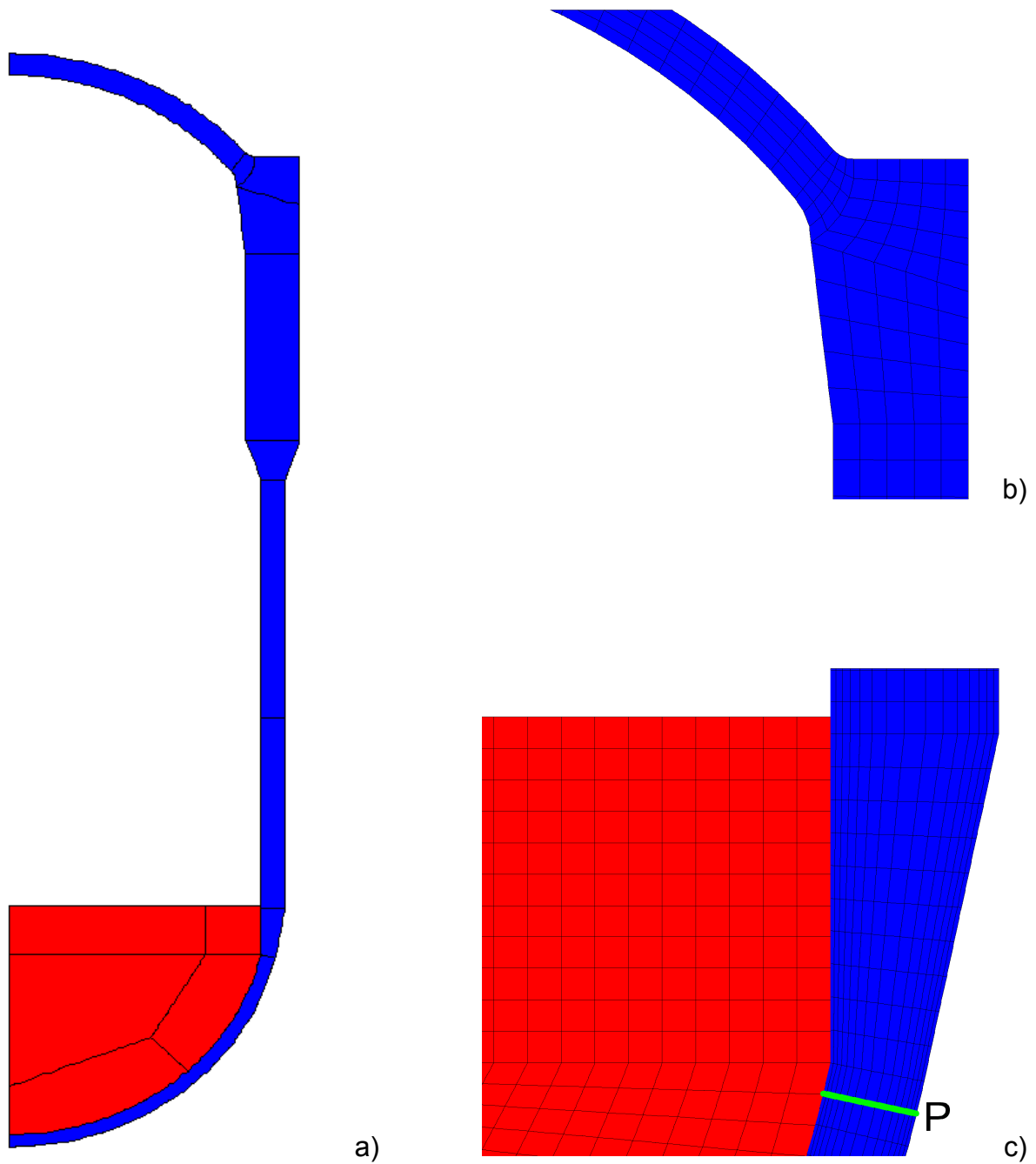


Bild 4-2: FE-Modell des Konvoi RDB mit Schmelze: (a) Flächenmodell, (b) Übergang zum Deckel, (c) Vernetzung im Bereich der Schmelzeoberfläche. Die grüne Linie in Bild c) kennzeichnet einen Pfad zur Auswertung, auf den später Bezug genommen wird.

Das Bild 4-3 zeigt das Modell des WWER-1000.

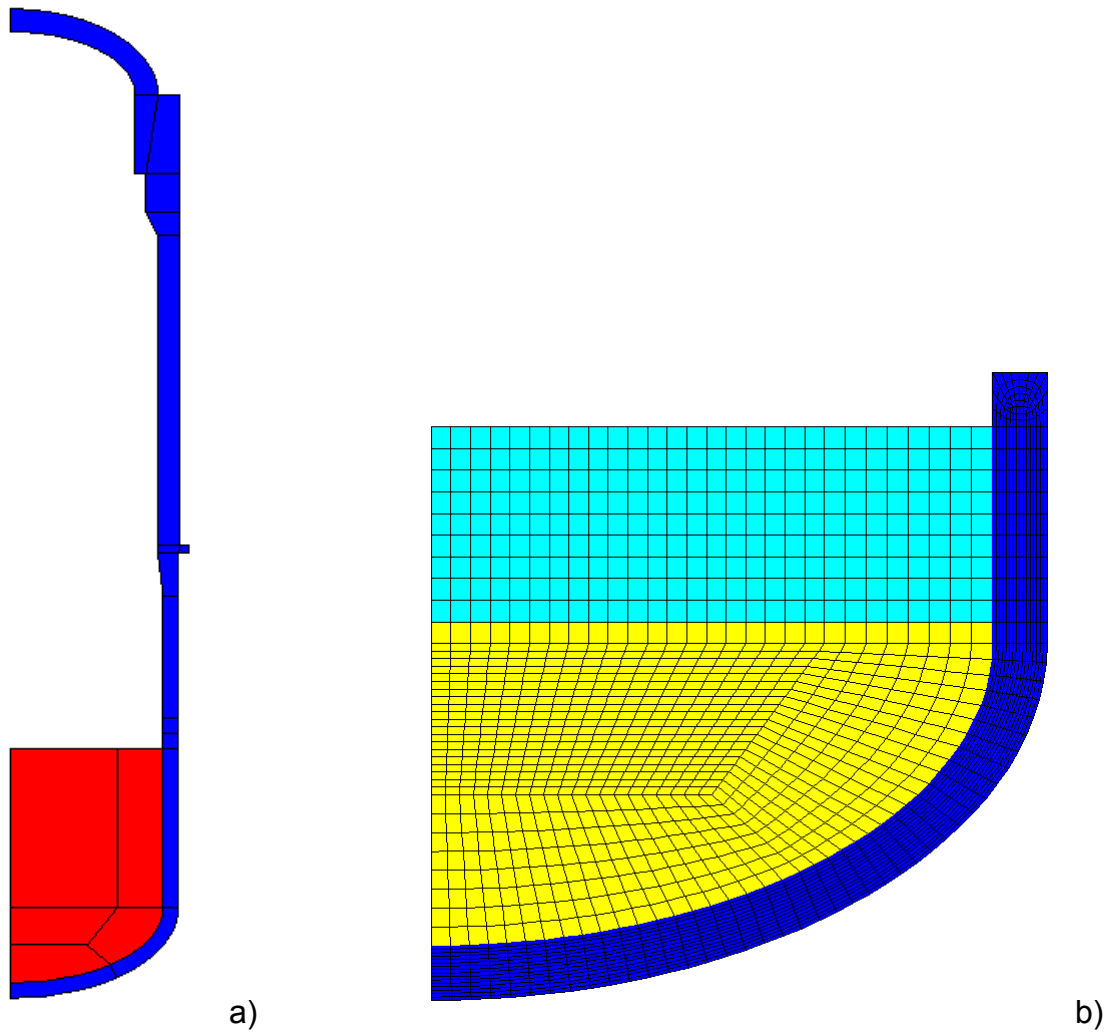


Bild 4-3: FE-Modell des WWER-1000 mit Schmelzpool, (a) Flächenmodell für homogenen Schmelzpool, (b) Vernetzung bei segregiertem Schmelzpool

5 Betrachtung von prototypischen Szenarien

5.1 Szenarien für den Reaktortyp KONVOI

Zum Ende des Zyklus sind etwa 4 t Spaltprodukte und 1 t Plutonium im Kern vorhanden. Diese Massen werden nicht einzeln modelliert, sondern es wird angenommen, dass sie unter der Uranmasse subsumiert sind. In der Tabelle 5-1 ist das Kerninventar eines KONVOI-Reaktors aufgelistet.

Tabelle 5-1: Aufstellung des Kerninventars (BE und Einbauten) eines KONVOI zum Zyklusende [Theofanous et. al. 1996, Müller 2006]

Element / Verbindung	Masse [t]	Volumen, RT [m ³]	Volumen, T _{melt} [m ³]
UO ₂	117.5	10.7	13.44
Zr	26.6	4.1	4.34
Ag (mit In, Cd)	2.7	0.25	
Fe	121.6	15.5	17.32
Cr	34.7	4.85	
Ni	17.4	1.95	
Metalle gesamt (ohne UO ₂)	203	26.65	

Aus diesem Kerninventar können sich zahlreiche verschiedene Schmelzpoolkonfigurationen ergeben, die vom Verlauf des hypothetischen Unfalls abhängen. Grundsätzlich unterscheidet man zwischen homogenen und segregierten Pools. Masse, Volumen und Phasentrennung des Pools ergeben sich im Wesentlichen aus der Menge des tatsächlich abgeschmolzenen Inventars und dem Oxidationsgrad der Metalle.

5.1.1 Homogener Schmelzpool mit externer Flutung

Es wird von einem homogenen Schmelzpool mit einer Gesamtmasse von 262 t (32.7 m³) ausgegangen. Die Materialeigenschaften wurden entsprechend der Tabelle 2-1 gewählt. Dieses Schmelzevolumen füllt die kugelförmige Bodenkalotte des KONVOI-RDB genau bis zum Übergang zum zylindrischen Teil und wird als abdeckendes Szenarium betrachtet [Kolev 1996].

Die aus dem Nachwärmezerfall resultierende Wärmequellichte nimmt mit der Zeit ab. Für die hier diskutierten Analysen wurde eine Zeitabhängigkeit wie in Bild 5-1 dargestellt zugrunde gelegt [Kuczera 1993].

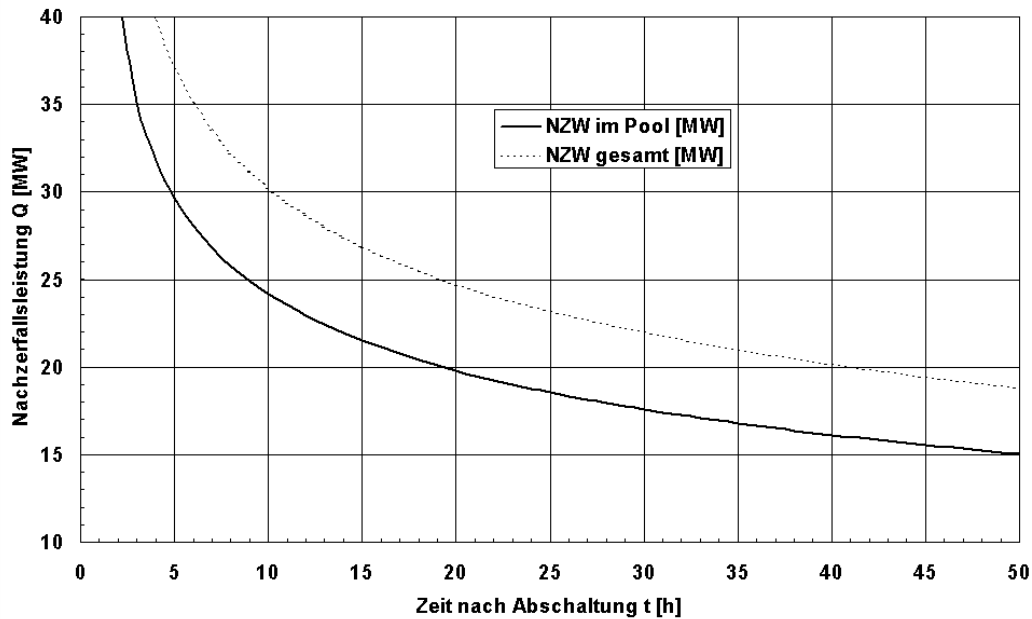


Bild 5-1: Verlauf der Nachzerfallswärmeleistung insgesamt und innerhalb des Kernschmelzesees für einen KONVOI-Reaktor bei hohem Abbrand

Es wird angenommen, dass sich der Schmelzesee etwa 3 Stunden nach Abschaltung ausbildet [Kolev 1996]. Zu diesem Zeitpunkt beträgt die Nachzerfallswärme im Pool ca. 35 MW, d. h. die Wärmequellendichte ist etwa $q_{V0} = 1 \text{ MW/m}^3$.

Folgende Anfangsbedingungen werden für die thermische Analyse angesetzt:

- gleichförmige Temperatur der RDB-Wand $T_{\text{wall}}^0 = 600 \text{ K}$
- gleichförmige Temperatur im Schmelzepool $T_{\text{melt}}^0 = 3000 \text{ K}$

Für das Szenario mit Außenflutung wurde an der Außenseite des Behälters ein Wärmestrom in Abhängigkeit von der Übertemperatur vorgegeben (vgl. Abschnitt 2.4). Für die Wärmestrahlung im Inneren des RDB wurde ein Emissionskoeffizient von $\varepsilon = 0.75$ angenommen. In der mechanischen Rechnung wurden ein konstanter Innendruck von 25 bar sowie die Gewichtskräfte von Schmelze und RDB-Wand berücksichtigt.

Für die Simulation entspricht die Zeit $t = 0$ dem Zeitpunkt 3 h nach dem Abschalten aus Bild 5-1. Für den ersten Zeitschritt wird eine transiente thermische Simulation mit der Ausgangsgeometrie durchgeführt. Für die anschließende mechanische Simulation wird das zu dem jeweiligen Zeitpunkt relevante Temperaturfeld aus der thermischen Rechnung eingelesen. Der folgende Zeitschritt beginnt wieder mit einer ther-

mischen Simulation, wobei aber der Zustand des Systems am Ende des vorangegangenen Zeitschritts nunmehr die Anfangsbedingungen darstellen (restart). Die Unterteilung der thermischen Rechnung ist notwendig, da Teile der Schmelze eine Phasenumwandlung erfahren, die ein „Umschalten“ zwischen verschiedenen Materialattributen erfordern (Abschnitte 2.1 und 4).

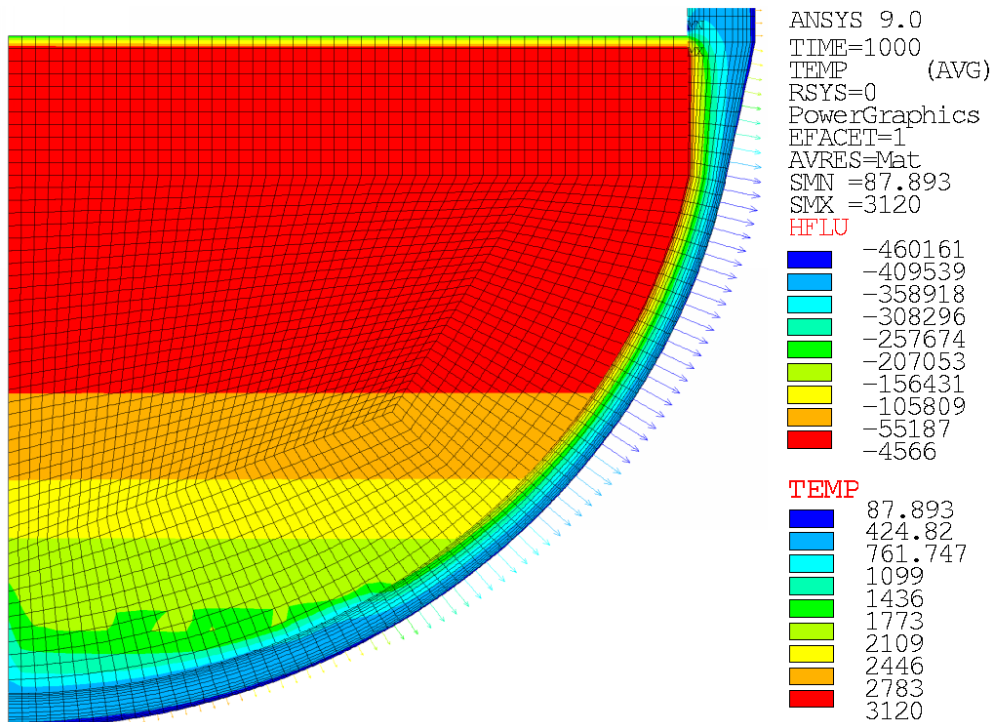


Bild 5-2: Temperaturverteilung nach $t = 1000$ s berechnet mit dem ECC - Modell. Die nach außen weisenden Pfeile symbolisieren den Wärmefluss in das umgebende Kühlwasser

Das Bild 5-2 zeigt die Temperaturverteilung im Schmelzpool und in der Behälterwand bei $t = 1000$ s, berechnet mit dem ECCM (Abschnitt 2.1). Der sich einstellende Wärmestrom an der Behälteraußenseite 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 460 kW/m^2 . Im Zentrum der Bodenkalotte und in den hoch gelegenen Bereichen des Behälters stellen sich Wärmeströme von weniger als 50 kW/m^2 ein. Die Materialverteilung ist in Bild 5-3 dargestellt.

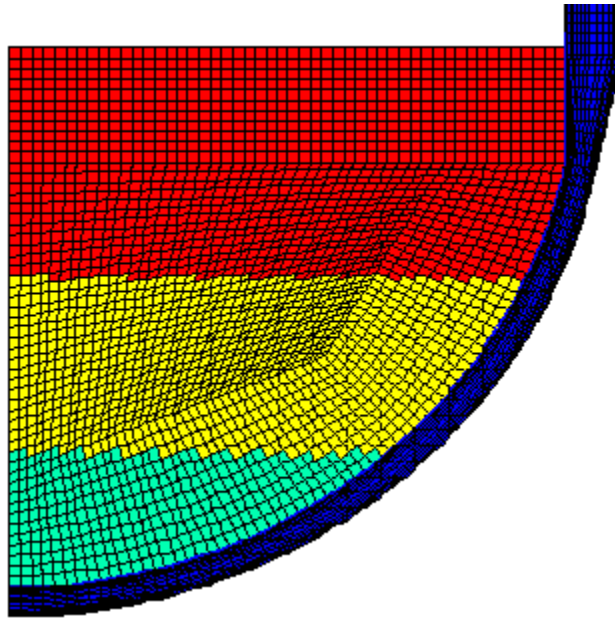


Bild 5-3: Materialverteilung im Schmelzepool, rot – turbulente Durchmischungszone, gelb – Temperaturschichtungszone, hellgrün – erstarrte Schmelze (Kruste) mit relativ geringer Wärmeleitfähigkeit

Bild 5-4 zeigt die Energiebilanz für den Druckbehälter, wobei die roten Kurven die Wärmemenge darstellen, die durch die innere Wand in den Behälter gelangt und die grünen Kurven die Wärmemenge, die nach außen abgegeben wird. Weiterhin wird zum Vergleich unterschieden zwischen dem gefluteten Behälter (Kurven ohne Symbole) und dem ungefluteten Behälter (Kurven mit Symbolen), bei dem die Wärmeabgabe nach außen nur über Wärmestrahlung erfolgt. Die blaue Kurve zeigt die von der Schmelze freigesetzte Nachzerfallswärme.

Zunächst wird deutlich, dass durch die Wasserkühlung eine größere Wärmemenge abgeführt werden kann. Nach etwa 1000 Sekunden ist im gekühlten Fall die aus dem RDB abgeführte Wärmemenge größer als die, durch die Schmelze zugeführte. Das hat zur Folge, dass der RDB im Mittel abkühlt.

Im ungekühlten Fall wird theoretisch erst nach sieben Stunden mehr Wärme ab- als zugeführt, zu diesem Zeitpunkt ist der RDB aber bereits durchgeschmolzen.

Es muss bemerkt werden, dass aber durch den Restzerfall immer noch mehr Wärme erzeugt als abgeführt wird. Diese Energiedifferenz wird teilweise durch das Aufschmelzen der Behälterwand und teilweise durch weitere Erwärmung der Schmelze verbraucht.

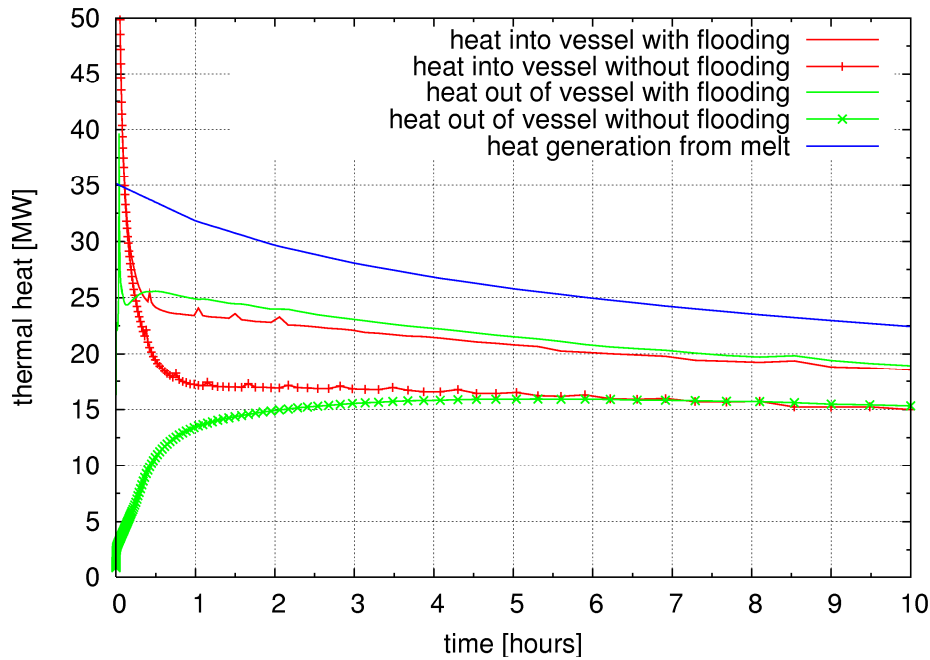


Bild 5-4: Energiebilanz für den RDB, Wärmeenergie MW über der Zeit (h), rot: Wärmestrom in die Wand mit externer Flutung, rot mit Strich: Wärmestrom in die Wand ohne externe Flutung, grün: Wärmestrom aus der Wand (mit und ohne Flutung), blau: Wärmeleistung aus inneren Quellen im Pool

In Bild 5-5 wird deutlich, dass bei externer Flutung etwa 1/3 der RDB-Wand abschmilzt.

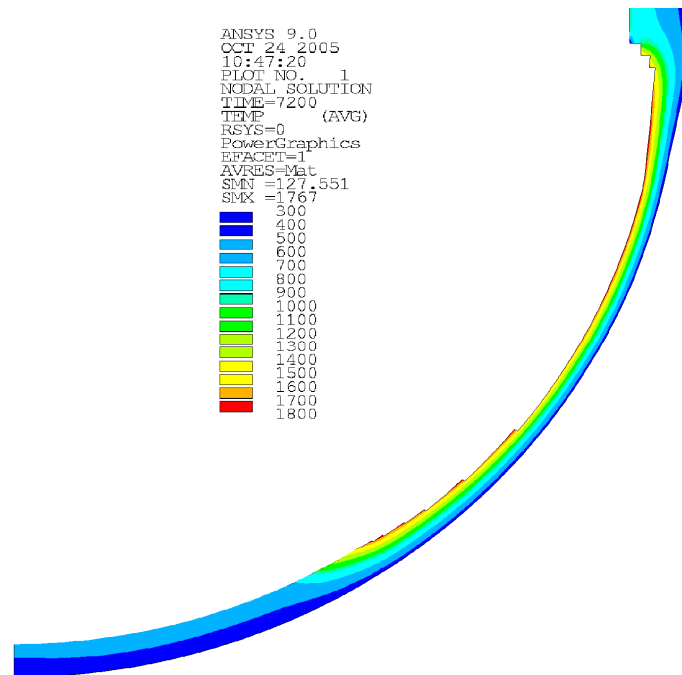


Bild 5-5: Temperaturverteilung [K] in der verbleibenden Behälterwand nach zwei Stunden

Bild 5-6 gibt Aufschluss über den Temperaturverlauf entlang des in Bild 4-2 eingeführten Pfades über die Wanddicke zu verschiedenen Zeiten nach Einsetzen der Kühlung. Die x-Koordinate beschreibt hierbei den Abstand von der inneren Behälterwand. Zu Beginn hat die Behälterwand eine konstante Temperatur von 600 K.

Die 3000 K heiße Schmelze im Inneren des RDB erwärmt die Innenseite der Wand sehr schnell, so dass dort ein großer Temperaturgradient entsteht. Im weiteren Verlauf flacht dieser Gradient immer mehr ab und verläuft nach 1000 Sekunden nahezu linear.

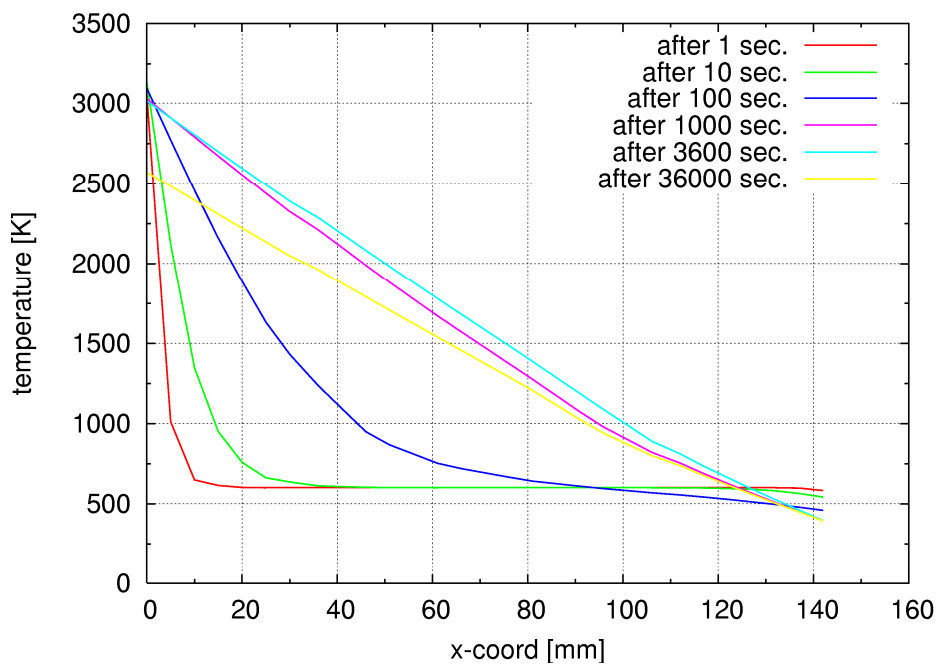


Bild 5-6: Temperaturverlauf über der RDB-Wand entlang des Pfades P (Bild 4-2) zu verschiedenen Zeiten

Bild 5-7 zeigt den zeitlichen Verlauf des Wärmeflusses im Punkt P (Durchstoßpunkt des Pfades durch die Behälteraußenwand). Zum Zeitpunkt 0 beträgt die Temperatur der Behälterwand konstant 600 K, es existiert kein Temperaturgradient und demzufolge kein Wärmefluss. Die Behälteraußenwand kühlt innerhalb von 100 Sekunden auf 460 K ab, und der spezifische Wärmestrom wird durch die Nukijama-Kurve bestimmt. Während der folgenden 100 Sekunden erfolgt eine weitere rasche Abkühlung auf ca. 385 K in den Bereich des stabilen Blasensiedens der Nukijama-Kurve. Danach schwankt die Temperatur nur noch gering (385 – 393 K).

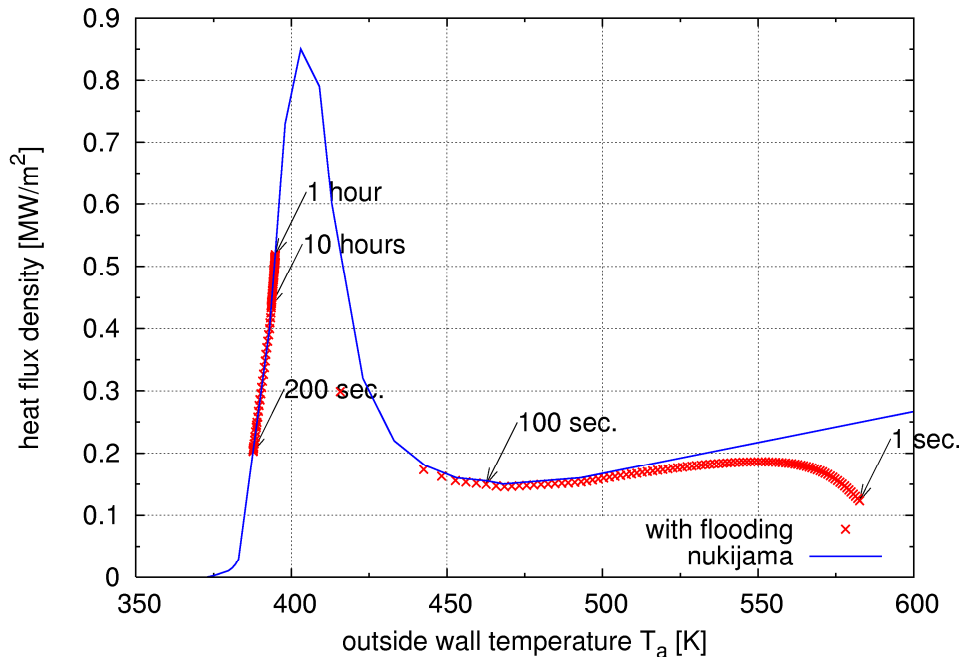


Bild 5-7: Wärmeflussdichte am Punkt P [MW/m²] in Abhängigkeit der Außenwandtemperatur [K] bei externer Flutung

Die schnellste Abkühlung erfolgt im Zeitraum zwischen 135 und 145 Sekunden, wie in Bild 5-8 deutlich wird. Das ist der für die Thermoschockphänomene entscheidende Zeitabschnitt, hier erreicht die von Mises Vergleichsspannung an der Außenseite ihr Maximum von 500 MPa.

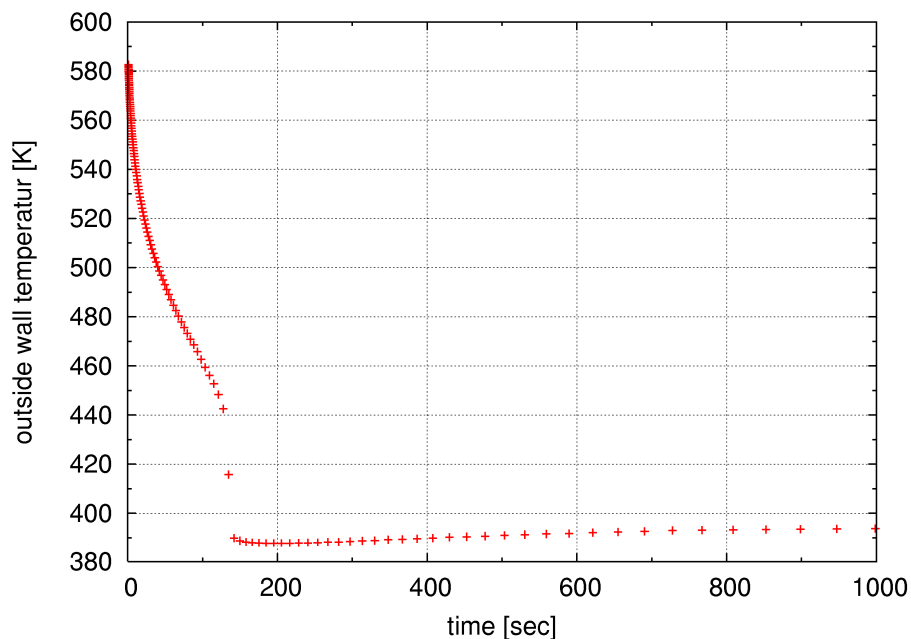


Bild 5-8: Temperaturverlauf über der Zeit an der Behälteraußenseite (Pfad P)

Der Spannungsverlauf ist in Bild 5-9 dargestellt. Die Vergleichsspannung σ_V wird im wesentlichen von den zur Behälterwand tangentialen Spannungskomponenten (σ_y , σ_z) bestimmt. Die radiale Komponente σ_x ist relativ klein, da sich die Behälterwand in dieser Richtung frei deformieren kann.

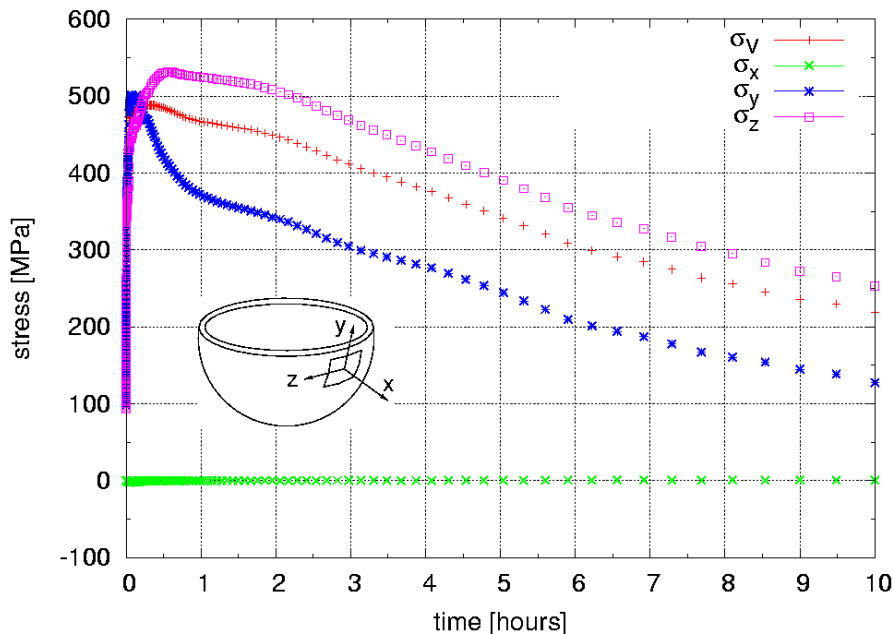


Bild 5-9: Spannungen an der RDB-Außenseite (Pfad P) über der Zeit (x-radial, y-tangential zum Umfang, z-tangential zum Meridian der Bodenkalotte)

In Bild 5-10 ist die Spannungskomponente σ_z noch einmal über der Wanddicke aufgetragen. Man erkennt, dass an der Außenseite Zugspannungen vorherrschen, die zur Wandmitte hin abnehmen und noch weiter im Inneren durch Zugspannungen aufgefangen werden. Für große Zeiten sind die Spannungen an der Behälterinnen-seite Null, da dort die Behälterwand schon abgeschmolzen ist.

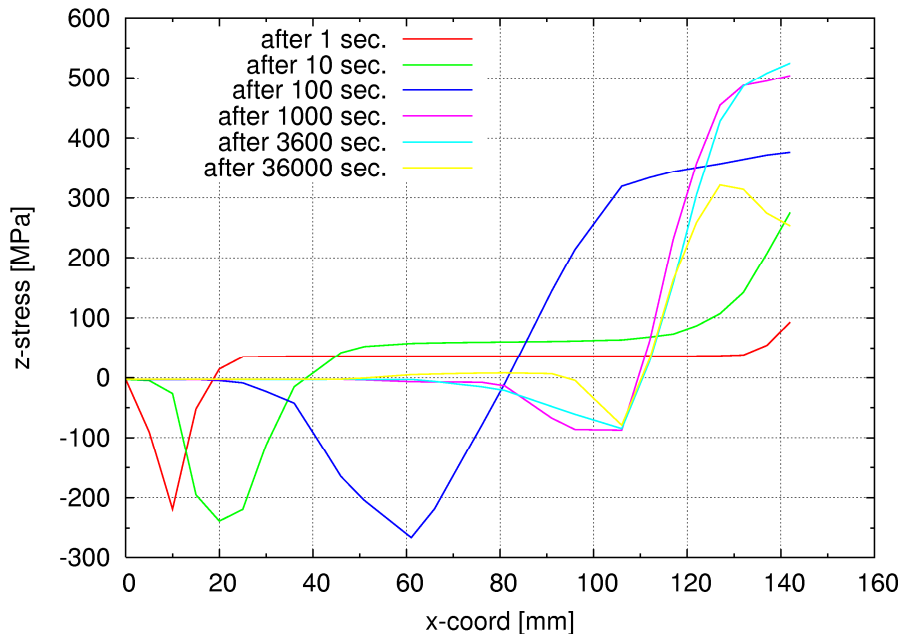


Bild 5-10: Spannungsverlauf von σ_z entlang des Pfades über die Behälterwand zu verschiedenen Zeiten

Die mechanischen Rechnungen zeigen, dass die verbleibende Restwanddicke bei einem Differenzdruck von 25 bar ausreicht, um die mechanischen Lasten dauerhaft aufzunehmen. Es stellt sich eine maximale Verschiebung von etwa 27 mm ein (vgl. Bild 5-11).

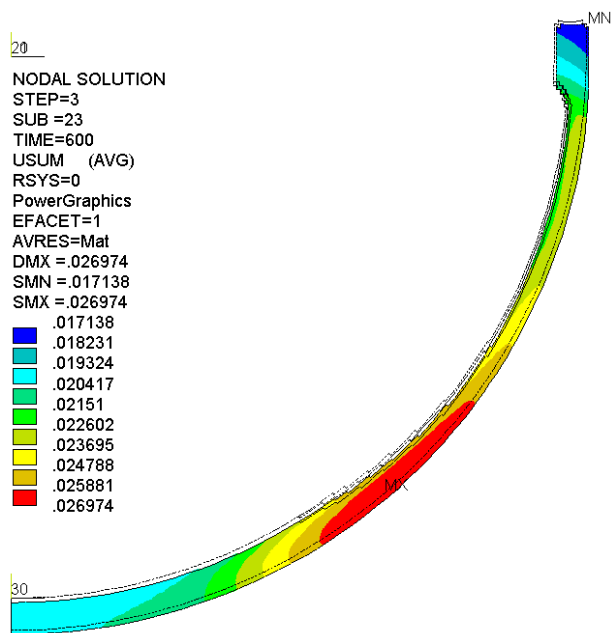


Bild 5-11: Verschiebung [m] nach 600 s

Die Vergleichsspannungen erreichen Maximalwerte von ca. 500 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 5-12 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. Ein Versagen der RDB-Wand ist erst bei einer Schädigung von 100% zu erwarten.

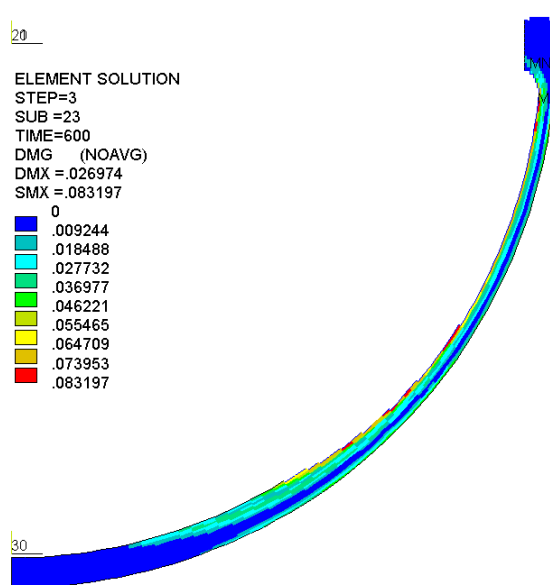


Bild 5-12: Schädigung nach 600 s

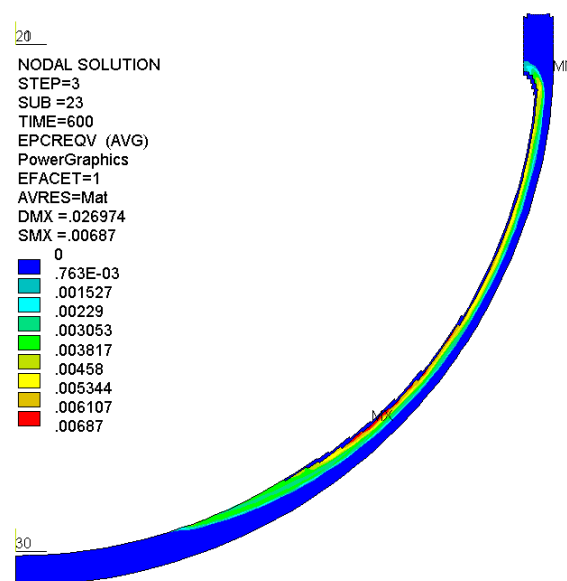


Bild 5-13: Kriechdehnung nach 600 s

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 dazwischen liegenden 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 5-13 sind die Kriechvergleichsdehnungen nach 600 s dargestellt. Aufgrund der Temperaturverteilung fin-

det 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.

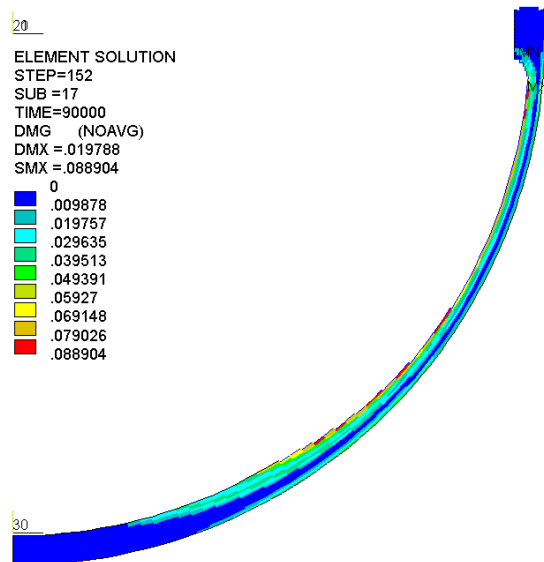


Bild 5-14: Schädigung nach 25 h

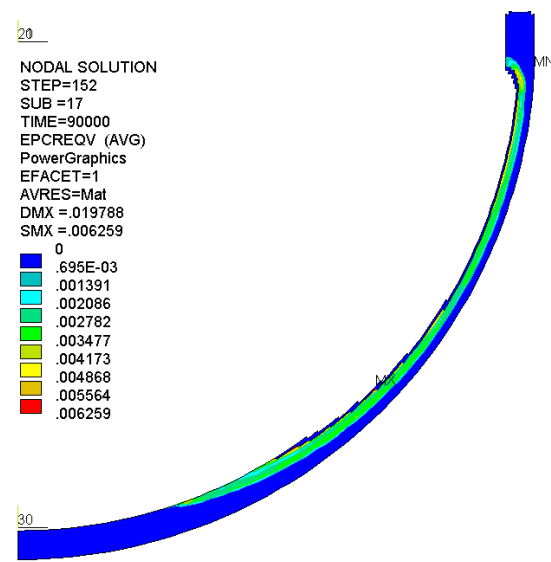


Bild 5-15: Kriechdehnung nach 25 h

Bild 5-15 zeigt zum Vergleich die Kriechdehnungen nach 25 Stunden. Zusammen mit der Analyse der in Bild 5-14 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 kommt. Diese Vorgänge werden jedoch für die mechanische Festigkeit nicht berücksichtigt.

Es 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.

Die bisher dargestellten Ergebnisse beruhen auf der thermischen Analyse mit dem ECC-Modell (ECCM, Abschnitt 2.1). Alternativ wurde für die thermische Analyse auch das neuere EC-Modell (ECM, Abschnitt 2.2) angewendet.

In Bild 5-16 ist die Temperaturverteilung nach 3600 s dargestellt, Bild 5-17 zeigt die Materialverteilung. Ein Vergleich mit Bild 5-2 zeigt, dass ECCM und ECM die Stratifizierung in der Schmelze unterschiedlich berechnen. Das ECM bewirkt, dass der Bereich der uniformen Temperatur im Schmelzpool größer ist und dass die Isothermen eine deutliche Krümmung aufweisen. Die Temperaturverteilung in der RDB-Wand unterscheidet sich dagegen nur unwesentlich von der des ECCM. Die Ablation ist beim ECM mehr auf den Bereich des heißen Fokus konzentriert. Die Reduktion der Wanddicke im Bereich des heißen Fokus ist aber bei ECCM und ECM vergleichbar.

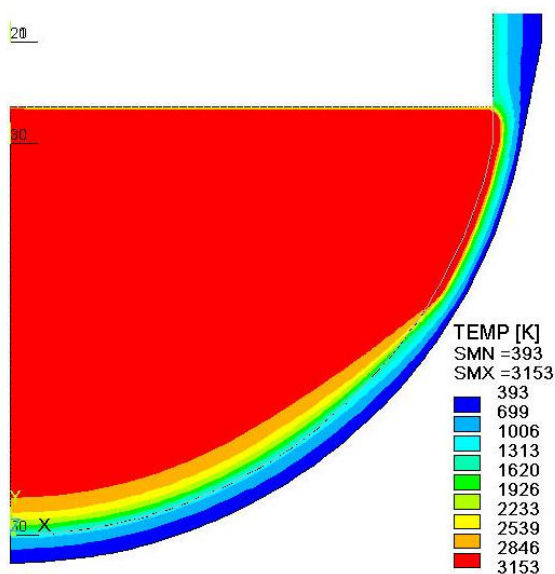


Bild 5-16: Temperaturverteilung nach 3600 s, berechnet mit dem ECM

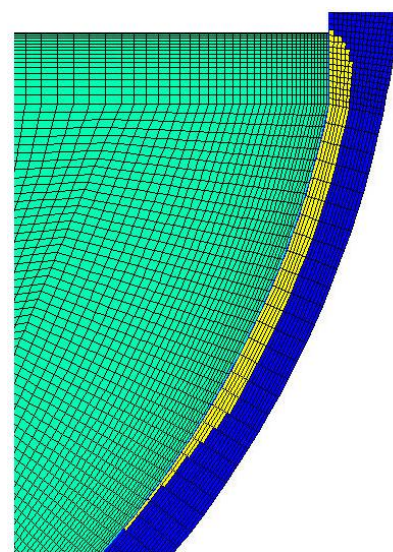


Bild 5-17: Materialverteilung nach 3600 s, gelb: abgeschmolzene RDB-Wand

Eine mechanische Analyse auf der Basis der Temperaturverteilung aus dem ECM würde daher ganz ähnliche Ergebnisse zeigen wie die obigen auf dem ECCM beruhenden. Es kann daraus geschlossen werden, dass ECM und ECCM bezüglich der resultierenden Temperaturverteilung in der RDB-Wand gleichwertig sind.

5.1.2 Homogener Schmelzpool ohne externe Flutung

Bei fehlender Außenflutung ist ein schnelles thermisches Versagen zu erwarten. Mit einer einfachen analytischen Betrachtung kann die Zeit bis zum Durchschmelzen der RDB-Wand abgeschätzt werden. Es wird ein konstanter Wärmestrom in die RDB-Wand q_{in} angenommen, die Schnittflächen und die Außenfläche werden als adiabat angenommen (Bild 5-18).

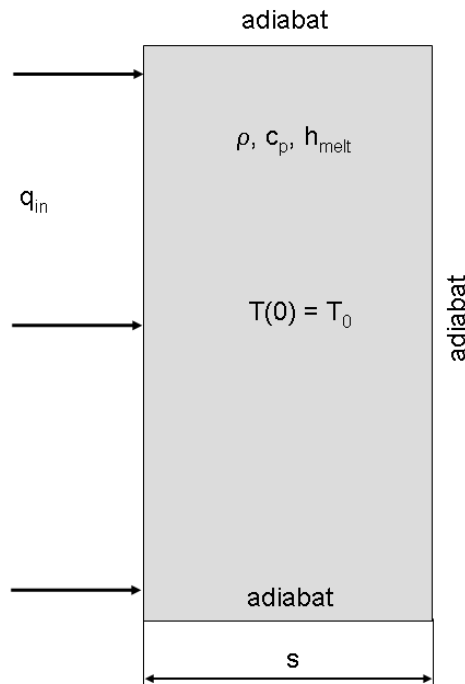


Bild 5-18: Analytische Modell zur Abschätzung der Aufschmelzzeit

Die Energiebilanz für den Ausschnitt der RDB-Wand lautet damit:

$$q_{in} \cdot \tau = \rho \cdot s \cdot [c_p \cdot \Delta T + h_{melt}] \quad \text{GI 5-1}$$

mit τ - Zeit bis zum Schmelzen der RDB-Wand, ρ - Dichte von Stahl, c_p – spezifische Wärmekapazität von Stahl, h_{melt} – spezifische Schmelzenthalpie von Stahl, ΔT Differenz zwischen Ausgangstemperatur T_0 und Schmelztemperatur von Stahl T_{melt} . Tabelle 5-2 enthält die Parameter, wobei die Stoffwerte für Stahl c_p und ρ für eine mittlere Temperatur $(T_0 + T_{melt}) / 2$ angegeben sind.

Tabelle 5-2: Parameter zur Abschätzung der Zeit bis zum Schmelzen der RDB-Wand

Parameter	Wert
Dichte (ρ)	7600 kg/m ³
Spezifische Wärme (c_p)	605 J/(kg·K)
Schmelzenthalpie (h_{melt})	272 kJ/kg
Wanddicke (s)	0.148 m
Wärmestrom (q_{in})	500 kW/m ²
Schmelztemperatur (T_{melt})	1780 K
Ausgangstemperatur (T_0)	600 K

Mit den in Tabelle 5-2 aufgeführten Werten ergibt sich eine Schmelzzeit von $\tau = 37$ min. Bei dieser Berechnung handelt es sich um eine konservative Abschätzung, da die Außenfläche nicht wirklich adiabat ist, sondern durch Konvektion und Strahlung gekühlt wird. Außerdem erfolgt ein Wärmetransport in kältere Regionen der RDB-Wand durch Wärmeleitung.

Die thermische Analyse mit dem FE-Modell ergibt, dass die RDB-Wand nicht völlig durchschmilzt.

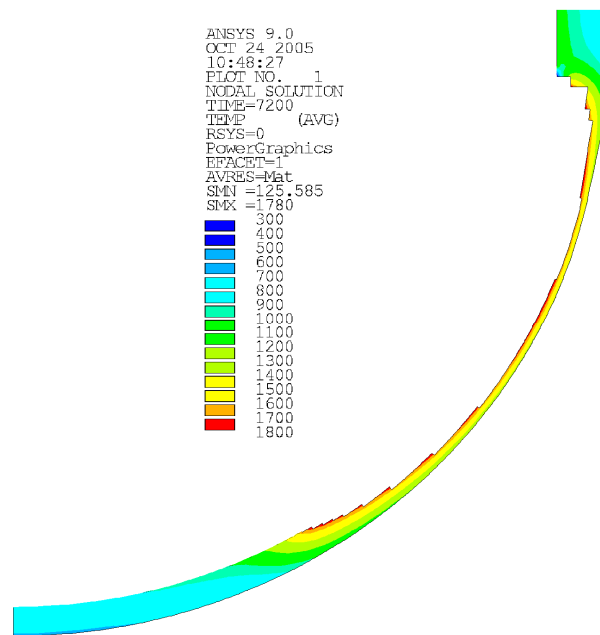


Bild 5-19: Temperaturverteilung in der verbleibenden Behälterwand nach zwei Stunden (ohne externe Flutung)

Bild 5-19 zeigt die Temperaturverteilung nach 2 Stunden. Es ist zu erkennen, dass im Bereich des heißen Fokus etwa 1/4 der RDB-Wand noch unterhalb der Schmelztemperatur liegt. Bild 5-20 zeigt den zeitlichen Verlauf der Restwanddicke für das Szenarium ohne externe Flutung und zum Vergleich auch für das Szenarium mit externer Flutung.

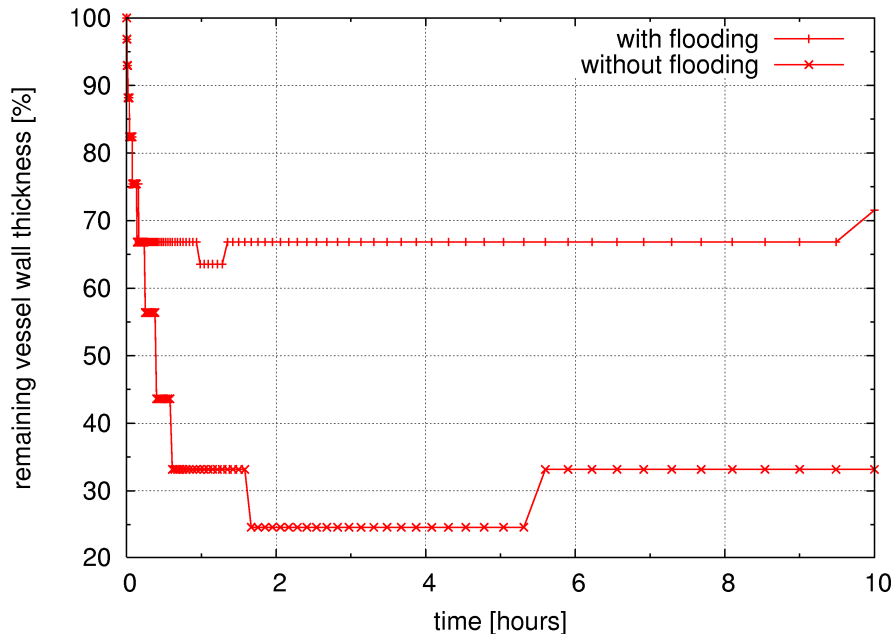


Bild 5-20: Zeitlicher Verlauf der Restwanddicke für die Szenarien mit und ohne externe Flutung (Pfad P, vgl. Bild 4-2)

Trotz einer verbleibenden Restwanddicke von ca. 37 mm ist es klar, dass der RDB versagen wird. Die Temperatur an der Außenseite im Bereich des heißen Fokus beträgt mehr als 1400 K. Die mittlere Temperatur der verbleibenden Wand am heißen Fokus ist ca. 1500 K = 1227 °C. Bei dieser Temperatur ist die Zugfestigkeit des Stahls ca. 13 MPa [Altstadt und Willschütz 2005a]. Die Membranspannung aus dem Innendruck beträgt dagegen ca. 170 MPa. Selbst im drucklosen Zustand kann ein Versagen nicht ausgeschlossen werden. Die Membranspannung aus den Gewichtskräften von Schmelze und Bodenkalotte ergibt sich zu ca. 5 MPa. Bei diesem Spannungs- und Temperaturniveau würde ein Versagen durch Kriechbruch nach ca. 8 Stunden eintreten [Altstadt und Willschütz 2005a].

5.1.3 Bruchmechanische Analyse

Die Fragestellung bei der bruchmechanischen Analyse ist, welchen Einfluss ein unterstellter Riss in der Bodenkalotte auf die Integrität des RDB im Schmelzerückhaltungsszenarium hat. Diese Frage ist insofern interessant als es bei der externen Flutung zu einem Thermoschock kommt. Die Zugspannungen an der Außenseite des RDB wirken auf einen außen liegenden Riss öffnend. In Abschnitt 5.1.1 wurde gezeigt, dass im Falle des intakten RDB (ohne vorher vorhandenen Riss) im betrachteten IVR-Szenarium kein Behälterversagen zu erwarten ist. Es soll nun untersucht

werden, ob von einem vorher existierenden Riss eine Gefährdung zu erwarten ist. Es ist zu untersuchen, ob der am Riss auftretende Spannungsintensitätsfaktor kleiner bleibt als die Risszähigkeit des Materials. Die Berechnung der Rissbeanspruchung erfolgt über das J-Integral. Zu diesem Zweck wurden zwei Varianten zur Berechnung des 3D-J-Integrals als ANSYS-Macros entwickelt: das Verfahren von Brocks und Schneider [Brocks und Schneider 2001] und das Verfahren nach [Shih et al. 1986]. Die Details der Implementierung sind in [Abendroth et al. 2008] beschrieben. Zur Anwendung des Konzepts wurde ein dreidimensionales FE-Modell des RDB-Bodens aufgebaut, wobei die Temperaturbelastung aus der Analyse mit dem axialsymmetrischen Modell (Kapitel 4, Abschnitt 5.1.1) übernommen wurde. Zur Berechnung der Rissumgebung wurde ferner ein Submodell mit einem semi-elliptischen Riss entwickelt. Die in ANSYS verfügbare Submodelltechnik wurde verwendet, um die Randbedingungen an den Schnittflächen des Submodells vorzugeben und um die Temperaturlast aufzuprägen. Ferner wird der Innendruck von 25 bar im Submodell berücksichtigt. Das globale 3D-Modell und das Submodell mit Riss sind in Bild 5-21 dargestellt.

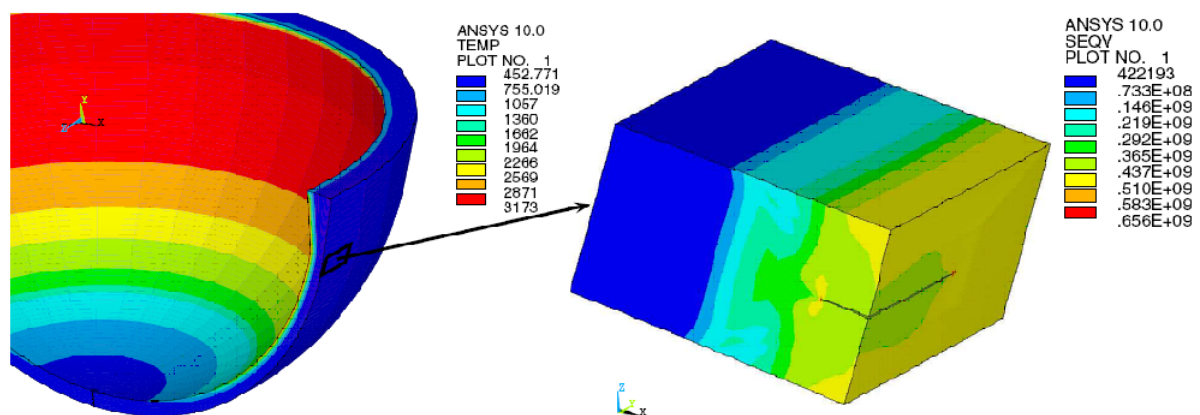


Bild 5-21: links: Temperaturfeld aus dem axialsymmetrischen Modell, rechts: 3D-Submodell mit dem semielliptischen Oberflächenriss mit der Verteilung der Vergleichsspannung (Pa)

Die oben erwähnten Methoden wurden verwendet, um das J-Integral entlang der Rissfront zu ermitteln. Die dabei erzielten Ergebnisse unterscheiden sich nicht signifikant voneinander, so dass die verschiedenen Methoden als gleichwertig angesehen werden können.

Der hier betrachtete semielliptische Riss hat eine Tiefe von $a = 15$ mm und ein Achsenverhältnis von $a/c = 0.3$. Bild 5-22 zeigt die Verteilung der Vergleichsspannung in

der Umgebung des Risses. Wie erwartet ergibt sich eine Spannungskonzentration an der Rissfront.

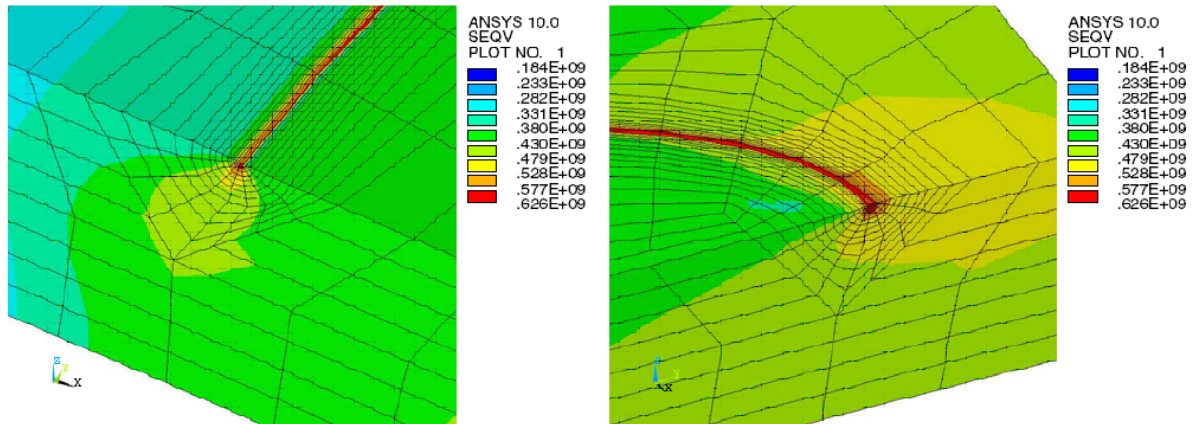


Bild 5-22: Vergleichsspannung [Pa] am Riss; links: Blick auf die Symmetrieebene ($\varphi = 90^\circ$), rechts: Blick auf die Außenfläche ($\varphi = 0^\circ$)

Bild 5-23 stellt den zeitlichen Verlauf des J-Integrals an verschiedenen Positionen der Rissfront dar.

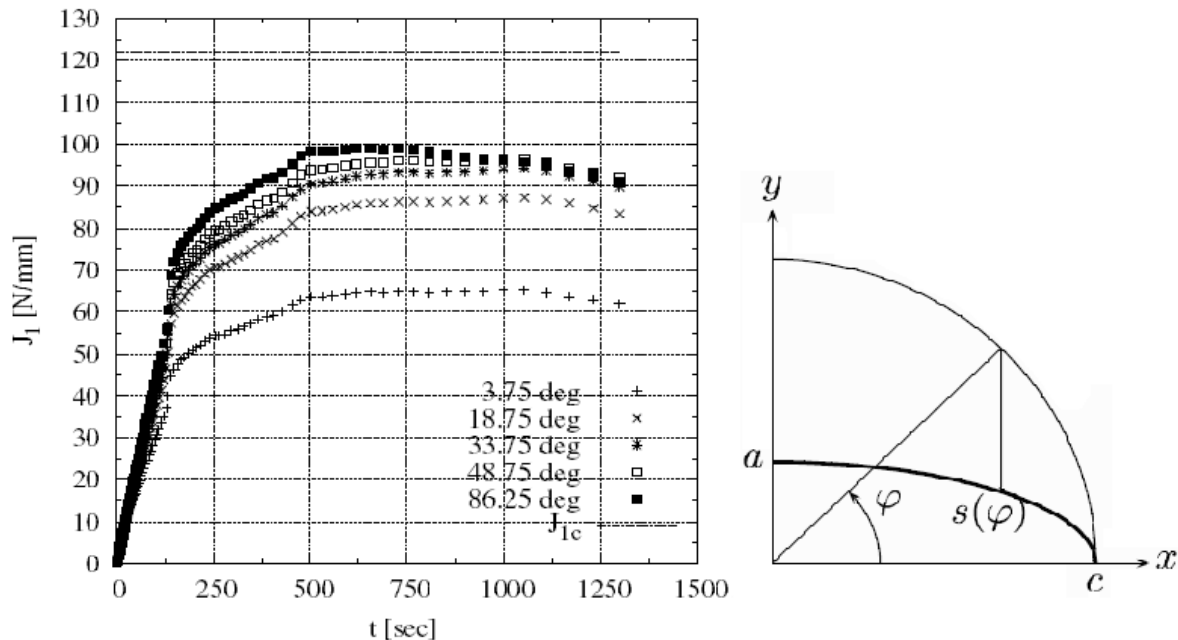


Bild 5-23: Zeitlicher Verlauf von J_1 für verschiedene Positionen entlang der Rissfront (Winkelpositionen entsprechend der Skizze rechts)

Die Werte des J-Integral nehmen mit wachsender Winkelposition, d. h. mit wachsender Risstiefe zu, allerdings unterscheiden sich die Kurven für $\varphi > 30^\circ$ nur wenig. Ein

kritischer Wert für den RDB-Stahl liegt bei $J_{IC} > 125 \text{ N/mm}$ [EricksonKirk and EricksonKirk 2006]. Dieser Wert wird nicht erreicht. Im betrachteten Szenarium würde der Riss daher nicht weiter wachsen.

5.2 Szenarien für den Reaktortyp WWER-1000

Die Massen des Kerninventars sowie der RDB-Einbauten sind in Tabelle 5-3 zusammengestellt. Aus Tabelle 2-2 können die Materialparameter der Schmelzepools entnommen werden.

Tabelle 5-3: Kerninventar (BE, Einbauten und Bereiche des RDB) und eines WWER-1000 [Bechta et al. 2008a]

Strukturen und Komponenten	Material	Masse [t]
Brennstoff	UO ₂	80.0
Brennstoffhüllen	Zr – 1%Nb	24.0
Kernstrukturen (SCRAM - Kanäle, Abstandshalter)	austenitischer Stahl	5.0
Regelelemente	B ₄ C	0.43
Kernbehälter	austenitischer Stahl	74.5
Kernbehältereinbauten	austenitischer Stahl	122.3
RDB - Boden	RDB-Stahl	33.3
RDB – Zylinder (bis zum Auflager)	RDB-Stahl	79.4

In [Bezlepkin et al. 2003] wurde das Unfallszenarium eines unbeherrschten Notstromfalls untersucht. Die Verlagerung des Coriums in das untere Plenum ist nach ca. 8.3 h abgeschlossen. Zu diesem Zeitpunkt beträgt die Nachzerfallswärme 24 MW, dies entspricht 0.8% der thermischen Nominalleistung des Reaktors. Die anfängliche Zusammensetzung des Schmelzepools ist wie folgt: UO₂ - 76 t; ZrO₂ - 11 t; Zr - 14 t; Stahl – 80 t (ohne abgeschmolzene RDB-Wand, mit RDB-Stahl ca. 100 t). Dementsprechend ergibt sich der Oxidationsgrad zu $C_n \approx 35\%$ (vgl. Gl 2-39). Der Stahlmassenanteil ist $\bar{m}_{st} = M_{ss} / M_{\Sigma} \approx 0.45$.

Im Folgenden werden Simulationen für verschiedene Poolkonfigurationen mit und ohne Berücksichtigung der Korrosion (Abschnitt 2.7) durchgeführt. Die Berechnungen starten 30 000 s (8.3 h) nach dem Abschalten des Reaktors und umfassen ein Zeitfenster von 20 h (Bild 5-24). Es wird davon ausgegangen, dass nach dem Ende dieses Zeitfensters kein RDB-Versagen mehr auftritt, wenn der RDB bis dahin stand-

gehalten hat, da die Wärmeleistung im Pool nach den 28.3 h auf das 0.69-fache abgesunken ist (im Vergleich zum Zeitpunkt 8.3 h).

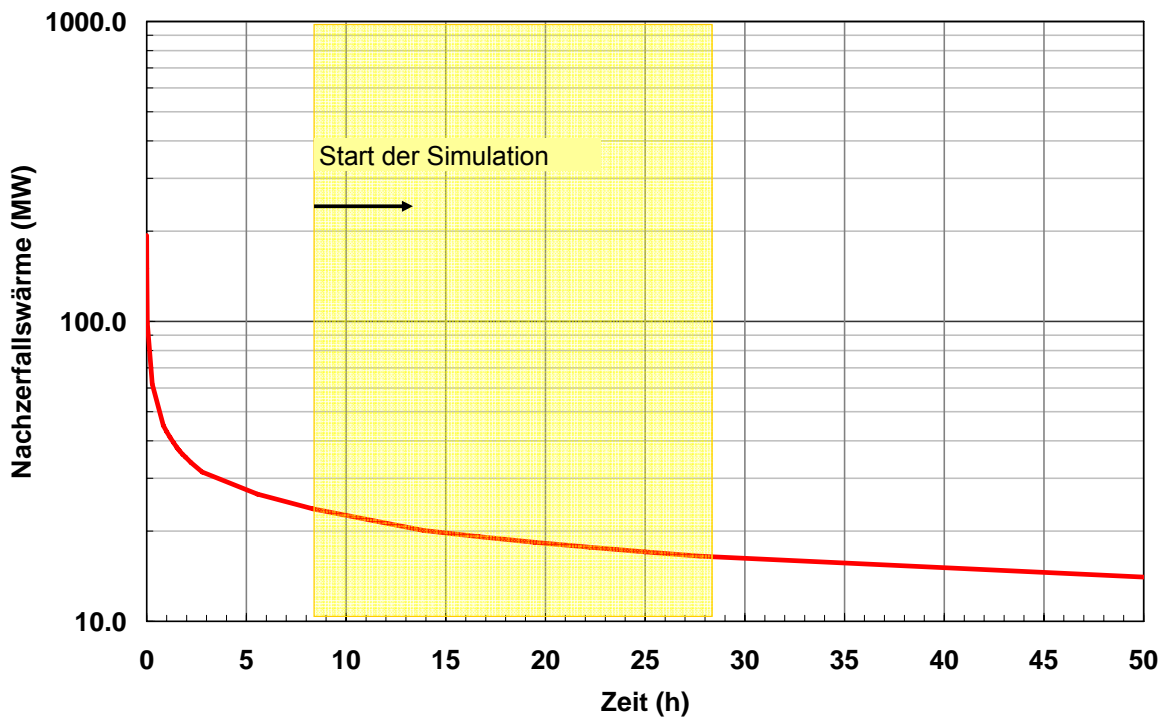


Bild 5-24: Nachzerfallswärme über der Zeit beim WWER-1000; das gelbe Fenster gibt den Zeitraum der Simulationen an, $t=0$ entspricht dem Zeitpunkt des Abschaltens

5.2.1 Homogener Schmelzpool mit externer Flutung

Ein homogener Schmelzpool kann entstehen, wenn im Reaktor eine Luft/Dampf Atmosphäre vorhanden ist, d. h. wenn während des Abschmelzens des Kerns Wasser in den RDB gelangt [Bechta et al. 2008a]. Es ist ebenfalls möglich, dass die RDB-Einbauten allmählich abschmelzen und in der oxidischen Schmelze ihrerseits oxidiert werden [Bechta et al. 2001]. Ein homogener Pool, bestehend aus $(U,Zr)O_{2+x}$ und FeO_y ist durch einen Oxidationsgrad von $C_n = 100\%$ gekennzeichnet. Die thermischen Eigenschaften sind Tabelle 2-2 zu entnehmen. Die homogene oxidische Schmelze mit den Eisenoxidanteilen hat eine Masse von 210 t und ein Volumen von 37 m^3 . Damit ergibt sich eine Poolhöhe von 3.1 m, d. h. der Schmelzespiegel befindet sich weit im zylindrischen Bereich des RDB (vgl. Bild 4-3a). Die Wärmequellichte beträgt zum Beginn der Simulation 649 kW/m^3 .

Die thermische Berechnung erfolgt auf der Basis des in Abschnitt 2.3 beschriebenen Verfahrens. Es ergeben sich folgende Parameter (Tabelle 5-2):

Tabelle 5-4: Thermodynamische Parameter für den homogenen Schmelzpool, Algorithmus nach Abschnitt 2.3 [Bechta et al. 2008a]

Parameter	Wert
Modifizierte Ra Zahl	$5.2 \cdot 10^{15}$
Nu_{up}	1374
Nu_{hr} (vertikale Fläche)	1239
Nu_{dn} (elliptische Fläche)	1085
Wärmestromdichte Oberfläche, MW/m^2	0.52
Maximale Wärmestromdichte in die vertikale Fläche, MW/m^2	0.47
Mittlere Wärmestromdichte nach unten, MW/m^2	0.41
Max. Temperaturdifferenz entlang der Seitenfläche, K	324

Es ergibt sich die in Bild 5-25 gezeigte Wärmestromdichte in die RDB-Wand. Diese ist entlang des abgewickelten Meridianpfades dargestellt. Der Nullpunkt entspricht dem Behältersüdpol. Der Übergang zwischen elliptischem Boden und Zylinder liegt bei ca. 2.4 m.

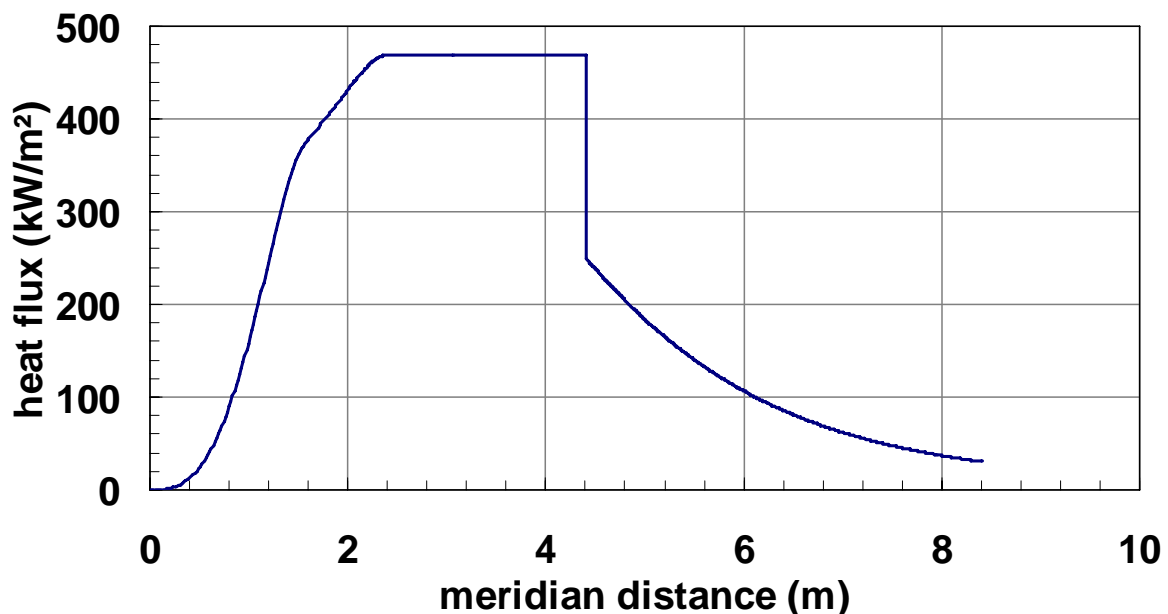


Bild 5-25: Wärmestromdichte in die Behälterwand über dem Meridianpfad

Die thermische Berechnung des Temperaturfelds und der Ablation der RDB-Wand wird mit dem FE-Modell (Kapitel 4) durchgeführt. Zunächst werden das stationäre Temperaturfeld und die Ablation (ohne Korrosion) für den Zeitpunkt 30 000 s nach Abschaltung ermittelt. Die Randbedingungen sind die innere Wärmestromdichte gemäß Bild 5-25 und die von der Übertemperatur abhängige Wärmestromdichte an der

Außenseite gemäß Nukijama-Kurve (Abschnitt 2.4). Bild 5-26 zeigt den stationären Ausgangszustand.

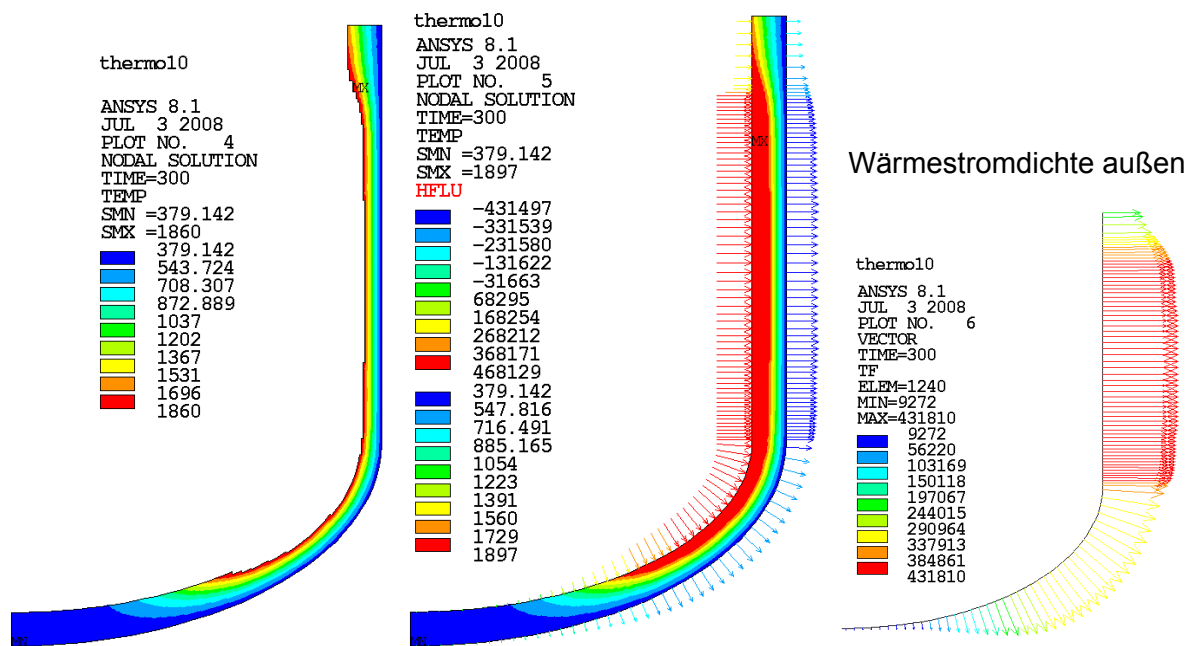


Bild 5-26: Temperatur [K] und Wärmestromdichten [W/m^2] im unteren Plenum 8.3 h nach Abschaltung, Szenarium mit homogenem Pool ohne Korrosion

Ein Vergleich mit dem KONVOI Reaktor (Bild 5-2) zeigt, dass die Wärmestromdichte an der Außenfläche in der gleichen Größenordnung liegt, obwohl, im Falle des KONVOI die Wärmequellldichte mit $1 \text{ MW}/\text{m}^3$ deutlich höher liegt. Allerdings wird beim KONVOI deutlich mehr Wärme über die Schmelzeoberfläche abgeführt, was eine Folge der Geometrie des Schmelzepools ist. Beim KONVOI ist das Verhältnis von Schmelzeoberfläche zu Schmelzepool-Seitenfläche größer.

Für die folgenden 20 h wird eine transiente thermische Analyse mit abnehmender Wärmequellldichte vorgenommen. Dazu wird die innere Wärmestromdichte aus Bild 5-25 proportional zur Abnahme der Wärmequellldichte (Bild 5-24) herunter skaliert. Durch diese Reduzierung kommt es zu einer Absenkung der Wandtemperaturen. Eine weitere Ablation der RDB-Wand findet nicht statt. Eine weitere Ablation ergibt sich nur dann, wenn die thermochemische Wechselwirkung zwischen Corium und Wand berücksichtigt wird (siehe dazu Abschnitt 5.2.3). Im Bild 5-27 ist der Temperaturverlauf an der RDB-Außenwand an drei verschiedenen Höhenpositionen dargestellt.

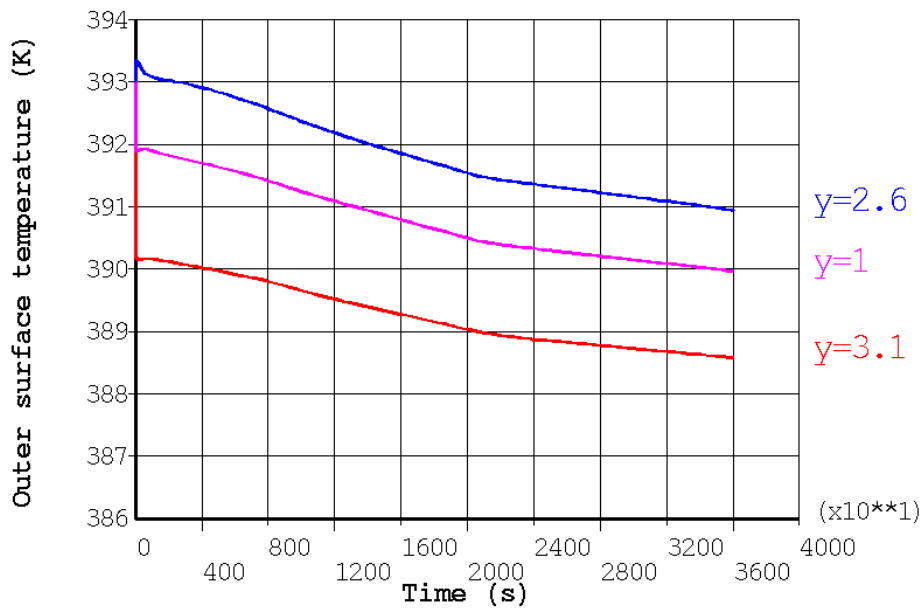


Bild 5-27: Temperaturverlauf an der RDB-Außenwand an drei Höhenpositionen: $y=1$ ist der Übergang Ellipse-Zylinder, $y=3.1$ ist die Schmelzeoberfläche. $t = 0$ entspricht dem Zeitpunkt 8.3 h aus Bild 5-24

Die mechanische Analyse wird gegenüber dem KONVOI-Szenarium (5.1.1) etwas modifiziert. Es ist klar, dass der RDB bei einem Innendruck von 25 bar nicht versagt. Ferner wurde beim KONVOI-Szenarium deutlich, dass aufgrund der kalten äußeren Randschicht des RDB keine signifikante Kriechdehnung auftritt (vgl. Bild 5-15). Für den WWER-1000 wird daher der Innendruck ermittelt, der zum Bruch des RDB führen würde. Dazu ist es erforderlich, die Spannung in der äußeren Randschicht einer ertragbaren Spannung gegenüberzustellen. Die ertragbare Spannung wird gleich der wahren Zugfestigkeit des RDB-Stahls gesetzt und ergibt sich aus den temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Kurven des RDB-Stahls [Altstadt und Willschütz 2005a]. Bild 5-28 zeigt den Temperaturverlauf der zulässigen Spannung. Es wird angenommen, dass der Behälter dann versagt, wenn in einem Element der äußeren Schicht die zulässige Spannung überschritten wird.

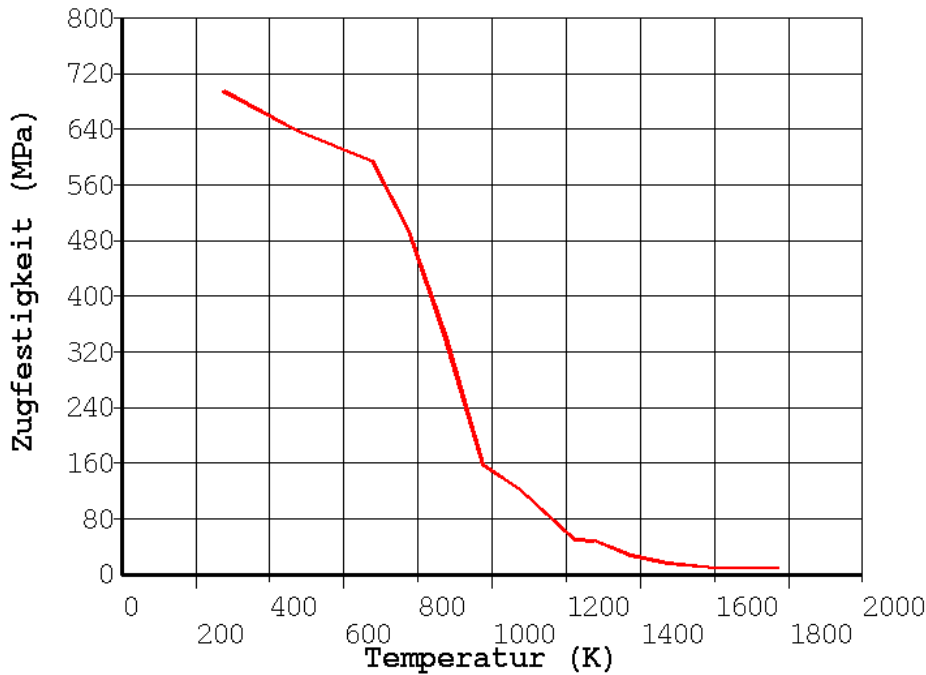


Bild 5-28: Zugfestigkeit des RDB-Stahls über der Temperatur

Die Berechnung des Versagensdruckes erfolgte in einer elastisch-plastischen Analyse mit schrittweise ansteigendem Innendruck. Die Temperaturlast entspricht der Verteilung aus Bild 5-26. Bild 5-29 zeigt den Spannungszustand und das Verhältnis von Vergleichsspannung zu ertragbarer Spannung (Zugfestigkeit).

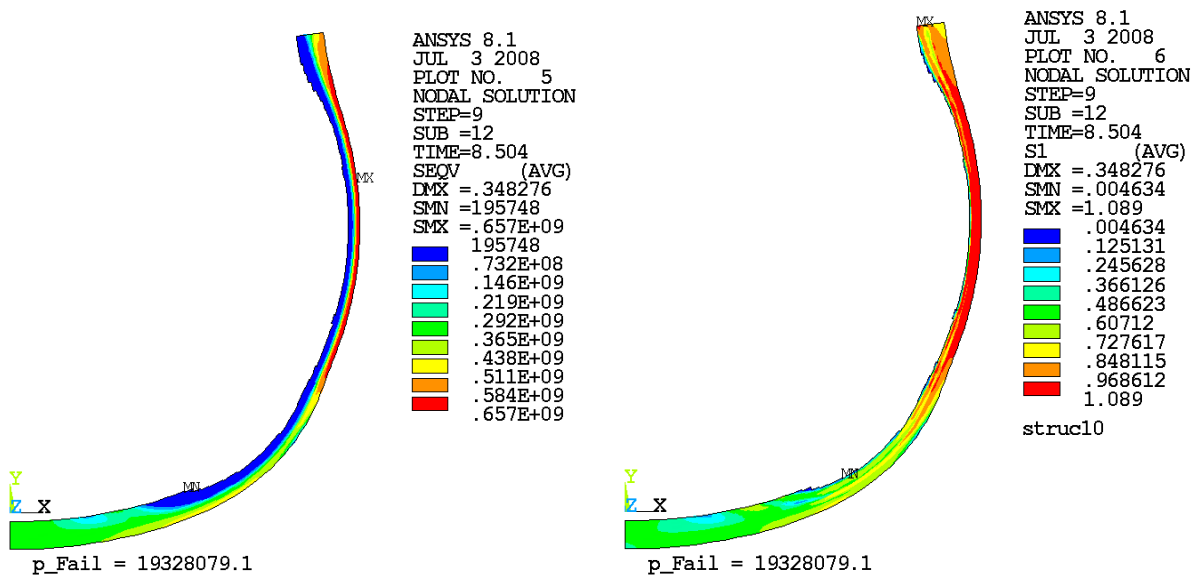


Bild 5-29: Homogener Schmelzpool, links Vergleichsspannung [Pa], rechts Beanspruchungsfaktor bei Versagensdruck.

Der Versagendruck beträgt 19.3 MPa, also deutlich mehr als der normale Betriebsdruck.

5.2.2 Segregierter Schmelzpool mit externer Flutung

Der segregierte Schmelzpool ist durch eine unteroxidierte Oxidschmelze mit aufliegender Metallschicht gekennzeichnet (vgl. Bild 4-3b). Der Oxidationsgrad ist $C_n = 35\%$. Der stationäre Wert für den Oxidationsgrad in der Oxidschicht ist $C_n = 82\%$. Die gesamte Masse des Pools beträgt 180 t, die ist auf Grund der unvollständigen Oxidation weniger als beim homogenen Schmelzpool (Abschnitt 5.2.1). Die Masse der Metallschicht ist 116 t, die der Oxidschicht 64 t [Bechta et al. 2008a]. Die Materialparameter sind Tabelle 2-2 zu entnehmen. Für das Oxid ergibt sich ein Volumen von 8.6 m^3 , was in etwa dem Volumen des semi-elliptischen Bodens entspricht, d. h. die Höhe der Oxidschicht beträgt also ca. 1 m. Die Metallschicht befindet sich demnach vollständig im zylindrischen Bereich. Mit einem Volumen von 16 m^3 ergibt sich die Höhe der Metallschicht zu 1.2 m. Es wird angenommen, dass die gesamte Nachwärme in der Oxidschicht entsteht. Damit ergibt sich die Wärmequell-dichte zu 2.8 MW/m^3 . Die thermische Berechnung erfolgt auf der Basis des in Abschnitt 2.3 beschriebenen Verfahrens. Es ergeben sich folgende Parameter (Tabelle 5-5):

Tabelle 5-5: Thermodynamische Parameter für den segregierten Schmelzpool, Algorithmus nach Abschnitt 2.3 [Bechta et al. 2008a]

Parameter	Oxidschicht	Metallschicht
Modifizierte Ra Zahl	$8.3 \cdot 10^{14}$	-
Nu_{up}	1004	99.5
Nu_{hr} (vertikale Fläche)	721	172
Nu_{dn} (elliptische Fläche)	501	-
Wärmestromdichte Oberfläche, MW/m^2	1.13	0.125
Maximale Wärmestromdichte in die vertikale Fläche, MW/m^2	0.81	0.87
Mittlere Wärmestromdichte nach unten, MW/m^2	0.564	1.13
Max. Temperaturdifferenz entlang der Seitenfläche, K	281	152

Der Wärmestrom in die RDB-Wand ist in Bild 5-30 dargestellt (rote Kurve). Zum Vergleich ist auch die Kurve für den homogenen Pool nochmals mit eingezeichnet. Es ist deutlich zu sehen, dass im Falle des segregierten Pools eine signifikant höhere maximale Wärmestromdichte auftritt (870 kW/m^2 gegenüber 470 kW/m^2). Deutlich zu sehen ist auch der Fokuseffekt: obwohl in der Metallschicht keine inneren Wärme-

quellen angenommen werden, ist die Wärmestromdichte in die Behälterwand höher als im Bereich der Oxidschicht (der Sprung in der roten Kurve tritt an der Grenze zwischen Oxid- und Metallschicht auf). Der Fokussfaktor (Gl 2-36) beträgt $F = 0.77$.

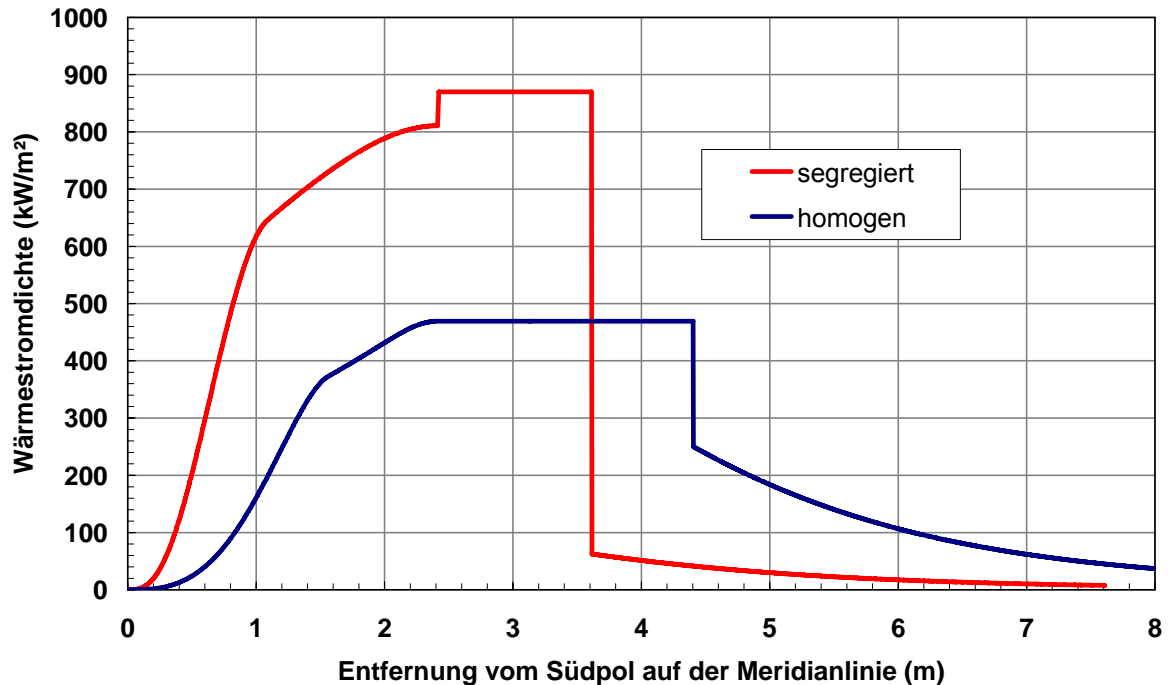


Bild 5-30: Wärmestromdichte in die Behälterwand über dem Meridianpfad, rot: segregierter Schmelzepool, blau zum Vergleich: homogener Schmelzepool

Die thermische und die mechanische Analyse werden in gleicher Weise durchgeführt wie für das Szenarium mit homogener Schmelze (Abschnitt 5.2.1). Bild 5-31 zeigt die Temperaturverteilung und die Wärmestromdichten für den stationären Ausgangszustand.

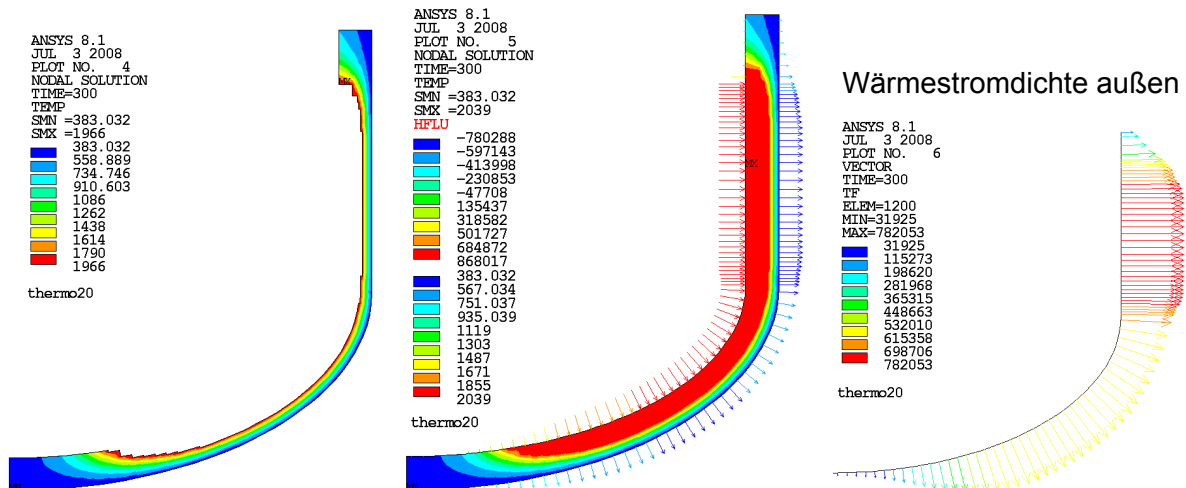


Bild 5-31: Temperatur [K] und Wärmestromdichten [W/m^2] im unteren Plenum 8.3 h nach Abschaltung, Szenarium mit segregiertem Pool ohne Korrosion

Es ist zu sehen, dass die Restwanddicke geringer ist als im Szenarium mit homogener Schmelze. Die Wärmestromdichte an der Außenwand erreicht einen Maximalwert von $782 \text{ kW}/\text{m}^2$, was relativ dicht an der kritischen Wärmestromdichte von $850 \text{ kW}/\text{m}^2$ liegt.

Im Bild 5-32 ist der Temperaturverlauf an der RDB-Außenwand an drei verschiedenen Höhenpositionen dargestellt.

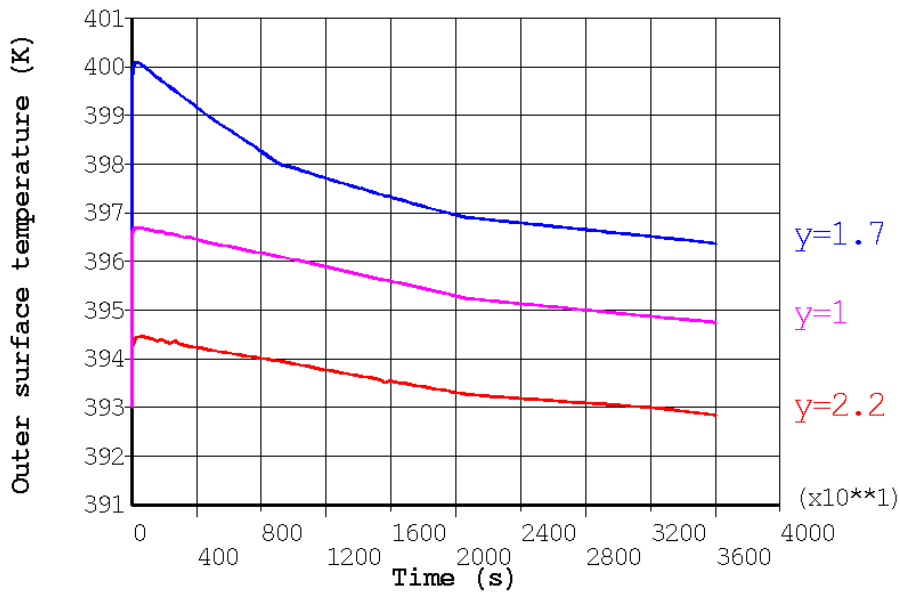


Bild 5-32: Temperaturverlauf an der RDB-Außenwand an drei Höhenpositionen: $y=1$ ist der Übergang Ellipse-Zylinder und der Grenzfläche zwischen Metall- und Oxidschicht, $y=2.2$ ist die Schmelzeoberfläche. $t = 0$ entspricht dem Zeitpunkt 8.3 h aus Bild 5-24

Da die Korrosion gemäß Abschnitt 2.7 hier nicht berücksichtigt wird, gibt es keine weitere Ablation der RDB-Wand (vgl. dazu Abschnitt 5.2.3).

Die Ergebnisse der mechanischen Analyse sind in Bild 5-33 zu sehen. Der Versagensdruck beträgt 13.8 MPa also deutlich weniger als im Szenarium mit homogener Schmelze. Die Ursache für den geringeren Versagensdruck liegt in der kleineren Restwanddicke. Diese führt zu einem höheren Temperaturgradienten in der Wand und damit zu einer dünneren kalten Außenschicht.

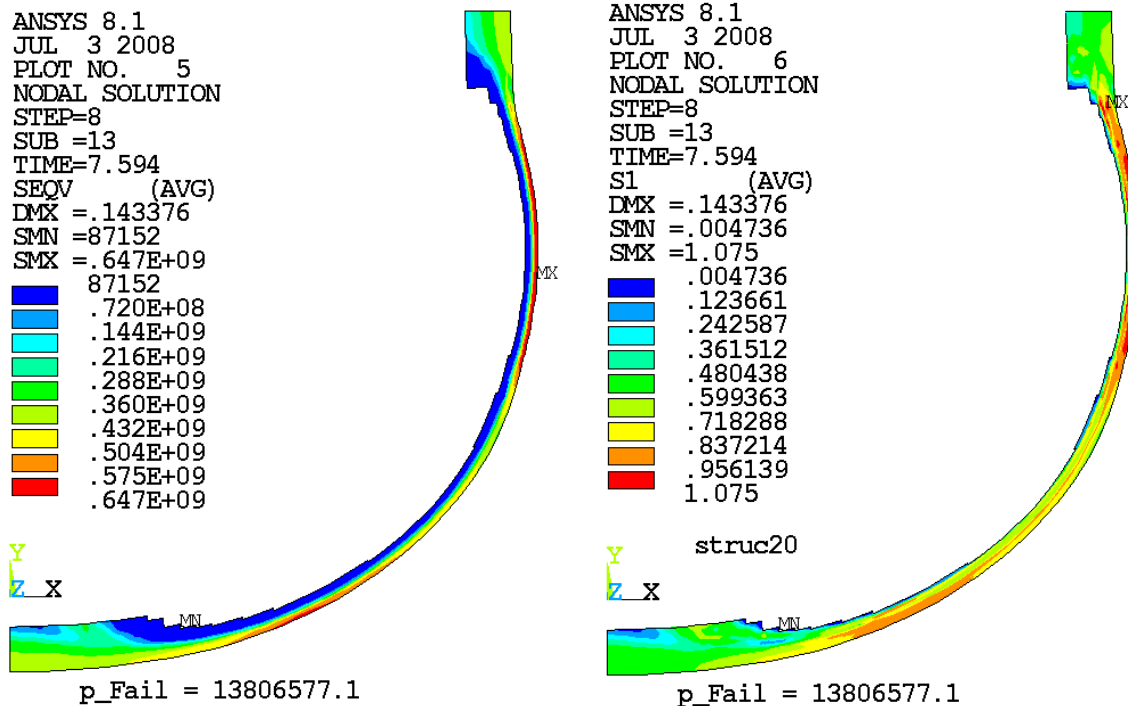


Bild 5-33: Homogener Schmelzpool, links Vergleichsspannung [Pa], rechts Beanspruchungsfaktor bei Versagensdruck.

5.2.3 Einfluss der thermochemischen Wechselwirkung Corium – RDB-Stahl

Berücksichtigt man die Korrosion gemäß Abschnitt 2.7, ist eine stärkere Ablation der Behälterwand zu erwarten als bei einer rein thermisch verursachten Ablation. Insbesondere kann man erwarten, dass auch nach der endgültigen Schmelzpoolformation (8.3 h nach Abschaltung) eine weitere Ablation stattfindet, so lange die Interface-Temperatur noch nicht unter einen Wert sinkt, ab dem keine Korrosion mehr stattfindet.

Im Bild 5-34 und Bild 5-35 sind die bis zum Ende der Simulation auftretenden Massen erodierten RDB-Stahls für vier Fälle dargestellt (homogener Schmelzpool und segregierter Schmelzpool jeweils ohne und mit Berücksichtigung der Korrosion).



Bild 5-34: Homogener Schmelzpool, erodierter RDB-Stahl (kg), links ohne Korrosion, rechts mit Korrosion

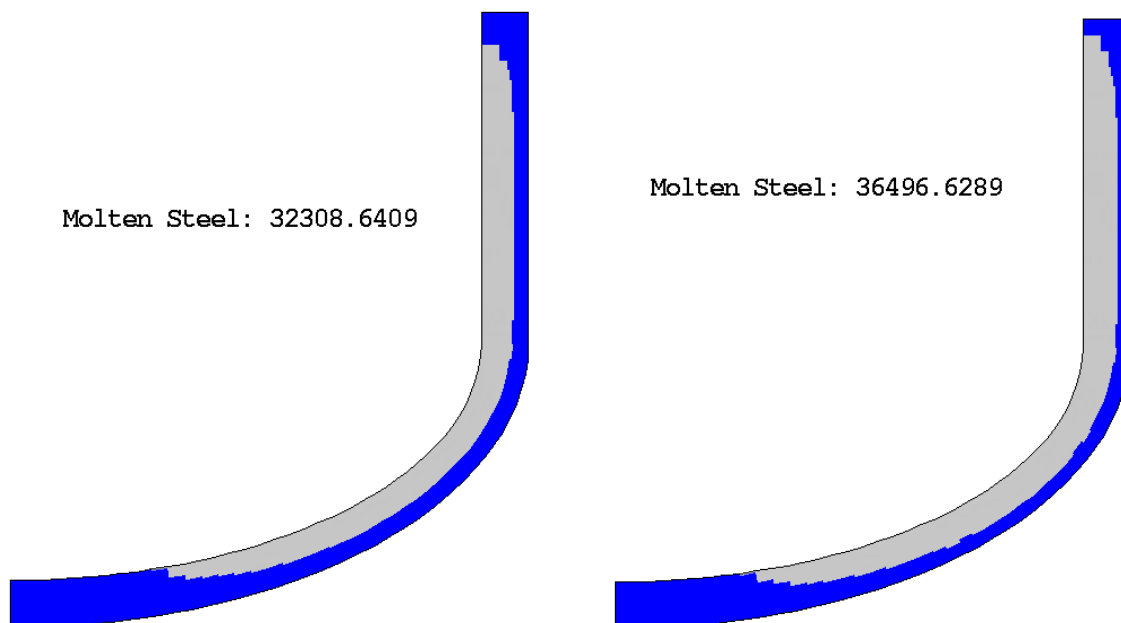


Bild 5-35: Segregierter Schmelzpool, erodierter RDB-Stahl (kg), links ohne Korrosion, rechts mit Korrosion

Es zeigt sich, dass die Berücksichtigung der Korrosion zu einer signifikant geringeren Restwanddicke führt. Die Zunahme der erodierten Stahlmasse ist im Szenarium mit homogenem Pool ausgeprägter. Die absoluten Massen sind aber beim segregierten

Pool auf Grund der deutlich höheren Wärmeströme größer. In Bild 5-36 ist die Ablationskinetik zu sehen.

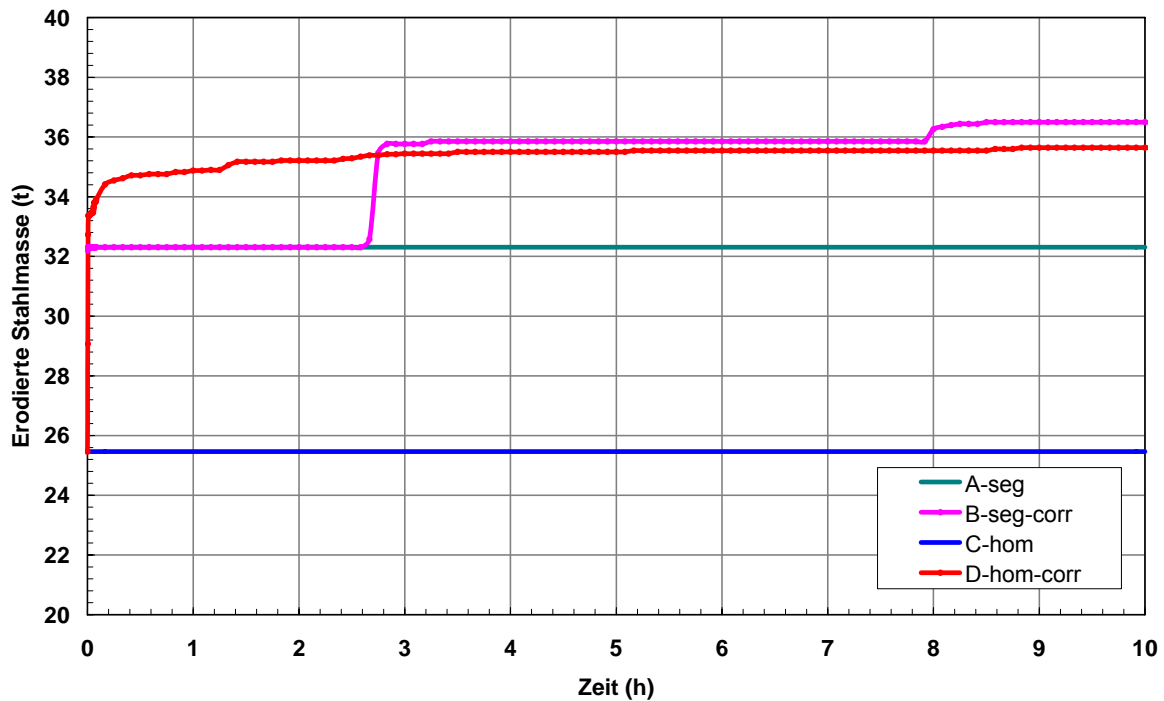


Bild 5-36: Ablationskinetik: Erodierte Stahlmasse über der Zeit, $t = 0$ entspricht dem Zeitpunkt 8.3 h aus Bild 5-24

Wie schon in den Abschnitten 5.2.1 und 5.2.2 diskutiert, bleibt die erodierte Stahlmasse nach der endgültigen Formation des Pools konstant, wenn die Korrosion nicht berücksichtigt wird. Dagegen zeigt sich bei Berücksichtigung der Korrosion noch eine Zunahme der erodierten Masse, obwohl die RDB-Wand im Mittel kälter wird.

Ein Vergleich der ermittelten Versagensdrücke zeigt jedoch, dass die Korrosion nicht zu einer signifikanten Herabsetzung der Tragfähigkeit des RDB führt. Dies ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass die Lastabtragung überwiegend in der kalten Randschicht erfolgt. In Bild 5-37 ist die Vergleichsspannung in der Behälterwand bei homogenem Pool gezeigt für die Fälle mit und ohne Berücksichtigung der Korrosion. Bild 5-38 zeigt die entsprechenden Plots für den segregierten Pool.

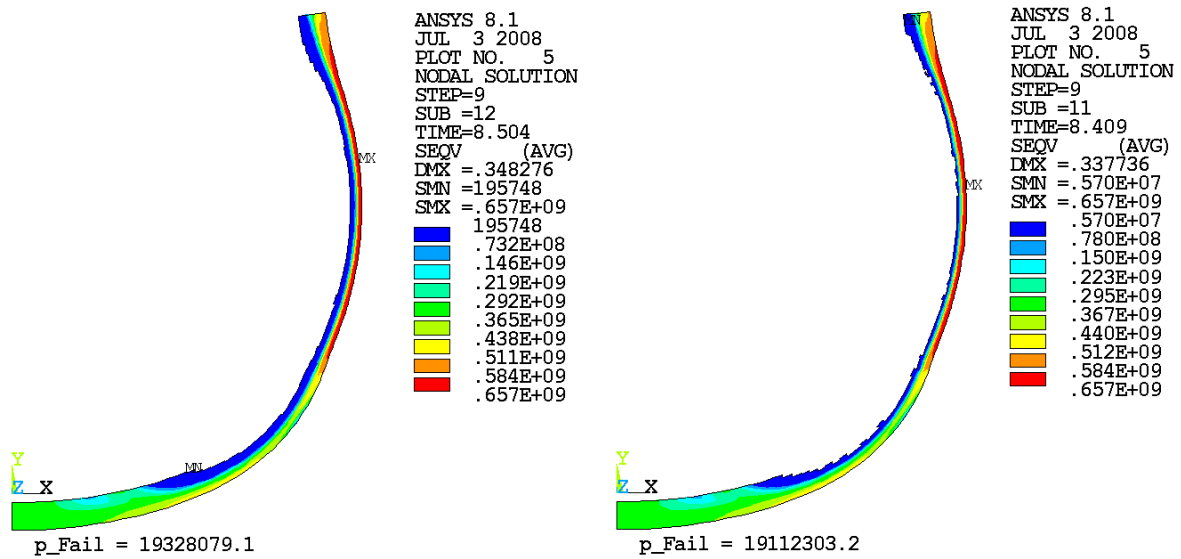


Bild 5-37: Vergleichsspannung (Pa) in der RDB-Wand mit Angabe des Versagensdrucks (Pa), homogener Schmelzpool, links ohne Korrosion, rechts mit Korrosion

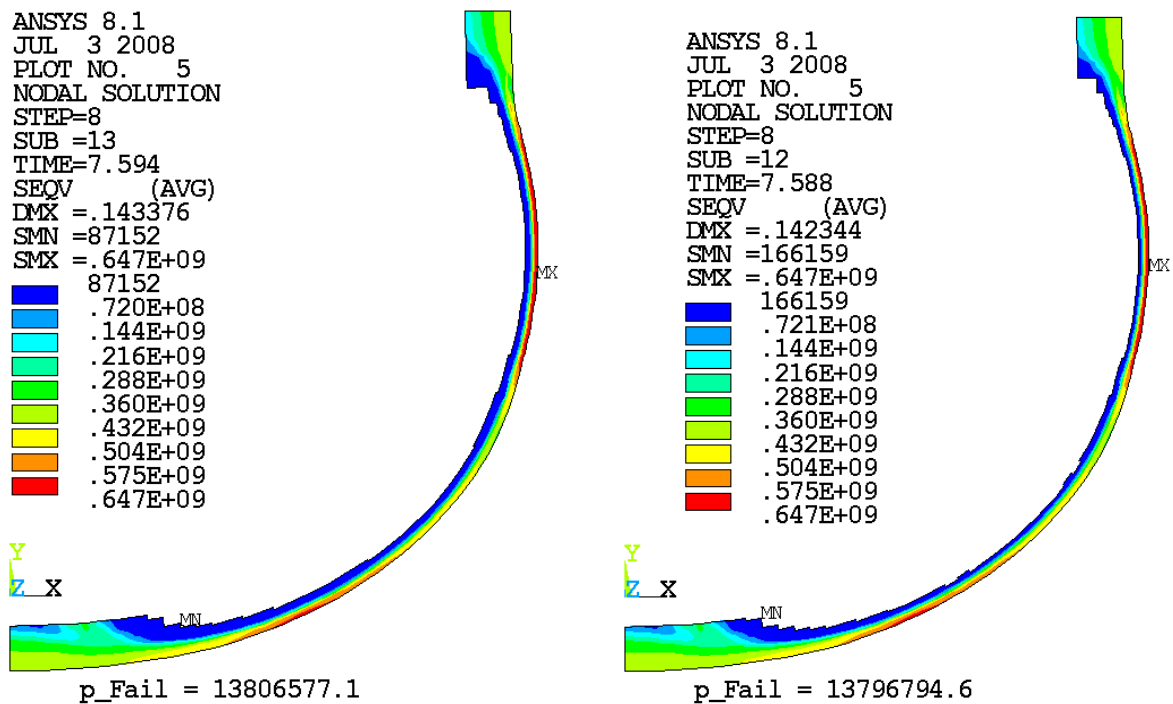


Bild 5-38: Vergleichsspannung (Pa) in der RDB-Wand mit Angabe des Versagensdrucks (Pa), segregierter Schmelzpool, links ohne Korrosion, rechts mit Korrosion

In Tabelle 5-6 sind die wesentlichen Ergebnisparameter der betrachteten Szenarien zusammengefasst.

Tabelle 5-6: Ergebnisübersicht zum Einfluss der Korrosion

Szenarium	A	B	C	D
Pool-konfiguration	segregiert	segregiert	homogen	homogen
Korrosion	keine	unteroxidiert	keine	oxidiert
Erodierte Stahl-masse	32.3 t	36.5 t	25.5 t	35.5 t
$T_{\max, \text{out}}$	400 K	400 K	393 K	393 K
min. Wanddicke	60 mm	50 mm	100 mm	70 mm
pFailure	13.81 MPa	13.80 MPa	19.33 MPa	19.11 MPa

Eine Erklärung für den geringen Einfluss der Korrosion auf den Versagensdruck gibt Bild 5-39. Es zeigt noch einmal die ertragbare Spannung mit der Angabe von charakteristischen Temperaturen:

- die Schmelztemperatur des Stahl (T_{liq})
- die Temperatur bei der die Korrosion einsetzt (T_{B})
- die Temperatur, bei der die Festigkeit des Stahls signifikant abfällt ($T_{\text{allow, cr}}$)

Da die letztgenannte Temperatur deutlich niedriger liegt als T_{liq} oder T_{B} kann man davon ausgehen, dass der Teil der Wand, der im Falle der Nichtberücksichtigung der Korrosion noch erhalten bleibt, keinen nennenswerten Beitrag zur Tragfähigkeit liefert. Dieses Material hat eine Temperatur, die zwischen T_{B} und T_{liq} liegt, und weist daher eine Festigkeit von unter 50 MPa auf.

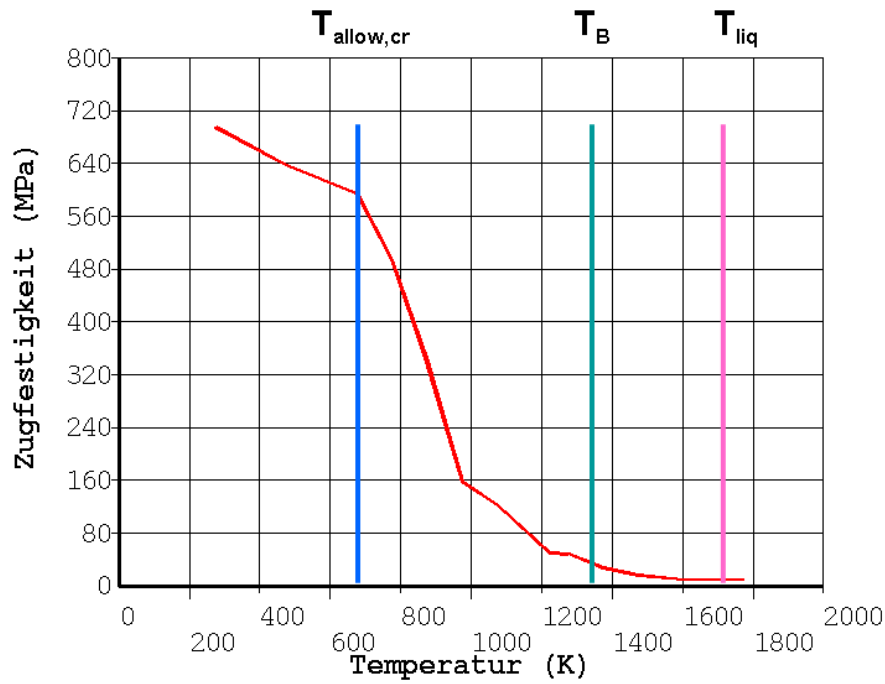


Bild 5-39: Wahre Zugfestigkeit über der Temperatur mit Angabe von charakteristischen Temperaturen

6 Statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse

Die statistische Unsicherheits- und Empfindlichkeitsanalyse (SUSA – statistical uncertainty and sensitivity analysis) wird für das Szenarium mit externer Flutung und homogenem Schmelzepool für den KONVOI-Reaktor durchgeführt (Abschnitt 5.1.1).

Diese Analyse erfolgt in drei Schritten:

- (1) Festlegung der Eingangsvariablen, deren Verteilungsparameter und deren eventuelle Abhängigkeiten untereinander, sowie die Festlegung der Ausgangsvariablen. Abschätzung der Anzahl der notwendigen Simulationen.
- (2) Durchführung der Simulationen.
- (3) Statistische Auswertung der Ergebnisse.

Das vorliegende FE-Modell enthält weit mehr als 100 Parameter, wobei ein Teil sich auf die Geometrie des Druckbehälters bezieht und somit hier nicht betrachtet wird. Ein zweiter, hier wichtiger Teil, betrifft die physikalische Beschreibung des RDB Materials. Das sind die temperaturabhängigen elastischen, plastischen, viskoplastischen und thermischen Eigenschaften. Diese liegen für verschiedene Temperaturniveaus in Tabellenform vor, werden also wiederum durch viele Zahlenwerte definiert. Es ist nicht sinnvoll, jeden dieser Zahlenwerte als einen einzelnen Parameter zu betrachten. Um eine Änderung der Festigkeitseigenschaften zu simulieren, werden daher zweckmäßigerweise die gesamten Fließkurven (elastisch-plastisches Verhalten) mit einem Faktor skaliert, der dann die Funktion eines Variationsparameters hat.

Eine weitere wichtige Gruppe von Parametern sind die Anfangsbedingungen für das betrachtete Szenario, wie zum Beispiel die Menge, die Zusammensetzung und Temperatur der Kernschmelze, die sich in der Bodenkalotte sammelt. Gemessene Werte für einen Konvoi-RDB existieren hier gar nicht, so dass Annahmen getroffen werden müssen, die wiederum auf Störfallanalysen beruhen, denen auch Annahmen zugrunde liegen.

Als dritte Gruppe von Eingangsparametern gibt es physikalische Größen, wie z. B. Emissionskoeffizienten für Wärmestrahlung, Wärmeübertragungskoeffizienten von Festkörper zu Fluid und umgekehrt, für die auf Erfahrungswerte zurückgegriffen werden kann. Die Ausgangsparameter sind frei wählbar, sollten aber natürlich relevante Phänomene charakterisieren.

Für die statistische Auswertung kommen mehrere Methoden infrage.

- (1) Kennt man die tatsächlichen Verteilungen der Eingangsparameter, lassen sich auch statistische Aussagen über die Ausgangsparameter vorhersagen, wie z.B. der Ausgangsparameter x wird mit einer Wahrscheinlichkeit von 95% den Wert x_{\max} nicht überschreiten oder der Ausgangsparameter y liegt mit einer Wahrscheinlichkeit von 99% im Intervall $[y_{\min}, y_{\max}]$. Dazu werden mit Hilfe der Monte-Carlo-Methode eine Vielzahl von Simulationen mit zufällig variierten Eingangsparametern durchgeführt, wobei eventuelle Abhängigkeiten zwischen den Eingangsparametern berücksichtigt werden können. Die Anzahl der durchzuführenden Simulationen hängt von der gewünschten statistischen Sicherheit und dem gewählten Vertrauensbereich ab und lässt sich mit der Wilks'schen Formel berechnen.

$$n \cdot \beta^{n-1} - (n-1) \cdot \beta^n \leq 1 - \gamma \quad \text{GI 6-1}$$

Dabei bezeichnen n die Anzahl der Simulationen, β die statistische Sicherheit und γ den Vertrauensbereich. Für typische Werte von $\beta = \gamma = 0.95$ sind mindestens $n = 93$ Simulationen durchzuführen. Die Anzahl n ist dabei unabhängig von der Anzahl der Ein- bzw. Ausgangsparameter.

- (2) Eine zweite Methode benutzt systematische Variationen der Eingangsparameter um die Abhängigkeit der Ausgangsparameter zu bestimmen. In ANSYS wird diese Methode als „response surface method“ bezeichnet. Diese Methode eignet sich gut, um mit einer überschaubaren Anzahl von Simulationen eine Sensitivitätsanalyse durchzuführen. Die „response surface“ kann auch für eine statistische Analyse benutzt werden, wobei für die zu bestimmenden Verteilungen der Ausgangsparameter keine neuen Simulationen durchgeführt werden, sondern die Ausgangsparameter mit Hilfe der „response surface“ bestimmt werden.

6.1 Eingangsparameter

Es wurden fünf Eingangsparameter festgelegt:

- Gleichverteilter Zeitpunkt der Verlagerung der Schmelze in die Bodenkalotte 7200 ± 3600 s. Damit wird letztlich die in der Schmelze freigesetzte Nachzerfallswärme festgelegt. Je später die Schmelze in die Bodenkalotte verlagert wird, desto kleiner ist die freigesetzte Nachzerfallswärme.
- Gleichverteilte Skalierung der Nukijama-Kurve um $\pm 20\%$. Damit wird die Wärmeabgabe an das den RDB umgebende Notkühlmittel definiert.

- Gleichverteilte Skalierung der Fließkurven des RDB-Stahls um $\pm 10\%$. Damit werden Festigkeitsunterschiede des Materials berücksichtigt.
- Gleichverteilte Liquidustemperatur der Schmelze 1600 ± 200 K.
- Gleichverteilter Wärmestrahlungsemissionskoeffizient 0.5 ± 0.25 für Schmelzeoberfläche und Behälterinnenwand.

6.2 Ausgangsparameter

Als Ausgangsparameter wurden die folgenden vier Größen definiert.

- Das Verhältnis von maximaler Vergleichsspannung in der Bodenkalotte zur Zugfestigkeit. Diese Größe beschreibt eine Sicherheitsreserve gegen lokales duktilen Versagen. Allerdings wird die globale Integrität des RDB im Wesentlichen von der kalten äußeren Randschicht dominiert.
- Maximale Temperatur in der Schmelze. Je geringer diese Temperatur ist, desto effektiver ist die Notkühlung.
- Das Verhältnis der über die Schmelzeoberfläche abgegebenen Strahlungswärme zur der vom RDB nach außen abgegebenen Wärme. Diese Größe soll Aufschluss darüber bringen, ob der im Behälterinnenraum modellierte Wärmestrahlungsaustausch einen signifikanten Effekt erbringt.
- Die maximale radiale Deformation der Bodenkalotte. Das ist ein typischer Wert, der in einem realen Szenario messbar wäre.

6.3 Ergebnisse

Für die Bestimmung der „response surface“ wurden insgesamt 27 Simulationen durchgeführt. Im Anhang 1 ist ein ausführlicher vom FE-Code ANSYS generierter Report enthalten. Dieser Report enthält sämtliche Daten für die statistische Analyse.

Die systematische Variation der Eingangsparameter können der Tabelle 6-1 entnommen werden.

Tabelle 6-1: Werte für die Eingangsparameter der durchgeführten Simulationen

LOOP	TCMR	SCLQSRF	STRSCL	TMLIQUID	EPSRAD
1	7.20E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.60E+03	5.00E-01
2	3.64E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.60E+03	5.00E-01
3	1.08E+04	1.00E+00	1.00E+00	1.60E+03	5.00E-01
4	7.20E+03	8.02E-01	1.00E+00	1.60E+03	5.00E-01
5	7.20E+03	1.20E+00	1.00E+00	1.60E+03	5.00E-01
6	7.20E+03	1.00E+00	9.01E-01	1.60E+03	5.00E-01
7	7.20E+03	1.00E+00	1.10E+00	1.60E+03	5.00E-01
8	7.20E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.40E+03	5.00E-01
9	7.20E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.80E+03	5.00E-01
10	7.20E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.60E+03	2.53E-01
11	7.20E+03	1.00E+00	1.00E+00	1.60E+03	7.48E-01
12	5.42E+03	9.01E-01	9.51E-01	1.50E+03	6.24E-01
13	8.98E+03	9.01E-01	9.51E-01	1.50E+03	3.76E-01
14	5.42E+03	1.10E+00	9.51E-01	1.50E+03	3.76E-01
15	8.98E+03	1.10E+00	9.51E-01	1.50E+03	6.24E-01
16	5.42E+03	9.01E-01	1.05E+00	1.50E+03	3.76E-01
17	8.98E+03	9.01E-01	1.05E+00	1.50E+03	6.24E-01
18	5.42E+03	1.10E+00	1.05E+00	1.50E+03	6.24E-01
19	8.98E+03	1.10E+00	1.05E+00	1.50E+03	3.76E-01
20	5.42E+03	9.01E-01	9.51E-01	1.70E+03	3.76E-01
21	8.98E+03	9.01E-01	9.51E-01	1.70E+03	6.24E-01
22	5.42E+03	1.10E+00	9.51E-01	1.70E+03	6.24E-01
23	8.98E+03	1.10E+00	9.51E-01	1.70E+03	3.76E-01
24	5.42E+03	9.01E-01	1.05E+00	1.70E+03	6.24E-01
25	8.98E+03	9.01E-01	1.05E+00	1.70E+03	3.76E-01
26	5.42E+03	1.10E+00	1.05E+00	1.70E+03	3.76E-01
27	8.98E+03	1.10E+00	1.05E+00	1.70E+03	6.24E-01

Die Parameter haben folgende Bezeichnungen:

- LOOP - Nummer der Simulation,
- TCMR - Zeitpunkt [s] der Schmelzeverlagerung in die Bodenkalotte,
- SCLQSRF - Skalierung der Nukijama-Kurve,
- STRSCL - Skalierung der Spannungs-Dehnungs-Kurven (Festigkeit des RDB Stahls),
- TMLIQUID - Liquidustemperatur [K] der Schmelze,
- EPSRAD - Emissionskoeffizient für Schmelzeoberfläche.

Die Ergebnisse dieser Simulationen, also die berechneten Werte für die Ausgangsparameter können der Tabelle 6-2 entnommen werden.

Tabelle 6-2: Werte für die Ausgangsparameter der durchgeführten Simulationen

LOOP	RWTH	SMRM	TMLT	QSQW	UWMX
1	4.36E-01	6.02E-01	2.99E+03	9.14E-01	4.14E-02
2	4.36E-01	6.03E-01	3.00E+03	9.21E-01	4.17E-02
3	4.36E-01	6.03E-01	2.98E+03	9.18E-01	4.11E-02
4	4.36E-01	6.01E-01	2.99E+03	9.36E-01	4.30E-02
5	4.36E-01	6.02E-01	2.99E+03	8.49E-01	4.02E-02
6	4.36E-01	5.43E-01	2.99E+03	9.14E-01	4.15E-02
7	4.36E-01	6.61E-01	2.99E+03	9.14E-01	4.12E-02
8	4.36E-01	6.01E-01	2.98E+03	8.56E-01	4.13E-02
9	4.36E-01	6.03E-01	2.99E+03	9.38E-01	4.09E-02
10	4.36E-01	5.94E-01	2.99E+03	8.01E-01	4.15E-02
11	4.36E-01	6.06E-01	2.98E+03	9.23E-01	4.15E-02
12	4.36E-01	5.72E-01	2.99E+03	9.21E-01	4.25E-02
13	4.36E-01	5.64E-01	2.98E+03	8.10E-01	4.20E-02
14	4.36E-01	5.68E-01	2.99E+03	8.04E-01	4.08E-02
15	4.36E-01	5.74E-01	2.98E+03	8.99E-01	4.07E-02
16	4.36E-01	6.25E-01	2.99E+03	8.47E-01	4.21E-02
17	4.36E-01	6.30E-01	2.98E+03	8.92E-01	4.20E-02
18	4.36E-01	6.34E-01	2.99E+03	8.95E-01	4.07E-02
19	4.36E-01	6.25E-01	2.98E+03	7.89E-01	4.02E-02
20	4.36E-01	5.67E-01	3.00E+03	8.97E-01	4.22E-02
21	4.36E-01	5.72E-01	2.98E+03	9.11E-01	4.23E-02
22	4.36E-01	5.74E-01	2.99E+03	9.02E-01	4.10E-02
23	4.36E-01	5.69E-01	2.99E+03	8.29E-01	4.07E-02
24	4.36E-01	6.33E-01	3.00E+03	9.67E-01	4.24E-02
25	4.36E-01	6.26E-01	2.99E+03	8.70E-01	4.21E-02
26	4.36E-01	6.26E-01	3.00E+03	8.11E-01	4.05E-02
27	4.36E-01	6.33E-01	2.98E+03	9.01E-01	4.07E-02

Die Parameter haben folgende Bezeichnungen:

- LOOP - Nummer der Simulation,
- RWTH - Restwanddicke in % der Ausgangswanddicke,
- SMRM - Verhältnis der maximalen auftretenden Vergleichsspannung zur Zugfestigkeit,
- TMLT - maximale Temperatur [K] in der Schmelze,
- QSQW - Verhältnis der Wärmeströme über Schmelzeoberfläche und über Behälteraußenwand,
- UWMX - maximale radiale Verformung [m] der Bodenkalotte.

6.3.1 Sensitivitätsanalyse

Im Folgenden werden die Sensitivitäten der Ausgangsparameter bezüglich der Eingangsparameter diskutiert und grafisch dargestellt.

Wie aus Tabelle 6-2 hervorgeht, ist die verbleibende Restwandstärke (RWTH - remaining wall thickness) unabhängig von den Eingangsparametern. Die-

ses Ergebnis erscheint zunächst fragwürdig. Hier ist anzumerken, dass die verbleibende Restwandstärke über die Anzahl der Wandelemente bestimmt wird, deren Temperatur komplett unterhalb der Liquidustemperatur liegt, und somit nur diskrete Werte annehmen kann. Der Punkt, an dem gerade die Liquidustemperatur erreicht wird, liegt für alle Simulationen innerhalb desselben Elements, das damit als abgeschmolzen angesehen wird. Die restlichen Elemente bestimmen die verbleibende Wandstärke. Für zukünftige Berechnungen wird es sinnvoll sein, den Punkt innerhalb des Elements zu bestimmen, an dem die Liquidustemperatur erreicht wird.

Bild 6-1 zeigt, dass das Verhältnis der auftretenden maximalen Vergleichsspannung zur Zugfestigkeit im Wesentlichen von den Festigkeitseigenschaften, die durch die Skalierung der Spannungs-Dehnungskurven bestimmt werden, abhängig ist. Das ist auch plausibel, da die wesentliche Belastung des RDB im vorliegenden Szenario durch den noch vorhandenen Innendruck von 25 bar hervorgerufen wird. Der zweite noch signifikante Eingangsparameter ist hier der Emissionskoeffizient für die Wärmestrahlung. Eine Erhöhung des Emissionskoeffizienten führt auch zu einer höheren mechanischen Belastung des RDB an einigen Stellen der RDB-Wand. Das bedeutet aber nicht notwendigerweise, dass die für die globale Integrität entscheidende äußere Randschicht ebenfalls höher belastet ist. Die anderen Eingangsparameter haben keine signifikanten Änderungen auf die Maximalbelastung des RDB.

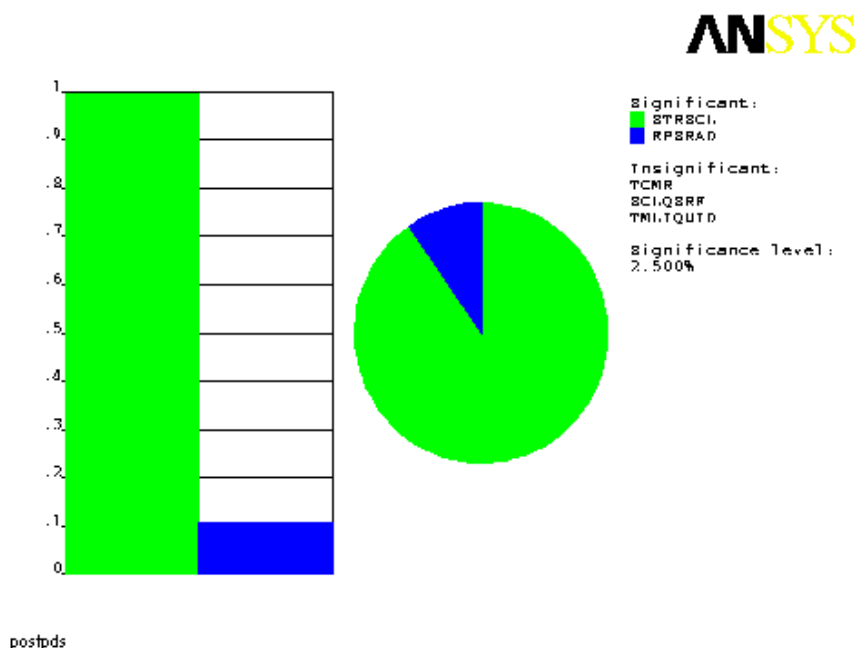


Bild 6-1: Sensitivität des Verhältnisses von Maximalspannung zu Zugfestigkeit gegenüber den Eingangsparametern

Bild 6-2 zeigt die Abhängigkeit der maximalen Schmelzetemperatur von den Eingangsparametern. Der signifikanteste Parameter ist hier natürlich der Zeitpunkt der Schmelzeverlagerung, da dieser indirekt auch die in der Schmelze freigesetzte Nachzerfallswärme bestimmt. Je später die Schmelze in die Bodenkalotte gelangt, desto weniger Nachzerfallswärme entsteht dort und desto geringer bleibt auch die Maximaltemperatur in der Schmelze. Je höher die Liquidustemperatur der Schmelze ist, desto höher fällt auch die Maximaltemperatur der Schmelze aus, weil eine höhere Liquidustemperatur zu dickeren Krusten mit niedriger Wärmeleitfähigkeit führen. Der Emissionskoeffizient hat eine gegenläufige Wirkung. Eine Erhöhung bewirkt eine bessere Wärmeabfuhr und damit eine Verringerung der maximalen Schmelzetemperatur. Ebenso verhält es sich mit der Skalierung der Nukijama-Kurve, die ja letztlich die Wärmeabfuhr nach außen in das externe Kühlwasser bestimmt.

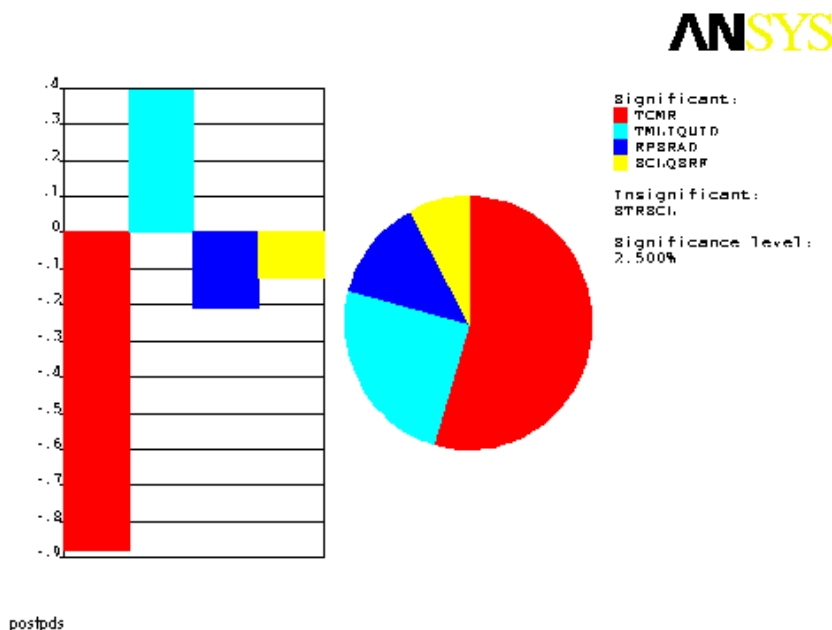


Bild 6-2: Sensitivität der maximalen Schmelztemperaturen gegenüber den Eingangsparametern

Das Verhältnis der über die Schmelzeoberfläche abgegebenen Strahlungswärme zur der vom RDB nach außen abgegebenen Wärme ist, wie Bild 6-3 zeigt, im Wesentlichen vom Emissionskoeffizienten bestimmt. Ein höherer Emissionskoeffizient führt natürlich zu einer höheren Wärmeabgabe über die Schmelzeoberfläche. Eine Verbesserung der Wärmeableitung (Nukijama-Kurve) nach außen, verringert das Verhältnis. Eine höhere Maximaltemperatur der Schmelze führt zu einem Ansteigen des Verhältnisses. Ein insgesamt höheres Temperaturniveau der Schmelze erhöht die

Signifikanz der Abstrahlung über die Oberfläche, da die abgegebene Strahlungswärme nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz proportional zur vierten Potenz der Schmelzeoberflächentemperatur ist.

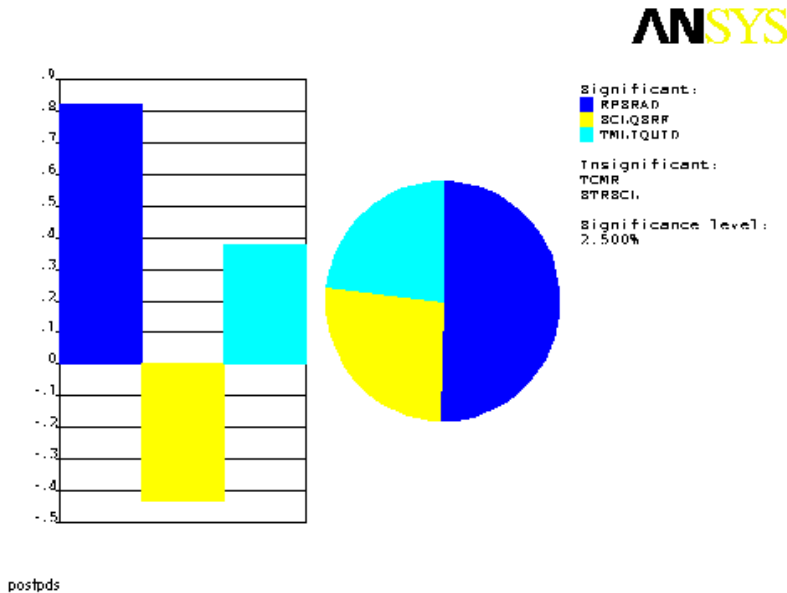


Bild 6-3: Sensitivität des Verhältnisses der über die Schmelzeoberfläche abgegebenen Strahlungswärme zur der vom RDB nach außen abgegebenen Wärme gegenüber den Eingangsparametern

Im Bild 6-4 wird die Sensitivität der maximalen radialen Deformation der Bodenkalotte gegenüber den Eingangsparametern dargestellt. Sie ist im Wesentlichen von der Wärmeableitung an der Behälteraußenseite (Nukijama-Kurve) abhängig. Je besser die Wärme dort abgeführt wird, desto geringer sind die Temperaturen und damit die thermischen Dehnungen. Einen geringeren Einfluss haben dagegen der Zeitpunkt der Schmelzeverlagerung sowie die Festigkeitseigenschaften. Je später sich die Schmelze verlagert, desto geringer sind die inneren Wärmequellen, so dass sich niedrigere Temperaturen und damit geringere thermische Dehnungen ergeben. Eine höhere Festigkeit des Stahls führt zu geringeren plastischen Dehnungen und damit ebenfalls zu kleineren Verschiebungen.

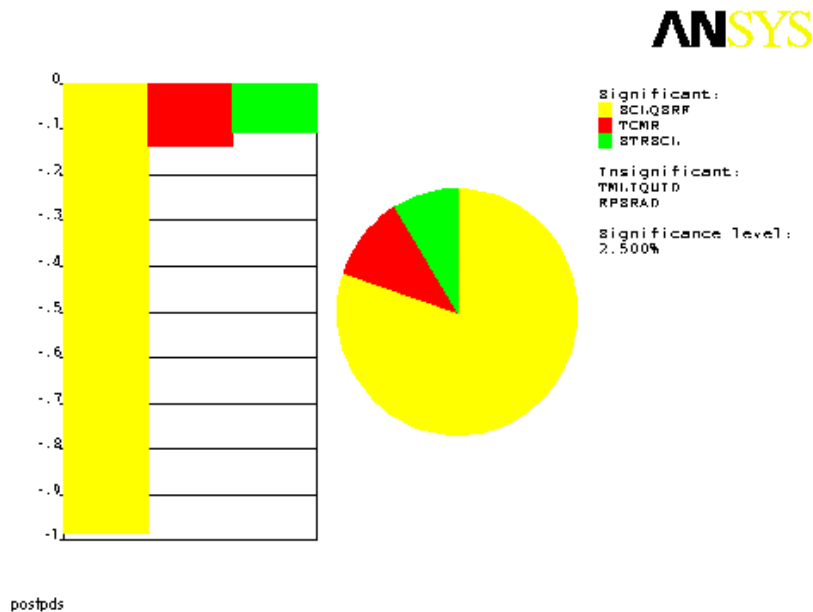


Bild 6-4: Sensitivität der maximalen radialen Deformation der Bodenkalotte gegenüber den Eingangsparametern

6.3.2 Kumulative Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen für die Ausgangsparameter

Die statistische Analyse beruht auf 100 zufällig (Monte-Carlo-Methode) erzeugten Eingangsparameterdatensätzen. Die dazugehörigen Ausgangsparameter wurden mit der „response surface method“ berechnet. Diese Methode ist sehr schnell, da keine neuen Simulationen durchgeführt werden müssen. Im vorliegenden Fall ist das eine ganz erhebliche Zeitersparnis, da eine einzelne Simulation bis zu 24 h dauern kann.

Im Folgenden werden die kumulativen Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen für die Ausgangsparameter dargestellt. Aus diesen Diagrammen lässt sich ablesen, wie groß die Wahrscheinlichkeit ist, einen Ausgangsparameter in einem bestimmten Intervall zu finden. Die folgende Tabelle gibt jeweils die oberen und unteren Grenzen für den 95% Wahrscheinlichkeitsbereich an.

Tabelle 6-3: Obere und untere Grenzen für den 95%igen Wahrscheinlichkeitsbereich der Ausgangsparameter

Ausgangsparameter	P=2.50%	P=97.50%
SMRM [-]	0.54	0.66
TMLT [K]	2975	3001
QSQW [-]	0.78	0.98
UWMX [m]	0.04	0.043

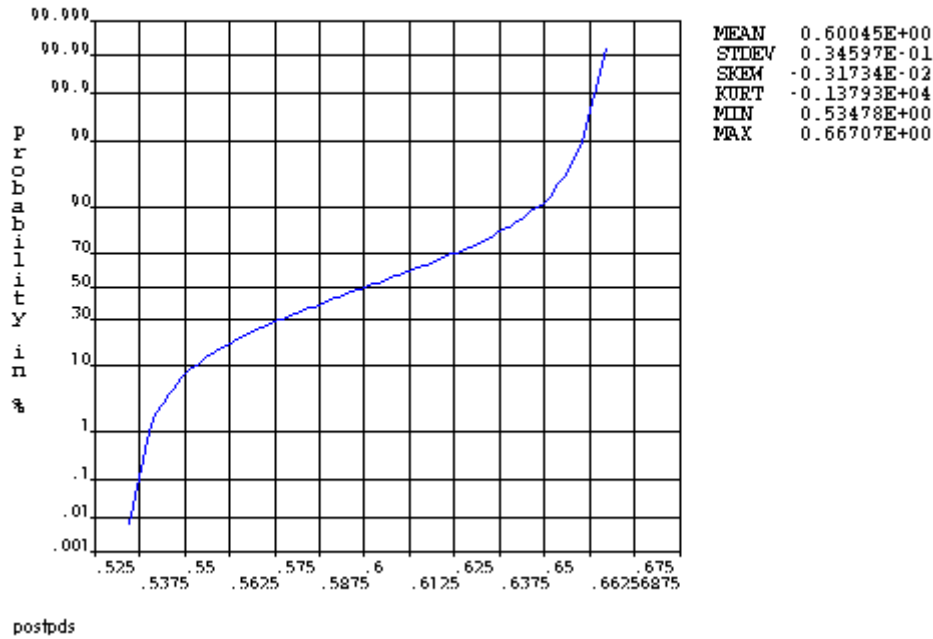


Bild 6-5: Kumulative Wahrscheinlichkeitsdichte für das Verhältnis von Maximalspannung zu Zugfestigkeit.

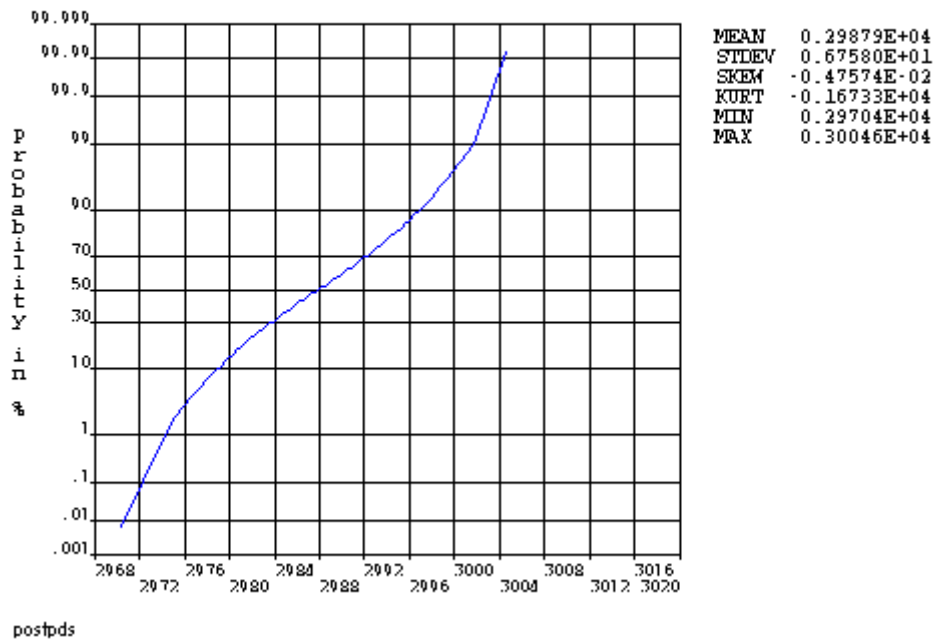


Bild 6-6: Kumulative Wahrscheinlichkeitsdichte für die maximale Schmelztemperatur

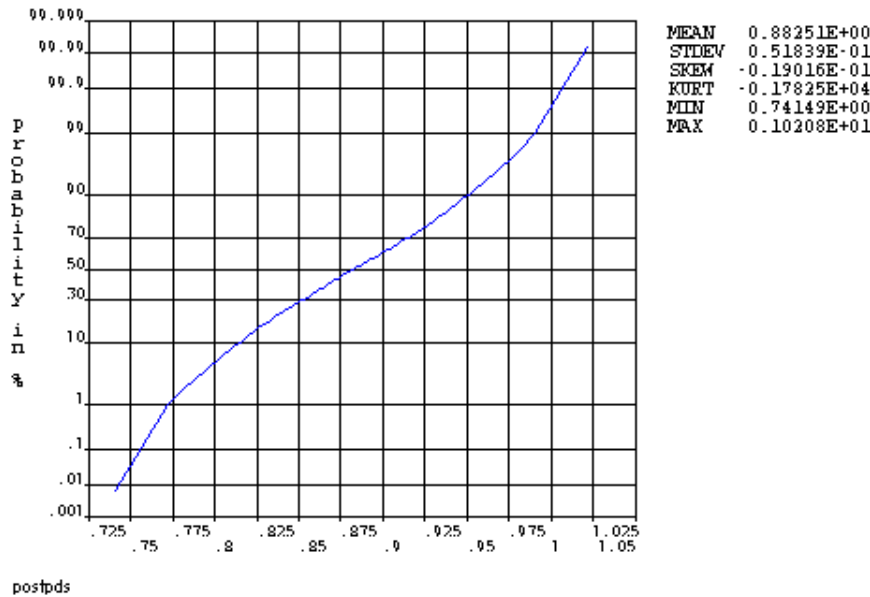



Bild 6-7: Kumulative Wahrscheinlichkeitsdichte für das Verhältnis der über die Schmelzoberfläche abgegebenen Strahlungswärme zu der vom RDB nach außen abgegebenen Wärme.

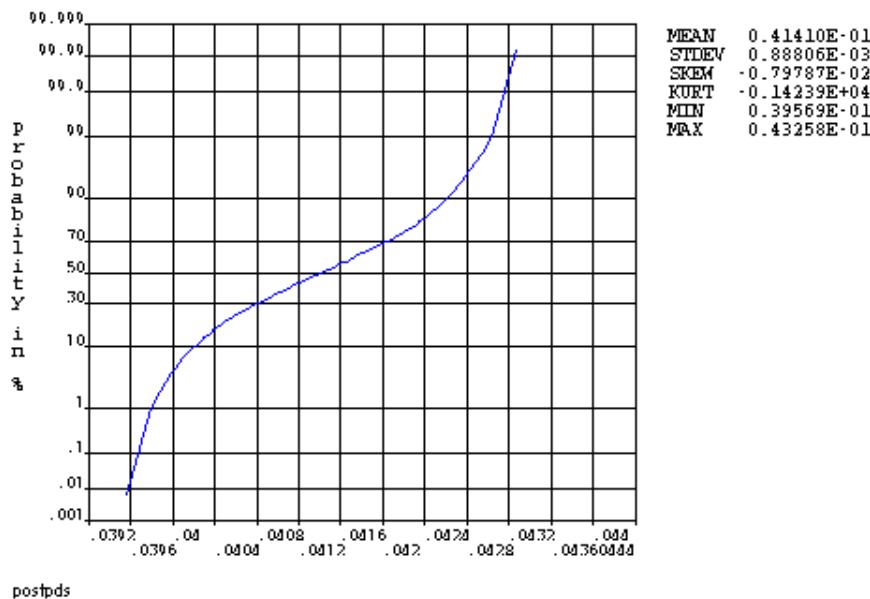



Bild 6-8: Kumulative Wahrscheinlichkeitsdichte für die maximale radiale Deformation der Bodenkalotte des RDB

Als Fazit lässt sich festhalten, dass die Ausgangsparameter sich in verhältnismäßig engen Grenzen bewegen. Das bedeutet, dass die Versagensprognose für den RDB eher unempfindlich gegenüber der Variation der Eingangsparameter ist.

7 Zusammenfassung

In dem Vorhaben wurden FE-Modelle entwickelt, die in der Lage sind, 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 dem Modell der effektiven Wärmeleitfähigkeit (ECCM), dem Modell der effektiven Konvektivität (ECM) oder mit einem analytischen Punktmodell 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 gekoppelt.

Für die mechanischen Berechnungen wurde die im Vorläuferprojekt 1501254 entwickelte Kriechdatenbasis übernommen. Die viskoplastische Berechnung ist mit der Materialschädigung gekoppelt.

Es sind Modelle für die Druckwasserreakortypen KONVOI und WWER-1000 entwickelt worden. Es wurden prototypische Szenarien mit und ohne externe Flutung des RDB untersucht, wobei die homogene und die segregierte Schmelzpoolkonfiguration betrachtet wurden. Zusätzlich wurde eine bruchmechanische Bewertung des Thermoschocks, der durch die externe Flutung entsteht, vorgenommen. Auf Grundlage der Experimente im Rahmen des ISTC-Projekts METCOR wurde außerdem die Auswirkung der thermochemischen Wechselwirkung zwischen Corium-Schmelze und RDB-Wand auf das Versagensverhalten des RDB untersucht. Die Ergebnisse des Projektes lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- 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. Voraussetzung dafür ist, dass die Flutung vor der Verlagerung des Coriums in

das untere Plenum gelingt und dass der bei der Kühlung der RDB-Wand entstehende Dampf abströmen kann.

- Aufgrund der zeitlich abnehmenden Nachzerfallswärme wird 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.
- Die segregierte Schmelzepoolkonfiguration führt im Vergleich zur homogenen Schmelze zu höheren Wärmeströmen in die RDB-Wand und damit zu höheren Beanspruchungen des RDB.
- Eine bruchmechanische Analyse zeigt, dass die Thermoschockbelastung durch das externe Fluten nicht zum Wachstum eines vorhandenen Risses führt.
- Bei externer Flutung treten wegen der relativ geringen Außentemperatur der Behälterwand keine nennenswerten Kriechdehnungen auf. Ein Kriechbruch ist nicht zu erwarten.
- Die Berücksichtigung der thermochemischen Wechselwirkung zwischen Corium und Behälterwand führt zu einer deutlich höheren Ablation der Wand gegenüber einer rein thermischen Betrachtung. Im Falle der externen Flutung wird die Tragfähigkeit des RDB aber dadurch nicht signifikant beeinflusst, weil die Last zum überwiegenden Teil durch einen dünnen äußeren kalten Randbereich der Wand aufgenommen wird. Das weiter innen liegende Material weist wegen der höheren Temperatur nur eine geringe Festigkeit auf, so dass eine kleine Restwanddicke nicht ins Gewicht fällt.
- Die statistischen Analysen lassen sich mit dem FE-Programm ANSYS durchführen. Ein zusätzliches Statistikprogramm ist hier nicht erforderlich. Damit entfällt die aufwendige Programmierung der Schnittstelle zwischen SUSA und ANSYS. Eine grundlegende statistische Analyse aller Parameter, die mit Unsicherheiten behaftet sind, erfordert einen immensen Simulationsaufwand

(Rechenzeit ~ 1 Jahr), so dass die Analyse von fünf wichtigen Ein- und Ausgangsparametern erfolgte.

- Die Höhe der maximalen Belastung (Zugspannungen an der Außenseite des RDB) in der Spätphase des Szenarios ist maßgeblich durch den Innendruck und den Temperaturgradienten bestimmt. Die Sicherheit gegen duktilen Versagen verringert sich mit abnehmender Festigkeit des Werkstoffs.
- Die Maximaltemperatur in der Schmelze ist abhängig von ihrer Liquidustemperatur und vom Zeitpunkt der Schmelzeverlagerung in die Bodenkalotte
- Das Verhältnis der abgeführten Wärmeströme der Schmelzeoberfläche zu der Behälteraußenseite vergrößert sich mit zunehmendem Emissionskoeffizienten und mit verringertem Wärmeübergang an der Behälteraußenseite.
- Die maximale Deformation des RDB wird im Wesentlichen durch den Wärmeübergang an der Behälteraußenseite bestimmt.

8 Literatur

8.1 Referenzen aus der Fachliteratur

- Ansys (2008), User's Manual, ANSYS®, Inc., 2008
- Asfia FJ, Dhir VK (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.
- Asmolov 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.
- Asmolov VG, Bechta SV, Strizhov VF et al (2004): Partitioning of U, Zr and Fe between Molten Oxidic and Metallic Corium, Proceedings of MASCA Seminar 2004, Aix-en-Provence, France (2004).
- Azodi D, Eisert P, Gruner P, Jendrich U, Kuntze WM (1996): Verifizierung und internationaler Vergleich von Strukturanalysemethoden zur Beschreibung des Verhaltens des Reaktordruckbehälters bei Belastung jenseits der Auslegungsgrenzen. GRS-A-2338 Forschungsbericht, Februar 1996
- Bechta SV, Khabensky VB, Vitol SA et al. (2001), Experimental studies of oxidic molten corium – vessel steel interaction, J. Nucl. Eng. Design, 210, pp. 193-224 (2001).
- Bernaz L, Bonnet JM, Spindler B, Villermaux C (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.
- Bernaz L, Bonnet JM, Seiler JM (1999): Investigation of natural heat transfer to the cooled top boundary of a heated pool. 9-th Int. Topical Meeting on Nuclear reactor thermal hydraulic (NURETH-9), 1999
- Bezlepkin VV, Kuz'min EY, Kuchtevich VO, Lukin AV, Sidorov VG, Kiselev AE, Kobelev GV, Strizhov VF, Filipov AS (2003): Numerical investigation with RATEG/SVECHA/HEFEST Code on Possibility for long term In-Vessel Core melt retention. In: Voprosy atomnoj nauki i tehniki : Serija Fizika jadernych reaktorov: naucno-techniceskij sbornik / Rossijskij Naucnyj Centr Kurcatovskij Institut 4(2003) pp. 20-28 (in Russian)
- Bolshov LA, Kondratenko PS, Strizhov VF (2001a): Natural convection in heat-generating fluids. Physics - Uspekhi 44 (10), 999-1016, 2001
- Bolshov LA, Kondratenko PS, Strizhov VF (2001b): Free convection of heat-releasing liquid, Achievements of physics, 171, #10, 1051-1070 (2001), (in Russian)
- Bonnet JM, Seiler JM: Thermal Hydraulic Phenomena in Corium Pools: the BALI Experiment. ICONE-7, Tokyo, Japan, 1999, Paper 7057.
- Borovkova AI, Granovsky VS, Kovtunova SV, Semenov AS (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
- Brocks W, Schneider I (2001): Numerical aspects of the path-dependence of the j-integral in incremental plasticity. Internal report GKSS/WMS/01/08, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, 2001
- Bui VA (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, Koch MK, Unger H (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, Kortz C, Voßnacke A, Koch MK, Unger H (1999): Abschätzung des radiologischen Quellterms beim HPME/DHC; Technischer Fachbericht RUB E-239 zum BMWi Projekt 1501084, Ruhr-Uni Bochum, 1999
- Chawla TC, Chan SH (1982): Heat Transfer Form Vertical/Inclined Boundaries of Heat-Generating Boiling Pools. J. of Heat Transfer, vol. 104, pp. 465-473, 1982.
- Chu TY, Pilch MM, Bentz JH, Ludwigsen JS, Lu WY, Humphries LL (1999): "Lower Head Failure Experiments and Analyses", Report, NUREG/CR-5582, SAND98-2047, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM, USA.
- Churchill SW and Chu HHS (1975): Correlation equations for laminar and turbulent convection from a vertical plate, Int. J. Heat Mass Transfer, 18, 1323 (1975).
- 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.
- EricksonKirk M and EricksonKirk M, "An upper-shelf fracture toughness master curve for ferritic steels," International Journal of Pressure Vessels and Piping 83 (2006) 571–583.
- El-Genk MS, Gao C (1999): Experiments on Pool Boiling of Water from Downward-Facing Hemispheres. Nuc. Tech., vol 125, pp 52-69, 1999.
- GRS (1998): Berichte über vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie geförderte Forschungsvorhaben auf dem 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 dem 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, Finland, 1998.
- Heuss R (2005): Thermisches Versagen von Reaktordruckbehältern bei extremen Störfällen in Druckwasserreaktoren - Analyse und Verbesserungsvorschläge. Dissertation RWTH Aachen, 2005.
- 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.
- 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, Schmidt H, Herbst O, Krätzer W (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 NI (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
- Kulacki FA, Emara AA (1977): Steady and transient thermal convection in a fluid layer with uniform volumetric energy sources. *J.Fluid Mech*, 83, pt.2, pp. 275–295 (1977)
- Kymalainen O, Tuomisto H, Hongisto O, Theofanous T (1993): Heat flux distribution from a volumetrically heated pool with high Raleigh number, *Proceeding NURETH 6*, Grenoble, France, pp. 47 – 53 (1993).
- Lemaitre J (1996): *A Course on Damage Mechanics*. ISBN 3-540-60980-6, 2nd edition on 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 C (2003): Bericht über OECD-RASPLAV und OECD-MASCA Projekte und verfügbare Unterlagen; Arbeitstreffen, GRS Garching, 29.08.2003
- Müller C (2002): Experimental Findings and Adequate Modeling of Turbulent Molten Core Convection. *Jahrestagung Kerntechnik 2002*, S. 179-183.
- Mongabure P (2000): Creep tests on LHF and OLHF SA533B1 steel. Rapport No. SEMT/LISN/RT/00-060/A, CEA Saclay – DMS2, December 2000
- Nourgaliev RR, Dinh AT, Dinh TN, Sehgal BR (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, Klenk A, Julisch P, Maile K (1988): Versuche zum Versagen einer Hauptkühlmittelleitung infolge Kriechbruch unter hohem Systemdruck, Report MPA 1500 771, Stuttgart, Germany, 1988.
- Park H, Dhir VK (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 JL, Chávez SA, Thinnes GL, Allison CM, Korth GE, Witt RJ, Sienicki JJ, Wang SK, Stickler LA, Heath CH, Snow SD (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, Sievers J, Müller WC (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
- Schmidt H (2004): Large Scale Verification of External RPV Cooling in Case of Severe Accident. Paper 4206, International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2004), Pittsburgh, USA, June 13-17, 2004.
- Sehgal BR, Bui VA, Dinh TN, Green JA, Kolb G (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 BR, Nourgaliev RR, Dinh TN, Karbojian A, Green JA, Bui VA (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 BR, Theerthan SA, Willschütz HG, Nourgaliev RR, Karbojian A (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 BR, Nourgaliev RR, Dinh TN, 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.
- Shih C, Moran B, Nakamura T (1986): Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. *International Journal of Fracture* 30, 79–102.
- Sievers J, Höfler A (1986): Application of the j-integral concept to thermal shock loadings. *Nuclear Engineering and Design* 96, 287–295.
- Steinberner U, Reineke HH: Turbulent Buoyancy Convection Heat Transfer with Internal Heat Sources. Proceedings of the 6th Int. Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, Vol. 2, pp. 305-310, 1978.
- Suh KY, Chang SH, Kim HD, Oh SJ, Lee JI (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 KY, Kang KH, Kim JH, Kim SB, Kim HD, Cho JS, Chang JE (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 TG, Syri S, Salmassi T, Kymäläinen O, Tuomisto H (1994): Critical heat flux through curved, downward facing, thick walls, *Nuclear Engineering and Design* 151 (1994) 247-258
- Theofanous TG, Liu C, Additon S, Angelini S, Kymäläinen O, Salmassi T (1996): In-vessel coolability and retention of a core melt. Report DOE/ID-10460 Vol. 1 + 2, Center for Risk Studies and Safety, University of California, 1996.

- Theofanous TG, Liu C, Additon S, Angelini S, Kymäläinen O, Salmassi T (1997): In-vessel coolability and retention of a core melt. Nuclear Engineering and Design 169 (1997) pp. 1-48
- Tran CT, Dinh TN (2007): An Effective Convectivity Model for Simulation of In-Vessel Core Melt Progression in a Boiling Water Reactor. Paper 7165, International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP 2007), Nice, France, May 13-18, 2007.
- Ulbrich A: Material- und Wärmetechnische Untersuchungen zur Charakterisierung prototypischer Kernschmelzen. Dissertation RWTH Aachen, 1999.
- VDI (2002): VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, Neunte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, 2002.

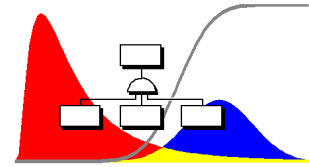
8.2 Eigene für das Vorhaben relevante Arbeiten

- Abendroth M, Willschütz HG, Altstadt E (2008): Fracture mechanical evaluation of an in-vessel melt retention scenario. Annals of Nuclear Energy 35(2008)4, 627-635
- Altstadt E., Moessner T: *Extension of the ANSYS® creep and damage simulation capabilities*. Report, FZR-296, Forschungszentrum Rossendorf, Dresden, Germany, 2000
- Altstadt E and Willschütz HG (2007): Modelling of the Corium-RPV-Wall Interaction in the Frame of an In-Vessel-Retention Scenario. Proceedings of the Annual Meeting of Nuclear Technology 2007
- Altstadt E und Willschütz HG (2005a): Beitrag zur Modellierung der Schmelzerückhaltung im RDB nach Verlagerung von Corium in das untere Plenum: Berechnung des Temperaturfeldes und der viskoplastischen Verformung der Behälterwand. Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf; FZR-412 2005
- Altstadt E und Willschütz HG (2005b): Modelling of in-vessel retention after relocation of corium into the lower plenum. Wissenschaftlich-Technische Berichte / Forschungszentrum Rossendorf; FZR-437 2005
- Altstadt E and Willschütz HG (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 Willschütz HG (2003b): Nachrechnung von mittelskaligen Experimenten zum Kriechbruchversagen von Druckbehältern. 2. Workshop "Kompetenzverbund Kerntechnik" vom 18. - 19. 09. 2002 in Köln, Tagungsband.
- Altstadt E and Willschütz HG (2003c): Post Test Calculation of Tube Creep Failure Experiments. Jahrestagung Kerntechnik 2003, Tagungsbericht S.141-146, Berlin, Germany, May 20-22, 2003.
- Altstadt E and Willschütz HG (2001): Pre-test Calculations for a Core Meltdown Experiment. Conference Proceedings on CD of the 19th CAD-FEM Users' Meeting, Potsdam, Germany, 17.-19. Oktober 2001.
- Bechta SV, Granovsky VS, Khabensky VB, Krushinov EV, Vitol SA, Strizhov VF, Bottomley D, Fischer M, Piluso P, Miassoedov A, Tromm W, Altstadt E, Willschutz HG, Fichot F, Kymalainen O (2008a): VVER steel corrosion during in-vessel retention of corium melt. ERMSAR 2008, 3rd European Review Meeting on Severe Accident Research, Nesseber, Bulgaria 23 - 25 September, 2008

- Bechta SV, Granovsky VS, Khabensky VB, Krushinov EV, Vitol SA, Sulatsky AA, Gusarov VV, Almiashhev VI, Lopukh DB, Bottomley D, Fischer M, Piluso P, Miassoedov A, Tromm W, Altstadt E, Fichot F, Kymalainen O (2008b): Interaction Between Molten Corium UO₂+X - ZrO₂- FeO_y and VVER Vessel Steel. 2008 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP), 08.-12.06.2008, Anaheim, California, United States
- Bechta SV, Granovsky VS, Khabensky VB, Krushinov EV, Vitol SA, Sulatsky AA, Gusarov VV, Almiashhev VI, Lopukh DB, Bottomley D, Fischer M, Piluso P, Miassoedov A, Tromm W, Altstadt E, Willschuetz HG, Fichot F, Kymalainen O (2006): Experimental study of interactions between suboxidized corium and reactor vessel steel. Proceedings of the International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP) 2006, American Nuclear Society, KNS, SFEN, AESJ, SNE, 04.-08.06.2006, Reno, U.S.A
- Willschütz HG, Altstadt E, Abendroth M (2008): Application of the effective convectivity model to an PWR in-vessel retention scenario. Proceedings of the Annual Meeting of Nuclear Technology 2008
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (2006): Recursively coupled thermal and mechanical FEM-analysis of lower plenum creep failure experiments. Annals of Nuclear Energy 33(2006)2, 126-148
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (2004): Insights from the FOREVER-Programme and the Accompanying Finite Element Calculations. atw - International Journal for Nuclear Power 49(2004)5, 345-349
- Willschütz HG (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.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (2003a): Post-Test Calculations of Medium Scaled Pressure Vessel Creep Failure Experiments. Proceedings of the ICAPP, Cordoba, Spain, May 4-7, 2003.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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.
- Willschütz HG and Altstadt E (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.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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.

- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (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.
- Willschütz HG, Altstadt E, Sehgal BR, Weiss FP (2001): Coupled thermal structural analysis of LWR vessel creep failure experiments, NUCLEAR ENGINEERING AND DESIGN, vol 208, pp 265-282, 2001.

Anhang A1: ANSYS-Report zur statistischen Analyse



postpds

By Martin Abendroth

Date: Jan 22, 2008; Time: 12 : 59 : 20

An ANSYS Probabilistic Analysis Report

Generated by the ANSYS Probabilistic Design System

[Introduction](#)
[Deterministic Model Information](#)
[Probabilistic Model Information](#)
[Probabilistic Analysis Summary](#)
[Regression Analysis Summary](#)
[Probabilistic Analysis Results](#)

I. Introduction

The ANSYS Probabilistic Design System (PDS) analyzes a component or a system involving uncertain input parameters. These input parameters (geometry, material properties, boundary conditions, etc.) are defined in the ANSYS model. The variation of these input parameters are defined as random input variables and are characterized by their distribution type (Gaussian, lognormal, etc.) and by their distribution parameters (mean values, standard deviation, etc.). Any interdependencies between random input variables are also defined as correlation coefficients. The important results are defined as random output parameters.

During a probabilistic analysis, ANSYS executes multiple analysis loops to compute the random output parameters as a function of the set of random input variables. The values for the input variables are generated either randomly (using Monte Carlo simulation) or as prescribed samples (using Response Surface Methods).

This report includes the following items, if applicable:

- The deterministic model (the ANSYS model that computes the results and result parameters for a given set of input parameters)
- The random input variables and their specifications
- Correlations between random input variables
- Solution sets containing the results of each probabilistic analysis
- Response surface sets containing the results of fitting of response surfaces

The statistics of the random output parameters were computed using the ANSYS results and illustrate the properties of the output parameters using histogram plots, cumulative distribution curves, and/or history plots. The influence of random input variables on individual output parameters (known as the "sensitivity") are illustrated as bar and pie charts.

II. Deterministic Model Information

The analysis file containing the deterministic model is stored in [run.pdan](#). ANSYS executes or "loops through" multiple times during the probabilistic analysis.

No elements are defined and an element plot has been suppressed.

III. Probabilistic Model Information

Random Input Variables

The deterministic model has 5 parameters that are regarded as random input variables. A list of these random input variables, the distribution they are subjected to, and their distribution parameters are provided in Table 1. The probability density functions and cumulative distribution functions are shown in Figures 1 to 5.

Table 1 . Random Input Variable Specifications

No.	Name	Type	Par1	Par2	Par3	Par4
1	TCMR	UNIF	3600.0	10800.		
2	SCLQSRF	UNIF	0.80000	1.2000		
3	STRSCL	UNIF	0.90000	1.1000		
4	TMLIQUID	UNIF	1400.0	1800.0		
5	EPSRAD	UNIF	0.25000	0.75000		

Figure 1. PDF & CDF of Input Random Variable TCMR

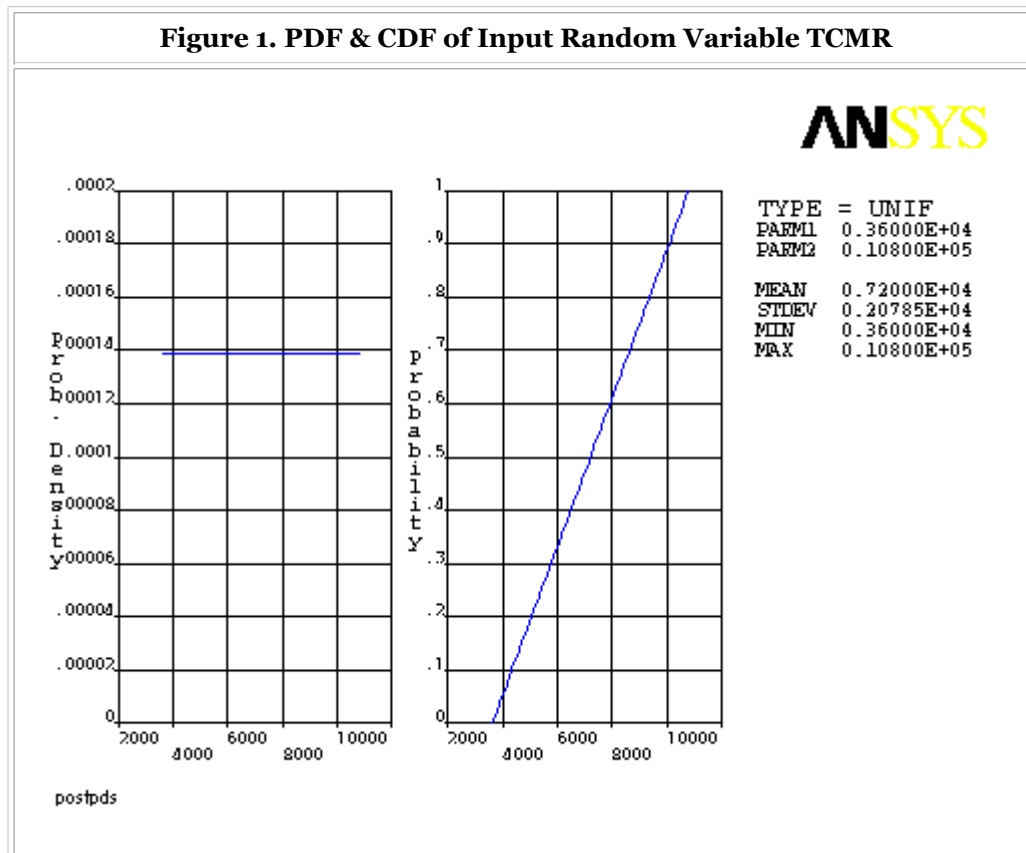


Figure 2. PDF & CDF of Input Random Variable SCLQSRF

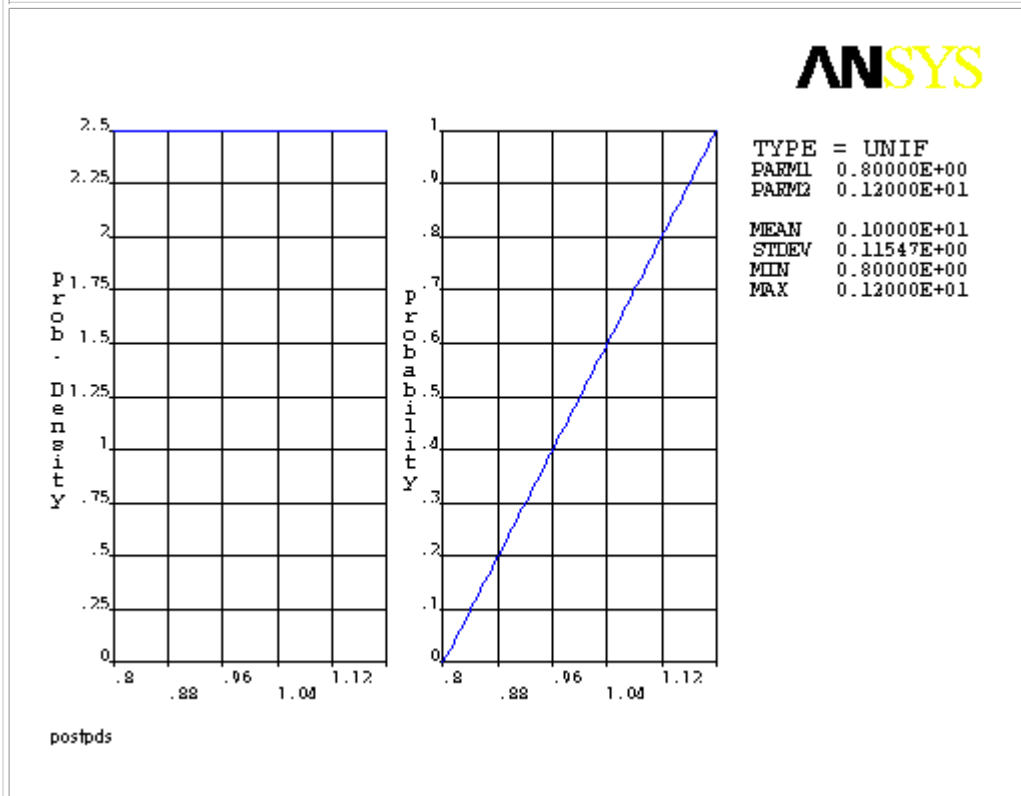


Figure 3. PDF & CDF of Input Random Variable STRSCL

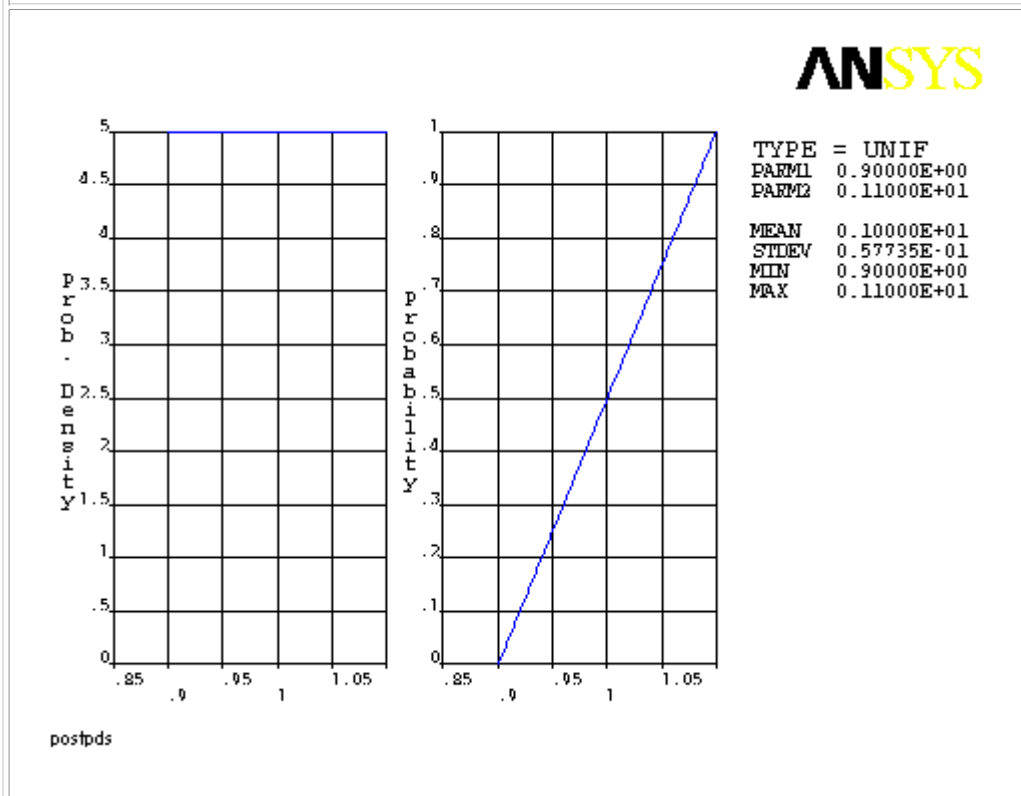


Figure 4. PDF & CDF of Input Random Variable TMLIQUID

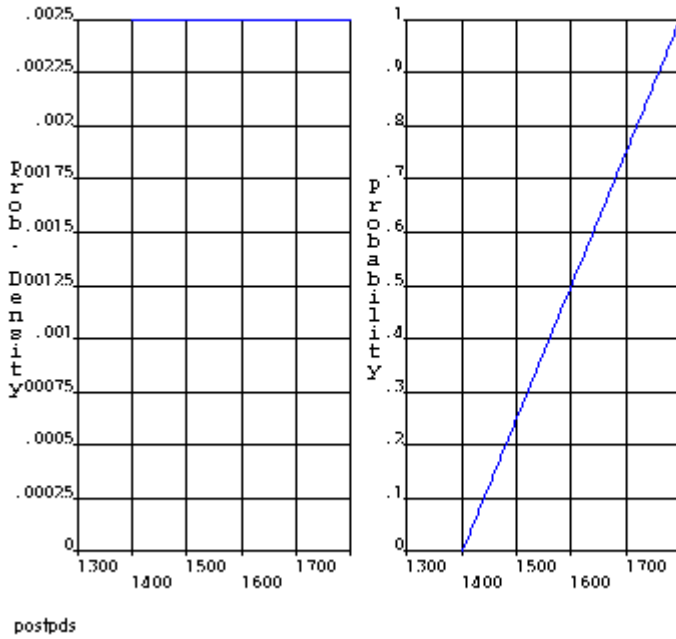
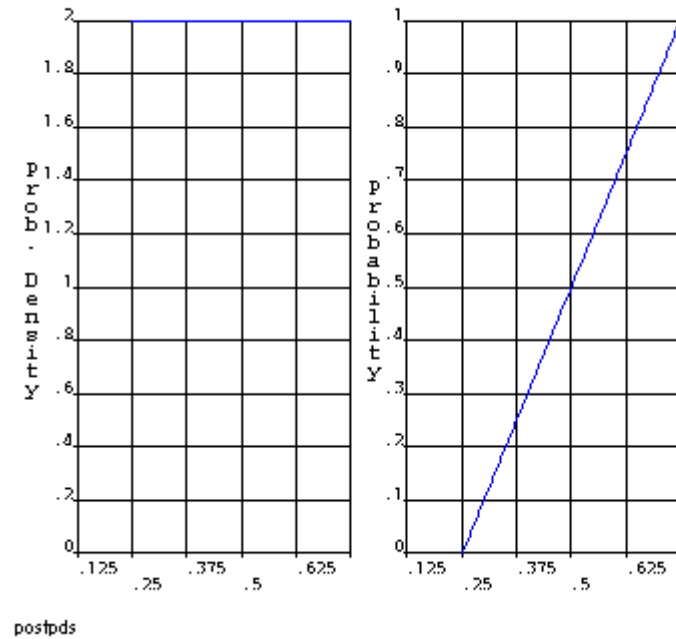


Figure 5. PDF & CDF of Input Random Variable EPSRAD



Correlations

There are no correlations defined between the random input variables.

IV. Probabilistic Analysis Summary

One probabilistic analysis has been performed. The results of each probabilistic analysis are stored in a separate *solution set* indicated with a *solution label*. A summary of the individual

solution sets is given in the table below.

1) Solution Set SOLU01

Table 2 . Specifications for Response Surface Method Analysis

Solution Label	Design Method	No. Samples
SOLU01	CCD	27

Table 3 . Specifications for the Design of Experiment Levels

Name	Value Type	Level Option	Level 1	Level 2	Level 3	Level 4	Level 5
TCMR	PROB	BND	0.500% *	set on runtime	set on runtime	set on runtime	99.500% *
SCLQSRF	PROB	BND	0.500% *	set on runtime	set on runtime	set on runtime	99.500% *
STRSCL	PROB	BND	0.500% *	set on runtime	set on runtime	set on runtime	99.500% *
TMLIQUID	PROB	BND	0.500% *	set on runtime	set on runtime	set on runtime	99.500% *
EPSRAD	PROB	BND	0.500% *	set on runtime	set on runtime	set on runtime	99.500% *

Note: The * indicates that the values was not specified by the user, but is a default value.

[Back to section](#) [Back to top](#)

V. Regression Analysis Summary

This analysis generated 1 response surface set. A response surface is an approximation describing a random output parameter as an explicit function of random input variables. Multiple response surfaces associated with the same solution set are combined into a *response surface set*. Each response surface set is identified by a *response surface set label*.

Several goodness-of-fit measures are provided for each random output parameter in each response surface set. These are shown in the following table(s). Use the following recommendations as general guidelines:

- **Error Sum of Squares:**
The error sum of squares is the sum of the squared residuals of response surface approximation. The residuals are the differences difference between the approximated and predicted values of an output parameter according to the response surface model and the actual sampled values of the output parameter, which the response surface is supposed to fit. The regression analysis to fit the response surface tries to minimize the error sum of squares. Therefore, this value should be as close as possible to 0.0. However, the error sum of squares is highly problem dependent and no general rule of accepting or rejecting a particular value can be given.
- **Coefficient of Determination:**
The coefficient of (multiple) determination measures how much of the variability of the random output parameter is in fact explained by the response surface model. Ideally, the response surface model should explain all of the variability of the random output

parameter. Hence, it is considered as very good, if the coefficient of determination is between 0.95 and 1.0 and it is considered acceptable, if it is between 0.90 and 0.95. For this test, it is recommended to always use the "adjusted" coefficient of determination, because for the adjusted coefficient of determination obtained if the forward-stepwise-regression has been used, can be compared with a situation where this filtering mechanism has not been used.

- **Maximum Relative Residual:**
The maximum relative residual measures the difference between the approximated and predicted values of an output parameter according to the response surface and the actual sampled values of the output parameter, which the response surface is supposed to fit. The maximum relative residual measures the difference relative to the sampled value. It is considered as very good, if the maximum relative residual is between 0.0% and 0.1% of the sampled value and acceptable, if it is between 0.1% and 0.5% of the sampled value.
- **Constant Variance Test:**
The t-statistic measures whether the variance of the error terms in the response surface model is constant, i.e. not a function of either a random input variable nor of the random output parameter that is fitted. The t-statistic should be as close as possible to 0.0. An acceptance of the constant variance test is measure in terms of the corresponding probability, i.e. the probability that the is in fact constant. The probability of constant variable should as large as possible. Hence, it is considered as very good, if this probability is above 10% and it is acceptable, if it is between 1% and 10%.

These are generalizations; you should base your evaluation on the specific problem being analyzed and your engineering knowledge.

1) Response Surface Set RSO1

The response surface set RSO1 is based on the solution set [SOLU01](#). The samples in the solution set [SOLU01](#) were generated with the Response Surface Method.

Regression results for random output parameter SMRM :

The random output parameter SMRM was fitted with a linear regression model. No transformation was used for the regression analysis. The "Forward-Stepwise-Regression" filtering technique was used to fit the random output parameter SMRM . A confidence level of 95.000% was used to filter out insignificant terms of the regression equation. As a result, the regression model includes 4 terms.

To evaluate the response surface the random input variables have been scaled with a linear transformation. The scaled random input variables are indicated with an ending "_scaled" below. The scaling parameters of this linear transformation are listed below.

TCMR_scaled	=	0.5611672E-03*TCMR	-	0.4040404E+01
SCLQSRF_scaled	=	0.1010101E+02*SCLQSRF	-	0.1010101E+02
STRSCL_scaled	=	0.2020202E+02*STRSCL	-	0.2020202E+02
TMLIQUID_scaled	=	0.1010101E-01*TMLIQUID	-	0.1616162E+02
EPSRAD_scaled	=	0.8080808E+01*EPSRAD	-	0.4040404E+01

The response surface is fitted with the scaled random input variables. This means the response surface is expressed in terms of the scaled random input variables. The response surface is the sum of the regression terms, where each regression term includes a regression coefficient. The regression coefficients of the response surface are given in the table below.

$$\text{SMRM} = 0.6004466\text{E}+00$$

$$\text{SMRM} = \text{SMRM} + 0.7110918\text{E}-03 * \text{SCLQSRF_scaled}$$

$$\text{SMRM} = \text{SMRM} + 0.2948872\text{E}-01 * \text{STRSCL_scaled}$$

$$\text{SMRM} = \text{SMRM} + 0.3170929\text{E}-02 * \text{EPSRAD_scaled}$$

Table 4 . Goodness-of-Fit Measures for Random Output Parameter SMRM

GOODNESS-OF-FIT MEASURES	VALUES
Error Sum of Squares	0.5562037E-04
Adjusted Error Sum of Squares	0.2418277E-05
Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9973738E+00 (VERY GOOD)
Adjusted Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9970313E+00 (VERY GOOD)
Maximum Absolute Residual	0.2672789E-02
Maximum Relative Residual	0.4735604E-02 (OK)
Maximum t-statistic of constant variance test	0.2497855E+00 grouped by SMRM
Probability of constant variance test	80.4794% (VERY GOOD)

Regression results for random output parameter TMLT :

The random output parameter TMLT was fitted with a linear regression model. No transformation was used for the regression analysis. The "Forward-Stepwise-Regression" filtering technique was used to fit the random output parameter TMLT . A confidence level of 95.000% was used to filter out insignificant terms of the regression equation. As a result, the regression model includes 5 terms.

To evaluate the response surface the random input variables have been scaled with a linear transformation. The scaled random input variables are indicated with an ending "_scaled" below. The scaling parameters of this linear transformation are listed below.

$$\text{TCMR_scaled} = 0.5611672\text{E}-03 * \text{TCMR} - 0.4040404\text{E}+01$$

$$\text{SCLQSRF_scaled} = 0.1010101\text{E}+02 * \text{SCLQSRF} - 0.1010101\text{E}+02$$

$$\text{STRSCL_scaled} = 0.2020202\text{E}+02 * \text{STRSCL} - 0.2020202\text{E}+02$$

$$\text{TMLIQUID_scaled} = 0.1010101\text{E}-01 * \text{TMLIQUID} - 0.1616162\text{E}+02$$

$$\text{EPSRAD_scaled} = 0.8080808\text{E}+01 * \text{EPSRAD} - 0.4040404\text{E}+01$$

The response surface is fitted with the scaled random input variables. This means the response surface is expressed in terms of the scaled random input variables. The response surface is the sum of the regression terms, where each regression term includes a regression coefficient. The regression coefficients of the response surface are given in the table below.

$$\text{TMLT} = 0.2987868\text{E}+04$$

$$\text{TMLT} = \text{TMLT} - 0.5127476\text{E}+01 * \text{TCMR_scaled}$$

$$\text{TMLT} = \text{TMLT} - 0.7602537\text{E}+00 * \text{SCLQSRF_scaled}$$

$$\text{TMLT} = \text{TMLT} + 0.2336306\text{E}+01 * \text{TMLIQUID_scaled}$$

$$\text{TMLT} = \text{TMLT} - 0.1253775\text{E}+01 * \text{EPSRAD_scaled}$$

Table 5 . Goodness-of-Fit Measures for Random Output Parameter TMLT

GOODNESS-OF-FIT MEASURES	VALUES
Error Sum of Squares	0.5550055E+01
Adjusted Error Sum of Squares	0.2522752E+00
Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9932245E+00 (VERY GOOD)
Adjusted Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9919926E+00 (VERY GOOD)
Maximum Absolute Residual	0.8988577E+00
Maximum Relative Residual	0.3009264E-03 (VERY GOOD)
Maximum t-statistic of constant variance test	0.3332150E+00 grouped by TMLT
Probability of constant variance test	74.1750% (VERY GOOD)

Regression results for random output parameter QSQW :

The random output parameter QSQW was fitted with a linear regression model. No transformation was used for the regression analysis. The "Forward-Stepwise-Regression" filtering technique was used to fit the random output parameter QSQW . A confidence level of 95.000% was used to filter out insignificant terms of the regression equation. As a result, the regression model includes 4 terms.

To evaluate the response surface the random input variables have been scaled with a linear transformation. The scaled random input variables are indicated with an ending "_scaled" below. The scaling parameters of this linear transformation are listed below.

$$\begin{aligned} \text{TCMR_scaled} &= 0.5611672\text{E-}03 * \text{TCMR} - 0.4040404\text{E+}01 \\ \text{SCLQSRF_scaled} &= 0.1010101\text{E+}02 * \text{SCLQSRF} - 0.1010101\text{E+}02 \\ \text{STRSCL_scaled} &= 0.2020202\text{E+}02 * \text{STRSCL} - 0.2020202\text{E+}02 \\ \text{TMLIQUID_scaled} &= 0.1010101\text{E-}01 * \text{TMLIQUID} - 0.1616162\text{E+}02 \\ \text{EPSRAD_scaled} &= 0.8080808\text{E+}01 * \text{EPSRAD} - 0.4040404\text{E+}01 \end{aligned}$$

The response surface is fitted with the scaled random input variables. This means the response surface is expressed in terms of the scaled random input variables. The response surface is the sum of the regression terms, where each regression term includes a regression coefficient. The regression coefficients of the response surface are given in the table below.

$$\begin{aligned} \text{QSQW} &= 0.8825070\text{E+}00 \\ \text{QSQW} &= \text{QSQW} - 0.1919380\text{E-}01 * \text{SCLQSRF_scaled} \\ \text{QSQW} &= \text{QSQW} + 0.1649346\text{E-}01 * \text{TMLIQUID_scaled} \\ \text{QSQW} &= \text{QSQW} + 0.3643693\text{E-}01 * \text{EPSRAD_scaled} \end{aligned}$$

Table 6 . Goodness-of-Fit Measures for Random Output Parameter QSQW

GOODNESS-OF-FIT MEASURES	VALUES
Error Sum of Squares	0.1506238E-01
Adjusted Error Sum of Squares	0.6548859E-03
Coefficient of Determination (R-Squared)	0.7582145E+00 (FAIL)
Adjusted Coefficient of Determination (R-Squared)	0.7266773E+00 (FAIL)
Maximum Absolute Residual	0.4406556E-01

Maximum Relative Residual	0.4839361E-01 (FAIL)
Maximum t-statistic of constant variance test	-0.5875100E+00 grouped by QSQW
Probability of constant variance test	56.2131% (VERY GOOD)

Regression results for random output parameter UWMX :

The random output parameter UWMX was fitted with a linear regression model. No transformation was used for the regression analysis. The "Forward-Stepwise-Regression" filtering technique was used to fit the random output parameter UWMX . A confidence level of 95.000% was used to filter out insignificant terms of the regression equation. As a result, the regression model includes 4 terms.

To evaluate the response surface the random input variables have been scaled with a linear transformation. The scaled random input variables are indicated with an ending "_scaled" below. The scaling parameters of this linear transformation are listed below.

$$\begin{aligned} \text{TCMR_scaled} &= 0.5611672\text{E-}03 * \text{TCMR} - 0.4040404\text{E+}01 \\ \text{SCLQSRF_scaled} &= 0.1010101\text{E+}02 * \text{SCLQSRF} - 0.1010101\text{E+}02 \\ \text{STRSCL_scaled} &= 0.2020202\text{E+}02 * \text{STRSCL} - 0.2020202\text{E+}02 \\ \text{TMLIQUID_scaled} &= 0.1010101\text{E-}01 * \text{TMLIQUID} - 0.1616162\text{E+}02 \\ \text{EPSRAD_scaled} &= 0.8080808\text{E+}01 * \text{EPSRAD} - 0.4040404\text{E+}01 \end{aligned}$$

The response surface is fitted with the scaled random input variables. This means the response surface is expressed in terms of the scaled random input variables. The response surface is the sum of the regression terms, where each regression term includes a regression coefficient. The regression coefficients of the response surface are given in the table below.

$$\begin{aligned} \text{UWMX} &= 0.4141018\text{E-}01 \\ \text{UWMX} &= \text{UWMX} - 0.1102690\text{E-}03 * \text{TCMR_scaled} \\ \text{UWMX} &= \text{UWMX} - 0.7498018\text{E-}03 * \text{SCLQSRF_scaled} \\ \text{UWMX} &= \text{UWMX} - 0.8375852\text{E-}04 * \text{STRSCL_scaled} \end{aligned}$$

Table 7 . Goodness-of-Fit Measures for Random Output Parameter UWMX

GOODNESS-OF-FIT MEASURES	VALUES
Error Sum of Squares	0.7827731E-06
Adjusted Error Sum of Squares	0.3403362E-07
Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9468796E+00 (OK)
Adjusted Coefficient of Determination (R-Squared)	0.9399509E+00 (OK)
Maximum Absolute Residual	0.5196654E-03
Maximum Relative Residual	0.1270870E-01 (FAIL)
Maximum t-statistic of constant variance test	0.6693742E+00 grouped by UWMX
Probability of constant variance test	50.9392% (VERY GOOD)

VI. Probabilistic Analysis Results

There are 2 results sets based on the model and analysis specifications described above: 1 solution sets are described in the section [Probabilistic Analysis Summary](#) above; 1 response surface sets are described in the section [Regression Analysis Summary](#) above. The following selected probabilistic results are reported:

- [Statistics of the Probabilistic Results](#)
- [Sample History Plots](#)
- [Histogram Plots](#)
- [Cumulative Distribution Function Plots](#)
- [Sensitivity Plots](#)
- [Correlation Coefficient Matrix](#)

VI.1 Statistics of the Probabilistic Results

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Hence, the statistics of the input variables or output parameters of the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

Table 8 . Result Set RS01 - Statistics of the Random Input Variables

Name	Mean	Standard Deviation	Skewness	Kurtosis	Minimum	Maximum
TCMR	7200.	2079.	-1.3175E-06	-1359.	3600.	1.0800E+04
SCLQSRF	1.000	0.1155	-4.1250E-06	-1359.	0.8000	1.200
STRSCL	1.000	5.7738E-02	3.8261E-06	-1359.	0.9000	1.100
TMLIQUID	1600.	115.5	5.1861E-07	-1359.	1400.	1800.
EPSRAD	0.5000	0.1443	-5.1611E-07	-1359.	0.2500	0.7500

Table 9 . Result Set RS01 - Statistics of the Random Output Parameters

Name	Mean	Standard Deviation	Skewness	Kurtosis	Minimum	Maximum
SMRM	0.6004	3.4597E-02	-3.1734E-03	-1379.	0.5348	0.6671
TMLT	2988.	6.758	-4.7574E-03	-1673.	2970.	3005.
QSQW	0.8825	5.1839E-02	-1.9016E-02	-1782.	0.7415	1.021
UWMX	4.1410E-02	8.8806E-04	-7.9787E-03	-1424.	3.9569E-02	4.3258E-02

[Go to list](#) [Back to section](#) [Back to top](#)

VI.2 Sample History Plots

The sample history values are a function of the number of simulation loops. The plot is only applicable for Monte Carlo Simulation results. For the mean and standard deviation, the curves indicates that we are 95.000% sure that the "true" mean value and standard deviation are in fact between the upper and lower confidence bounds.

Result Set SOLU01

Result Set RS01

[Go to list](#) [Back to section](#) [Back to top](#)

VI.3 Histogram Plots

ANSYS PDS calculates an appropriate number of classes based on the number of samples. The number of classes is equal to the number of bars shown in the histogram. The range between the smallest and largest sample value has been divided into classes of equal width. A histogram is derived by counting the number of hits in the individual classes and dividing this number by the total number of samples. Hence, a histogram represents the relative frequencies of the random quantity it is plotted for.

HISTOGRAMS OF INPUT VARIABLES

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, histogram plots of the random input variables for the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

Figure 6. Result Set RS01 - Histogram of Input Variable TCMR

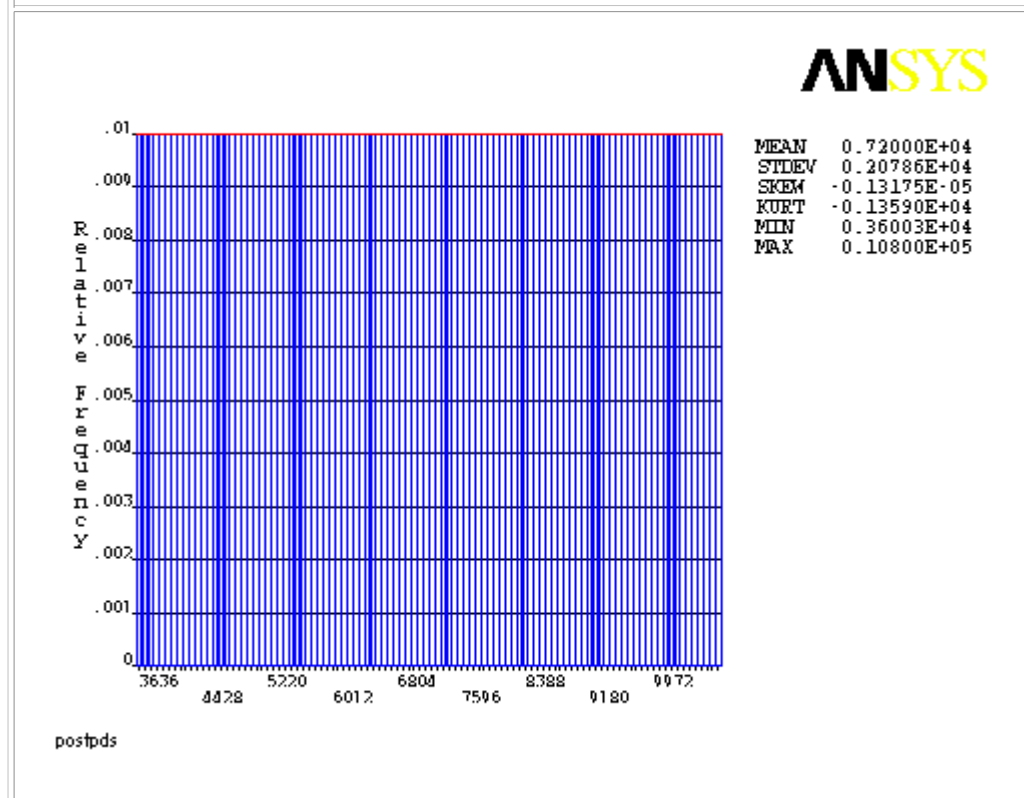
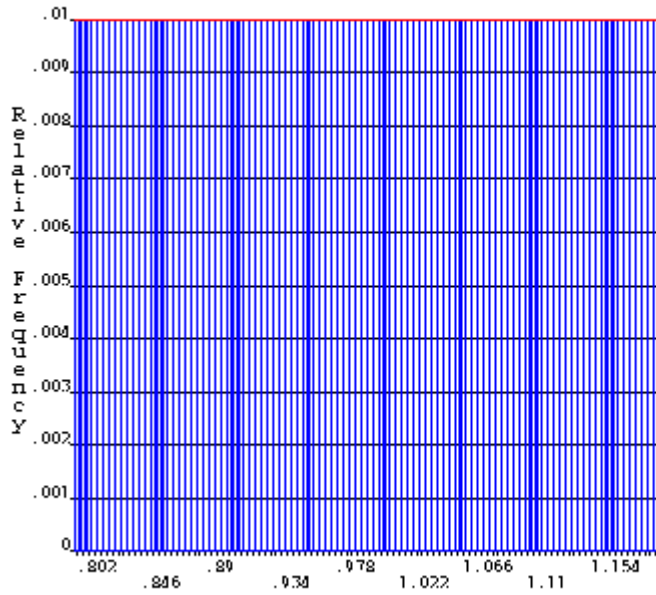


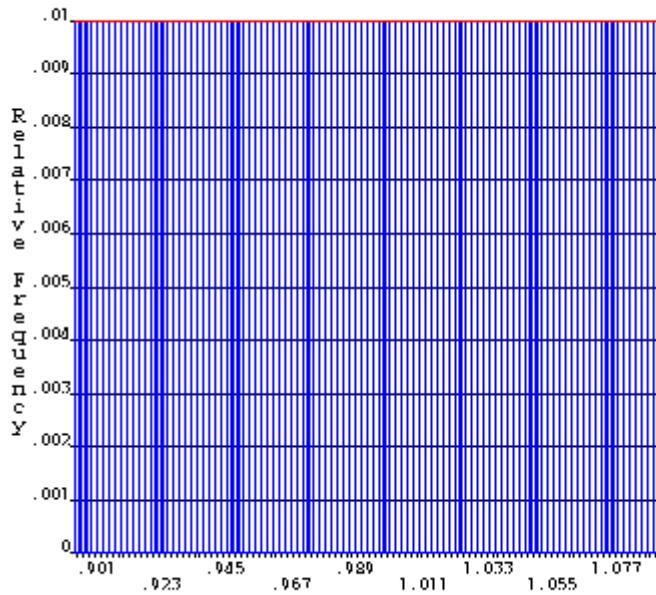
Figure 7. Result Set RS01 - Histogram of Input Variable SCLQSRF



MEAN	0.10000E+01
STDEV	0.11548E+00
SKEM	-0.41250E-05
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.80004E+00
MAX	0.12000E+01

postpds

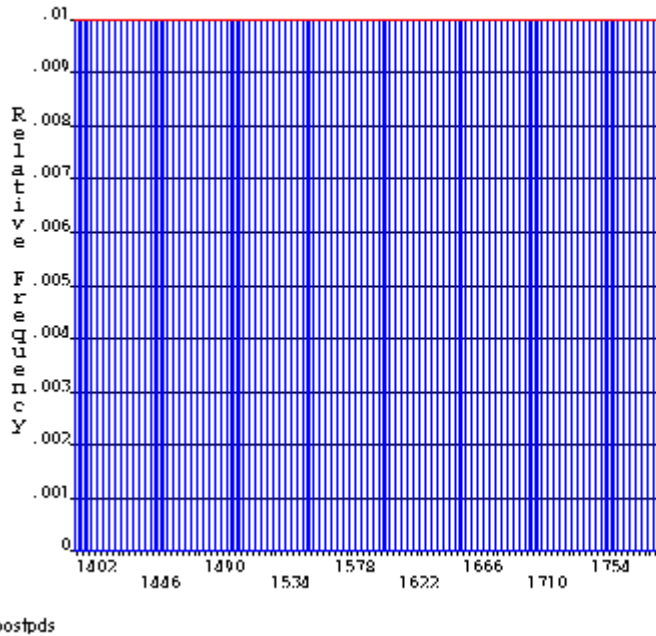
Figure 8. Result Set RS01 - Histogram of Input Variable STRSCL



MEAN	0.10000E+01
STDEV	0.57738E-01
SKEM	0.38261E-05
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.90002E+00
MAX	0.11000E+01

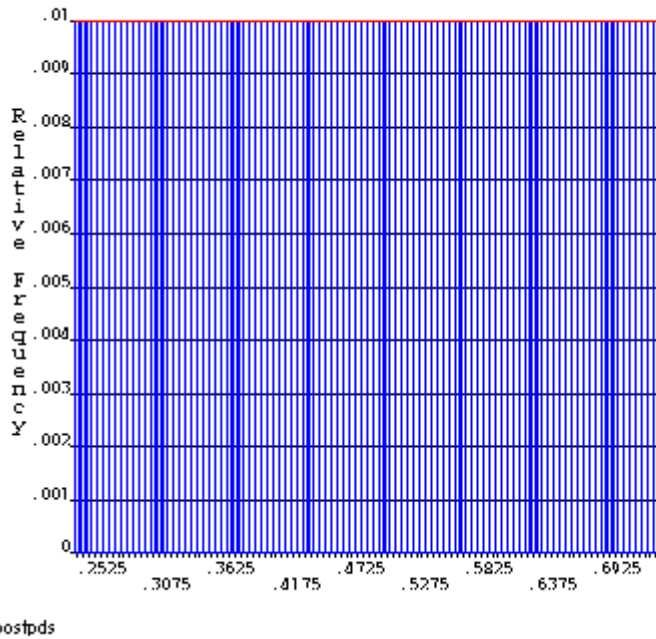
postpds

Figure 9. Result Set RS01 - Histogram of Input Variable TMLIQUID



MEAN	0.16000E+04
STDEV	0.11548E+03
SKEM	0.51861E-06
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.14000E+04
MAX	0.18000E+04

Figure 10. Result Set RS01 - Histogram of Input Variable EPSRAD



MEAN	0.50000E+00
STDEV	0.14434E+00
SKEM	-0.51611E-06
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.25001E+00
MAX	0.74996E+00

HISTOGRAMS OF OUTPUT PARAMETERS

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, histogram plots of the random output parameters for the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

Figure 11. Result Set RS01 - Histogram of Output Parameter SMRM

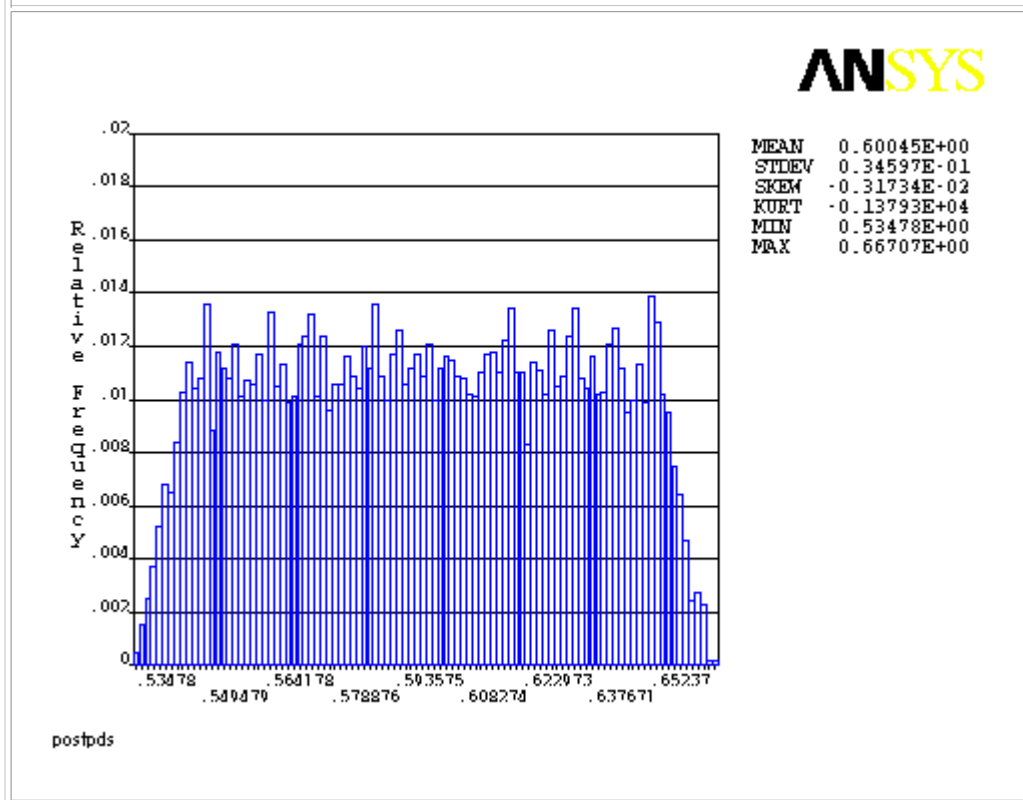


Figure 12. Result Set RS01 - Histogram of Output Parameter TMLT

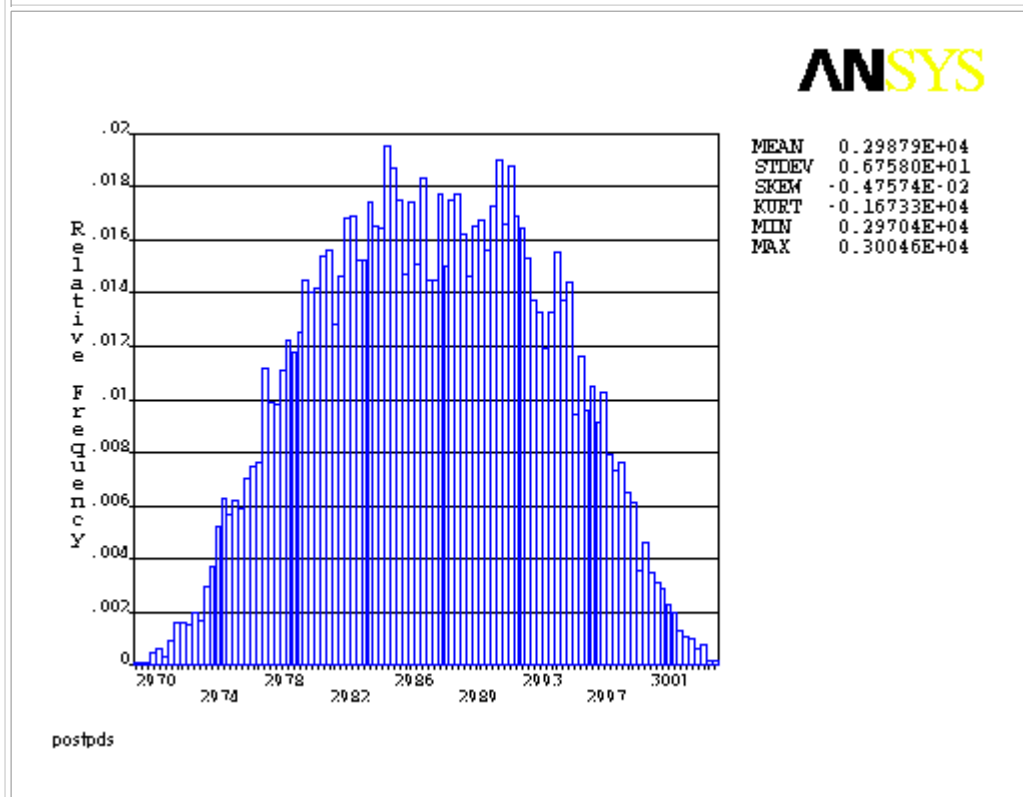


Figure 13. Result Set RS01 - Histogram of Output Parameter QSQW

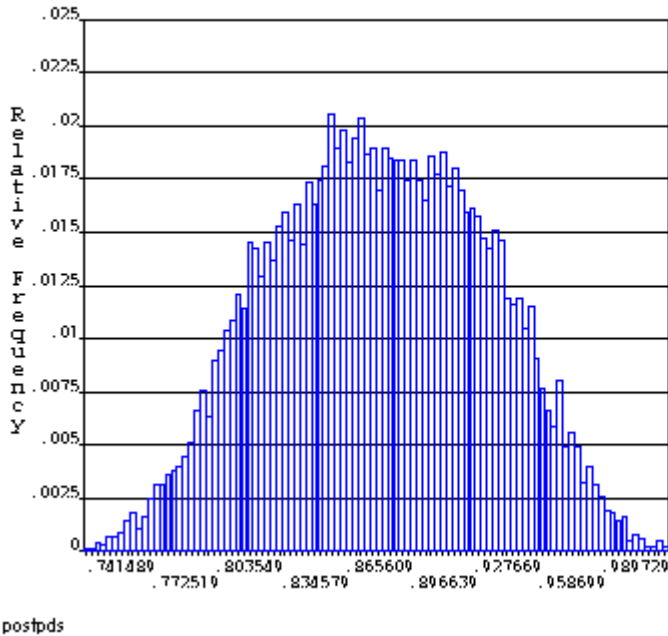
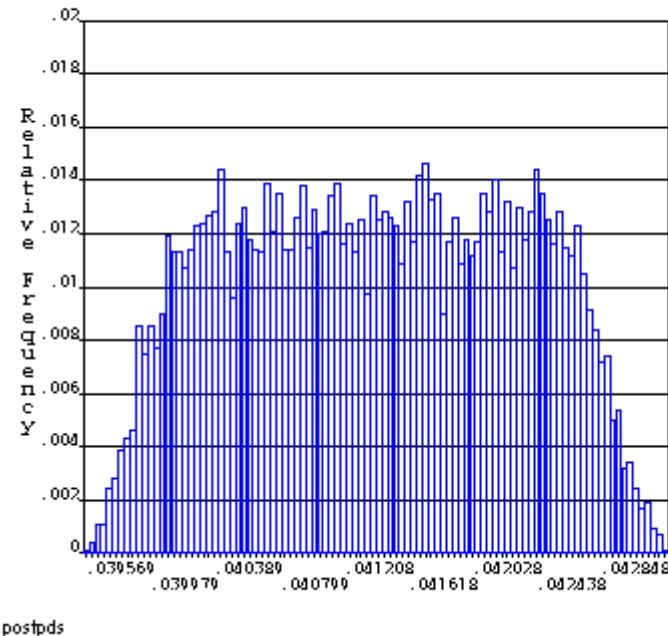


Figure 14. Result Set RS01 - Histogram of Output Parameter UWMX



[Go to list](#) [Back to section](#) [Back to top](#)

VI.4 Cumulative Distribution Function Plots

The cumulative distribution curve is plotted with either a total number of 100 points or using the sample size as the number of points, whichever is lower. If the sample size is less than 100, all samples are represented in the plot. If the sample size is larger than 100, the probabilistic design tool classifies the sample into 100 classes of appropriate size. For Monte Carlo simulation methods, a confidence level of 95.000% is used to plot confidence bounds around the

cumulative distribution function. For response surface methods, the accuracy of the results is determined by the goodness of the response surface fit and not by the confidence level. Therefore, the curves for lower and upper confidence bounds are not plotted for response surface method results.

CUMULATIVE DENSITY FUNCTIONS OF INPUT VARIABLES

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, cumulative distribution function plots of the random input variables for the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

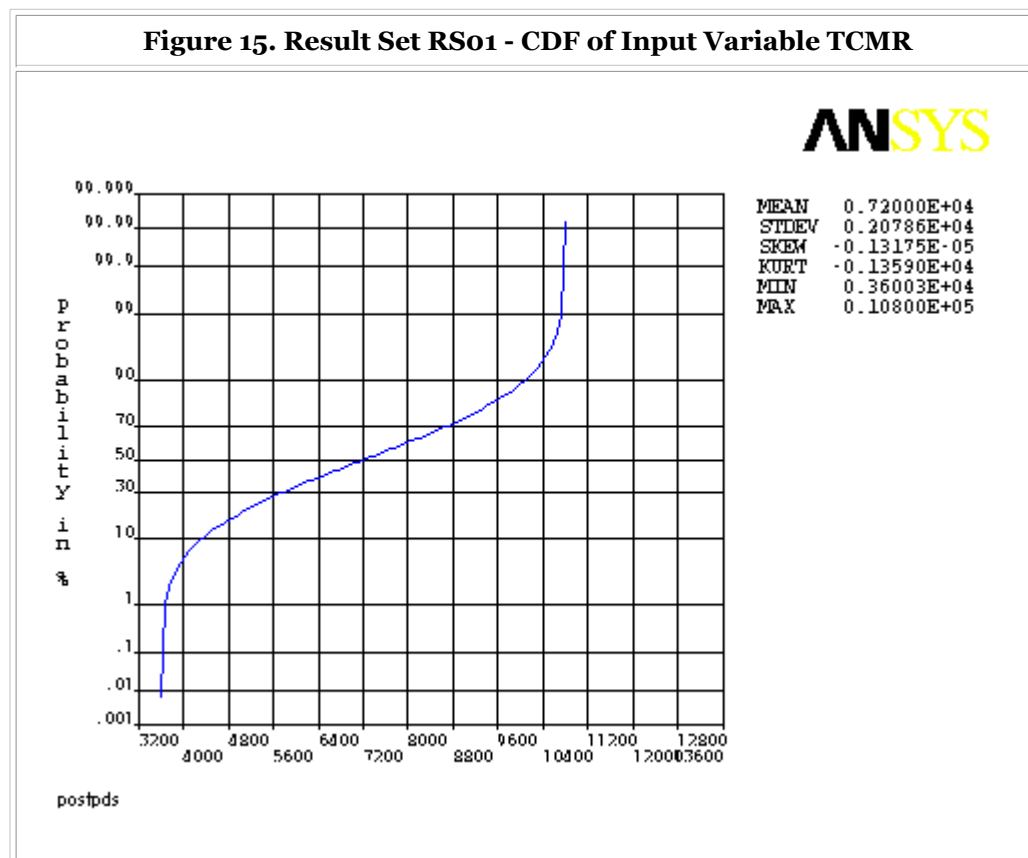
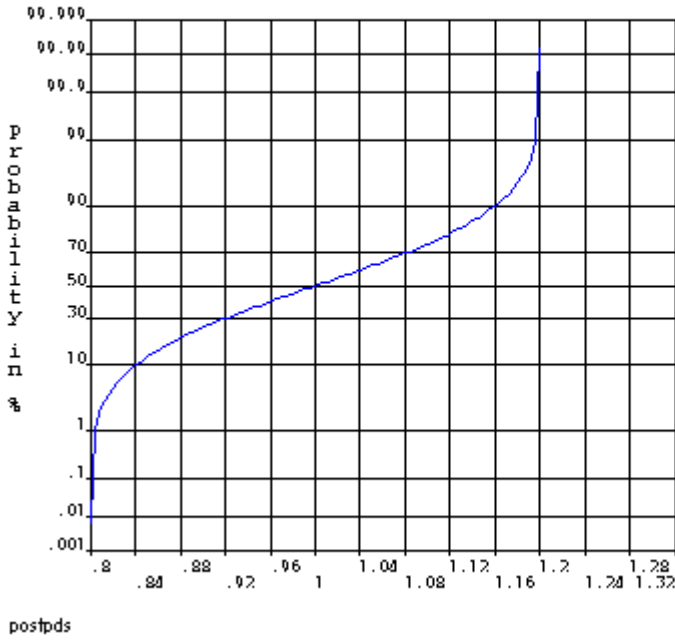
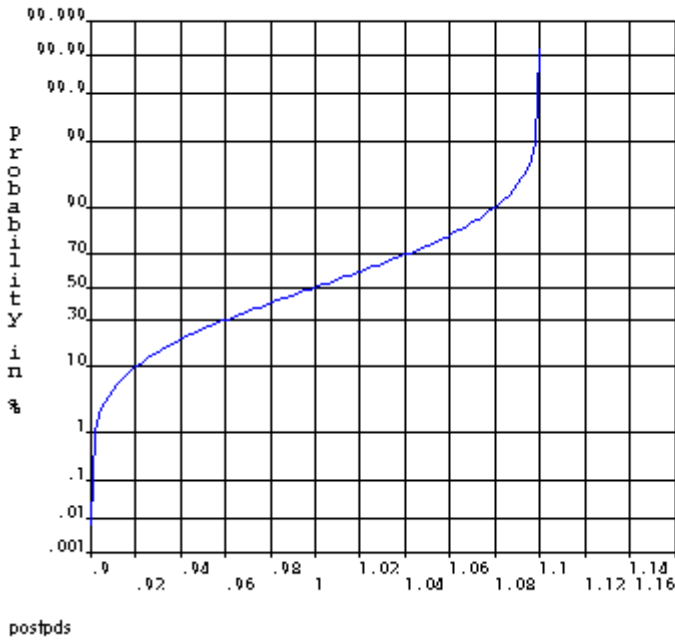


Figure 16. Result Set RS01 - CDF of Input Variable SCLQSRF



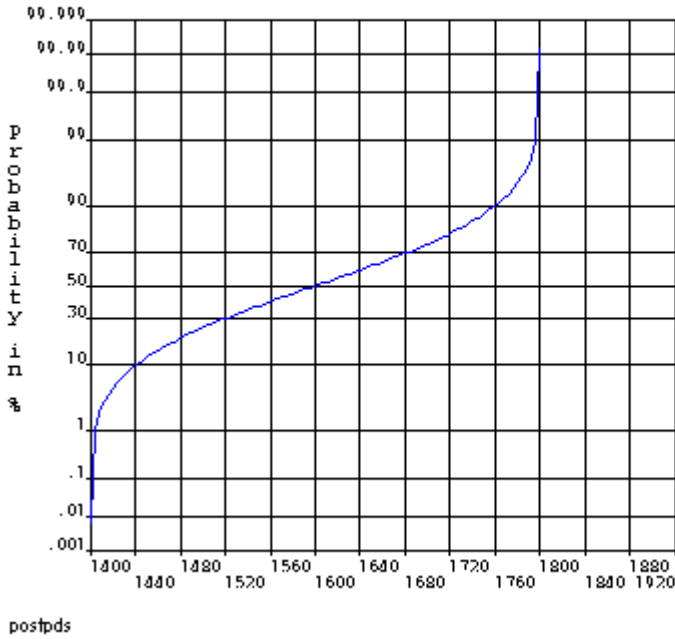
MEAN	0.10000E+01
STDEV	0.11548E+00
SKEM	-0.41250E-05
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.80004E+00
MAX	0.12000E+01

Figure 17. Result Set RS01 - CDF of Input Variable STRSCL



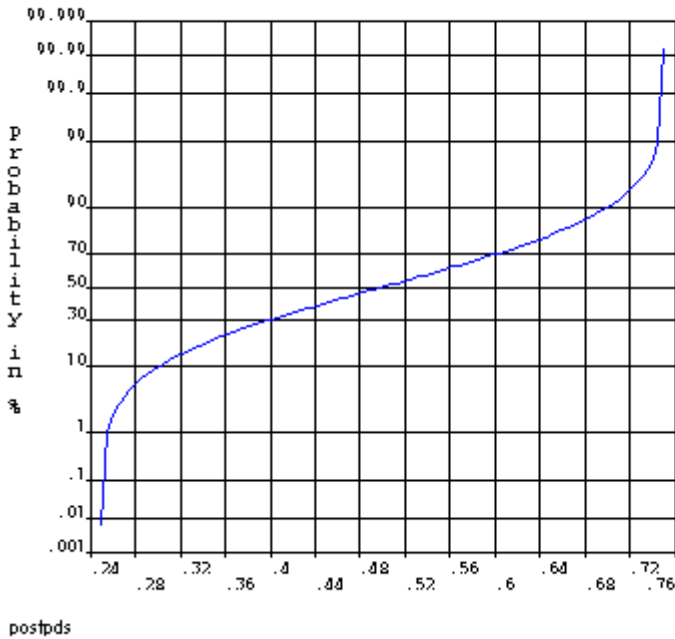
MEAN	0.10000E+01
STDEV	0.57738E-01
SKEM	0.38261E-05
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.90002E+00
MAX	0.11000E+01

Figure 18. Result Set RS01 - CDF of Input Variable TMLIQUID



MEAN	0.16000E+04
STDEV	0.11548E+03
SKEM	0.51861E-06
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.14000E+04
MAX	0.18000E+04

Figure 19. Result Set RS01 - CDF of Input Variable EPSRAD



MEAN	0.50000E+00
STDEV	0.14434E+00
SKEM	-0.51611E-06
KURT	-0.13590E+04
MIN	0.25001E+00
MAX	0.74996E+00

CUMULATIVE DENSITY FUNCTIONS OF RANDOM OUTPUT PARAMETERS

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, cumulative distribution function plots of the random output parameters for the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

Figure 20. Result Set RS01 - CDF of Output Parameter SMRM

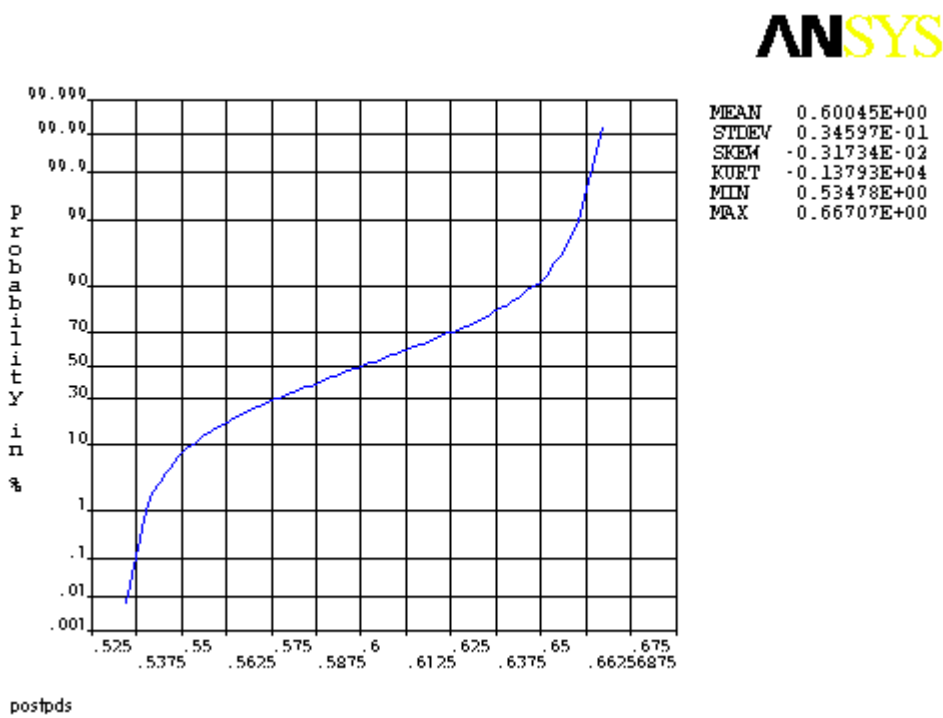


Figure 21. Result Set RS01 - CDF of Output Parameter TMLT

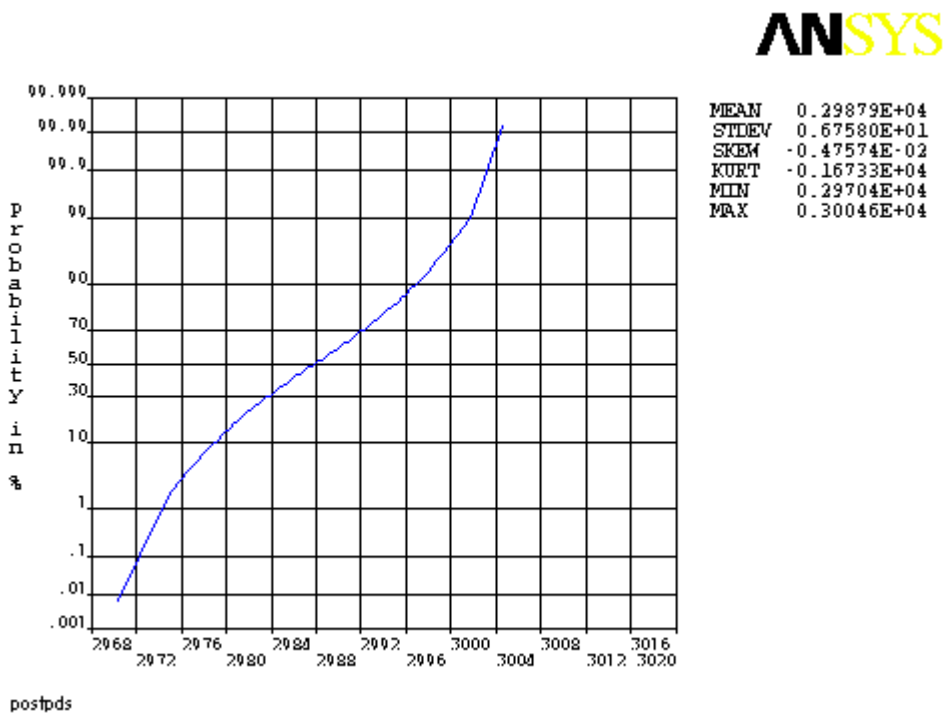
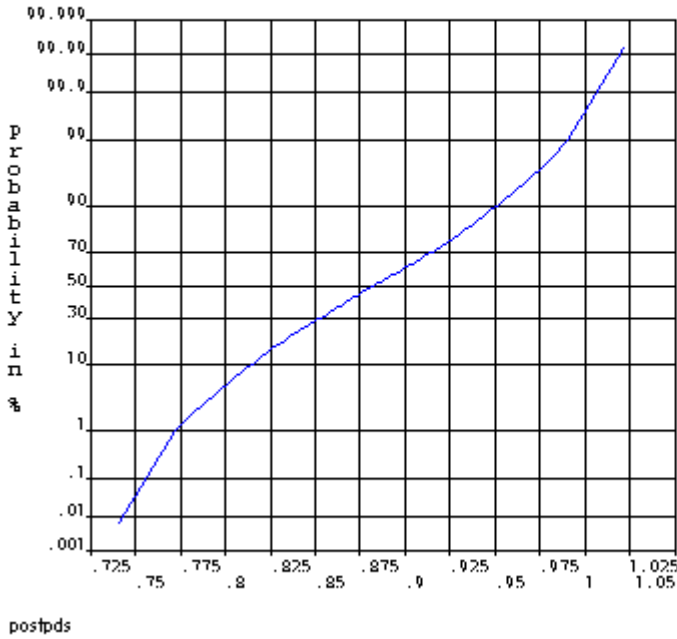
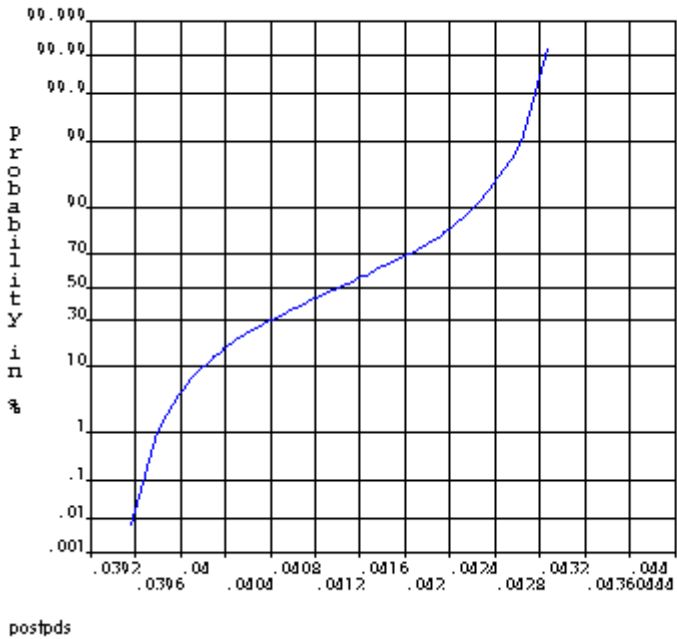


Figure 22. Result Set RS01 - CDF of Output Parameter QSQW



MEAN	0.88251E+00
STDEV	0.51839E-01
SKEM	-0.19016E-01
KURT	-0.17825E+04
MIN	0.74149E+00
MAX	0.10208E+01

Figure 23. Result Set RS01 - CDF of Output Parameter UWMX



MEAN	0.41410E-01
STDEV	0.88806E-03
SKEM	-0.79787E-02
KURT	-0.14239E+04
MIN	0.39569E-01
MAX	0.43258E-01

[Go to list](#) [Back to section](#) [Back to top](#)

VI.5 Sensitivity Plots

The evaluation of the probabilistic sensitivities is based on the correlation coefficients between all random input variables and a particular random output parameter. Either Spearman rank order correlation coefficients or Pearson linear correlation coefficients may be used based on user's specifications. To plot the sensitivities of a certain random output parameter, the random input variables are separated into two groups: those that are significant (important) and those

that are insignificant (not important) for the random output parameter. The sensitivity plots will only include the significant random input variables.

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, sensitivity plots of the random output parameters for the result set SOLU01 are not available.

Result Set RS01

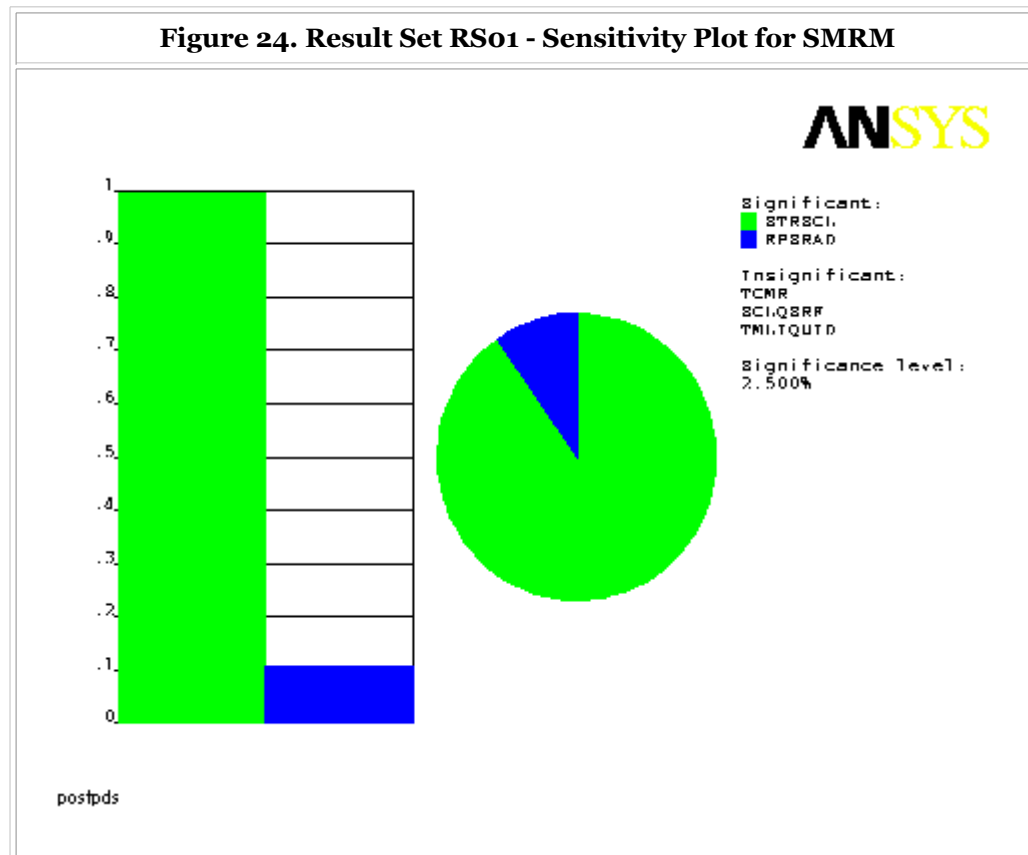


Figure 25. Result Set RS01 - Sensitivity Plot for SMRM

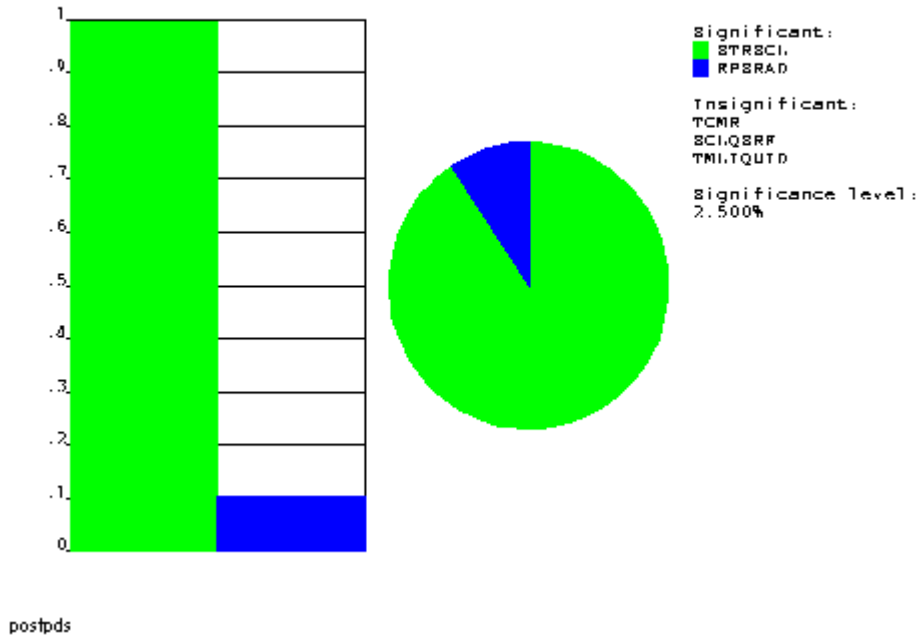


Figure 26. Result Set RSo1 - Sensitivity Plot for TMLT

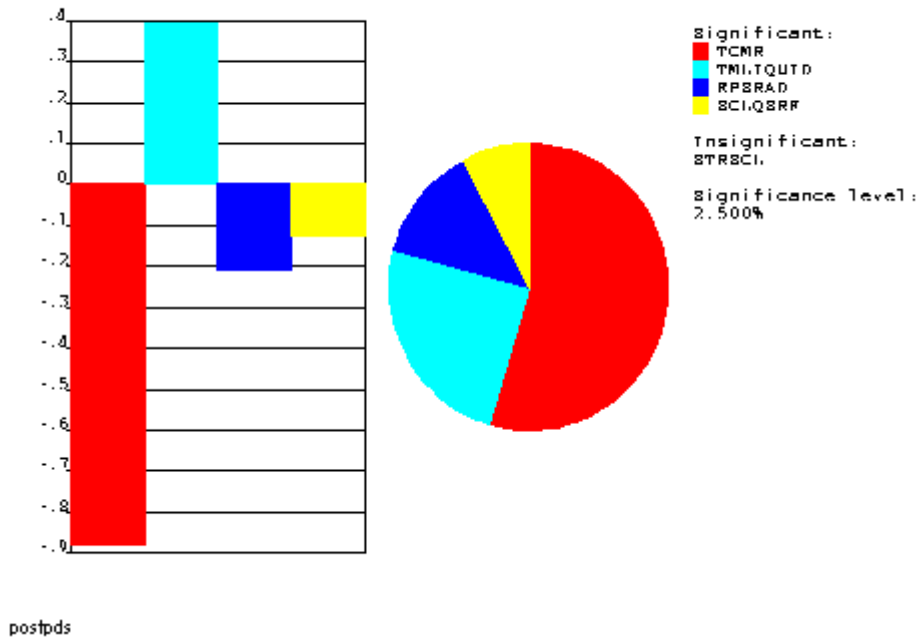
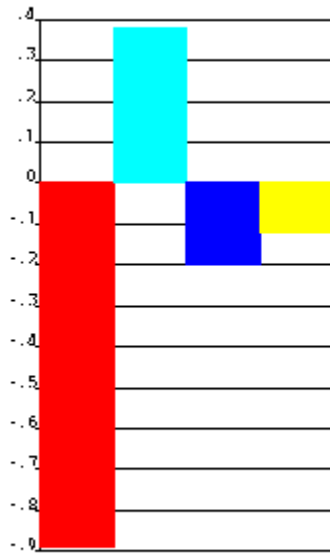


Figure 27. Result Set RSo1 - Sensitivity Plot for TMLT



Significant:
 TCMR
 TMITQUTD
 RPSRAD
 SCIQBRF

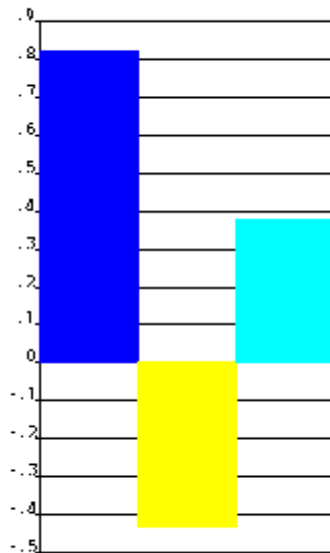
Insignificant:
 STRSCI.

Significance level:
 2.500%



postpds

Figure 28. Result Set RS01 - Sensitivity Plot for QSQW



Significant:
 RPSRAD
 SCIQBRF
 TMITQUTD

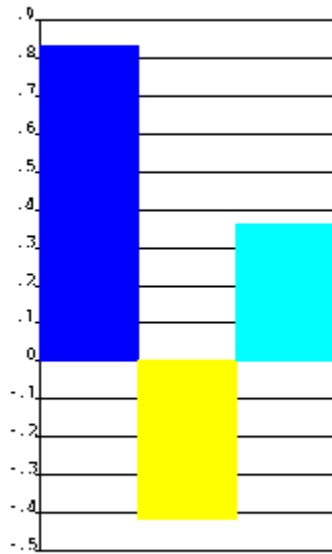
Insignificant:
 TCMR
 STRSCI.

Significance level:
 2.500%



postpds

Figure 29. Result Set RS01 - Sensitivity Plot for QSQW



Significant:
 RPSRAD
 SCI.QBRF
 TMI.TQTD

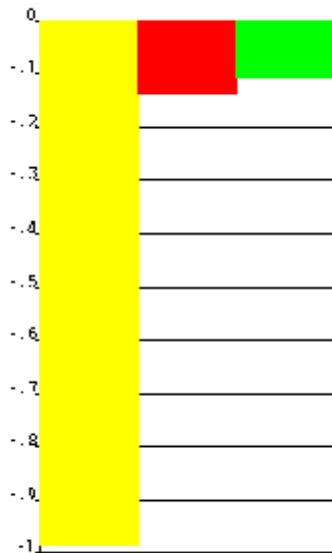
Insignificant:
 TCMR
 STRBCI.

Significance level:
 2.500%



postpds

Figure 30. Result Set RSo1 - Sensitivity Plot for UWMX



Significant:
 SCI.QBRF
 TCMR
 STRBCI.

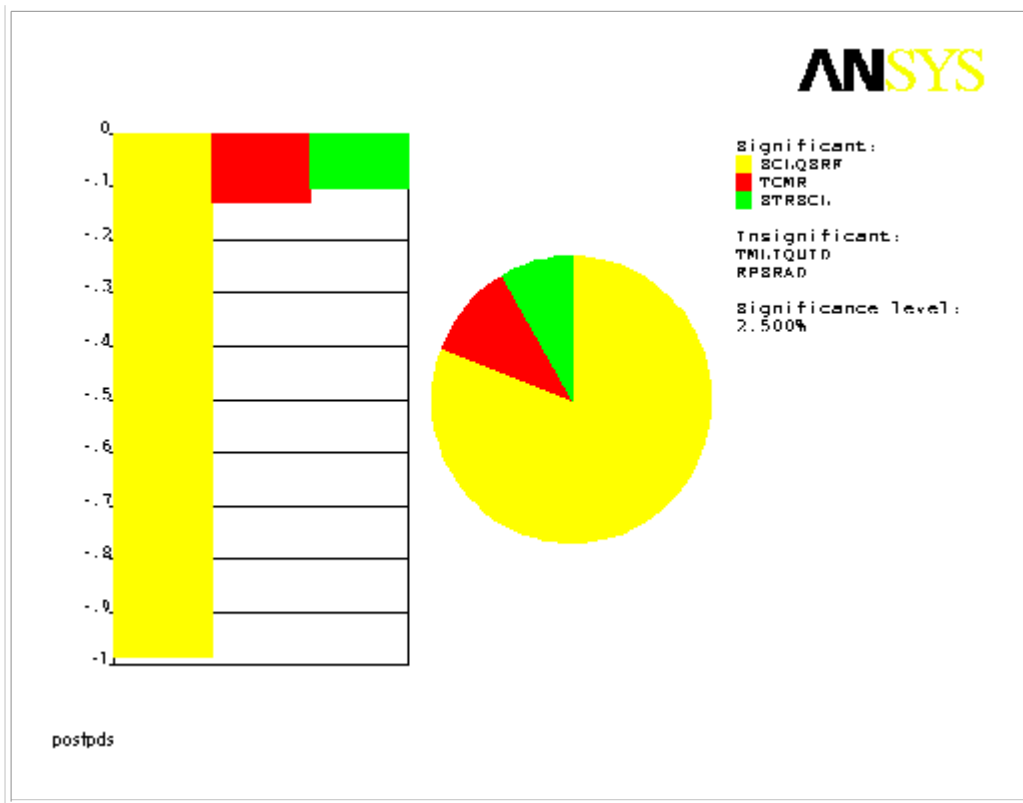
Insignificant:
 TMI.TQTD
 RPSRAD

Significance level:
 2.500%



postpds

Figure 31. Result Set RSo1 - Sensitivity Plot for UWMX



[Go to list](#) [Back to section](#) [Back to top](#)

VI.6 Correlation Coefficient Matrix

The tables in this section show the statistical interdependence between the parameters involved, including input and output variables. Spearman rank order correlation coefficients and Pearson linear correlation coefficients are shown. For the values closer to zero, the two variables are weakly correlated. For the values closer to 1 or -1, the two variables are highly correlated either in positive or negative sense, respectively.

Result Set SOLU01

For Response Surface Methods the values of the random input variables are chosen deterministically according to a "Design of Experiment". Therefore, a correlation coefficient matrix of the random output parameters versus the random input variables for the result set SOLU01 is not available.

Result Set RS01

Table 10 . Result Set RS01 - Linear Correlation Coefficients Between Input And Output Variables

Out\Inp	TCMR	SCLQSRF	STRSCL	TMLIQUID	EPSRAD
SMRM	0.001	0.021	0.994	-0.004	0.106
TMLT	-0.880	-0.127	-0.003	0.396	-0.210
QSQW	0.002	-0.431	-0.002	0.378	0.821
UWMX	-0.137	-0.983	-0.107	0.004	-0.002

Table 11 . Result Set RS01 - Spearman Rank Order Correlation Coefficients Between Input And Output Variables

Out\Inp	TCMR	SCLQSRF	STRSCL	TMLIQUID	EPSRAD
SMRM	0.001	0.021	0.994	-0.004	0.103
TMLT	-0.886	-0.119	-0.005	0.376	-0.198
QSQW	small	-0.413	-0.001	0.360	0.829
UWMX	-0.130	-0.984	-0.102	0.004	-0.002

[Go to list](#)

[Back to section](#)

[Back to top](#)

Caution: Do not accept or reject a design based solely on the results shown here. [ANSYS, Inc.](#) recommends that you also take into account experimental test data and/or prior experience with similar analyses when evaluating a design.
