

**Validierung des
Rechenprogramm-
systems
ATHLET / ATHLET-CD**

Vorhaben RS1173

Abschlussbericht

Abschlussbericht/ Final Report

Reaktorsicherheitsforschung-
Vorhabens Nr.:/
Reactor Safety Research-Project No.:
RS1173

Vorhabensitel / Project Title:
Validierung des Rechenpro-
grammsystems ATHLET /
ATHLET-CD

Validation of the computer
code system ATHLET /
ATHLET-CD

Autoren / Authors:
H. Austregesilo, Ch. Bals,
W. Erdmann, W. Horche, B.
Krzykacz-Hausmann, W.
Pointner, Ph. Schöffel, T.
Skorek, S. Weber, A.
Wielenberg

Berichtszeitraum / Publication Date:
April 2010

Anmerkung:

Das diesem Bericht zugrunde lie-
gende F&E-Vorhaben wurde im
Auftrag des Bundesministeriums
für Wirtschaft und Technologie
(BMWi) unter dem Kennzeichen
RS1173 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt
dieser Veröffentlichung liegt beim
Auftragnehmer.

Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens RS1173 wurden im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie analytische Arbeiten zur Validierung des weiterentwickelten Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD anhand von internationalen Integral- und Einzeleffektversuchen durchgeführt. Die Arbeiten umfassten im Wesentlichen die Nachrechnungen von ausgewählten Experimenten und die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen.

Zur Validierung der thermohydraulischen Modelle in ATHLET wurden 8 Integraleexperimente sowie 4 Einzeleffektversuche herangezogen. Neben der Absicherung der vorhandenen Modelle haben sich die Validierungsrechnungen hauptsächlich der Überprüfung der Modellierung von nicht-kondensierbaren Gasen und deren Auswirkungen auf den zweiphasigen Naturumlauf im Reaktorkühlkreislauf und auf die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern, sowie der Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge gewidmet.

Die Validierungsarbeiten bezüglich der Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge hatten als Ziel, einerseits die Anwendbarkeit und die Grenzen der herkömmlichen Methode der Parallelkanalmodellierung auszuwerten, auch im Zusammenhang mit der Anwendung von getrennten Impulsgleichungen für die Wasser- und Dampfphasen, andererseits die Methode zu überprüfen, mit der das Modul FLUBOX-3D an ATHLET angekoppelt wird.

Schwerpunkte der Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD waren die erstmaligen Überprüfungen der erweiterten Modelle zur Oxidation, Strahlung, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung von SWR-Komponenten sowie der Kopplung von ATHLET-CD mit dem Modul SOPHAEROS zur Beschreibung des Spaltprodukttransports im Primärkühlkreislauf.

Zur Ergänzung des Validierungsprozesses wurde die von der GRS entwickelte Methode zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse exemplarisch auf zwei Validierungsrechnungen – eine mit ATHLET und eine mit ATHLET-CD – angewendet. Die Ergebnisse dieser Analysen bestätigten, dass die wesentlichen physikalischen Vorgänge beider Versuche vom Rechenprogrammsystem ATHLET/ATHLET-CD nachgebildet werden können.

Die entsprechenden Messwerte lagen weitgehend innerhalb der ermittelten Toleranzgrenzen der Rechenergebnisse.

Durch die Validierungsrechnungen wurden Stärken und Schwächen des Rechenprogrammsystems erkannt und Vorschläge für weitere Programmverbesserungen und Entwicklungen erarbeitet.

Abstract

In the frame of the reactor safety project RS1173, sponsored by the German Federal Ministry of Economics and Technology, analyses of international integral and separate effects tests have been performed for the validation of the code system ATHLET/ATHLET-CD. The work mainly comprised post-test calculations of selected experiments and the contributions to the working groups accompanying the experimental programs.

For the assessment of the thermal-hydraulic models in ATHLET 8 integral tests and 4 separate effect tests have been considered. Together with the corroboration of the existing models, the validation analyses were mainly dedicated to the assessment of the modelling of non-condensable gases and their influence on two-phase natural circulation and on the primary heat removal through steam generators, as well as of the simulation of multi-dimensional flow processes.

The validation calculations with respect to the simulation of multi-dimensional one- and two-phase flows aimed to investigate the range of applicability and limitations of the method of parallel channels in connection with the separate momentum equations for water and steam current used in ATHLET as well as to assess the status of the coupled version ATHLET/FLUBOX-3D.

The ATHLET-CD validation analyses included the post-test calculations of 9 bundle tests, and was mainly focussed on the assessment of the improved and new models for core degradation, including the models for oxidation, melt formation and relocation for BWR components, as well as of the modelling of fission products and aerosol transport within the primary circuit taking into account chemical reactions within the module SOPHAEROS.

As an additional contribution to code validation, the GRS methodology of uncertainty and sensitivity analysis was applied exemplarily to two validation calculations, one with ATHLET and one with ATHLET-CD. The results of these uncertainty analyses endorse the capability of the code system to reproduce adequately the main experimental outcomes.

The measured values lay mostly within the tolerance limits of the calculated results.

The performed analyses have identified the basic strengths but also weaknesses of the code system ATHLET/ATHLET-CD, leading to some proposals for modelling improvements and further developments.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Aufgabenstellung	1
1.2	Planung und Ablauf der Arbeiten	3
2	Entwicklungsstand der eingesetzten Rechenprogramme	5
2.1	ATHLET	5
2.2	FLUBOX-3D	8
2.2.1	Numerisches Verfahren	8
2.2.2	Modellentwicklung zur Zweiphasenströmung.....	9
2.2.3	Kopplungsstrategie	10
2.3	ATHLET-CD	11
3	Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Störfall- und Unfallabläufen	15
3.1	Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen ohne Kernschäden.....	15
3.1.1	PKL-III	15
3.1.2	ROSA-V/LSTF	22
3.1.3	FIST	27
3.1.4	UPTF	32
3.1.5	ROCOM	35
3.2	Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen mit Kernschäden	39
3.2.1	PHÉBUS	39
3.2.2	CORA	44
3.2.3	QUENCH.....	49
3.2.4	PARAMETER.....	55
4	Validierungsrechnungen mit ATHLET und FLUBOX-3D	59
4.1	Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge.....	59
4.1.1	Nachrechnung des Versuchs UPTF 7.....	60
4.1.2	Nachrechnung des Versuchs UPTF 20.....	66
4.1.2.1	Einleitung	66

4.1.2.2	Versuchsverlauf	67
4.1.2.3	Ergebnisse der Nachrechnung.....	69
4.1.2.4	Zusammenfassende Bewertung	73
4.1.3	Nachrechnung des Versuchs UPTF 10.....	82
4.1.4	Nachrechnung der Versuchsreihe ROCOM T6655 mit ATHLET	87
4.1.4.1	Einleitung	87
4.1.4.2	Modellierung der ROCOM-Anlage mit ATHLET	89
4.1.4.3	Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchslaufs T6655_y1	90
4.1.4.4	Zusammenfassende Bewertung	91
4.1.5	Nachrechnung des ROCOM-Versuchs T6655_y1 mit ATHLET/FLUBOX-3D	98
4.1.5.1	Einleitung	98
4.1.5.2	Eingabedatensatz für die gekoppelte Version.....	98
4.1.5.3	Ergebnisse der Nachrechnung.....	100
4.1.5.4	Zusammenfassende Bewertung	102
4.2	Simulation von nicht-kondensierbaren Gasen	108
4.2.1	Nachrechnung des PKL-III Versuchs F2.1	108
4.2.1.1	Einleitung	108
4.2.1.2	Modellierung der PKL-Anlage mit ATHLET.....	109
4.2.1.3	Versuchsdurchführung	111
4.2.1.4	Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F2.1 Run 1	112
4.2.1.5	Zusammenfassende Bewertung	119
4.2.2	Nachrechnung des LSTF-Versuchs SB-PV-10	134
4.2.2.1	Einleitung	134
4.2.2.2	Modellierung der LSTF-Anlage mit ATHLET.....	134
4.2.2.3	Versuchsdurchführung	140
4.2.2.4	Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-10	142
4.2.2.5	Zusammenfassende Bewertung	145
4.2.3	Nachrechnung der PKL-III Versuche G1.1 und G1.1a	157
4.2.3.1	Einleitung	157
4.2.3.2	ATHLET-Datensatz zum Versuch G1.1	157
4.2.3.3	Versuchsdurchführung	158

4.2.3.4	Ergebnisse der Nachrechnungen der Versuche G1.1 und G1.1a.....	163
4.2.3.5	Zusammenfassende Bewertung	173
4.3	Absicherung der vorhandenen thermohydraulischen Modelle	187
4.3.1	Nachrechnung des LSTF-Versuchs SB-PV-09	187
4.3.1.1	Einleitung	187
4.3.1.2	Versuchsdurchführung	188
4.3.1.3	Darstellung und Diskussion der Rechenergebnisse.....	190
4.3.1.4	Zusammenfassende Bewertung	194
4.3.2	Nachrechnung des PKL-Versuchs F4.2.....	201
4.3.2.1	Einleitung	201
4.3.2.2	Versuchsdurchführung	202
4.3.2.3	Modellierung der PKL-Anlage mit ATHLET.....	204
4.3.2.4	Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 1	205
4.3.2.5	Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 3	208
4.3.2.6	Zusammenfassende Bewertung	213
4.3.3	Nachrechnung des PKL-Versuchs F4.1	230
4.3.4	Nachrechnung der FIST-Versuche 6PMC1 und 6PNC1	240
4.3.4.1	Einleitung	240
4.3.4.2	Modellierung der FIST-Anlage mit ATHLET	240
4.3.4.3	Nachrechnung des Versuchs 6PMC1	243
4.3.4.4	Nachrechnung des Versuchs 6PNC1	247
4.3.4.5	Zusammenfassende Bewertung	249
4.4	Teilnahme am Internationalen Standardproblem ISP-50	261
5	Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD	273
5.1	Überprüfung der erweiterten Modelle für SWR-Komponenten.....	273
5.1.1	ATHLET-CD Modellierung der CORA-Versuchsanlage	274
5.1.2	Nachrechnung des Versuchs CORA-33	278
5.1.2.1	Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen	278
5.1.2.2	Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-33	280
5.1.2.3	Zusammenfassung.....	291
5.1.3	Nachrechnung des Versuchs CORA-31	292

5.1.3.1	Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen	292
5.1.3.2	Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-31	292
5.1.3.3	Zusammenfassung.....	300
5.1.4	Nachrechnung des Versuchs CORA-17	301
5.1.4.1	Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen	301
5.1.4.2	Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-31	302
5.1.4.3	Zusammenfassung.....	307
5.1.5	Zusammenfassende Bewertung	312
5.2	Überprüfung der neuen Version des Moduls SOPHAEROS anhand des PHÉBUS-Versuchs FPT2.....	314
5.2.1	Einleitung	314
5.2.2	Nodalierungsmodell der Teststrecke und Eingabedatensatz	315
5.2.3	Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen.....	317
5.2.4	Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnung	319
5.2.4.1	Brennstabbündel	319
5.2.4.2	Kreislaufkomponenten	323
5.2.4.3	Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung aus Bündel und Kreislauf	324
5.2.4.4	Spaltprodukt- und Aerosolablagerung im Kreislauf	326
5.2.4.5	Partikelgrößenverteilung und –zusammensetzung	327
5.2.4.6	Massenbilanz der Spaltprodukte und anderer Materialien	329
5.2.5	Zusammenfassende Bewertung	332
5.3	Weitere Nachrechnungen zur Absicherung der vorhandenen Modelle...	360
5.3.1	Nachrechnung des Versuchs QUENCH-11	360
5.3.1.1	Einleitung	360
5.3.1.2	Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen.....	361
5.3.1.3	Modellierung der Teststrecke mit ATHLET-CD	363
5.3.1.4	Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD.....	365
5.3.1.5	Zusammenfassende Bewertung	370
5.3.2	Nachrechnung des Versuchs QUENCH-13	380
5.3.2.1	Einleitung	380
5.3.2.2	Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen.....	380
5.3.2.3	Modellierung der Versuchsanlage mit ATHLET-CD.....	382

5.3.2.4	Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD.....	384
5.3.2.5	Zusammenfassende Bewertung	389
5.3.3	Nachrechnung des Versuchs PARAMETER SF2	398
5.3.3.1	Einleitung	398
5.3.3.2	Modellierung der Versuchsanlage.....	398
5.3.3.3	Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen.....	401
5.3.3.4	Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD.....	403
5.3.3.5	Zusammenfassende Bewertung	407
5.3.4	Nachrechnung des Versuchs PARAMETER SF3	417
5.3.4.1	Einleitung	417
5.3.4.2	Modellierung der Versuchsanlage.....	418
5.3.4.3	Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen.....	420
5.3.4.4	Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD.....	423
5.3.4.5	Zusammenfassende Bewertung	428
5.3.5	Nachrechnung des Versuchs PHÉBUS FPT3.....	436
5.3.5.1	Einleitung	436
5.3.5.2	Versuchsablauf	436
5.3.5.3	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse	437
5.3.5.4	Zusammenfassende Bewertung	443
5.4	Teilnahme am Benchmark-Problem „TMI-2 Alternatives Szenarium“	451
6	Anwendung von Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse auf Validierungsrechnungen	459
6.1	Methodologie.....	459
6.2	Erkenntnisse aus der Unsicherheitsanalyse zum Versuch SB-PV-09	462
6.3	Erkenntnisse aus der Unsicherheitsanalyse zum Versuch FPT3.....	474
7	Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordinierung der externen Validierung	485
8	Fortschreibung der Validierungsmatrizen.....	493
8.1	ATHLET Validierungsmatrizen	493
8.2	ATHLET-CD Validierungsmatrix	497

9	Zusammenfassung und Ausblick.....	501
9.1	Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-Validierung.....	501
9.2	Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-CD Validierung.....	504
9.3	Weitere Erkenntnisse und Ausblick.....	505
10	Literatur.....	507
11	Abkürzungen	523
12	Verteiler.....	527

Bildverzeichnis

Bild 2-1: ATHLET-CD Struktur.....	14
Bild 3.1-1: Übersicht über die räumliche Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /ARE 08/.....	19
Bild 3.1-2: Loopanordnung der PKL III-Versuchsanlage /ARE 08/.....	20
Bild 3.1-3: Heißer Strang der PKL III-Versuchsanlage mit DE-Ein- und Austritt.....	21
Bild 3.1-4: Schematische Darstellung der Versuchsanlage ROSA V/LSTF /ROS 03/.....	26
Bild 3.1-5: Vergleich der FIST Anlage mit der Referenzanlage BWR/6-218 /STP 82/.....	30
Bild 3.1-6: Querschnitt des Druckbehälters mit Heizelement und asymmetrischem Bypass /STP 82/.....	31
Bild 3.1-7: UPTF-Primärkreislauf mit Sicherheitsbehälter /SIE 88/.....	33
Bild 3.1-8: Querschnitt des UPTF-Druckbehälters mit Kernsimulator-Einspeisezonen.....	34
Bild 3.1-9: Schemazeichnung der ROCOM-Versuchsanlage.....	37
Bild 3.1-10: Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren.....	38
Bild 3.2-1: PHEBUS FP: Schema der Versuchsanlage.....	43
Bild 3.2-2: PHEBUS FP: Längst- und Querschnitt des Brennstabbündels.....	43
Bild 3.2-3: CORA: Vereinfachtes Diagramm der Testanlage /HAG 94/.....	47
Bild 3.2-4: CORA-SWR: Querschnitt des Testbereichs der Anlage /HAG 94/.....	47
Bild 3.2-5: CORA: Querschnitte der DWR-, SWR- und WWER-Testbündel.....	48
Bild 3.2-6: CORA-SWR: Abbildung des Testbündels in ATHLET-CD.....	48
Bild 3.2-7: QUENCH: Versuchsanlage - Prinzipplan.....	53
Bild 3.2-8: QUENCH-Teststrecke mit zusätzlichen Heiz- und Wassersystemen für den Versuch QUENCH-11 /HER 07/.....	53
Bild 3.2-9: QUENCH: Querschnitt des Testbündels.....	54
Bild 3.2-10: QUENCH: Beispiel eines Versuchsablaufs.....	54
Bild 3.2-11: PARAMETER: Überblick über die Testanlage.....	56
Bild 3.2-12: PARAMETER: Teststrecke.....	57
Bild 3.2-13: PARAMETER: Oberer Bereich des Testbündels.....	57
Bild 3.2-14: PARAMETER: Bündelquerschnitt.....	58
Bild 3.2-15: PARAMETER: Brennstabsimulatoren (beheizter und unbeheizter Stab).....	58
Bild 4.1-1: UPTF 7: ATHLET Nodalisierung für den Reaktordruckbehälter.....	63

Bild 4.1-2: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 200)	64
Bild 4.1-3: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 201)	64
Bild 4.1-4: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 202)	65
Bild 4.1-5: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 203)	65
Bild 4.1-6: UPTF 20: Schematische Darstellung der 2-Kanal-Anordnung (links) und 5-Kanal-Anordnung (rechts) des Kerns und oberen Plenums.....	76
Bild 4.1-7: UPTF 20: Druck im oberen Plenum.....	76
Bild 4.1-8: UPTF 20: Differenzdruck zwischen oberem Plenum und Ringraum	77
Bild 4.1-9: UPTF 20: Druckabfall über die Bruchventile	77
Bild 4.1-10: UPTF 20: Wassermassenströme auf Höhe der BE-Kopfplatte	78
Bild 4.1-11: UPTF 20: Wasserstand in Ringraum und Kern	78
Bild 4.1-12: UPTF 20: Dampfmassenströme an den Bruchstellen	79
Bild 4.1-13: UPTF 20: Dampftemperatur im oberen Plenum	79
Bild 4.1-14: UPTF 20: Dampf- und Wassertemperatur unterhalb der BE-Kopfplatte	80
Bild 4.1-15: UPTF 20: Vertikale Dampf- und Wassergeschwindigkeit auf Höhe der BE-Kopfplatte	80
Bild 4.1-16: UPTF 20: Wasserstand in Ringraum und Kern (2-Kanal-Darstellung).....	81
Bild 4.1-17: UPTF 20: Druck im oberen Plenum (2-Kanal-Darstellung)	81
Bild 4.1-18: UPTF 10 – Phase A: Druck im oberen Plenum	85
Bild 4.1-19: UPTF 10 – Phase A: Wasserstand im Druckbehälter	85
Bild 4.1-20: UPTF 10 – Phase B: Druck im oberen Plenum	86
Bild 4.1-21: UPTF 10 – Phase B: Wasserstand im Druckbehälter	86
Bild 4.1-22: Aufteilung der 193 Brennelemente in 17 Kernkanäle	94
Bild 4.1-23: ROCOM T6655-y1: Maximale Vermischungsskalare im oberen Ringraum ...	95
Bild 4.1-24: ROCOM T6655-y1: Mittlere Vermischungsskalare im oberen Ringraum.....	95
Bild 4.1-25: ROCOM T6655-y1: Maximale Vermischungsskalare am Kerneintritt	96
Bild 4.1-26: ROCOM T6655-y1: Mittlere Vermischungsskalare am Kerneintritt	96
Bild 4.1-27: ROCOM T6655-y1: Multikanal-Darstellung für die Borkonzentration am Kerneintritt.....	97
Bild 4.1-28: ROCOM T6655-y1: Mittlere experimentelle Vermischungsskalare am Eintritt der Kernkanäle 1 bis 8	97
Bild 4.1-29: Längsschnitt durch das ROCOM Reaktormodell (links) und diskretes FLUBOX-Modell (rechts).....	104

Bild 4.1-30: Quer- und Längsschnitt durch das diskrete FLUBOX-Geometriemodell.....	104
Bild 4.1-31: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar am RDB-Eintritt	105
Bild 4.1-32: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar im oberen Ringraum.....	105
Bild 4.1-33: ROCOM T6655-y1: Maximaler Vermischungsskalar im oberen Ringraum ..	106
Bild 4.1-34: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar am Kerneintritt.....	106
Bild 4.1-35: ROCOM T6655-y1: Maximaler Vermischungsskalar am Kerneintritt	107
Bild 4.1-36: ROCOM T6655-y1: Vermischungsskalar am Kerneintritt in Simulation (links) und Experiment (rechts)	107
Bild 4.2-1: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für den Stabbündelbehälter	122
Bild 4.2-2: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für den Druckhalter	122
Bild 4.2-3: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für die Kühlmittelschleife 1.....	123
Bild 4.2-4: PKL-III Test F2.1: Druck im Druckhalter	123
Bild 4.2-5: PKL-III Test F2.1: Druck im Dampferzeuger 1 (sekundärseitig).....	124
Bild 4.2-6: PKL-III Test F2.1: Druck im Dampferzeuger 2 (sekundärseitig).....	124
Bild 4.2-7: PKL-III Test F2.1: Differenzdruck zwischen Eintritts- und Austrittskammer im Dampferzeuger 1	125
Bild 4.2-8: PKL-III Test F2.1: Differenzdruck zwischen Deckelraum und Ringraum.....	125
Bild 4.2-9: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Stabbündelbehälter	126
Bild 4.2-10: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Ringraum	126
Bild 4.2-11: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Druckhalter.....	127
Bild 4.2-12: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 1 unterhalb von DE 1	127
Bild 4.2-13: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 2 unterhalb von DE 2	128
Bild 4.2-14: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 3 unterhalb von DE 3	128
Bild 4.2-15: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 1 unterhalb der HKMP	129
Bild 4.2-16: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 2 unterhalb der HKMP	129
Bild 4.2-17: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr HS 1	130
Bild 4.2-18: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr KS 1	130
Bild 4.2-19: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr HS 2.....	131
Bild 4.2-20: PKL-III Test F2.1: Fluidtemperaturen im Stabbündelbehälter	131
Bild 4.2-21: PKL-III Test F2.1: Fluidtemperaturen im Ringraum und im Fallrohr.....	132
Bild 4.2-22: PKL-III Test F2.1: Dichte im unteren Kernbereich.....	132

Bild 4.2-23: PKL-III Test F2.1: Dichte im Kernbereich (untere Mitte).....	133
Bild 4.2-24: PKL-III Test F2.1: Dichte im oberen Kernbereich.....	133
Bild 4.2-25: ATHLET Nodalisierung des LSTF-Druckbehälters.....	146
Bild 4.2-26: ATHLET Nodalisierung des Primär- und Sekundärkreislaufs.....	146
Bild 4.2-27: LSTF SB-PV-10: Druck im Primärkreis (Phase 1).....	147
Bild 4.2-28: LSTF SB-PV-10: Druck im Sekundärkreis (Phase 1).....	147
Bild 4.2-29: LSTF SB-PV-10: Integrierter Bruchmassenstrom (Phase 1).....	148
Bild 4.2-30: LSTF SB-PV-10: Massenströme im Primärkreislauf (Phase 1).....	148
Bild 4.2-31: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den heißen Strängen (Phase 1).....	149
Bild 4.2-32: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den kalten Strängen (Phase 1).....	149
Bild 4.2-33: LSTF SB-PV-10: Differenzdruck über die U-Rohre im DE Loop A (Phase 1).....	150
Bild 4.2-34: LSTF SB-PV-10: Differenzdruck über den Pumpenbogen im Loop A (Phase 1).....	150
Bild 4.2-35: LSTF SB-PV-10: Wärmeübertragung über die Dampferzeuger (Phase 1) .	151
Bild 4.2-36: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den Druckspeichern (Phase 1).....	151
Bild 4.2-37: LSTF SB-PV-10: Druck im Primärkreis und im Sekundärkreis Loop B (Phase 2).....	152
Bild 4.2-38: LSTF SB-PV-10: Integrierter Bruchmassenstrom (Phase 2).....	152
Bild 4.2-39: LSTF SB-PV-10: Stickstoffverteilung bei $t = 12000$ s.....	153
Bild 4.2-40: LSTF SB-PV-10: Stickstoffinventar im Primärkreis.....	153
Bild 4.2-41: LSTF SB-PV-10: Wärmeübertragung über die Dampferzeuger (Phase 2) .	154
Bild 4.2-42: LSTF SB-PV-10: Massenströme im Primärkreislauf (Phase 2).....	154
Bild 4.2-43: LSTF SB-PV-10: Füllstände in den U-Rohren – DE Loop B, heiße Seite (Phase 2).....	155
Bild 4.2-44: LSTF SB-PV-10: Füllstände in den U-Rohren – DE Loop B, kalte Seite (Phase 2).....	155
Bild 4.2-45: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den heißen Strängen (Phase 2).....	156
Bild 4.2-46: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den kalten Strängen (Phase 2).....	156
Bild 4.2-47: ATHLET Nodalisierung für PKL-III Test G1.1.....	175
Bild 4.2-48: PKL-III Test G1.1: Kühlmittelinventar im Primärkreis.....	175
Bild 4.2-49: PKL-III Test G1.1: Druck im Stabbündelbehälter.....	176
Bild 4.2-50: PKL-III Test G1.1: Füllstand im Stabbündelbehälter.....	176

Bild 4.2-51: PKL-III Test G1.1: Füllstand im heißen Strang unterhalb des DE-Eintritts...	177
Bild 4.2-52: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den kurzen U-Rohren, heiße Seite.....	177
Bild 4.2-53: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den mittleren U-Rohren, heiße Seite.....	178
Bild 4.2-54: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den kurzen U-Rohren, kalte Seite	178
Bild 4.2-55: PKL-III Test G1.1: Füllstand im kalten Strang unterhalb des Dampferzeugers.....	179
Bild 4.2-56: PKL-III Test G1.1: Füllstand im Pumpenbogen unterhalb der Pumpe	179
Bild 4.2-57: PKL-III Test G1.1: Fluidtemperatur in den kurzen U-Rohren, heiße Seite – 0,3 m	180
Bild 4.2-58: PKL-III Test G1.1: Fluidtemperaturen – DE-Sekundärseite bei 0,3 m.....	180
Bild 4.2-59: PKL-III Test G1.1a: Kühlmittelinventar im Primärkreis	181
Bild 4.2-60: PKL-III Test G1.1a: Druck im Stabbündelbehälter	181
Bild 4.2-61: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im Stabbündelbehälter	182
Bild 4.2-62: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im heißen Strang unterhalb des DE-Eintritts.	182
Bild 4.2-63: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den kurzen U-Rohren, heiße Seite.....	183
Bild 4.2-64: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den mittleren U-Rohren, heiße Seite.....	183
Bild 4.2-65: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den kurzen U-Rohren, kalte Seite	184
Bild 4.2-66: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im kalten Strang unterhalb des Dampferzeugers.....	184
Bild 4.2-67: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im Pumpenbogen unterhalb der Pumpe	185
Bild 4.2-68: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in den kurzen U-Rohren, heiße Seite, bei 0,3 m	185
Bild 4.2-69: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in den U-Rohren bei 8,3 m	186
Bild 4.2-70: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in DE-Sekundärseite bei 0,3 m.....	186
Bild 4.3-1: LSTF SB-PV-09: Bruchmassenstrom.....	195
Bild 4.3-2: LSTF SB-PV-09: Kühlmitteldichte stromaufwärts vom Bruch.....	195
Bild 4.3-3: LSTF SB-PV-09: Primärdruck	196
Bild 4.3-4: LSTF SB-PV-09: Sekundärdruck.....	196
Bild 4.3-5: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im Kern	197
Bild 4.3-6: LSTF SB-PV-09: Kernaustritttemperaturen	197
Bild 4.3-7: LSTF SB-PV-09: Maximale Hüllrohrtemperaturen	198
Bild 4.3-8: LSTF SB-PV-09: Bündelleistung	198

Bild 4.3-9: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im heißen Strang – Loop A	199
Bild 4.3-10: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im kalten Strang – Loop A	199
Bild 4.3-11: LSTF SB-PV-09: Druckdifferenz im Ringraum	200
Bild 4.3-12: LSTF SB-PV-09: Druckdifferenz im oberen Plenum	200
Bild 4.3-13: PKL F4.2 Run 1: Versuchspunkte mit geringem / ohne Dampfanteil	214
Bild 4.3-14: PKL F4.2 Run 1: Versuchspunkte mit größerem Dampfanteil.....	214
Bild 4.3-15: PKL F4.2 Run 1: Bruchkonfiguration im Loop 1	215
Bild 4.3-16: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis	215
Bild 4.3-17: PKL F4.2 Run 1: Bruchmassenstrom und Drainagemassenstrom.....	216
Bild 4.3-18: PKL F4.2 Run 1: Temperatur im heißen Strang vor dem Bruch.....	216
Bild 4.3-19: PKL F4.2 Run 1: Füllstand im Druckhalter	217
Bild 4.3-20: PKL F4.2 Run 1: Druck im Druckbehälter	217
Bild 4.3-21: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 1.....	218
Bild 4.3-22: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 3.....	218
Bild 4.3-23: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 2.....	219
Bild 4.3-24: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 4.....	219
Bild 4.3-25: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 1.....	220
Bild 4.3-26: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 2.....	220
Bild 4.3-27: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 2.....	221
Bild 4.3-28: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 4.....	221
Bild 4.3-29: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen im Downcomer-Rohr (unten).....	222
Bild 4.3-30: PKL F4.2 Run 1: Kühlmitteldichte am Kernaustritt	222
Bild 4.3-31: PKL F4.2 Run 3: Druck im Primärkreis.....	223
Bild 4.3-32: PKL F4.2 Run 3: Druck im Sekundärkreis – Loops 1 und 4	223
Bild 4.3-33: PKL F4.2 Run 3: Kühlmittelinventar im Primärkreis	224
Bild 4.3-34: PKL F4.2 Run 3: Bruchmassenströme	224
Bild 4.3-35: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 1	225
Bild 4.3-36: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 3	225
Bild 4.3-37: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 2	226
Bild 4.3-38: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 4	226

Bild 4.3-39: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 1	227
Bild 4.3-40: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 3	227
Bild 4.3-41: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 2	228
Bild 4.3-42: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 4	228
Bild 4.3-43: PKL F4.2 Run 3: Temperaturen im heißen Strang vor dem Bruch.....	229
Bild 4.3-44: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteldichte am Kernaustritt (Messebene 1)	229
Bild 4.3-45: PKL F4.1 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis (Drainage)	233
Bild 4.3-46: PKL F4.1 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis (Wiederauffüllung)	233
Bild 4.3-47: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 10-30 (Drainage)	234
Bild 4.3-48: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 20-40 (Drainage)	234
Bild 4.3-49: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 10 (Drainage).....	235
Bild 4.3-50: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 30 (Drainage).....	235
Bild 4.3-51: PKL F4.1 Run 1: Borkonzentrationen – Loops 10-30 (Drainage).....	236
Bild 4.3-52: PKL F4.1 Run 1: Dichte am Kernaustritt (Drainage)	236
Bild 4.3-53: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 10-30 (Wiederauffüllung).....	237
Bild 4.3-54: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 20-40 (Wiederauffüllung).....	237
Bild 4.3-55: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 10 (Wiederauffüllung)	238
Bild 4.3-56: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 30 (Wiederauffüllung)	238
Bild 4.3-57: PKL F4.1 Run 1: Borkonzentrationen – Loops 10-30 (Wiederauffüllung) ...	239
Bild 4.3-58: PKL F4.1 Run 1: Dichte am Kernaustritt (Wiederauffüllung)	239
Bild 4.3-59: Schematische Darstellung der FIST-Anlage mit ATHLET	251
Bild 4.3-60: Schematische Darstellung des Frischdampfsystems mit ATHLET	252
Bild 4.3-61: FIST 6PMC1: Systemdruck	253
Bild 4.3-62: FIST 6PMC1: Massenstrom in der Frischdampfleitung	253
Bild 4.3-63: FIST 6PMC1: Über die Zeit integrierter Massenstrom in der Frischdampfleitung.....	254
Bild 4.3-64: FIST 6PMC1: Füllstand im Ringraum.....	254
Bild 4.3-65: FIST 6PMC1: Dichte im Ringraum	255
Bild 4.3-66: FIST 6PMC1: Notkühleinspeisung	255
Bild 4.3-67: FIST 6PMC1: Massenströme im Ringraum, unteren Plenum und Kern.....	256

Bild 4.3-68: FIST 6PMC1: Druckdifferenz zwischen Kerneintritt und oberem Plenum	256
Bild 4.3-69: FIST 6PMC1: Fluidtemperaturen im Kernbypass und am Kerneintritt	257
Bild 4.3-70: FIST 6PMC1: Dichte im Kernbypass für verschiedene axiale Positionen	257
Bild 4.3-71: FIST 6PMC1: Dichte im Kernbündel für verschiedene axiale Positionen.....	258
Bild 4.3-72: FIST 6PMC1: Hüllrohrtemperatur an unterschiedlichen Positionen	258
Bild 4.3-73: FIST 6PNC1: Primärer Naturumlauf als Funktion des Wasserstands im Ringraum.....	259
Bild 4.3-74: FIST 6PNC1: Bypass-Massenstrom als Funktion des Wasserstands im Ringraum.....	259
Bild 4.3-75: FIST 6PNC1: Naturumlauf als Funktion der Bündelleistung und des Wasserstands im Ringraum	260
Bild 4.4-1: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Primärkreis)	267
Bild 4.4-2: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Druckbehälter)	267
Bild 4.4-3: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Druckspeicher).....	268
Bild 4.4-4: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Dampferzeuger DE1).....	268
Bild 4.4-5: ISP-50: Primärdruck	269
Bild 4.4-6: ISP-50: Sekundärdruck	269
Bild 4.4-7: ISP-50: Bruchmassenstrom.....	270
Bild 4.4-8: ISP-50: Druck in der Bruchleitung	270
Bild 4.4-9: ISP-50: Maximale Hüllrohrtemperaturen	271
Bild 4.4-10: ISP-50: Wasserstand im Ringraum	271
Bild 4.4-11: ISP-50: Wasserstände in den Druckspeichern.....	272
Bild 5.1-1: CORA-SWR: Nodalisierung der Teststrecke.....	277
Bild 5.1-2: CORA-33: Temperaturverläufe in 350 mm Höhe	286
Bild 5.1-3: CORA-33: Temperaturverläufe in 950 mm Höhe	287
Bild 5.1-4: CORA-33: Massenströme über die aufgeschmolzene BE-Kastenwand	288
Bild 5.1-5: CORA-33: Druck im Stabspalt und im Bündel.....	288
Bild 5.1-6: CORA-33: Wasserstoffzeugung	289
Bild 5.1-7: CORA-33: Relative Porosität im Bündel.....	290
Bild 5.1-8: CORA-33: Relative Porosität im Bypass	290
Bild 5.1-9: CORA-33: Energiebilanz im Bündel	291
Bild 5.1-10: CORA-31: Temperaturverläufe in 950 mm Höhe	297

Bild 5.1-11: CORA-31: Wasserstofferzeugung	298
Bild 5.1-12: CORA-31: Relative Porosität im Bündel.....	299
Bild 5.1-13: CORA-31: Relative Porosität im Bypass	299
Bild 5.1-14: CORA-31: Massenströme über die zerstörten BE-Kastenwände.....	300
Bild 5.1-15: CORA-17: Temperaturverläufe in 750 mm Höhe	308
Bild 5.1-16: CORA-17: Wasserstofferzeugung	309
Bild 5.1-17: CORA-17: Relative Porosität im Bündel.....	310
Bild 5.1-18: CORA-17: Relative Porosität im Bypass	310
Bild 5.1-19: CORA-17: Massenströme über die zerstörten BE-Kastenwände.....	311
Bild 5.1-20: CORA-17: Energiebilanz im Testbündel.....	311
Bild 5.2-1: ATHLET-CD Modell der PHÉBUS-Versuchsstrecke	336
Bild 5.2-2: ATHLET-CD Modell des Brennstabbündels mit Umfassung	336
Bild 5.2-3: Bündelleistung	337
Bild 5.2-4: Schmelze- und Krustenmasse von Brennstäben und Steuerstab	337
Bild 5.2-5: Wasserstofferzeugung.....	338
Bild 5.2-6: Massenströme an Bündelein- und -austritt.....	338
Bild 5.2-7: Temperaturen im Bündel in 200 mm Höhe über BOF	339
Bild 5.2-8: Temperaturen im Bündel in 300 mm Höhe über BOF	339
Bild 5.2-9: Temperaturen im Bündel in 400 mm Höhe über BOF	340
Bild 5.2-10: Temperaturen im Bündel in 600 mm Höhe über BOF	340
Bild 5.2-11: Bündelkonfiguration während der Oxidationsphase ($t = 10020$ s).....	341
Bild 5.2-12: Bündelkonfiguration vor Versuchsende ($t = 19680$ s), Bündeltomographie und Massenverteilung des Endzustands	341
Bild 5.2-13: Temperaturen im Plenum in 1127 & 1212 mm Höhe über BOF.....	342
Bild 5.2-14: Temperaturen im Plenum in 1675 mm Höhe über BOF	342
Bild 5.2-15: Temperaturen in senkrechter Leitung in 3283 mm Höhe über BOF.....	343
Bild 5.2-16: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, $x = 100$ mm.....	343
Bild 5.2-17: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, $x = 955$ & 2565 mm	344
Bild 5.2-18: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, Point C.....	344
Bild 5.2-19: Temperaturen im heißen Dampferzeugerstrang (432 & 1474 mm).....	345
Bild 5.2-20: Temperaturen im kalten Dampferzeugerstrang (2342 & 1142 mm).....	345

Bild 5.2-21: Relative Xenon Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf.....	346
Bild 5.2-22: Relative Jod Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf	346
Bild 5.2-23: Relative Cäsium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf	347
Bild 5.2-24: Relative Tellur Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf	347
Bild 5.2-25: Relative Molybdän Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf.....	348
Bild 5.2-26: Relative Barium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf.....	348
Bild 5.2-27: Relative Ruthenium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf.....	349
Bild 5.2-28: Relative Silber Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf	349
Bild 5.2-29: Relative Indium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf	350
Bild 5.2-30: Relative Cadmium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf.....	350
Bild 5.2-31: Element-spezifische Ablagerung pro Node (g) im Kühlkreislauf	351
Bild 5.2-32: Element-spezifische Ablagerung (g/m) im Kühlkreislauf	351
Bild 5.2-33: Ablagerung von AgI im Kühlkreislauf vor Versuchsende.....	352
Bild 5.2-34: Ablagerung von BaOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende	352
Bild 5.2-35: Ablagerung von Cs ₂ I ₂ im Kühlkreislauf vor Versuchsende	353
Bild 5.2-36: Ablagerung von CsBO ₂ im Kühlkreislauf vor Versuchsende	353
Bild 5.2-37: Ablagerung von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende	354
Bild 5.2-38: Adsorption von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende	354
Bild 5.2-39: Kondensation von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende.....	355
Bild 5.2-40: Partikelablagerung von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende.....	355
Bild 5.2-41: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 10528 s).....	356
Bild 5.2-42: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 11138 s).....	356
Bild 5.2-43: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 15700 s).....	357
Bild 5.2-44: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 20840 s).....	357
Bild 5.2-45: Freisetzung aus dem Bündel bezogen auf das Bündelinventar	358
Bild 5.2-46: Ablagerung im heißen Dampferzeugerstrang bezogen auf das Bündelinventar	358
Bild 5.2-47: Ablagerung im gesamten Kühlkreislauf bezogen auf das Bündelinventar ...	359
Bild 5.2-48: Freisetzung aus dem Kühlkreislauf bezogen auf das Bündelinventar	359
Bild 5.3-1: QUENCH-11: Vereinfachte Darstellung des Versuchablaufs /STA 08/	372
Bild 5.3-2: QUENCH-11: Bündelleistung	372

Bild 5.3-3: QUENCH-11: Einspeisemassenströme.....	373
Bild 5.3-4: QUENCH-11: ATHLET-CD Nodalisierung der Teststrecke.....	373
Bild 5.3-5: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 550 und 650 mm	374
Bild 5.3-6: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 750 und 850 mm	375
Bild 5.3-7: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 950 und 1050 mm	376
Bild 5.3-8: QUENCH-11: Verlauf des Wasserspiegels	377
Bild 5.3-9: QUENCH-11: Verlauf der Quench-Front.....	377
Bild 5.3-10: QUENCH-11: H ₂ - Erzeugungsrate	378
Bild 5.3-11: QUENCH-11: Integrale Wasserstofferzeugung.....	378
Bild 5.3-12: QUENCH-11: Oxidschichtdicken und Massenverteilung.....	379
Bild 5.3-13: QUENCH-13: Bündelleistung	392
Bild 5.3-14: QUENCH-13: ATHLET-CD Nodalisierung der Teststrecke.....	392
Bild 5.3-15: QUENCH-13: Temperaturen in 550 mm Bündelhöhe	393
Bild 5.3-16: QUENCH-13: Temperaturen in 750 mm Bündelhöhe	393
Bild 5.3-17: QUENCH-13: Temperaturen in 950 mm Bündelhöhe	394
Bild 5.3-18: QUENCH-13: Axiales Temperaturprofil nach 13760 s (vor Quenchbeginn).....	394
Bild 5.3-19: QUENCH-13: Abkühlung der Maximaltemperaturen.....	395
Bild 5.3-20: QUENCH-13: Axiales Profil der Oxidschichtdicke nach 15000 s	395
Bild 5.3-21: QUENCH-13: Rate der Wasserstofferzeugung.....	396
Bild 5.3-22: QUENCH-13: Gesamtmasse der Wasserstofferzeugung	396
Bild 5.3-23: QUENCH-13: SIC-Massenanteile der integralen Freisetzung.....	397
Bild 5.3-24: Nodalisierung der PARAMETER-Teststrecke	409
Bild 5.3-25: PARAMETER SF2: Verlauf der Bündelleistung	410
Bild 5.3-26: PARAMETER SF2: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperaturen	410
Bild 5.3-27: PARAMETER SF2: Vergleich der maximalen Hüllrohrtemperaturen.....	411
Bild 5.3-28: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im oberen Bündelbereich (1300 – 1500 mm).....	411
Bild 5.3-29: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im mittleren Bündelbereich (800 – 1250 mm).....	412
Bild 5.3-30: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im unteren Bündelbereich (300 – 700 mm).....	412
Bild 5.3-31: PARAMETER SF2: Verlauf der Quenchfronten	413

Bild 5.3-32: PARAMETER SF2: Vergleich der Temperaturen der Abstandshalter.....	413
Bild 5.3-33: PARAMETER SF2: Vergleich der Temperaturen in der Bündelumfassung .	414
Bild 5.3-34: PARAMETER SF2: Oxidschichtdickenverteilung über der Bündelhöhe (t=17000s).....	414
Bild 5.3-35: PARAMETER SF2: Verteilung der verbleibenden Zr-Metallschicht über der Bündelhöhe (t=17000s).....	415
Bild 5.3-36: PARAMETER SF2: Rate der Wasserstofferzeugung.....	415
Bild 5.3-37: PARAMETER SF2: Gesamtmasse der Wasserstofferzeugung	416
Bild 5.3-38: PARAMETER SF2: Dampf- und Wasserausströmraten.....	416
Bild 5.3-39: PARAMETER SF3: Verlauf der Bündelleistung	430
Bild 5.3-40: PARAMETER SF3: Vergleich der maximalen Hüllrohrtemperaturen (0 – 16000s).....	430
Bild 5.3-41: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen oberhalb der beheizten Länge (1300 – 1500 mm).....	431
Bild 5.3-42: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen im mittleren Bündelbereich (500 – 800 mm).....	431
Bild 5.3-43: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen im unteren Bündelbereich (100 – 400 mm).....	432
Bild 5.3-44: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen während der Quenchphase (1000 – 1250 mm).....	432
Bild 5.3-45: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen während der Quenchphase (100 – 400 mm).....	433
Bild 5.3-46: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen der Alternativrechnung während der Quenchphase (100 – 400 mm)	433
Bild 5.3-47: PARAMETER SF3: Verlauf der Quenchfronten	434
Bild 5.3-48: PARAMETER SF3: Rate der Wasserstofferzeugung.....	434
Bild 5.3-49: PARAMETER SF3: Gesamtmasse der Wasserstofferzeugung	435
Bild 5.3-50: PARAMETER SF3: Verlauf der Oxidschichtdicke	435
Bild 5.3-51: PHÉBUS FPT3: Versuchsablauf /BIA 07/	444
Bild 5.3-52: PHÉBUS FPT3: Bündelleistung	444
Bild 5.3-53: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 300 mm Höhe	445
Bild 5.3-54: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 500 mm Höhe	445
Bild 5.3-55: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 700 mm Höhe	446
Bild 5.3-56: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 900 mm Höhe	446

Bild 5.3-57: PHÉBUS FPT3: Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring	447
Bild 5.3-58: PHÉBUS FPT3: Massenströme am Bündelein- und –austritt	447
Bild 5.3-59: PHÉBUS FPT3: Integrierte Wasserstofferzeugung und B ₄ C-Oxidation	448
Bild 5.3-60: PHÉBUS FPT3: Gesamte Freisetzung von CO, CO ₂ und CH ₄ im Bündel ...	448
Bild 5.3-61: PHÉBUS FPT3: Bündelkonfiguration zu Versuchsende	449
Bild 5.3-62: PHÉBUS FPT3: Axiale Massenverteilung im Bündel bei der Kernabschaltung (17500 s)	449
Bild 5.3-63: PHÉBUS FPT3: Gesamte relative Freisetzung von ausgewählten Spaltprodukten	450
Bild 5.3-64: PHÉBUS FPT3: Gesamte relative Freisetzung von ausgewählten Spaltprodukten	450
Bild 5.4-1: TMI-2 Benchmark: ATHLET-CD Nodalisierung (Primärkreis)	455
Bild 5.4-2: TMI-2 Benchmark: ATHLET-CD Nodalisierung für den Kernbereich	455
Bild 5.4-3: TMI-2 Benchmark: Primärdruck.....	456
Bild 5.4-4: TMI-2 Benchmark: Kühlmittelinventar im Primärkreis	456
Bild 5.4-5: TMI-2 Benchmark: Wasserstofferzeugung	457
Bild 5.4-6: TMI-2 Benchmark: Gesamte Schmelzmasse	457
Bild 5.4-7: TMI-2 Benchmark: Zustand des Kerns am Ende der Rechnung (30 Minuten nach Beginn der Wiederauffüllung).....	458
Bild 6.2-1: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Bruchmassenstroms unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter.....	468
Bild 6.2-2: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Bruchmassenstroms (nur mit experimentell unsicheren Parametern)	468
Bild 6.2-3: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für den berechneten Bruchmassenstrom	469
Bild 6.2-4: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Bruchmassenstrom.....	469
Bild 6.2-5: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Wasserstands im Kern unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter.....	470
Bild 6.2-6: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Wasserstands im Kern (nur mit experimentell unsicheren Parametern)	470
Bild 6.2-7: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für den berechneten Wasserstand im Kern.....	471
Bild 6.2-8: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Wasserstand im Kern	471
Bild 6.2-9: Häufigkeitsdichte und kumulative Verteilungsfunktion für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung.....	472

Bild 6.2-10: Sensitivitätsmaße für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung	472
Bild 6.2-11: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung	473
Bild 6.3-1: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter	478
Bild 6.3-2: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm (nur mit experimentell unsicheren Parametern)	478
Bild 6.3-3: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für die berechnete Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm	479
Bild 6.3-4: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm	479
Bild 6.3-5: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten H ₂ -Erzeugungsrate unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter	480
Bild 6.3-6: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten H ₂ -Erzeugungsrate (nur mit experimentell unsicheren Parametern)	480
Bild 6.3-7: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für die berechnete H ₂ -Erzeugungsrate	481
Bild 6.3-8: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete H ₂ -Erzeugungsrate	481
Bild 6.3-9: Häufigkeitsdichte und kumulative Verteilungsfunktion für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze	482
Bild 6.3-10: Sensitivitätsmaße für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze	482
Bild 6.3-11: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze	482
Bild 7-1: PKL G3.1: Modellierung der Bruchleitung	489
Bild 7-2: PKL G3.1: Überprüfung der Bruchmodellierung anhand des Vorversuchs T8	489
Bild 7-3: PKL G3.1: Primärdruck	490
Bild 7-4: PKL G3.1: Sekundärdruck	490
Bild 7-5: PKL G3.1: Bruchmassenstrom	491
Bild 7-6: PKL G3.1: Wasserspiegel in der Sekundärseite der Dampferzeuger	491
Bild 7-7: PKL G3.1: Loop-Massenströme	492
Bild 7-8: PKL G3.1: Kühlmitteltemperaturen am Dampferzeuger-Austritt	492

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1-1	Wesentliche Merkmale der LSTF-Anlage	25
Tabelle 3.2-1	PHÉBUS FP - Versuchsmatrix.....	42
Tabelle 3.2-2	CORA - Versuchsmatrix.....	46
Tabelle 3.2-3	QUENCH - Versuchsmatrix	52
Tabelle 4.1-1	UPTF 7: Notkühlwasser-Massenstrom ins untere Plenum	62
Tabelle 4.1-2	Zeitlicher Verlauf des Versuchs UPTF 20.....	68
Tabelle 4.1-3	UPTF 20: Wassermassenströme (kg/s) – 5-Kanal-Darstellung	75
Tabelle 4.1-4	UPTF 20: Dampfmassenströme (kg/s) an den Bruchventilen – 5-Kanal-Darstellung	75
Tabelle 4.1-5	UPTF 20: Wassermassenströme (kg/s) – 2-Kanal-Darstellung	75
Tabelle 4.1-6	Matrix der ROCOM-Versuchsserie T6655	88
Tabelle 4.1-7	Vergleich ROCOM-Analysen mit den Experimenten (Ringraum unten)	93
Tabelle 4.1-8	Vergleich ROCOM-Analysen mit den Experimenten (Kerneintritt)	93
Tabelle 4.2-1	PKL-III F2.1: Durchgeführte Rechenläufe.....	121
Tabelle 4.2-2	LSTF SB-PV-10: Eingabedaten für das Brennstabmodell im ATHLET-Modul HECU	139
Tabelle 4.2-3	Anfangsbedingungen für den Versuch SB-PV-10.....	139
Tabelle 4.2-4	PKL-III G1.1: Primärkreisinventar	162
Tabelle 4.2-5	PKL-III G1.1a: Primärkreisinventar	162
Tabelle 4.2-6	PKL-III G1.1: Durchgeführte Rechnungen	174
Tabelle 4.3-1	Zeitlicher Ablauf des Versuchs PKL F4.2 Run 3.....	203
Tabelle 4.4-1	Volumenverteilung in der ATLAS-Anlage	265
Tabelle 4.4-2	ISP-50: Anfangsbedingungen	266
Tabelle 5.2-1	PHÉBUS FPT2: Ereignisablauf nach Versuch und Rechnung	334
Tabelle 5.2-2	PHÉBUS FPT2: Integrale Daten der Kernzerstörung	335
Tabelle 5.3-1	QUENCH-13: Ergebnisse des Freisetzungsmodells FIPREM (t=15000 s).....	391
Tabelle 5.3-2	QUENCH-13: Ergebnisse des Transportmodells SOPHAEROS (t=15.000 s).....	391
Tabelle 5.3-3	PARAMETER SF3: Versuchsablauf /LUC 08/	422

Tabelle 5.3-4	PARAMETER SF3: Massenbilanz für den Zeitbereich der Wassereinspeisung.....	427
Tabelle 5.3-5	Zeitverlauf der wesentlichen Ereignisse im Versuch FPT3.....	442
Tabelle 5.3-6	PHÉBUS FPT3: Relative Freisetzung in Simulation und Experiment (alle Angaben in % des Anfangsinventars).....	443
Tabelle 8.1-1	Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungsmatrizen für Anlagen westlicher Bauart (Integraleexperimente, aufgetretene Anlagentransienten).....	494
Tabelle 8.1-2	Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungsmatrizen für Anlagen russischer Bauart (Integraleexperimente, aufgetretene Anlagentransienten).....	495
Tabelle 8.1-3	Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungsmatrizen für Einzeleffektversuche.....	496
Tabelle 8.2-1	ATHLET-CD Validierungsmatrix (Stand Dezember 2009).....	499

1 Einleitung

1.1 Aufgabenstellung

Ziel des Vorhabens war die Fortsetzung der Validierung des von der GRS im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung des BMWi weiterentwickelten Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD zur Simulation von Transienten und Störfällen ohne Kernschäden (ATHLET), einschließlich der Simulation von mehrdimensionalen Strömungsvorgängen mit dem angekoppelten Modul FLUBOX 2D/3D, sowie für schwere Störfälle mit Kernschäden (ATHLET-CD) im Hinblick auf die vorgesehene Erweiterung des Anwendungsspektrums.

Zur Erhöhung des Validierungsstandes des Rechenprogrammsystems wurden Analysen von Einzeleffekt- und Integralexperimenten durchgeführt. Die Auswahl der Versuche richtete sich nach dem Stand der Programmentwicklung, den Anforderungen von Seiten der Programmanwender, aktuellen Fragestellungen und nach dem neuesten Stand der verfügbaren experimentellen Ergebnisse.

Folgende Einzelzielsetzungen wurden zur Präzisierung der Aufgabenstellung definiert:

- Validierungsrechnungen mit ATHLET:

Die Validierungsanalysen mit ATHLET orientieren sich an den Anforderungen aus dem erweiterten Einsatzbereich, dem Spektrum der aktuellen Experimente sowie den fortentwickelten und neuen Modellen in ATHLET. Zu diesen Modellen gehören vor allem das Thermofluiddynamik-Modell auf der Basis von 6 Erhaltungsgleichungen, die Modelle zur Beschreibung der Strömungsformen und des davon abhängigen Massen-, Energie- und Impulsaustauschs bei Zweiphasenströmungen, die Modelle zur Simulation des Einflusses von nicht-kondensierbaren Gasen sowie die Modelle zur Simulation von Borfronten und Vermischungsvorgängen bei Störfällen mit Deborierungsereignissen und Einspeisung von boriertem Notkühlwasser.

- Validierungsrechnungen mit dem angekoppelten Modul FLUBOX 2D/3D:

Störfallabläufe, bei denen mehrdimensionale Strömungsvorgänge eine wichtige Rolle spielen, können zwar mit ATHLET mit der herkömmlichen Methode der Parallelkanalmodellierung (Nachbildung durch parallele, vertikale, eindimensionale Thermofluid-Kanäle, die durch Querströmungsobjekte gekoppelt sind) näherungsweise simuliert werden, für genauere Aussagen zu Strömungsvorgängen im Reaktordruck-

behälter kann aber der jetzt verfügbare ATHLET-Modul FLUBOX 2D/3D an ATHLET angekoppelt werden. Bei den Versuchsnachrechnungen sind nicht nur die Thermo-fluiddynamik-Modelle und die Numerik zur Simulation der mehrdimensionalen Vorgänge zu validieren, sondern auch die Methode, mit der FLUBOX 2D/3D an ATHLET angekoppelt wird.

- Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD:

Die Validierungsanalysen mit ATHLET-CD zielen auf die Überprüfung der weiterentwickelten und neuen Modelle zu schweren Störfällen, insbesondere die Vervollständigung des Brennstabmoduls ECORE für SWR-Komponenten, die Berücksichtigung von chemischen Reaktionen beim Transport und der Ablagerung von Spaltprodukten und Aerosolen im Primärkreis (Modul SOPHAEROS) und die vorgesehene Erweiterung der Modelle zur späten Phase der Kernzerstörung mit der Beschreibung der Schmelzeverlagerung ins untere Plenum.

- Auswertung von modellbedingten und versuchsbedingten Unsicherheiten bei Validierungsrechnungen:

Die von der GRS entwickelte Methode zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde exemplarisch auf zwei Validierungsrechnungen – eine mit ATHLET und eine mit ATHLET-CD angewendet. Die auf der Basis von Referenzrechnungen sowie aus den Erfahrungen früherer Validierungsrechnungen identifizierten unsicheren Parameter wurden in modellbedingte (z. B. Eingabeparameter und Modelloptionen) und versuchsbedingte (z. B. Anfangs- und Randbedingungen, Materialeigenschaften) Unsicherheiten aufgeteilt. Neben der Bestimmung des Unsicherheitsbereiches und der Häufigkeitsverteilungen der unsicheren Modellparameter für zukünftige Reaktoranalysen mit dem Rechenprogrammsystem ATHLET/ATHLET-CD ist mit dieser Vorgehensweise auch eine Aussage über den Einfluss der versuchsbedingten Unsicherheiten möglich, was als eine wertvolle Ergänzung des Validierungsprozesses anzusehen ist.

- Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordinierung der externen ATHLET/ATHLET-CD Validierung:

Die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen ermöglicht Einfluss und Mitsprache bei der Definition neuer Versuche, bei der detaillierten Versuchsspezifikation, bei der Auswahl der zu messenden Größen und bei Umfang und Detaillierung der Versuchsdokumentation. Auf diese Weise können Erkenntnisse und offene Fragen aus der Programmentwicklung, aus der Validierung von Versuchen anderer Skalierung und aus der Anwendung der Rechenprogramme in konkrete Anforderun-

gen an die Durchführung von Versuchen umgesetzt werden. Des Weiteren ergibt sich durch die Diskussion der Versuchsergebnisse in den Arbeitsgruppen und deren sicherheitstechnischer Bewertung ein frühzeitiger Überblick über die Bedeutung der Versuche für die Programmvalidierung. Die fachliche Koordinierung der extern durchgeführten Validierung von ATHLET/ATHLET-CD umfasst sowohl die Auswahl der Versuche, die Betreuung bei der Durchführung der Analysen als auch die Sicherstellung des Rückflusses der Erkenntnisse für die Programmentwicklung.

1.2 Planung und Ablauf der Arbeiten

Der Arbeitsbeginn des Vorhabens war am 1. Oktober 2006, das geplante Arbeitsende war der 30. September 2009. Das Vorhaben wurde aus arbeitstechnischen Gründen bis zum 31. März 2010 verlängert.

Entsprechend den Einzelzielsetzungen wurde das Vorhaben in fünf Arbeitspakete (AP) gegliedert:

- AP 1:** Validierungsrechnungen mit ATHLET und FLUBOX 2D/3D
- AP 2:** Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD
- AP 3:** Anwendung von Methoden der Unsicherheitsanalyse zur Validierung von ATHLET/ATHLET-CD
- AP 4:** Mitarbeit in Arbeitsgruppen und Koordinierung der externen Validierung
- AP 5:** Erstellung zusammenfassender Ergebnisberichte.

Ein wesentlicher Teil der durchgeführten Arbeiten bestand aus Nachrechnungen von ausgewählten Versuchen. Für die Validierung der thermohydraulischen Modelle in ATHLET einschließlich der Überprüfung der Kopplung mit FLUBOX-3D wurden 8 Integraleexperimente (PKL-III Tests F2.1, F4.1, F4.2 und G1.1, LSTF Tests SB-PV-09 und SB-PV-10, FIST Tests 6PMC1 und 6PNC1) sowie 4 Einzeleffektversuche (UPTF Tests 7, 10 und 20 und ROCOM Testreihe T6655) herangezogen. Mit ATHLET-CD wurden insgesamt 9 Bündelversuche (CORA-17, CORA-31, CORA-33, QUENCH-11, QUENCH-13, PHÉBUS FPT2 und FPT3, PARAMETER SF2 und SF3) nachgerechnet.

Die entsprechenden Versuchsanlagen werden im Kap. 3 des vorliegenden Berichtes kurz beschrieben.

Die mit ATHLET durchgeführten Validierungsrechnungen sowie die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Ergebnissen der Nachrechnungen mit ATHLET und ATHLET-CD wurden in technischen Berichten (GRS-A-Berichten) dokumentiert (/AUS 07/, /AUS 09/, /AUS 10/, /HOR 09/, /POI 08/, /SCH 08/, /SCH 08a/, /SCH 10/, /WIE 06/, /WIE 08/, /WIE 10/). Die wesentlichen Ergebnisse aus diesen Analysen werden in Kap. 4 bzw. Kap. 6 dieses Abschlussberichtes zusammenfassend dargestellt.

Die im Rahmen der ATHLET-CD Validierung bis Mitte 2008 durchgeführten und in Technischen Notizen dokumentierten Rechnungen wurden in einem Zwischenbericht zusammengefasst /AUS 08/. Die Nachrechnungen, die von Mitte 2008 bis zum Ende des Vorhabens durchgeführt worden sind, werden im Kap. 5 ausführlicher beschrieben.

2 **Entwicklungsstand der eingesetzten Rechenprogramme**

2.1 **ATHLET**

Das Rechenprogramm ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) wird von der GRS im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) entwickelt und validiert. ATHLET wird von zahlreichen Anwendern zur Sicherheitsbewertung von Leichtwasserreaktoren eingesetzt. Es simuliert die Strömungs- und Wärmeübergangsprozesse im Reaktorkühlsystem von Druckwasser- und Siedewasserreaktoren. Dazu gehören auch Reaktoren russischer Bauart (WWER und RBMK).

Der Anwendungsbereich des Rechenprogramms umfasst den gesamten Störfallbereich von betrieblichen Störungen über Transienten und Kühlmittelverluststörfälle bis hin zu auslegungsüberschreitenden Störfällen. Das Aufgabenspektrum hat sich gegenüber den früher im Vordergrund stehenden Auslegungsstörfällen in den letzten Jahren erheblich erweitert. Unter den neuen Aufgaben für die bestehenden Anlagen in Deutschland ist der anlageninterne Notfallschutz als zusätzliche Sicherheitsmaßnahme von großer Bedeutung. Das Rechenprogramm ATHLET dient hier der Planung und Bewertung von präventiven Maßnahmen. Weitere aktuelle Anwendungsgebiete von ATHLET sind Störfälle bei Teillast oder abgeschaltetem Reaktor (Mitte-Loop Betrieb) und Deborierungsstörfälle.

Die Hauptgliederung des modularen Programmaufbaus entspricht den wichtigsten Prozessen, die bei der Berechnung von Störfallabläufen in einer Reaktoranlage zu simulieren sind /ATH 09/:

- Thermofluiddynamik (Modul TFD)
- Wärmeleitung/Wärmeübertragung (Modul HECU)
- Steuerung und Regelung (Modul GCSM)
- Neutronenkinetik (Modul NEUKIN)

Im Modul TFD wird die Berechnung der ein- und zweiphasigen Strömungsvorgänge z. B. in einem Reaktorkühlsystem vorgenommen. Als Grundlage dieser Berechnungen dient die Abbildung der Leitungen und Behälter der untersuchten Anlage als eindi-

mensionales Netzwerk aus sogenannten „Thermofluid-Objekten“ (TFO). Die Basis der Fluidodynamik bilden die Erhaltungssätze für Masse, Energie und Impuls, die im 6-Gleichungsmodell sowohl für Wasser- als auch für die Dampfphase berechnet werden. Zusätzliche Massenbilanzgleichungen stehen zur Verfolgung der Konzentration von nicht-kondensierbaren Gasen und von Borsäure im Kühlkreislauf zur Verfügung.

Zur Schließung des Gleichungssystems werden weitere physikalische Beziehungen benötigt, sog. konstitutive Gleichungen. Dazu gehören zunächst die Zustandsgleichungen für Wasser und Wasserdampf, die über den gesamten Anwendungsbereich (Druck 0,01 - 22 MPa) approximiert sind. Für reines Wasser gilt ein erhöhter Anwendungsbereich von 30 MPa. In Entwicklung ist die Erweiterung des Anwendungsbereiches auf überkritischen Druck (22,5 – 100 MPa).

Mit Beziehungen zur Beschreibung der Interaktion der beiden Phasen untereinander und mit der Wand werden die stattfindenden physikalischen Phänomene simuliert. Diese Beziehungen berücksichtigen das jeweils vorherrschende Strömungsbild und sind an experimentelle Messergebnisse angepasst. Die Verdampfungs- bzw. Kondensationsrate hängt von der gemeinsamen Oberfläche beider Phasen und der Abweichung der Phasentemperaturen von der Sättigungstemperatur ab. Die Zwischenphasenreibung wird als Funktion der Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen, der Strömungsgeometrie und des Strömungsbildes ermittelt.

Die Berechnung der Wandreibungskraft bzw. des Druckverlustes erfolgt für laminare und turbulente Strömung aufgrund von empirischen Korrelationen für den einphasigen Bereich. Zur Ermittlung des Druckverlustes bei Zweiphasenströmung werden Zweiphasenmultiplikatoren herangezogen. Für Formverluste und geometrische Besonderheiten sind vom Anwender zusätzlich Verlustbeiwerte einzugeben.

Zur Lösung des Systems von partiellen Differentialgleichungen wird ein semidiskreter Ansatz gewählt (Linienmethode). Analytisch werden die Gleichungen mit Hilfe eines Finite-Volumen-Verfahrens zur Ortsapproximation umgeformt, d.h. die Massen- und Energiegleichungen werden über Kontrollvolumina, die Impulsgleichungen über Strömungswege integriert. Die Zeitintegration des so entstandenen gewöhnlichen Differentialgleichungssystems wird durch Anwendung eines numerischen Lösungsverfahrens (Modul FEBE) durchgeführt. FEBE basiert auf einem Euler-Verfahren mit Rückwärts-Differenz. In ATHLET wird das Verfahren in seiner voll-impliziten Form angewendet, so dass vom Stabilitätskriterium aus keine Zeitschrittbeschränkungen verursacht werden.

Die Verfahrensordnung ist variabel und wird, wie die Schrittweite, durch Vorgabe von Fehlerschranken für jede Variable gesteuert.

Das linearimplizite Eulerverfahren erfordert die Berechnung einer Jacobi-Matrix. Diese wird in ATHLET numerisch gebildet. Zur effizienten Berechnung der Jacobi-Matrix kommt in FEBE das Sparse-Matrix-Paket FTRIX zum Einsatz. Dieses nutzt automatisch die aktuelle Netzwerkstruktur und die sich daraus ergebende schwache Besetzung der Matrix.

Mit dem Modul HECU wird die Wärmeleitung und Wärmeübertragung in und über die Strukturen der Anlage nachgebildet; über die Kopplung mit der Fluidodynamik wird der Einfluss der Strukturen, ihrer Wärmekapazitäten und auch der Wärmeverluste an die Umgebung im Rechenmodell berücksichtigt. Brennelemente des Reaktorkerns, Wärmetauscherrohre in Dampferzeugern von Druckwasserreaktoren sowie Behälter- und Rohrwände der Druck führenden Umschließung werden als Wärmeleitobjekte (HCO) in HECU simuliert.

Zur Darstellung des aktuellen Temperaturprofils wird die eindimensionale Wärmeleitungsgleichung in der Struktur orthogonal zum Strömungskanal zeitabhängig gelöst. Das Wärmeleitobjekt kann axial aus einer beliebigen Anzahl von Wärmeleitelementen und radial aus bis zu drei aufeinander folgenden Zonen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften aufgebaut sein. Zur weiteren Ortsdiskretisierung kann jede Materialzone in eine beliebige Zahl von Schichten unterteilt werden. Die einzelnen Schichten können Wärmequellen enthalten. Im Falle des Reaktorbrennstabes werden diese Quellen durch die Neutronenkinetik berechnet bzw. als Tabelle für die Nachzerfallsleistung zeitabhängig vorgegeben.

Zur Berechnung der Wärmeübertragung zwischen Struktur und Fluid werden im Wesentlichen empirische Korrelationen eingesetzt, die aus der Literatur bekannt und an Einzeleffektexperimenten verifiziert sind. Damit wird in ATHLET der gesamte Bereich von der Konvektion bei unterkühlter Wasserströmung, über das unterkühlte bzw. voll entwickelte Blasensieden, Übergangssieden und Filmsieden, bis zur Konvektion an gesättigtem bzw. überhitztem Dampf erfasst. Zur Verfolgung der Wiederbenetzung von Brennstäben verfügt ATHLET über ein Quenchfront-Modell. Zur Schließung der Energiegleichungen wird der Gesamtwärmestrom von der Kanalwand auf die beiden Phasen Wasser und Dampf aufgeteilt.

Mit dem Modul GCSM (General Control Simulation Module) werden die für das Rechenmodell benötigten Steuerungen und Regelungen nachgebildet. Auch kann so der Einfluss von nicht im Detail modellierten Subsystemen der Anlage beschrieben werden. Zusätzlich können in diesem Modul auch Randbedingungen wie z. B. die Umgebungstemperatur definiert werden.

Im Modul NEUKIN wird die thermische Reaktorleistung aus Kernspaltung und Nachzerfall simuliert. Über die Kopplung an die anderen Module in ATHLET kann mittels verschiedener Modelle die Neutronenkinetik für alle Anlagenzustände bis zum Kernschaden berechnet werden.

Zu ATHLET gehört auch ein Software-Paket mit graphischen Darstellungen zur Vorbereitung und Auswertung von Rechenläufen. Die Input-Graphik zeichnet automatisch die vom Anwender im Eingabedatensatz durch Zahlen definierten Objekte und ihre geometrische Verknüpfung. Ein ähnliches Tool steht für die Leittechnik zur Verfügung. Nach erfolgtem Rechenlauf kann diese Graphik animiert werden, d.h. der transiente Ablauf wird durch Farbänderungen in den Objekten visualisiert. Im Analysesimulator ATLAS ist ATHLET zur umfassenden Anlagensimulation mit Eingriffen in den Ablauf der Simulation implementiert.

Für die im vorliegenden Bericht beschriebenen Analysen wurden die folgenden Programmversionen eingesetzt:

- ATHLET Mod 2.1 Cycle A (Freigabedatum: August 2006)
- ATHLET Mod 2.1 Cycle B (Freigabedatum: Dezember 2007 – nur GRS-intern)
- ATHLET Mod 2.1 Cycle C (Entwicklungsversion von November 2008)
- ATHLET Mod 2.2 Cycle A (Freigabedatum: September 2009)

2.2 FLUBOX-3D

2.2.1 Numerisches Verfahren

Um für den Systemcode ATHLET eine mehrdimensionale Simulationsmöglichkeit bereitzustellen, wird in der GRS das Modul FLUBOX-3D entwickelt /GRA 08/. Die physikalischen Modelle für die Simulation von Ein- und Zweiphasenströmungen bestehen

aus den Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie, erweitert um Transportgleichungen für die Phasengrenzflächendichte und die Turbulenz.

Grundsätzlich verwendet FLUBOX ein kartesisches, unstrukturiertes Gitter für die Abbildung komplexer Geometrien.

Zur numerischen Lösung werden die Erhaltungsgleichungen auf Matrixform gebracht. Die Matrix ist vom hyperbolischen Typ, d. h. die Eigenwerte sind alle reell und die Matrix hat ein vollständiges System von Eigenvektoren. Die hyperbolische Eigenschaft ist auch eine wesentliche Voraussetzung für die Anwendung einer Reihe von fortschrittlichen numerischen Lösungsverfahren mit hoher Genauigkeit. Diese gründen sich auf eine getrennte Behandlung der konvektiven Terme, der diffusiven Terme und der Quellterme (Austauschterme für Masse, Impuls und Energie zwischen den Phasen).

Zur Lösung des FLUBOX Gleichungssystems kommt das implizite CIR (Courant-Isaacson-Rees) Verfahren zum Einsatz. Die Ortsableitungen werden mittels finiter Differenzen 1. bzw. 2. Ordnung und der Split-Coefficient-Matrix Methode, einem Upwind-Verfahren, diskretisiert. Das mit der PAL (Partielle Analytische Linearisierung) Methode linearisierte Gleichungssystem wird in FLUBOX unter Verwendung einer Fractional-Step-Methode gelöst, ursprünglich in drei eindimensionalen Teilschritten. Da dieses Verfahren bei einphasigen Wasserströmungen nur kleine Zeitschritte zulässt, wurde für die im Kap. 4.1.5 beschriebene Rechnung zur Überprüfung der gekoppelten Version ein auf zwei Teilschritte reduziertes Verfahren eingesetzt, das bereits im Rahmen der Nachrechnung mit FLUBOX-Standalone entwickelt und verwendet worden ist /GRA 09/. Dies ermöglicht eine Steigerung der Zeitschrittweiten um etwa einen Faktor von 10 bis 100.

Die Zeitintegration des so entstandenen gewöhnlichen Differentialgleichungssystems wird wie in ATHLET durch Anwendung des numerischen Lösungsverfahrens FEBE durchgeführt.

2.2.2 Modellentwicklung zur Zweiphasenströmung

Die numerischen Simulationen von Zweiphasenströmungen beschränken sich zurzeit auf die Möglichkeiten der Erhaltungsgleichungen eines Zwei-Fluid Modells. Erweiterte Modellierungen gibt es nur für disperse Zweiphasenströmungen. Weitere Entwick-

lungsarbeiten sind deshalb notwendig, um die Beschränkung auf disperse Strömungsformen zu überwinden.

Die räumliche Struktur der Phasen kann nicht aus den Erhaltungsgleichungen allein bestimmt werden. Die Strömungsbildkarten aus den eindimensionalen Simulationen können in mehrdimensionalen Simulationen nicht verwendet werden. Zur Ermittlung der räumlichen Struktur werden deshalb Informationen über die Zwischenphasenfläche benötigt. Eine Transportgleichung für die Konzentration der Zwischenphasenfläche wird zusätzlich eingeführt und zusammen mit den Erhaltungsgleichungen gelöst. Bei der Modellierung im Rahmen des FLUBOX-Moduls erweist sich die hyperbolische Eigenschaft des Grundgleichungssystems als vorteilhaft, weil sich die Transportgeschwindigkeit der Zwischenphasenfläche aus den charakteristischen Geschwindigkeiten berechnen lässt. Die rechte Seite der Transportgleichung beschreibt die Änderung der Zwischenphasenfläche auf Grund der auf diese Fläche wirkenden Kräfte unter Berücksichtigung der Rayleigh-Gleichung. Die Konzentration der Zwischenphasenfläche ist darüber hinaus ein wichtiger Parameter für die Zweiphasenmodellierung. Die Zwischenphasenreibung und die Austauschterme für Masse und Energie zwischen den Phasen bei Kondensations- und Verdampfungsvorgängen hängen von diesem Parameter ab. Die Phasenaustauschterme können als Produkt der Konzentration der Zwischenphasenfläche und einem treibenden Potential geschrieben werden. Die Ableitung der Gleichung für die Zwischenphasenfläche mit der Rayleigh-Gleichung für den Impulstransport ist in /GRA 04/ beschrieben.

Ein weiteres wichtiges Feld in der Zweiphasenmodellierung ist die Turbulenz. Die Turbulenzmodellierung unter Verwendung eines k - ϵ -Modells beschränkt sich bisher im Wesentlichen auf einphasige und disperse zweiphasige Strömungen. Zur Überwindung dieser Beschränkung ist das Konzept eines Zweigleichungs-Turbulenzmodells für Zweiphasenströmungen aufgestellt worden, das beide Phasen gleichberechtigt und symmetrisch berücksichtigt. Die Turbulenzmodellierung erfolgt durch Transportgleichungen für die turbulente kinetische Energie und deren Dissipation für Ein- und Zweiphasenströmungen /GRA 04/.

2.2.3 Kopplungsstrategie

Zur Verbesserung der Simulationsfähigkeiten des Systemcodes ATHLET im mehrdimensionalen Bereich wurde eine Kopplungsmethode mit dem Modul FLUBOX entwi-

ckelt /SCH 09/. Die Kopplung der beiden Programme erfolgt auf FEBE-Subzeitschritzebene und ist sowohl explizit als auch implizit realisiert. Neben dem Austausch von Kopplungsrandwerten wird im Fall der impliziten Kopplung die rechte Seite des ATHLET- beziehungsweise FLUBOX-Teilgleichungssystems um einen Kopplungsbeitrag erweitert. Die hierfür erforderlichen Kopplungsmatrizen werden durch numerische Differenzierung der Funktionsroutine nach einzelnen Lösungsvariablen berechnet und geben die Abhängigkeiten zwischen den Lösungsvariablen der beiden Teilgleichungssysteme wieder.

Zu Beginn einer transienten Rechnung mit der gekoppelten Version müssen für alle Variablen konsistente Anfangswerte vorliegen. ATHLET bietet die Möglichkeit, diese Anfangswerte im Rahmen einer Startrechnung aus einer geringen Zahl von Eingabewerten zu bestimmen. Widersprüchliche Angaben werden gegebenenfalls korrigiert, beispielsweise durch Anpassung von Formverlustbeiwerten. Somit wird eine stationäre Lösung berechnet, die den korrekten Anfangszustand des Systems wiedergibt.

Zur Steigerung der Effizienz wurde die gekoppelte Programmversion um die Eigenschaft erweitert, eine Nulltransiente nur mit ATHLET zu berechnen. Die Kopplung mit FLUBOX und die Integration des FLUBOX Gleichungssystems werden erst zu einem im Eingabedatensatz zu spezifizierenden Zeitpunkt aktiviert.

Die Kopplung von ATHLET mit FLUBOX-3D ist bisher für die Version ATHLET Mod 2.0 Cycle B realisiert. Diese Version entspricht weitgehend der im August 2006 freigegebenen Version Mod 2.1 Cycle A.

2.3 ATHLET-CD

Zur Simulation von Störfallabläufen im Rahmen von Sicherheitsanalysen für Kernkraftwerke wird gefordert, deterministische Rechenprogramme einzusetzen, die nach Stand von Wissenschaft und Technik möglichst realistische Ergebnisse (best estimate) liefern. Diese Forderung wird sowohl für Auslegungsstörfälle als auch für auslegungsüberschreitende Stör- und Unfälle erhoben. Dabei stehen die Beherrschung von Störfällen und die Wirksamkeit von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes bezüglich des Anlagenverhaltens und des Quellterms aus dem nuklearen Dampferzeugungssystem im Mittelpunkt des Interesses. Dafür werden die Rechenprogramme ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) für Transienten

und Störfälle ohne wesentliche Kernschäden und ATHLET-CD (Core Degradation) für Störfälle mit schweren Kernschäden entwickelt und validiert /ATH 09a, TRA 09/.

Die Entwicklung und Einbindung von Modellen in ATHLET-CD erfolgt in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Kernenergetik und Energiesysteme der Universität Stuttgart (IKE). Durch die Modelle zur Bildung und Verlagerung metallischer und keramischer Schmelzen im Kernbereich und zum thermischen Verhalten von Partikelbetten, sowie zur Freisetzung von Spaltprodukten und Aerosolen im Kernbereich und zu deren Transport und Ablagerung im Kühlkreislauf wurde das Anwendungsspektrum des Rechenprogramms wesentlich erweitert. Dies wird durch erfolgreiche Nachrechnungen von Bündel- und Integralversuchen, wie z. B. QUENCH, LOFT-LP-FP2 und PHÉBUS FP, oder des TMI-2 Unfalls und des Störfalles in Paks-2 nachgewiesen /AUS 08, TRA 09/.

Die Entwicklung der verschiedenen Modelle orientiert sich an den Erfordernissen zur Simulation der Abläufe in einem Kernreaktor. Die ATHLET-CD-Struktur ist modular aufgebaut, um einerseits eine Vielzahl an Modellen für die Simulation anzubieten und andererseits eine günstige Plattform zur Weiterentwicklung zu schaffen (Abb. 2-1).

Zur umfassenden Simulation der Thermo-Fluiddynamik im nuklearen Dampferzeugungssystem ist das Rechenprogramm ATHLET vollständig in ATHLET-CD eingebunden. ATHLET umfasst Module für die Thermo-Fluiddynamik (TFD), für die Wärmeleitung und Wärmeübertragung (HECU), für die Neutronen-Kinetik (NEUKIN), für die Steuerung und Regelung (GCSM) und zur Lösung der Differentialgleichungen (FEBE). Das TFD-Modul hat zwei unterschiedliche Gleichungssysteme zur Simulation der Fluiddynamik: ein 6-Gleichungsmodell mit vollständig separierten Erhaltungsgleichungen für die Wasser- und Dampfphase und ein 5-Gleichungsmodell mit nur einer Impulsgleichung für das Wasser-Dampf-Gemisch und einem allgemein gültigen Modell für die Relativgeschwindigkeit zwischen der Wasser- und der Dampfphase. Außerdem können in der Dampfphase bis zu fünf nicht kondensierende Gase und in der Wasserphase Bor und gelöster Stickstoff simuliert werden. Ferner stehen spezielle Modelle für Pumpen, Ventile, Separatoren, Gemischspiegel und kritische Ausströmung zur Verfügung.

Das Modul ECORE umfasst Modelle für Brennstäbe, Steuerelemente (Ag-In-Cd oder B_4C) und Brennelementkästen. Das Modul beschreibt das mechanische Brennstabverhalten (Ballooning), die Oxidation von Zirkonium in Dampf oder Dampf-Luft-Gemischen

sowie von Borkarbid in Dampfumgebung anhand von Arrhenius-Gleichungen, die Auflösung von Brennstoff durch Zirkonium und von Borkarbid durch Stahl, sowie das Schmelzen von metallischen und keramischen Komponenten. Nach dem vollständigen Aufschmelzen einer Komponente in einer Zone wird die Schmelzeverlagerung durch mit konstanter Geschwindigkeit ablaufende Strahlen simuliert. Das Modell berücksichtigt Oxidation, Erstarren, Wiederaufschmelzen und Wiedererstarren sowie das Entstehen und Auflösen von Blockaden. Der Dampf- oder Sauerstoffverbrauch und die Wasserstofferzeugung durch die Oxidation sowie Strömungsblockaden werden im Fluidy-dynamik-Modell berücksichtigt. Neben der konvektiven Wärmeübertragung wird auch Wärmestrahlung zwischen den Brennstäben und der Kernumgebung modelliert. Umgebende Kernstrukturen und Abstandshalter werden mit dem ATHLET-Modul HECU (Wärmeübergang und -leitung) modelliert, wobei Oxidationsvorgänge bis zum Erreichen der Schmelztemperatur, nicht aber Abschmelz- und Verlagerungsvorgänge simuliert werden können.

Das Modul FIPREM beschreibt die Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung anhand von Arrhenius-Gleichungen. Für die Spaltproduktfreisetzung steht auch ein Diffusionsmodell zur Verfügung. Die Freisetzung von Absorbermaterialien (Ag, In, Cd) wird über den Partialdruck als Funktion der Absorbentemperatur berechnet. Die Bildung chemischer Verbindungen sowie der Transport und die Rückhaltung der Spaltprodukte und Aerosole werden mit dem Programm SOPHAEROS simuliert, das vom Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) entwickelt und auch im Rechenprogramm ASTEC verwendet wird. Durch eine Vorausrechnung kann bei vorgegebener Reaktorleistungshistorie der Kernabbrand (OREST) bestimmt werden. Durch die Kopplung zwischen Spaltprodukttransport und radioaktivem Zerfall (FIPISO) kann die örtliche und zeitliche Entwicklung des Spaltproduktinventars (Massenanteil, Zerfallsleistung und Aktivität) verfolgt werden.

Das Programmsystem ATHLET/ATHLET-CD ist außerdem mit dem Containment Code System COCOSYS gekoppelt und wird als wesentliches Prozessmodell für Kernreaktoren in dem interaktiven Analysesimulator ATLAS verwendet.

Die Modelle zur Simulation der späten Phasen eines schweren Unfalls sind noch in der Entwicklung. Sie sollen das thermische Verhalten einer Partikelschüttung mit Schmelzen, Erstarren, Quenchen und Verlagerung in das untere Plenum, sowie das Versagen des Reaktordruckbehälters beschreiben. Das Modul MEWA zur Simulation der Partikelschüttung ist bereits in ATHLET-CD implementiert. Es hat seine eigene Fluid-

dynamik für die Strömung in porösen Medien und ist an den Rändern mit der ATHLET-Fluidodynamik gekoppelt. Der Übergang von der nahezu intakten Kerngeometrie (ECORE) zur Partikelschüttung (MEWA) erfolgt abhängig vom lokalen Grad der Kernzerstörung.

Für die hier beschriebenen Analysen wurden die folgenden Programmversionen verwendet:

- ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle A (Freigabedatum: August 2006);
- ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle B (Freigabedatum: Juli 2007): Diese Programmversion enthält unter Anderem die neue Version V2.2 des Moduls SOPHAEROS zur Beschreibung des Transports von Spaltprodukten und Aerosolen im Kühlkreislauf mit Berücksichtigung von chemischen Reaktionen;
- ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A (Freigabedatum: April 2009): Diese Programmversion enthält unter Anderem die erweiterten Modelle zur Oxidation, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung von SWR-Komponenten und die Module OREST und FIPISO zur dynamischen Berechnung des Nuklidinventars. In dieser Version ersetzt MEWA das Modul MESOCO zur Simulation eines Partikelbetts mit Schmelzebildung im Kernbereich.

Bild 2-1: ATHLET-CD Struktur

3 Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Störfall- und Unfallabläufen

Kapitel 3 umfasst die Beschreibung der Versuchsanlagen mit den dazugehörigen Versuchsprogrammen, aus denen im Rahmen des Vorhabens RS1173 von der GRS Versuche nachgerechnet wurden oder zu denen im Rahmen der Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen beigetragen wurde.

3.1 Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen ohne Kernschäden

3.1.1 PKL-III

Die PKL (Primärkreisläufe) – Versuchsanlage wurde im Jahr 1975 als 3-Loop-Anlage in Erlangen errichtet, um KMV-Störfälle mit großen Lecks in DWRs zu untersuchen. Nach Beendigung der Versuchsserien PKL I und PKL II wurde der Versuchsstand von 1986 bis 1987 umgebaut. Seitdem hat die PKL-Anlage 4 nahezu identische Loops mit aktiven Hauptkühlmittelpumpen sowie diverse Regelungssysteme (z.B. Volumenregelsystem KBA, Druckhalterregelsystem JEF und sekundärseitige Füllstandsregelungen LAB und LAR) und simuliert somit die gesamte Primär- und wesentliche Teile der Sekundärseite eines 1300 MWe DWR deutscher Bauart. Als Referenzanlage diente KKP-2, ein deutscher DWR der Vor-Konvoi-Serie. Im weiteren Verlauf wurde der Versuchsstand entsprechend den Anforderungen der Versuche modifiziert und erweitert. Eine ausführliche Beschreibung der Anlage findet sich in /ARE 08/. Einen Eindruck von der räumlichen Anordnung des Versuchsstandes gibt Bild 3.1-1. Die Anordnung der PKL-Kreisläufe ist im Bild 3.1-2 dargestellt.

Bei der Auslegung und den Umbauten des Versuchsstandes wurden die folgenden Prinzipien beachtet:

- Die Volumen-, Leitungsquerschnitts- und Leistungsskalierung beträgt 1:145.
- Die geodätischen Höhen werden im Verhältnis 1:1 nachgebildet.
- Die Druckverluste einphasiger Strömungen entsprechen denen der Referenzanlage.

- Kern und Dampferzeuger werden als Ausschnitte der Systeme der Referenzanlage realisiert, so dass die Einzelkomponenten wie z. B. Heizstäbe und U-Rohre die gleichen Dimensionen haben, aber in herunterskalierter Anzahl eingebaut sind.
- Die Anlage wird primärseitig mit maximal 45 bar betrieben, sekundärseitig mit maximal 56 bar.
- Der richtigen Simulation physikalischer Phänomene wird Vorrang vor der konsistenten (geometrischen) Skalierung gegeben.

Aus dem letzten Punkt dieser Prinzipien ergeben sich zum Teil deutliche Abweichungen von den geometrischen Skalierungsvorgaben. So wurde der Durchmesser der heißen Stränge nachträglich erweitert, um dort Schichtungsphänomene z. B. im Reflux-Condenser-Mode korrekt simulieren zu können (Bild 3.1-3). Aufgrund des niedrigen Betriebsdrucks ergeben sich aber für die Übertragbarkeit von Vorgängen, die in der Reaktoranlage bei einem höheren Druck ablaufen, Einschränkungen. Die quantitative Übertragung erfolgt in diesen Fällen über ein validiertes Rechenprogramm oder auch durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen aus anderen Versuchsanlagen mit Originaldruck.

Der PKL III-Versuchsstand besteht aus den mit Wärmeschutzmatten isolierten Komponenten der Primär- und Sekundärseite und der Anschlusssysteme. Zu den Primärkreis Komponenten gehören der Reaktordruckbehälter (RDB) mit dem elektrisch beheizten Kern, die vier symmetrisch an den RDB anschließenden Loops mit den Hauptkühlmittelpumpen (HKMP) und den Dampferzeugern (DE) sowie der über die Volumenausgleichsleitung („surge line“) an den heißen Strang von Loop 2 gekoppelte Druckhalter (DH) mit DH-Ventilstation.

Der RDB mit einem zulässigen Betriebsdruck von 45 bar besitzt einen Downcomer, der im oberen Bereich zur Einbindung der vier kalten Stränge als Ringraum ausgebildet ist, und im mittleren und unteren Bereich zur Nachbildung der Strömungsdruckverluste aus zwei außen liegenden Rohren besteht. Der in drei radiale Leistungszonen aufgeteilte Kern besteht aus 314 elektrisch beheizten und 26 unbeheizten Stäben mit einer Gesamtleistung von 2,5 MW. Dies entspricht einer skalierten Leistung von 10 %. Der zeitliche Leistungsverlauf kann als Regelgröße vorgegeben werden. Die Wärmeverluste im Primärkreislauf werden bei PKL teilweise durch eine Anhebung der Bündelleistung kompensiert und die Wärmeverluste des Deckelraums mit einer elektrischen Stützheizung ausgeglichen.

Die Hauptkühlmittelpumpen (HKMP) in den vier Loops sind als aktive Komponenten ausgebildet, wobei sowohl der skalierte Massenstrom als auch das zeitliche Auslaufverhalten mittels geregelter Drehstrommotoren simuliert werden kann. Der Strömungswiderstand der stehenden HKMP wird wegen des wesentlich kleineren Widerstandes einer stehenden PKL-Pumpe mit einer vorgeschalteten Drosselklappe eingestellt. Diese besteht aus einer Lochblende, die nach dem Pumpenstillstand quer zur Strömung gestellt wird. Die Pumpenkühlung wird ebenfalls berücksichtigt.

Der Primärkreisdruck kann über den an den heißen Strang 2 gekoppelten Druckhalter durch Heizen oder Sprühen (betriebliches Sprühen, Hilfssprühen) im vorgegebenen Regelbereich gehalten werden. Das betriebliche Sprühen erfolgt mit Wasser aus den kalten Strängen und das Hilfssprühen mit Wasser aus dem Volumenregelsystem (KBA). Die DH-Heizung ist an der PKL III-Anlage als Bypassheizung ausgeführt, d.h. die elektrische Heizung befindet sich an einer Bypassleitung zum unteren DH-Bereich. Zusätzlich ist der DH mit einer über der Gesamtlänge wirksamen Stützheizung zur Kompensation der Wärmeverluste ausgestattet. Mit der Druckhalter-Ventilstation des PKL-Druckhalters kann sowohl die Druckbegrenzung als auch die Druckentlastung simuliert werden, wobei der Strömungsquerschnitt zur Simulation der hauptsächlich im niedrigen Druckbereich stattfindenden Druckentlastung nur leistungsskaliert ist. Der Strömungsquerschnitt zur Simulation der am Reaktor im hohen Druckbereich stattfindenden Druckbegrenzung ist leistungs- und druckskaliert, da der maximale Betriebsdruck der Primärseite der PKL-Anlage auf 45 bar beschränkt ist.

Für den Wärmetransport von der Primär- zur Sekundärseite sind die vier Dampferzeuger mit je 28 zur Referenzanlage identischen U-Rohren (plus zwei Blindrohren) ausgerüstet. Das sekundärseitige Wasser- und Dampfvolument ist im U-Rohrbereich und darüber skaliert nachgebildet. Auf den Einbau von Wasserabscheidern (Grob- und Feinabscheider) konnte aufgrund des niedrigen Leistungs- und Geschwindigkeitsbereichs (keine mechanische Separationswirkung) verzichtet werden. Der Abströmwiderstand der Dampfströmung aus dem Dampfraum wird durch eine Lochplatte und einen skalierten Flowlimiter simuliert. Der Downcomer der DE wird im oberen und unteren Bereich durch einen Ringraum und im mittleren Bereich durch zwei außen liegende Rohre nachgebildet. Im unteren Steigraumbereich der DE befindet sich zur Kompensation der Wärmeverluste je eine Bypassheizung ähnlich der im DH.

Von den primärseitigen Anschlussystemen sind an der PKL III-Anlage das Volumenregelsystem (KBA) und das nukleare Nachwärmeabfuhrsystem (JN) nachgebildet, wo-

bei das JN-System aus den Teilsystemen für die Hochdruckeinspeisung (JND), die Druckspeichereinspeisung (JNG), die Niederdruckeinspeisung (JNA) und die Nachwärmeabfuhr (JN(A)) besteht. Im Jahr 1998 wurde die Zahl der Druckspeicher von vier Druckspeichern, die an den jeweiligen heißen oder kalten Strang angeschlossen werden konnten, auf acht Druckspeicher erhöht.

Von den sekundärseitigen Anschlusssystemen werden das über einen Sammler gekoppelte Frischdampfleitungssystem (LBA) mit der Frischdampfumleitstation (FDU), das Speisewasser- (LAB, LABZ) und das Notspeisewassersystem (LAR) sowie das DE-Abschlämmsystem (LCQ) berücksichtigt.

Die mit ATHLET nachgerechneten Versuche F2.1, F4.1 und F4.2 waren Bestandteil des Versuchsprogramms PKL-III F, das teils als internationales OECD/NEA PKL Projekt (Januar 2004 bis Juni 2007) und teils als AREVA Projekt mit Beteiligung des BMWi und deutschen und Schweizer Betreibern (April 2003 bis März 2007) durchgeführt worden ist. Dieses Versuchsvorhaben beinhaltete experimentelle Untersuchungen zur Borthematik (Anlaufen von Naturumlauf und Verlagerung von minderborierten Wasserpfropfen in den Reaktordruckbehälter bei kleinen Lecks) und zu Störfällen bei abgeschalteter Anlage (Ausfall der Nachkühlung im $\frac{3}{4}$ -Loop-Betrieb mit geschlossenem bzw. offenem Primärkreis) /ARE 08/.

Im aktuellen Vorhaben PKL III G führt AREVA NP experimentelle Untersuchungen zum Systemverhalten von Druckwasserreaktoren bei Störfallsimulationen durch. Im Mittelpunkt stehen die Nachbildung von Vermischungstransienten sowie systematische Untersuchungen zum Wärmetransport in den Dampferzeugern unter Störfallbedingungen. Das Vorhaben wird vom BMWi (Vorhaben 150 1341), von den deutschen Betreibern und von der OECD im Rahmen des OECD/NEA PKL-2 Projekts gefördert /NEA 10/.

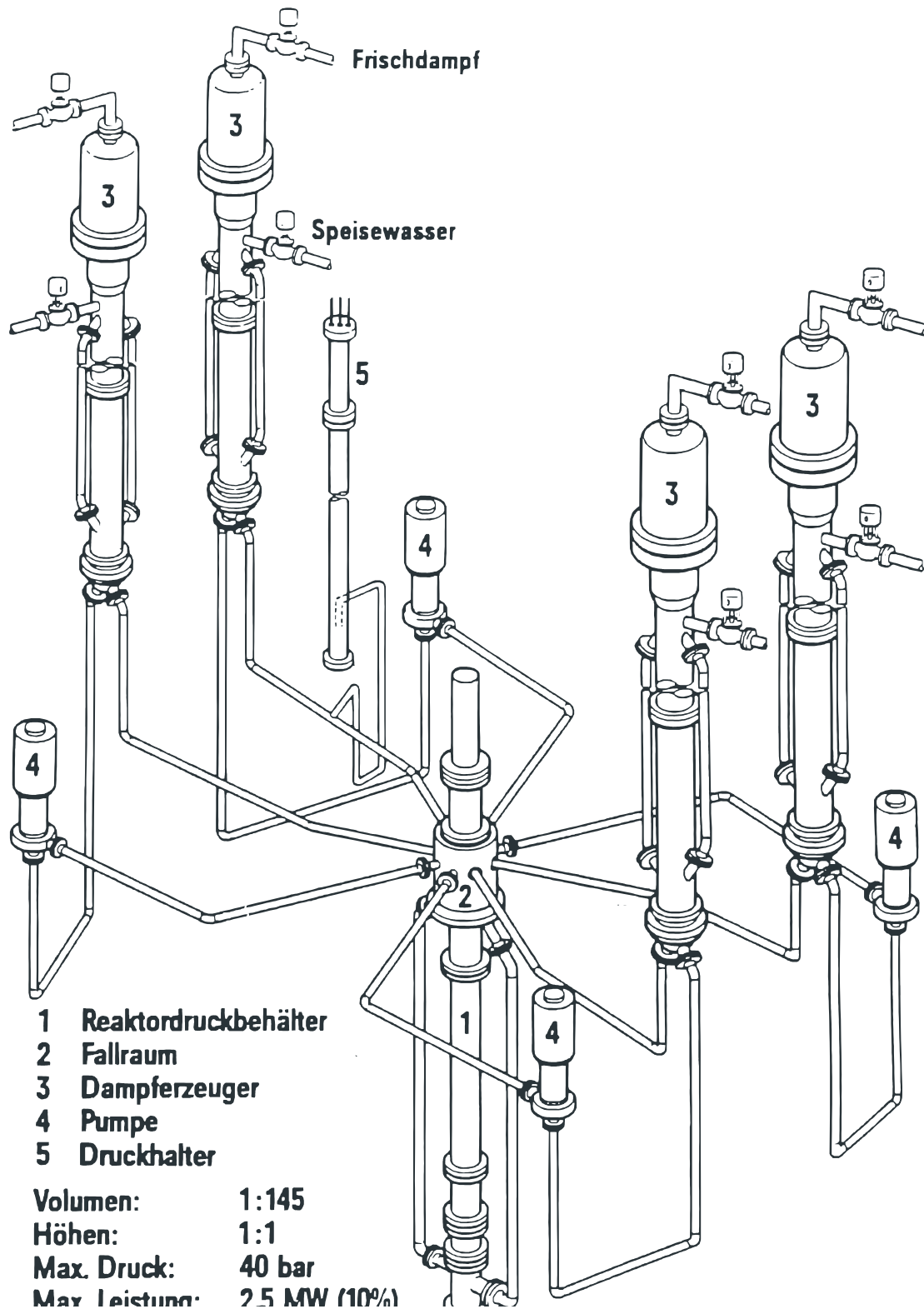


Bild 3.1-1: Übersicht über die räumliche Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /ARE 08/

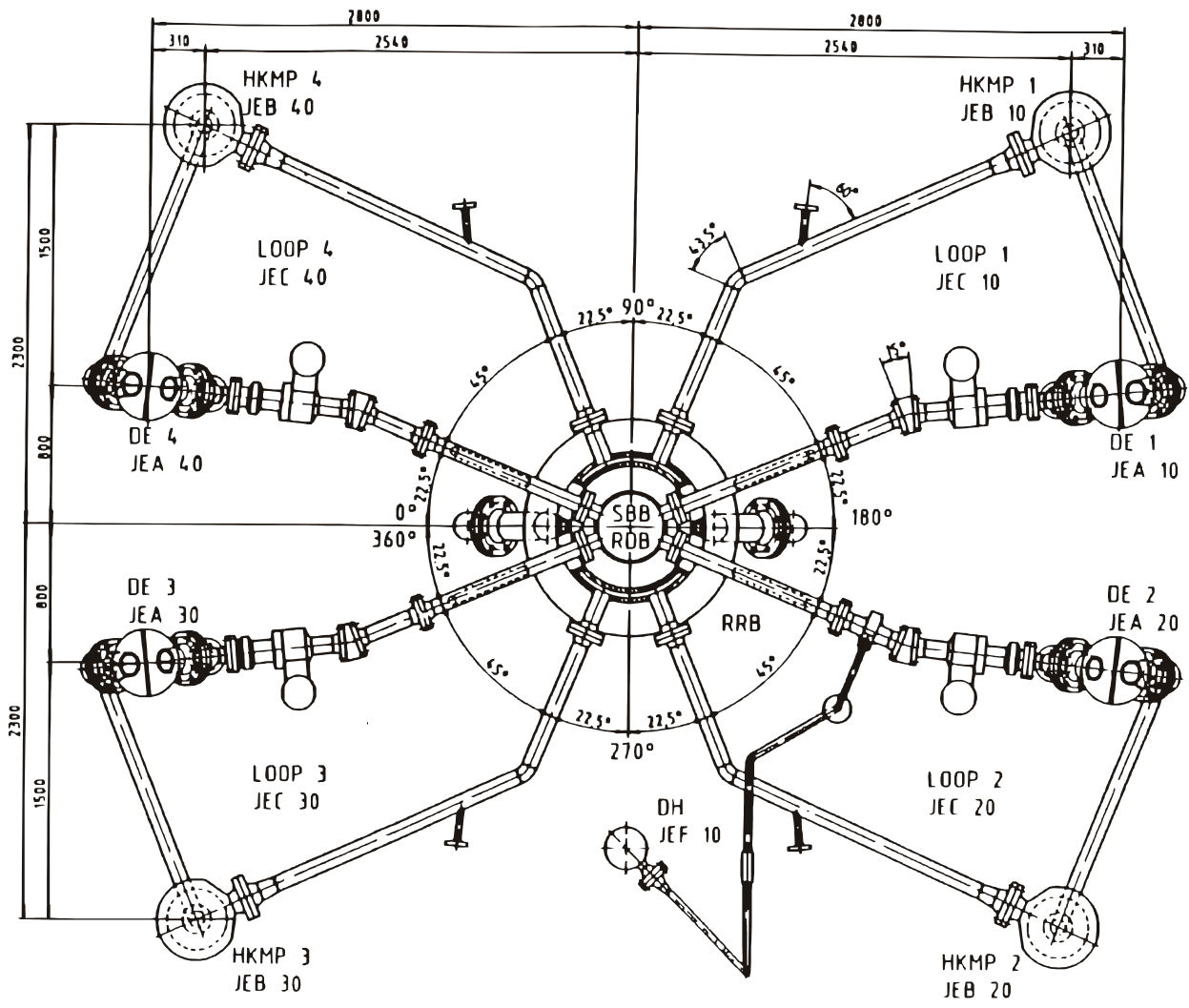


Bild 3.1-2: Loopanordnung der PKL III-Versuchsanlage /ARE 08/

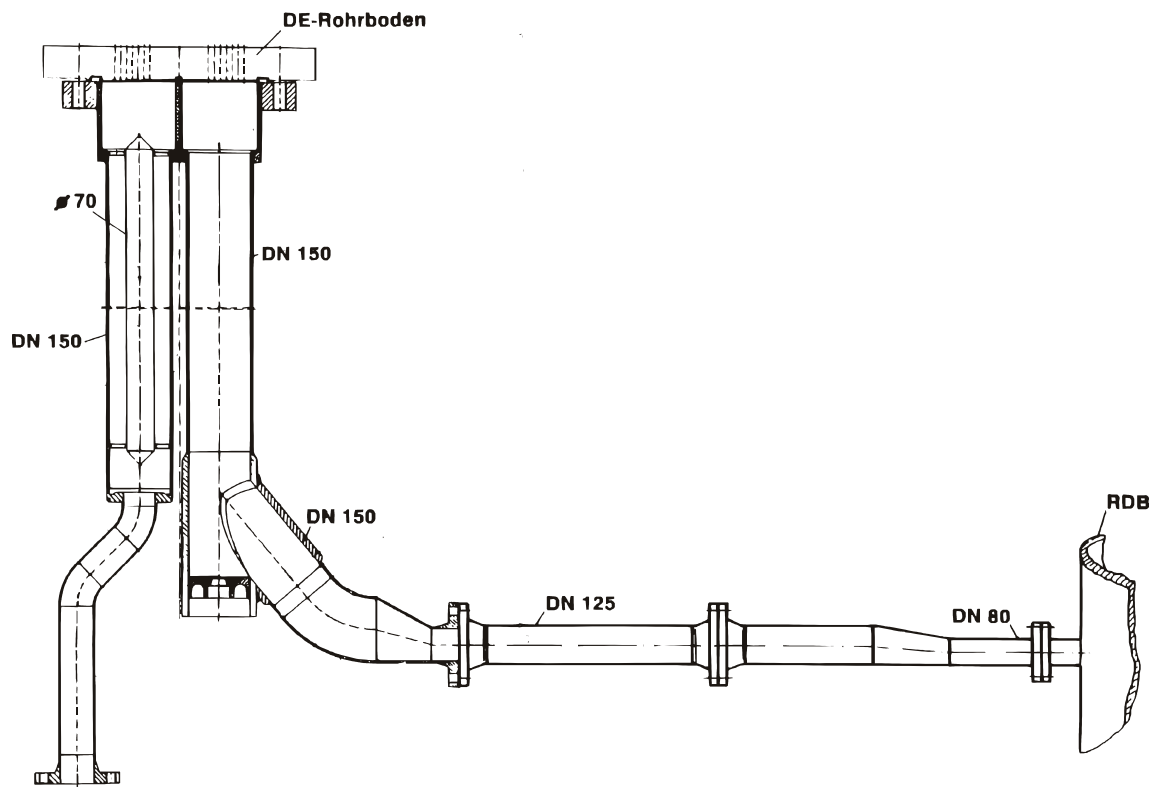


Bild 3.1-3: Heißer Strang der PKL III-Versuchsanlage mit DE-Ein- und Austritt

3.1.2 ROSA-V/LSTF

Das japanische Atomforschungsinstitut JAERI initiierte 1991 das Forschungsvorhaben ROSA-V (Rig of Safety Assessment No. 5), in dessen Rahmen das Versuchsprogramm ROSA-V/LSTF (Large Scale Test Facility) seit April 1993 durchgeführt wird. Hauptziele dieses Programms sind die Wirksamkeit von Notfallschutzmaßnahmen bei Auslegungsüberschreitenden Störfällen zu untersuchen, verbesserte Notfallschutzmaßnahmen zur Vermeidung von schweren Störfällen zu entwickeln, passive Sicherheitseinrichtungen für die nächste Generation von Kernreaktoren zu untersuchen und experimentelle Daten zur Entwicklung und Validierung von Modellen und Rechenprogrammen bereitzustellen.

Die Versuchsanlage LSTF, die sich auf dem Gelände von JAERI in Tokai-Mura befindet, ist das im Maßstab 1/48 volumetrisch skalierte Modell eines Westinghouse Druckwasserreaktors mit 4 Kreisläufen und 3423 MW_{th}. Eine schematische Darstellung der Versuchsanlage ist in Abb. 3.1-4 wiedergegeben. Wesentliche Merkmale der Anlage sind in der Tabelle 3.1-1 zusammengefasst.

Die Versuchsanlage besteht aus den Primär- und Sekundärkühlsystemen, dem Blowdown- und Containmentsystem, dem Notkühlsystem, dem Energieversorgungssystem, den Hilfssystemen wie N₂-Tank, der Instrumentierung zur Steuerung der Prozesse und dem Messtechniksystem.

Die LSTF-Anlage ist auf den vollen Systemdruck von 160 bar ausgelegt. Die 4 Kühlkreisläufe der Referenzanlage sind zu 2 Zweifachkreisläufen zusammengefasst. Die Volumina und Strömungsflächen des Druckbehälters sind im Maßstab 1/48 skaliert und die der beiden Zweifachkreisläufe im Maßstab 1/24. Die horizontalen Stränge der Kreisläufe sind mit Hilfe der Froudezahl-Skalierung (L/\sqrt{D}) modelliert, damit die bei der Phasenseparation auftretenden Strömungsformen und Umschlagpunkte reaktortypisch nachgebildet werden. Die Höhen sind im Maßstab 1/1 skaliert, um eine realistische Simulation des Naturumlaufs zu ermöglichen.

Der elektrisch beheizte Kern der LSTF-Versuchsanlage hat eine Leistung von 10 MW (= 14 % der im Maßstab 1/48 skalierten nominalen Kernleistung). Damit ist es möglich, dem Primärkreis die der Realanlage entsprechend skalierte Nachzerfallsleistung zuzu-

führen. Die 17X17-Brennelemente des Referenzreaktors werden in der Versuchsanlage durch Heizleiterbündel der Größe 7X7 nachgebildet, wobei für die Länge und den Durchmesser der indirekt beheizten elektrischen Brennstabsimulatoren die Originaldaten beibehalten wurden. Axiales und radiales Leistungsprofil des LSTF-Kerns sind reaktortypisch.

Im Rahmen des ROSA-V Programms wurde ein neuer Druckhalter in die LSTF-Anlage eingebaut. Der mit Heizung, Sprühsystem und Entlastungs- und Sicherheitsventilen ausgerüstete Druckhalter besitzt die gleiche Höhe wie der in der Referenzanlage, und ist am heißen Strang im Loop A angeschlossen. Die Eigenschaften und Anschlußmöglichkeiten der Notkühlsysteme (Hoch- und Niederdruckeinspeisung, Druckspeichereinspeisung) und des Nachwärmeabfuhrsystems wurden ebenfalls für das neue Versuchsprogramm erweitert.

Das Blowdown- und Containmentsystem der LSTF-Anlage besteht aus einer instrumentierten Brucheinheit, dem dazugehörigen Rohrleitungssystem und dem Auffangtank für das Leckagewasser. Mit dem Blowdownsystem können an 20 verschiedenen Stellen der Primär- und Sekundärseite Leckagen mit bis zu einer Bruchgröße von 10% und mit unterschiedlichen Bruchorientierungen eingeleitet werden. Die Kombination unterschiedlicher Bruchlagen ist möglich.

Die Dampferzeuger enthalten U-Rohre in Originalabmessungen, und die unterschiedlich hoch angeordneten Rohrbögen decken den gesamten Höhenbereich der Rohrbögen in der Referenzanlage ab. Grob- und Feinabscheider sind ebenfalls reaktortypisch simuliert. Die ringförmigen Downcomer in den Dampferzeugern der Referenzanlage sind in den beiden LSTF-Dampferzeugern durch je 4 externe Rohre nachgebildet. Um bei skalierter Wärmetauscherfläche die in den Dampferzeugern übertragene Leistung auf 14 % zu begrenzen, wird mit einer erhöhten Sekundärtemperatur gearbeitet. Hierfür ist eine Anhebung des Sekundärdrucks von 6,4 MPa (Realanlage) auf 7,3 MPa (LSTF) notwendig.

Die Strömungswiderstände der Anlagenkomponenten orientieren sich an der Referenzanlage. Der Kühlmittelstrom im Primärkreislauf wird durch den Betriebszustand der drehzahlgesteuerten Hauptkühlmittelpumpen sowie durch spezielle Drosselventile in den beiden Pumpenbögen bestimmt.

Die Behälter und Rohrleitungssysteme der LSTF-Anlage sind wärmeisoliert. Zur weitgehenden Kompensation der verbleibenden Wärmeverluste ist eine Schutzheizung an der Oberfläche der wichtigsten Komponenten angebracht.

Die Instrumentierung der LSTF-Anlage ist so konzipiert, dass die thermohydraulischen Phänomene bei kleinen Lecks und Transienten detailliert erfasst werden können. Die LSTF-Messtechnik umfasst ca. 1760 Instrumente. Zum Einsatz kommen Messprinzipien, wie sie sich bereits bei ähnlichen Versuchsanlagen bewährt haben, z.B. DMS-Druckaufnehmer, Thermoelemente, Leitfähigkeitssonden, γ -Densitometer, Turbinen und Venturirohre. Die Maßnahmen für die stationären und transienten Zustände werden mit einem Prozessinstrumentierungs- und Steuerungssystem mittels einer Logik geführt, die die Tripsteuerung und die individuelle Komponentensteuerung übernimmt und den Schutz der Versuchsanlage gewährleistet.

Ausführliche Angaben zur gesamten ROSA-V/LSTF Anlage sind der Systembeschreibung in /ROS 03/ zu entnehmen.

Die hier behandelten Versuche LSTF SB-PV-09 und SB-PV-10 wurden im Rahmen des von der OECD/NEA geförderten Versuchsvorhabens ROSA ("Rig of Safety Assessment") durchgeführt /ROS 07/. Hauptziele des Vorhabens waren:

- eine Datenbasis aus Integral- und Einzeleffekttests zur Validierung von thermohydraulischen Modellen bereitzustellen. Dabei sollen insbesondere Phänomene wie mehrdimensionale Mischungsvorgänge, Schichtenbildung, parallele und schwingende Strömungen, und Strömungen mit nicht-kondensierbaren Gasen untersucht werden.
- die Vorhersagegenauigkeit der vorhandenen bzw. in Entwicklung befindlichen Rechenprogramme für thermohydraulische Sicherheitsanalysen zu überprüfen.

Im ROSA-Vorhaben wurden zwischen 2005 und 2009 Versuche zu den folgenden Themen durchgeführt:

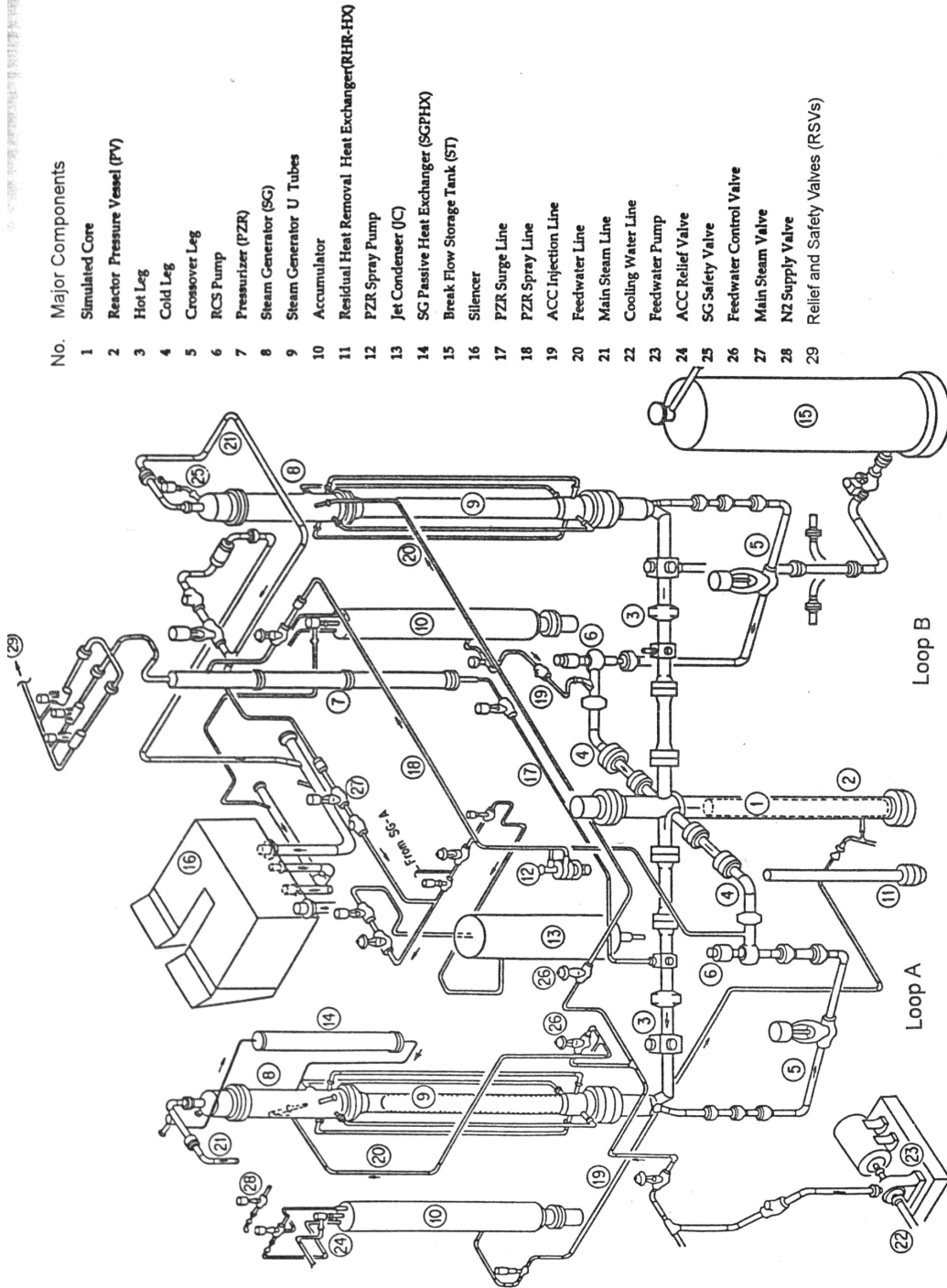
- Temperaturschichtung und Mischungsvorgänge während der Notkühlein speisung
- Instabilitätsphänomene wie Wasserschlag
- Naturumlauf bei hoher Kernleistung
- Naturumlauf mit überhitztem Dampf

- Kühlmittelverluststörfall durch Leck am Deckelraum des RDB
- Kühlmittelverluststörfall durch Leck am unteren Plenum des RDB
- Dampfkondensation bei einem Störfall mit großem Bruch.

Zu den Themenbereichen „Leck am Deckelraum des RDB“ und „Leck am unteren Plenum des RDB“ gehörten die Versuche SB-PV-09 und SB-PV-10, die im ROSA-Projekt als „Test 6-1“ bzw. „Test 6-2“ bezeichnet wurden.

Tabelle 3.1-1 Wesentliche Merkmale der LSTF-Anlage

Parameter	LSTF	DWR (Referenz)	Verhältnis DWR/LSTF
Druck im Primärkreis (MPa)	16	16	1
Temperatur (K)	598	598	1
Anzahl der Brennstäbe	1008	50952	50.55
Kernhöhe (m)	3.66	3.66	1
Kühlmittelvolumen im Primärkreis (m ³)	8.14	347	42.6
Kernleistung (MW)	10	3423	342
Verhältnis Leistung/Volumen (-)	1.23	9.9	8.0
Kernmassenstrom (Mg/s)	0.0488	16.7	342
Spaltabmessung im Ringraum (m)	0.053	0.260	4.91
Anzahl der Loops im Primärkreis (-)	2	4	2
Heißer Strang - Durchmesser (m)	0.207	0.737	3.56
Heißer Strang - Länge (m)	3.69	6.99	1.89
Heißer Strang - L/\sqrt{D} (m ^{0.5})	8.11	8.14	1.0
Heißer Strang - Volumen (m ³)	0.124	2.98	24.0
Anzahl der U-Rohre (-)	141	3382	24
Mittlere Länge eines U-Rohres (m)	20.2	20.2	1



- No. Major Components
- 1 Simulated Core
 - 2 Reactor Pressure Vessel (PV)
 - 3 Hot Leg
 - 4 Cold Leg
 - 5 Crossover Leg
 - 6 RCS Pump
 - 7 Pressurizer (PZR)
 - 8 Steam Generator (SG)
 - 9 Steam Generator U Tubes
 - 10 Accumulator
 - 11 Residual Heat Removal Heat Exchanger(RHR-HX)
 - 12 PZR Spray Pump
 - 13 Jet Condenser (JC)
 - 14 SG Passive Heat Exchanger (SGPHX)
 - 15 Break Flow Storage Tank (ST)
 - 16 Silencer
 - 17 PZR Surge Line
 - 18 PZR Spray Line
 - 19 ACC Injection Line
 - 20 Feedwater Line
 - 21 Main Steam Line
 - 22 Cooling Water Line
 - 23 Feedwater Pump
 - 24 ACC Relief Valve
 - 25 SG Safety Valve
 - 26 Feedwater Control Valve
 - 27 Main Steam Valve
 - 28 N2 Supply Valve
 - 29 Relief and Safety Valves (RSVs)

Bild 3.1-4: Schematische Darstellung der Versuchsanlage ROSA V/LSTF / ROS 03/

3.1.3 FIST

Das Untersuchungsprogramm FIST (Full Integral Simulation Test) wurde in den Jahren 1983 und 1984 gemeinsam von der U.S. Nuclear Regulatory Commission (USNRC), vom Electric Power Research Institute (EPRI) und von General Electric (GE) durchgeführt und folgte im Rahmen des Sicherheitsforschungsprogramms für amerikanische Siedewasserreaktoren auf das TLTA (Two Loop Test Apparatus) Programm. Während mit der TLTA Versuchsanlage insbesondere Kühlmittelverluststörfälle mit großem Bruch untersucht wurden, standen bei FIST Untersuchungen zu kleinen Lecks sowie zu Transienten ohne Kühlmittelverlust im Vordergrund. Neben der Untersuchung des thermohydraulischen Anlagenverhaltens lag hierbei ein Hauptaugenmerk auf der Messung der Hüllrohrtemperaturen.

Die FIST Versuchsanlage ist gegenüber dem amerikanischen Standard-Siedewasserreaktor BWR/6-218 von GE volumenmäßig mit 1:624 skaliert. Sie bildet den Primärkreis nach und besitzt ein elektrisch beheizbares Stabbündel. Alle wesentlichen Komponenten sind in voller Höhe konstruiert (Abb. 3.1-5). Beim Aufbau der Anlage wurde auf Teile von TLTA zurückgegriffen. Neu sind der Druckbehälter, das Frischdampfsystem und die Umwälzschleifen. Außerdem wurde die bereits vorhandene kalte Speisewasserversorgung um eine heiße Speisewasserversorgung ergänzt, was die Vorgabe realistischer thermohydraulischer Anfangsbedingungen ermöglicht. Die Anfangsbedingungen der FIST Anlage entsprechen näherungsweise den Betriebsbedingungen der Referenzanlage BWR/6-218. Eine detaillierte Anlagenbeschreibung findet sich in /STP 82/.

Der mit der FIST Anlage simulierte Primärkreis besteht im Wesentlichen aus dem Druckbehälter mit Nebenarm, dem Frischdampfleitungssystem und den beiden Treibwasserschleifen. Außerdem sind die Speisewasserversorgung und verschiedene Notkühlein Speisesysteme an den Druckbehälter angeschlossen.

Innerhalb des Druckbehälters sind alle wesentlichen Einbauten der Referenzanlage skaliert simuliert (Abb. 3.1-5). Im Einzelnen sind dies der Ringraum, das untere Plenum, die Steuerstabführungsrohre, Kerneintritt, Kernbündel und Kernbypass, das obere Plenum, der Wasser-Dampf-Separator und der Dampftrockner. Der Dampftrockner erfüllt hierbei lediglich die Aufgabe, den Strömungsweg (Querschnitt und geodätische Höhe) und den Druckabfall der Referenzanlage zu simulieren. Der Ringraum wird in

der FIST Anlage hauptsächlich durch den externen Nebenarm abgebildet, der auch die Jet-Pumpen und einen Teil des unteren Plenums umfasst. Vom Nebenarm zweigen die beiden Treibwasserschleifen ab, die die Umwälzpumpen beinhalten. Der Druckbehälter hat eine Gesamthöhe von 19,50 m. Der Kern reicht von 4,54 m bis 8,35 m Höhe. Die Jetpumpen befinden sich bei etwa 7 m. Der Wasser-Dampf-Separator beginnt bei 12,81 m und endet bei 14,37 m.

Das Frischdampfsystem umfasst die Frischdampfleitung mit Frischdampfabsperrentil und fünf Sicherheits- und Abblaseventilen. Der gesamte Frischdampf wird in einen Behälter unter Atmosphärenbedingungen abgeblasen. Die Sicherheitsventile sind derart ausgelegt, dass sie den skalierten Massenstrom der 16 Sicherheitsventile der Referenzanlage abtragen können. Die Steuerung der Sicherheitsventile erfolgt über eine Druckmessung im Dampfdom (Messaufnehmer PIC-742). Nach dem ersten Öffnen der Ventile wird auf einen „Low/Low-Betrieb“ mit niedrigeren Auslösepunkten umgeschaltet, was der Betriebsweise in einer BWR/6-Anlage entspricht. Mit den insgesamt sechs Ventilen in der Frischdampfleitung können auch Leckstörfälle simuliert werden.

Die FIST Anlage besitzt insgesamt vier Notkühlsysteme: die Hochdruck- und Niederdruck-Kernsprüfung in das obere Plenum, die Niederdruck-Kerneinspeisung und die Reactor Core Isolation Cooling (RCIC) Einspeisung in die Speisewasserleitung. Der Betrieb der Hochdrucksprüfung und der RCIC-Einspeisung wird durch Wasserstandsmessungen in der Trocknerschürze und im oberen Bereich des Ringraums gesteuert. Beide Systeme werden bei Unterschreiten des Levels 2 (Höhe 12,45 m) ausgelöst und bei Überschreiten des Levels 8 (Höhe 14,61) angehalten.

Die stationären thermohydraulischen Anfangsbedingungen der Versuchsanlage, die den Betriebsbedingungen der Referenzanlage entsprechen, werden bei vorgegebener Heizleistung im Wesentlichen durch drei unabhängige Regelkreise festgelegt: Der Druck im Dampfdom wird über das Frischdampfabsperrentil geregelt. Der Wasserstand in der Anlage wird durch die Stellung des Einspeiseventils für das heiße Speisewasser bestimmt. Die Temperatur im Ringraum wird mittels Einspeiseventil für das kalte Speisewasser geregelt.

Einen Querschnitt durch den FIST Druckbehälter zeigt Abb. 3.1-6. Der Druckbehälter beinhaltet ein 8x8 Heizelement in einem Kasten aus Zirkaloy und einen asymmetrisch geformtem Bypass. Das Kernelement besteht aus 62 elektrisch oberflächen-beheizten Stäben aus Inconel-600 und zwei unbeheizten Wasserstäben. Die Heizstäbe entspre-

chen in Länge (aktive Länge 3,8 m), Außendurchmesser (12,3 mm) und Stababstand (16,2 mm) der Brennelementgeometrie der Referenzanlage. Die zur Fixierung der Heizstäbe benötigten Kopf-, Fuß- und Gitterplatten sind nachgebildet. Durch Variation der Wandstärke mit der Heizstablänge wird in axialer Richtung ein Cosinus-förmiges Leistungsprofil erreicht. Der Einsatz dreier Heizstabmodelle mit zueinander abgestuften Wandstärken ermöglicht die Simulation des in der Referenzanlage erwarteten radialen Leistungsprofils bei Auslegungsstörfällen. Das Verhältnis von Stabwärmeleistung zu mittlerer Kernstableistung beträgt für die drei Heizstabtypen 1,04 (Modell 76), 1,01 (Modell 77) und 0,97 (Modell 78).

Durch eine vorausberechnete, zeitlich veränderliche Heizleistung wird der erwartete Wärmefluss während der Versuchstransiente simuliert. Hierbei bleibt das axiale Leistungsprofil zeitlich konstant, womit die Rückwirkung von orts- und zeitabhängigen Variablen wie Dampfvolumentgehalt oder Wassertemperatur nicht berücksichtigt wird. Bei der Extrapolation der Versuchsergebnisse auf die Referenzanlage kann dies zu falschen Vorhersagen für Ort und Zeit des Übergangs vom Blasensieden zum Filmsieden (Departure from Nucleate Boiling, DNB) oder des Austrocknens (Dryout) führen.

Zur Bewertung der durchgeführten Versuche ist die FIST Anlage mit einer umfangreichen Instrumentierung versehen. Die wichtigsten Messgrößen sind hierbei

- die Temperaturen im Stabbündel zur Bestimmung von Ort und Zeitpunkt von Siedeübergängen,
- die System- und Differenzdrücke zur Bestimmung des Masseninventars und der Energiebilanzen einzelner Komponenten,
- die Fluidtemperaturen,
- die Massenströme an den Systemrändern wie beispielsweise der Frischdampf-, der Speisewasser- oder der Notkühlmassenstrom,
- die lokalen Massenströme in einzelnen Systemkomponenten wie beispielsweise im Ringraum, im Kern, in den Treibwasserschleifen und in den Diffusoren der Jetpumpen,
- die Temperaturen in den Strukturteilen zur Bestimmung des Wärmeverlusts an die Atmosphäre.

Insgesamt werden mit zwei 256-Kanal-Multiplexern 426 Messgrößen aufgezeichnet

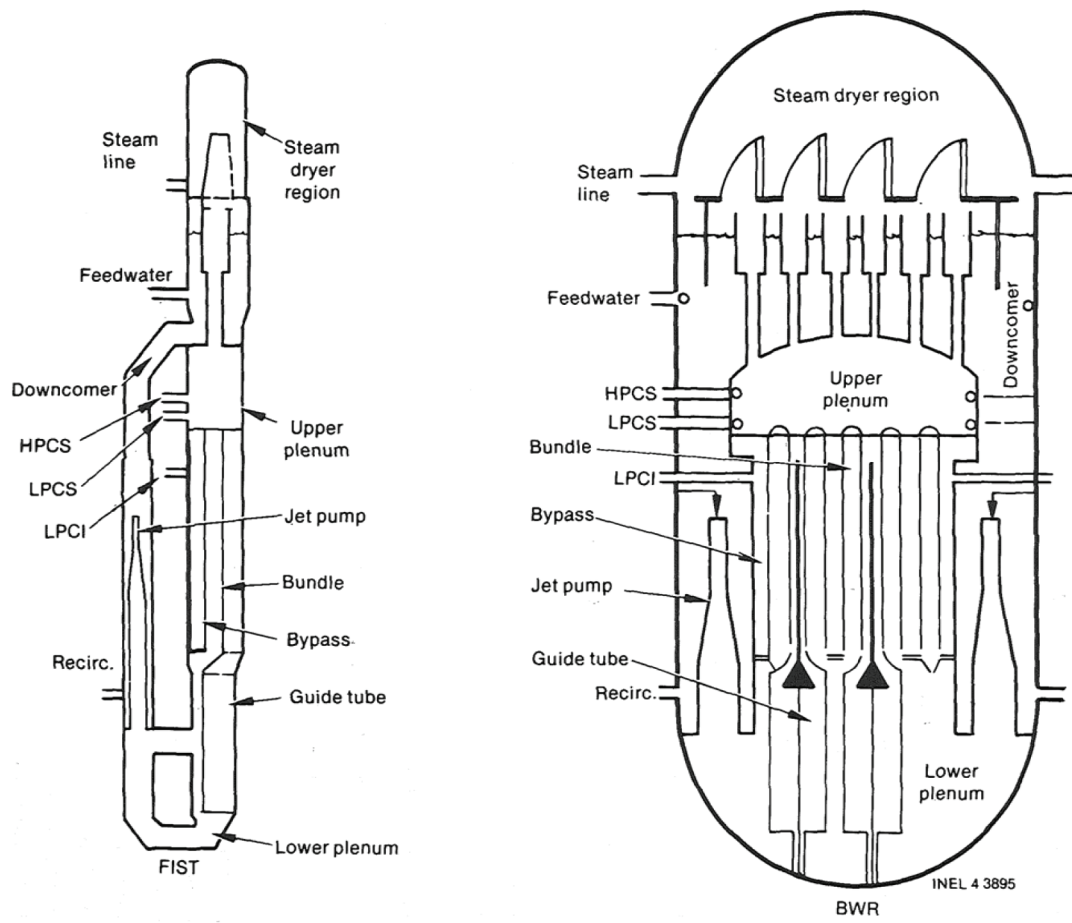


Bild 3.1-5: Vergleich der FIST Anlage mit der Referenzanlage BWR/6-218 /STP 82/

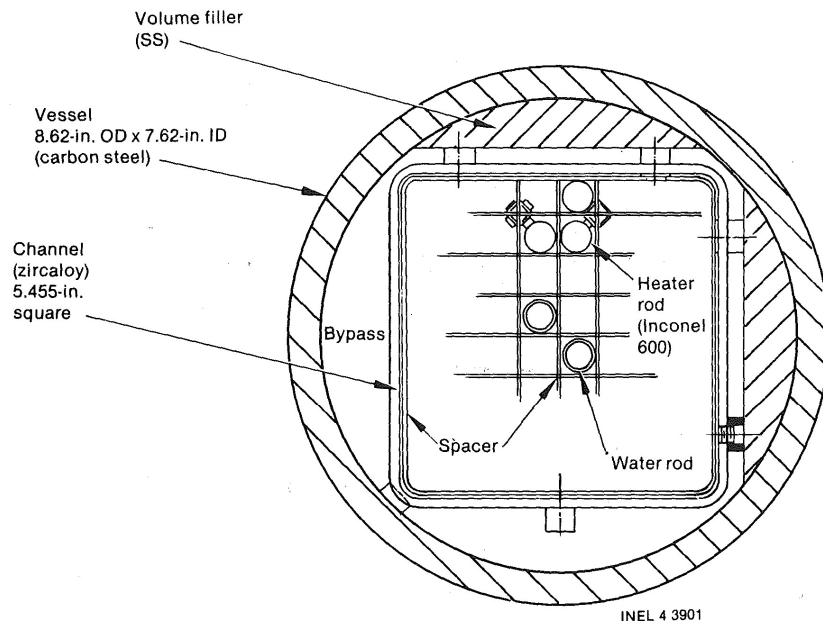


Bild 3.1-6: Querschnitt des Druckbehälters mit Heizelement und asymmetrischem Bypass /STP 82/

3.1.4 UPTF

Bei der UPTF-Anlage handelt es sich um ein Modell eines Druckwasserreaktors der 1300-MW_e-Klasse im Originalmaßstab 1:1 zur Untersuchung mehrdimensionaler thermohydraulischer Vorgänge im Primärkreislauf während der Wiederauffüll- und der Flutphase nach einem Kühlmittelverluststörfall. Bau und Betrieb der UPTF-Anlage waren der deutsche Beitrag im Rahmen des internationalen 2D/3D-Projekts, das unter Beteiligung der USA, Japans und der BRD durchgeführt wurde. Die Anlage wurde von der Siemens AG / UB KWU auf dem Gelände des Großkraftwerks Mannheim errichtet und von 1986 bis 1989 betrieben. Es wurden sowohl Einzeleffekt- als auch Integralversuche durchgeführt.

Wesentliche Komponenten eines Druckwasserreaktors werden in der UPTF-Anlage durch spezielle technische Einrichtungen simuliert. Der durch Restwärme im Kernbereich produzierte aufwärts strömende Dampf einschließlich des von dem Dampf mitgerissenen Wassers wird durch den Kernsimulator mittels Einspeisung von Dampf und Wasser abgebildet. Die intakten Stränge sind mit Dampferzeugersimulatoren ausgestattet, die eine Wasser-Dampf-Separation und eine Dampfeinspeisung ermöglichen. Pumpensimulatoren bilden die Strömungswiderstände und geodätischen Höhen der Hauptkühlmittelpumpen nach. Ein Containment-Simulator simuliert den Containment-Druck an der Bruchstelle im heißen oder kalten Strang. Die Querschnittfläche des Bruchs kann durch ein Ventil variiert werden. Darüber hinaus besitzt der Druckbehälter ein Wasser-Drainage-System, das die Regelung des Füllstands im unteren Plenum erlaubt.

Abb. 3.1-7 und 3.1-8 veranschaulichen den Aufbau der Anlage. Eine detaillierte Systembeschreibung findet sich in /SIE88/. Informationen zur Instrumentierung können /SIE92/ entnommen werden.

- 2 Steam Generator Simulator (Intact Loop)
- 3 a Steam Generator Simulator/ Water Separator (Broken Loop Hot Leg)
- 3 b Water Separator (Broken Loop Cold Leg)
- 3 c Drainage Vessel for Hot Leg
- 3 d Drainage Vessel for Cold Leg
- 4 Pump Simulator
- 5 a Break Valve (Hot Leg)
- 5 b Break Valve (Cold Leg)
- 6 Containment Simulator
- 7 Surgeline-Nozzle
- 8 ECC-Injection Nozzles (Cold Leg)
- 9 ECC-Injection Nozzles (Hot Leg)
- 10 Core Simulator Injection Nozzle
- 11 TV-Drainage Nozzle
- 12 Steam Injection Nozzle
- 13 Drainage Nozzle

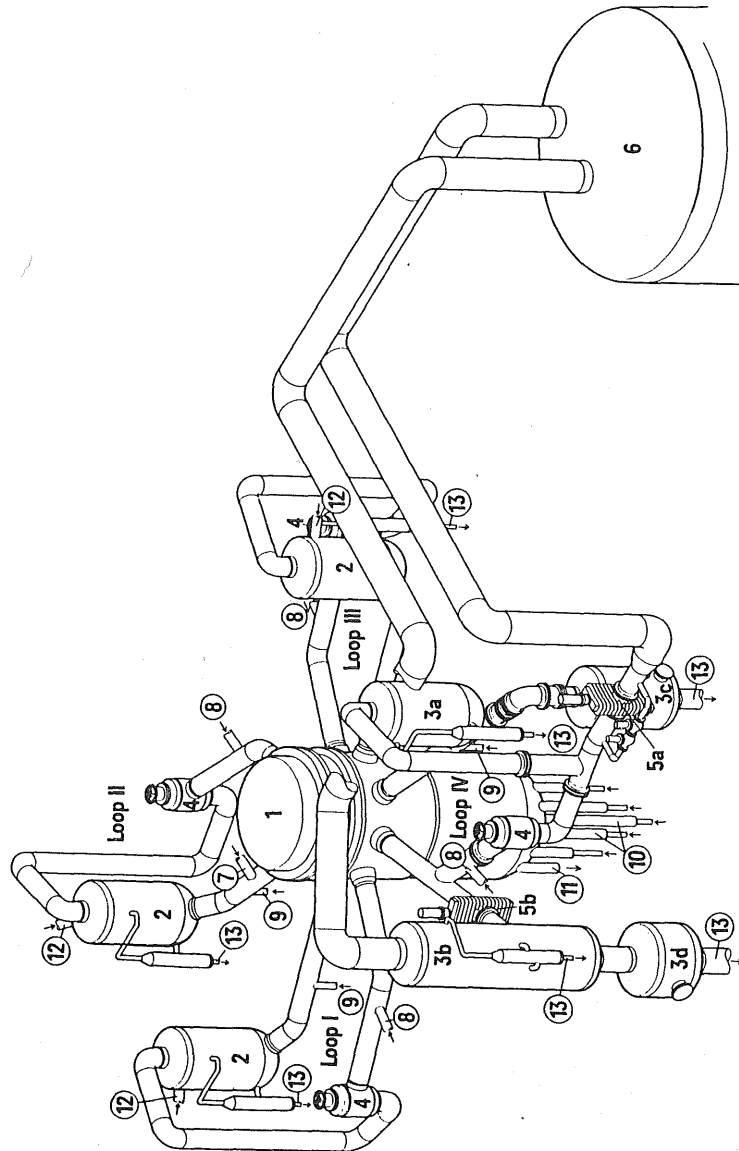
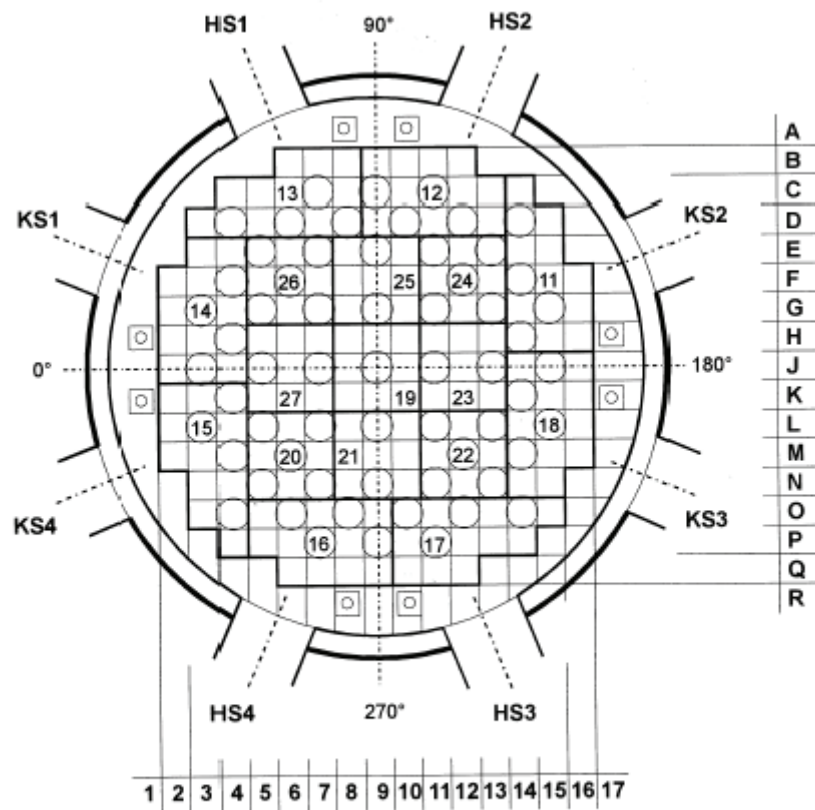


Bild 3.1-7: UPTF-Primärkreislauf mit Sicherheitsbehälter /SIE 88/



HS = heißer Strang
 KS = kalter Strang

Bild 3.1-8: Querschnitt des UPTF-Druckbehälters mit Kernsimulator-Einspeisезonen

3.1.5 ROCOM

In der ROCOM-Versuchsanlage des Forschungszentrums Dresden-Rossendorf wird der Primärkreis eines 1300 MW Druckwasser-Reaktors KONVOI nachgebildet (Abb. 3.1-9 und 3.1-10). Die Versuchsanlage ist gegenüber dem Originalreaktor im linearen Maßstab 1:5 verkleinert. Der Volumenmaßstab beträgt 1:125. Die Strömungsgeschwindigkeit bei Nennbedingungen wurde im Maßstab 1:5 herabgesetzt, um die Transportzeiten im Modell dem Original anzugleichen. Bezüglich der Transportzeiten (z.B. der Kühlmittelumlaufzeit) gilt der Maßstab 1:1. Der Nennmassenstrom beträgt 185 m³/h, was einer Geschwindigkeit in der Hauptkühlleitung von 2,9 m/s entspricht /GRU 03/.

Kernstück der Versuchsanlage ist das Reaktormodell des DWR Konvoi aus Plexiglas. Bis zum Kerneintritt sind alle wesentlichen Komponenten geometrisch ähnlich ausgeführt. Der Reaktorkern selbst ist stark vereinfacht. Die Brennelemente (BE) sind durch Rohre ersetzt, die eine Verbindung zwischen Kernein- und Kernaustritt herstellen, aber keine Quervermischung zwischen den BE ermöglichen. Vor jedem Brennelement befindet sich eine Öffnung mit dem Durchmesser 30 mm, die jeweils eine Messposition des eingesetzten Kerngittersensors enthält.

Der Versuchsstand wird mit Wasser bei einer Temperatur von ca. 20 °C betrieben. Bei den dabei vorliegenden Stoffwerten beträgt das Verhältnis der Reynolds-Zahlen zwischen Modell und Original ca. 1:190. Die Reynolds-Zahlen selbst erreichen bei Vier-schleifenbetrieb Werte von $Re = 4,4 \cdot 10^5$ im Eintrittsstutzen und $Re = 1,4 \cdot 10^5$ im Ringraum. Bei Betrieb einer einzelnen Schleife beträgt die Reynolds-Zahl am Kerneintritt $Re = 3,4 \cdot 10^4$. Damit ist bei Nennbedingungen die Ausprägung einer hochturbulenten Strömung gewährleistet. Skalierungsexperimente haben gezeigt, dass auch für die Bedingungen des Naturumlaufs (niedrigere Geschwindigkeit und daher niedrigere Reynolds-Zahl) die Versuchsergebnisse mithilfe von turbulenten Bedingungen beschrieben werden können /GRU 03/.

Die Zielstellung der Versuchsreihe T6655 waren Untersuchungen zur Vermischung eines Deionatpfropfens vom RDB- bis zum Kerneintritt /GRU 03/. Die Position der Schieber für den Einschluss des zu simulierenden Deionatpfropfens ist in Abb. 3.1-9 dargestellt. Das Volumen eines Deionatpfropfens beträgt 57,6 dm³; in der Originalanlage entspricht das einem Volumen von 7,2 m³.

Für eine Übertragung der Ergebnisse von der Versuchsanlage auf den Originalreaktor müssen die Reynolds-Zahl, die Strouhal-Zahl und bei Vorliegen von Dichtedifferenzen die Froude-Zahl eingehalten werden.

$$\text{Re} = \frac{L \cdot w}{\nu}, \text{Sr} = \frac{L}{w \cdot \tau}, \text{Fr} = \sqrt{\frac{\rho \cdot w^2}{\Delta\rho \cdot g \cdot L}} \quad (1)$$

Die charakteristische Länge L und die Strömungsgeschwindigkeit w werden jeweils um den Faktor 5 verkleinert. Damit muss die Dichtedifferenz $\Delta\rho$ in der Versuchsanlage ebenfalls um den Faktor 5 gegenüber der Originalanlage verkleinert werden. In der Versuchsanlage befinden sich Messsensoren an den Eintrittsstutzen in den RDB, auf zwei Ebenen im Ringraum und beim Kerneintritt in Höhe des unteren Rostes (Abb. 3.1-10). Dort wird die Leitfähigkeit des Fluids bestimmt. Aus den Verhältnissen der Leitfähigkeitsdifferenz kann der so genannte Mixing-Skalar bestimmt werden:

$$\Theta_{x,y,z}(t) = \frac{\sigma_{x,y,z}(t) - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_0} \quad (2)$$

Dabei ist σ_1 die Leitfähigkeit des Pfropfens und σ_0 die Leitfähigkeit des ungestörten Mediums. Aus dem Mixing-Skalar kann dann die lokale Borsäurekonzentration berechnet werden:

$$C_B(x, y, z, t) = \Theta_{x,y,z}(t) \cdot (C_{B,1} - C_{B,0}) + C_{B,0} \quad (3)$$

Für einen Deionatpfropfen beträgt $C_{B,1} = 0$, entsprechend vereinfacht sich Gl. 3 zu:

$$C_B(x, y, z, t) = C_{B,0} \cdot (1 - \Theta_{x,y,z}(t)). \quad (4)$$

Die Versuchsanlage ist mit einer Messtechnik (Abb. 3.1-10) ausgestattet, die eine räumlich und zeitlich hochauflösende Messung der transienten Verteilungen des Tracers (Ethanol) ermöglicht. Hierfür wurden spezielle neuartige Gittersensoren entwickelt, die auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit beruhen. Die wesentlichen Merkmale der Messtechnik lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Hauptmessort ist der Kerneintritt (Pos.4). Jedem Brennelementeintritt ist eine Messstelle zugeordnet (193 Messstellen).
- Am Eintrittsstutzen (Pos.1) ist eine Messung der Leitfähigkeitsverteilung im Schleifenquerschnitt realisiert (216 Messstellen).
- Weiterhin gibt es Messstellen im Ringspalt, um den Mechanismus der Vermischung entlang des Strömungswegs aufzuklären. Die Messung erfolgt auf zwei Höhenpositionen, Pos. 2 unterhalb der Stutzebene und Pos. 3 auf der Höhenpo-

sition des Kerneintritts, mit einem Gitter von jeweils 64 azimuthalen und 4 radialen Messpositionen (jeweils 256 Messstellen).

- Die Zeitauflösung ermöglicht die Darstellung von turbulenten Fluktuationen der Tracerkonzentration, um Turbulenzmodelle besser validieren zu können. Die Gittersensoren arbeiten in der Regel mit einer Messfrequenz von 20 Hz.
- Die Sensoren liefern Zeitfolgen der lokalen Leitfähigkeit des Wassers an jedem der ca. 1000 Messpunkte mit der genannten Messfrequenz (etwa $3,0 \cdot 10^7$ Messwerte)

In der Literatur zum ROCOM-Versuchsstand wurden keine Aussagen zur Genauigkeit der Einstellung der Dichtedifferenzen gefunden. Zur Bestimmung der Vermischungskalare wird ein Fehlerbereich kleiner als $\pm 3\%$ angegeben /KLI 08/.

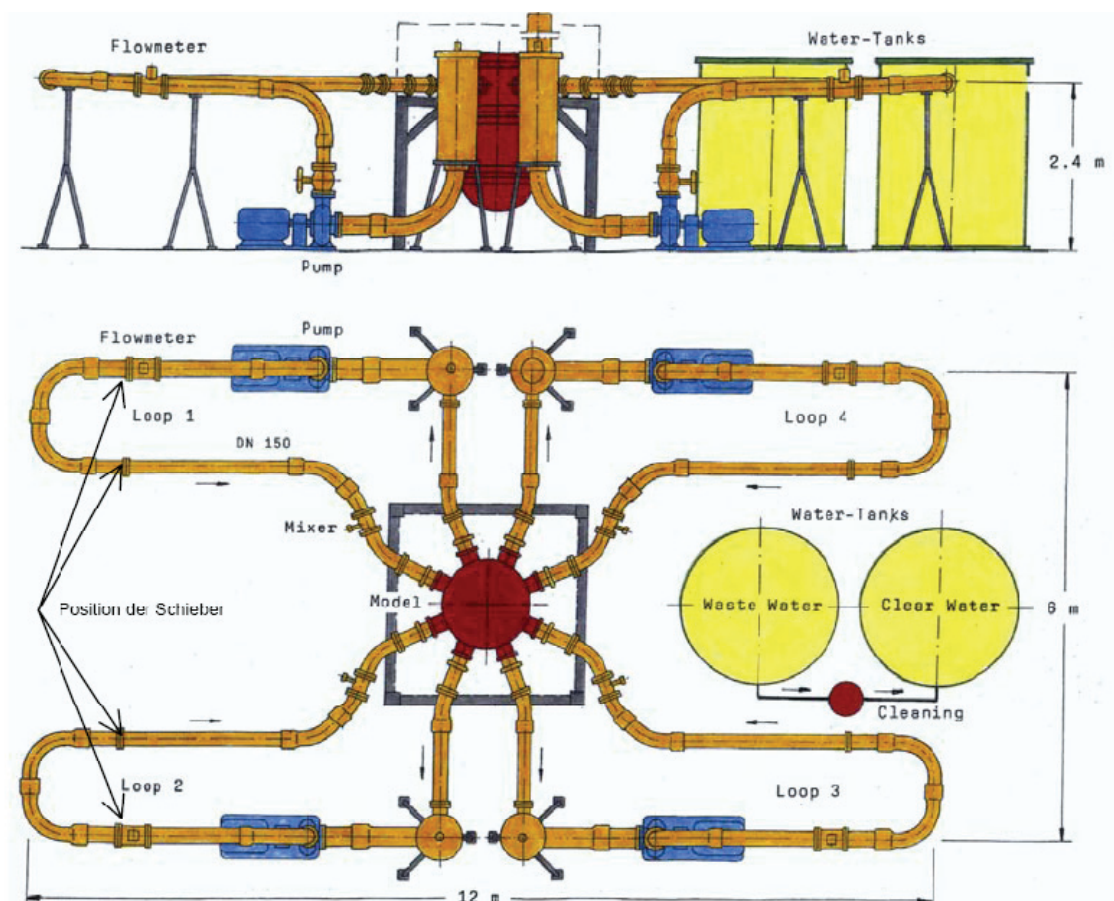


Bild 3.1-9: Schemazeichnung der ROCOM-Versuchsanlage

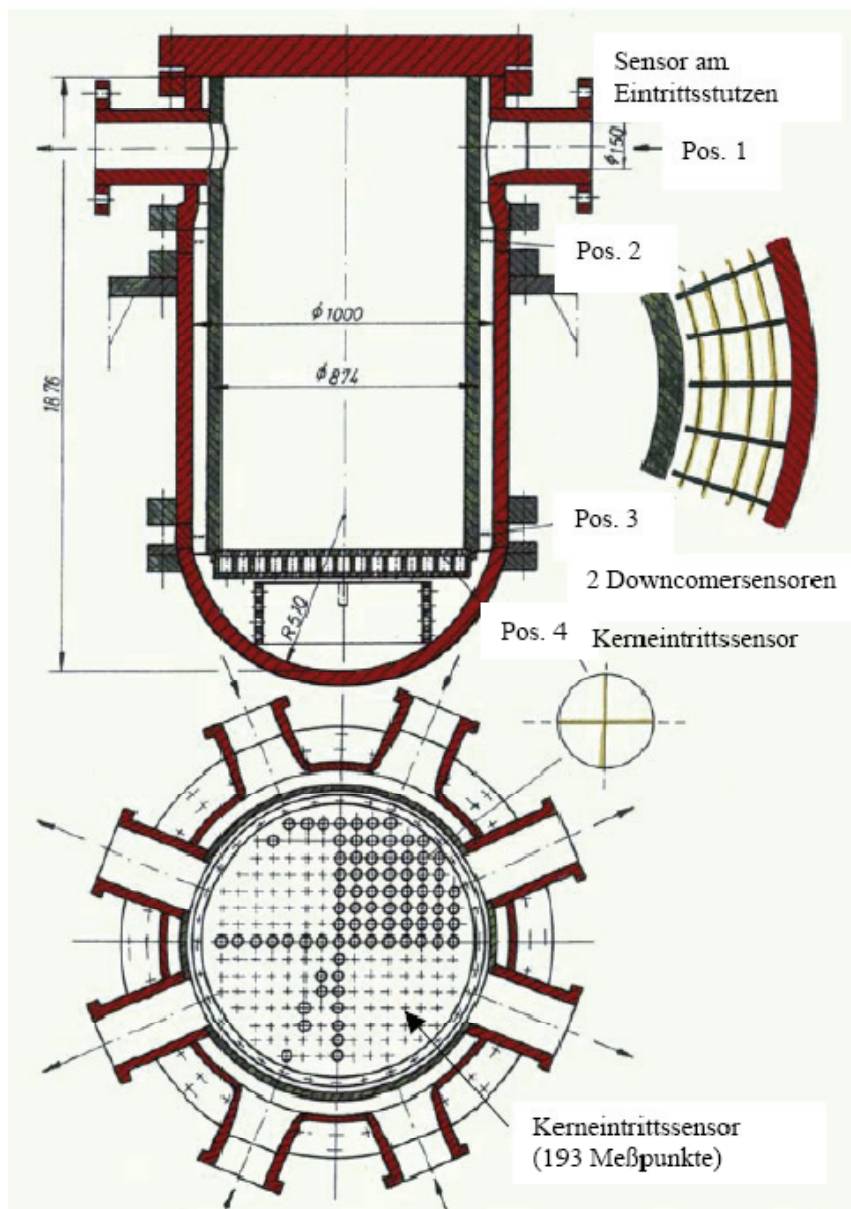


Bild 3.1-10: Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren

3.2 Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen mit Kernschäden

3.2.1 PHÉBUS

PHÉBUS ist eine Integral-Versuchsanlage des Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucleaire (IRSN) des Commissariat à l'Energie Atomique (CEA) in Cadarache (Frankreich) zur Untersuchung des Verhaltens von DWR-Brennelementen. Im internationalen Fission Product (FP) Programm wird das Untersuchungsspektrum auf die späteren Phasen schwerer Unfälle ausgedehnt /CLE 03/. Das Brennelementbündel wird nuklear beheizt (in-pile). Die Brennelementkomponenten entsprechen - abgesehen von der Bündellänge - in Abmessungen und Materialien denen kommerzieller DWR-Anlagen.

Das Versuchsziel des PHÉBUS FP Projektes ist, die Datenbasis und die Modellentwicklung für die Berechnung der Kernzerstörung, der Freisetzungsrates und für die physikalisch chemische Form der radioaktiven Stoffe, die bei einem schweren Reaktorunfall in die Umgebung freigesetzt werden könnten, zu verbessern. Deshalb wurden in einer integralen Versuchsanlage im Maßstab 1:5000 sowohl ein Reaktorkern mit hohem Spaltproduktinventar, als auch der Primärkreislauf und der Sicherheitsbehälter simuliert, mit der Möglichkeit, repräsentative thermohydraulische Bedingungen für das Gesamtsystem darzustellen und zusammenhängende, sich gegenseitig beeinflussende Phänomene zu erkennen, wie sie in Einzeleffektversuchen nicht darstellbar sind.

Im Gegensatz zur ursprünglichen Absicht, bestimmte Unfallsequenzen im kleinen Maßstab zu simulieren, ist die revidierte Versuchsmatrix phänomenorientiert. Dabei stehen solche Phänomene und Prozesse im Vordergrund, die sich wesentlich auf den Quellterm auswirken und die nicht in "out-of-pile" Versuchsanlagen simuliert werden können. Die Versuchsergebnisse sollen in erster Linie der Validierung von Rechenprogrammen für die Spätphasen der Kernzerstörung dienen.

Abbildung 3.2-1 zeigt eine schematische Darstellung der Versuchsanlage mit der Neutronenquelle (Treiber-Core), der Versuchskapsel mit Testbündel, den Kühlkreislaufkomponenten mit Dampferzeugerheizrohr und der 10 m³ großen Nachbildung des Sicherheitsbehälters. Das 1 m lange Testbündel mit 20 Brennstäben und einem Steuerstab wird von einem wassergekühlten Druckrohr umschlossen. Die Versuchskapsel besteht aus folgenden Komponenten (Abb. 3.2-2):

1. Testbündel
2. Ag-In-Cd Steuerstab mit Zirkaloy-Führungsrohr
3. Wärmedämmung aus porösem ThO₂
4. Wärmedämmung aus porösem ZrO₂
5. Aufgeschmolzene, dichte ZrO₂ Schicht
6. Inneres Druckrohr (Inconel)
7. Innerer Kühlmittelringsspalt
8. Schutzrohr (Zirkaloy)

Als Kreislaufkomponenten sind ein Plenum, eine heiße Leitung, ein Dampferzeugerheizrohr (halbe Länge) und eine kalte Leitung eingebaut. Der 10 m³ - Tank ist über eine Filterstrecke mit dem von der Umgebung hermetisch abgeschlossenen Atmosphären-tank verbunden, um eine Druckentlastung während oder nach dem Versuch durchführen zu können. Dieser an der Außenseite beheizte Tank enthält u. a. drei temperatur-geregelte Zylinder (Kondensatoren), zur Simulation der Wärmekapazität der Einbauten und einen wassergefüllten Sumpf.

Die Versuchsdatenerfassung wurde gegenüber dem früheren PHÉBUS-SFD-Programm entsprechend dem Simulationsumfang erweitert. Mit Ultraschall-Thermometern können Temperaturen bis 3000 K im Bündelbereich gemessen werden.

Wie die Kreislaufkomponenten ist auch der Tank mit zahlreichen Messeinrichtungen zur Bestimmung der thermohydraulischen Daten sowie des Spaltprodukttransports ausgerüstet. Die Spaltprodukt-Instrumentierung umfasst zwei Gruppen: Messgeräte und Probensammler. Zur ersten Gruppe gehören Gamma-Spektrometer und optische Geräte zur Bestimmung der Aerosoldichte, zur zweiten Impaktoren, Filter, Probennahmekapseln, Ablagerungsbleche für abgeschiedene Aerosole und selektive Jodfilter. Im PHÉBUS-Reaktorgebäude wurde zudem eine Messstation aufgebaut, in der die Versuchskapsel vor und nach dem Experiment durch Röntgenaufnahmen und Gamma-Scans untersucht wird.

Bei den in Tab. 3.2-1 angegebenen FP-Versuchen wurden bis auf den Versuch FPT0 Brennstäbe verwendet, die im BR3-Reaktor (Mol, Belgien) zur Erzeugung eines reaktortypischen Abbrands (30 GWd/t_{Uran}) mit langlebigen Spaltprodukten vorbestrahlt worden waren. Beim ersten Versuch FPT0 wurden unbestrahlte Brennstäbe (frischer Kern) eingesetzt.

Die PHÉBUS-Versuche bestehen jeweils aus einer Bestrahlungsphase, der Hochtemperaturphase und der Chemiephase.

Bei Versuchsbeginn werden die Brennstäbe zunächst durch den Treiberkern der PHÉBUS-Anlage sechs bis neun Tage lang bestrahlt, um kurzlebige Spaltprodukte zu erzeugen. Dabei strömt das Kühlwasser des Hochdruck-Kreislaufs durch das geöffnete Bodenventil auch durch das Bündel. Die Vorbestrahlung in situ kann auf diese Weise unter reaktorphysikalischen Normalbetriebsbedingungen stattfinden. Am Ende dieser Phase wird der PHÉBUS-Reaktor abgeschaltet, das Bodenventil geschlossen, Bestrahlungsvorrichtung und horizontale Leitung werden getrocknet. Entsprechende Ventile unterbrechen die Verbindung zum Hochdruck-Kreislauf und öffnen diejenigen zum Versuchsgebäude.

Danach wird der Reaktor wieder hochgefahren. Die im Testbrennstabbündel durch Spaltung erzeugte Wärme führt zu Überhitzung und zur Bündelzerstörung bis hin zu örtlichem Schmelzen und Spaltproduktaustritt. Eingespeister Wasserdampf spült Spaltprodukte und andere Aerosole durch die Versuchskreislaufkomponenten in den Tank. Diese Hochtemperaturtransiente dauert etwa 200 Minuten. Daran schließt sich, nach Abschalten des Reaktors und Schließen der Verbindungsventile, die mehrtägige Chemiephase an; die Aerosole setzen sich ab, werden in den Sumpf gespült und erzeugen dort die Bedingungen für radiolytische Verflüchtigung von Jodverbindungen. Diese Vorgänge werden, wie die der Hochtemperaturphase, mit Instrumenten und Probensammlern verfolgt.

Die Chemiephase wird durch Trocknen und Druckentlastung aller Systeme abgeschlossen. Danach werden die Probensammler zur Nachuntersuchung gebracht und die verbleibenden Kreislaufteile der Abfallbeseitigung zugeführt. Die Bestrahlungsvorrichtung mit dem beschädigten Testbündel wird ebenfalls zur Nachuntersuchung transportiert. Der Tank verbleibt, während die Versuchskapsel- und Kreislaufkomponenten erneuert werden.

Der experimentelle Teil des Versuchsprogramms ist inzwischen abgeschlossen. Im Rahmen des PHÉBUS FP Projekts werden die Dokumentation, Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse durch internationale Arbeitsgruppen fortgeführt.

Tabelle 3.2-1 PHÉBUS FP - Versuchsmatrix

Test	Zentralstab	Brennstäbe	Abbrand GWd/t _{uran}	Vorbestrahlung (d)	Fluid	Max. Temperatur (K)	H ₂ Erzeugung (g)	Schmelzmenge (kg)	Kommentar	Datum
FPT0	AIC	20	Frisch	9	H2O	> 3100	115	2,7	Versuch mit frischem Brennstoff unter oxidierenden Bedingungen u. Bildung keramischer Schmelze	9.12.93
FPT1	AIC	20	23	6	H2O	> 2700	96	2,0	Wie Versuch FPT0 aber mit abgebranntem Brennstoff und etwas geringeren Temperaturen	26.7.96
FPT2	AIC	20	32	9	H2O / Borsäure 1000 ppm	> 3100	105	3,4	Versuch mit abgebranntem Brennstoff mit geringem Oxidationspotential während der Spaltproduktfreisetzung	12.10.00
FPT3	B ₄ C	20	24	9	H2O	> 2700	(140)	(1,7)	Versuch ähnlich wie FPT2 jedoch mit Borkarbid-Steuerstab statt AIC-Steuerstab	18.11.04
FPT4	--	Debris	33	0	H2O / H2	> 3100	-	2,9	Versuch zur Freisetzung von schwachflüchtigen Spaltprodukten aus Partikelbett und Schmelzese	22.7.99

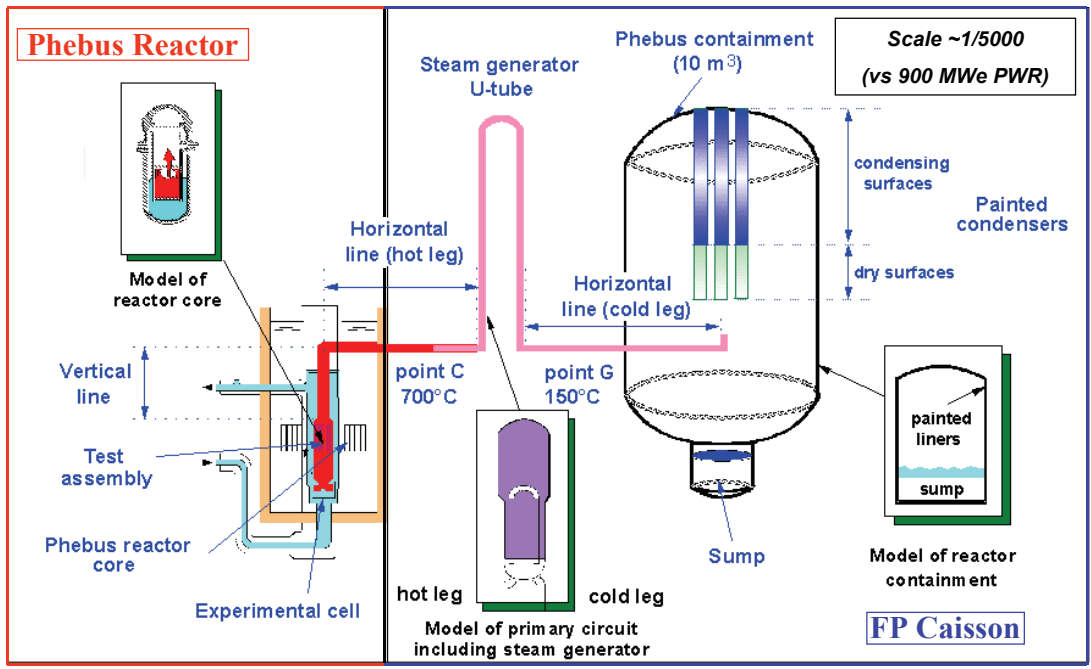


Bild 3.2-1: PHEBUS FP: Schema der Versuchsanlage

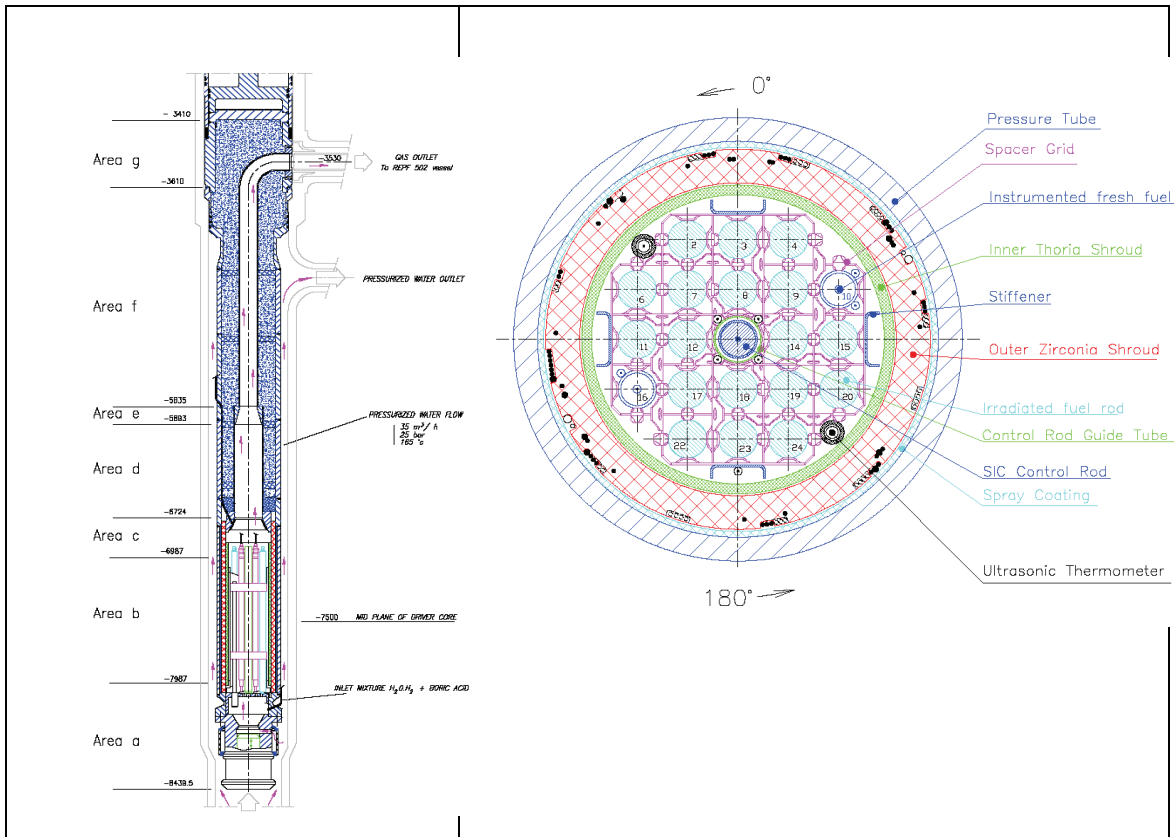


Bild 3.2-2: PHEBUS FP: Längst- und Querschnitt des Brennstabbandels

3.2.2 CORA

In der Integral-Versuchsanlage CORA des Forschungszentrums Karlsruhe (FZK, vormals KfK) /HAG 94/ wurden Untersuchungen zum Verhalten von Brennelementen von Leichtwasserreaktoren (LWR) unter auslegungsüberschreitenden Unfallbedingungen im Rahmen internationaler Forschungsprogramme durchgeführt. Versuchsziel war die Untersuchung der Bündelaufheizung, der Hüllrohroxidation und der Wasserstofferzeugung, der Materialwechselwirkungen zwischen Brennstoff, Hüllrohr, Abstandshaltern und Neutronenabsorber, sowie der Schmelzbildung, Materialverlagerung und Wiederflutung eines hoch aufgeheizten Brennstabbündels.

Eine vereinfachte Darstellung der CORA-Versuchsanlage zeigt Bild 3.2-3. Der im Dampferzeuger produzierte Dampf wird über den Überhitzer zum unteren Ende des Bündels geleitet. Der in dem Bündel nicht verbrauchte Dampf wird zusammen mit Argon als Trägergas zur Bestimmung der H_2 -Konzentration des durch die Oxidation erzeugten Wasserstoffs über Kondensatoren, Mischungs- und Verdünnungskammer abgeführt. Die H_2 -Erzeugung wurde an zwei verschiedenen Stellen - oberhalb der Teststrecke (on-line) und in der Mischkammer - gemessen.

Die Nachzerfallsleistung des Bündels wurde durch elektrische Beheizung simuliert (out-of-pile Experimente). Die beheizten Brennstäbe enthielten ringförmige Brennstofftablets (pellets) aus angereichertem Uranoxid mit einem zentralen Heizleiter aus Wolfram von einem Meter Länge. Der Heizleiter war oben und unten mit Molybdän- und Kupferelektroden verbunden, die über flexible Kupferkabel an der Stromversorgung angeschlossen waren. Die unbeheizten Brennstäbe waren mit UO_2 -Pellets gefüllt. Die Hüllrohre waren aus üblichem Material (Zirkaloy-4 bzw. Zr1%Nb) gefertigt. Das Bündel war an der oberen, wassergekühlten Bündelplatte fixiert.

An drei Positionen waren Abstandshalter angebracht. Bei den DWR-Bündeln waren oberer und unterer Abstandshalter aus Zirkaloy-4, der mittlere aus Inconel; bei den SWR-Bündeln waren alle aus Zirkaloy und bei den WWER-Bündeln alle aus austenitischem Stahl.

Als Neutronenabsorber wurden Steuerelemente aus Silber, Indium und Cadmium (Ag,In,Cd) oder aus Borcarbid (B_4C) mit Hüllrohren aus austenitischem Stahl verwen-

det. Außerdem wurden Steuerstab-Führungsrohre aus Zry-4 bzw. austenitischem Stahl sowie Brennelementumfassungen aus Zry-4 oder Zirkonium mit 1 % Niob eingesetzt.

Unterhalb des Bündels befand sich ein mit Wasser gefüllter Quenchzylinder (quenching tube, Bild 3.2-3), der kontrolliert hochgefahren wurde, z. B. beim Quench Experiment CORA-17. Bei CORA-33 (dry core experiment) diente er zugleich als einzige Dampfquelle. Das gesamte Wasservolumen des Behälters betrug ~70 l /HAG 94/.

Das Testbündel ist von einem Dampfführungsrohr aus Zry-4 (1,2 mm) mit einer Wärmedämmschicht aus ZrO_2 -Fasermaterial (19 mm) umgeben (shroud, Bild 3.2-4). Auf der Innenseite des Shrouds kann eine Zirkon / Dampf Reaktion erfolgen, wodurch infolge dieser exothermen Reaktion ein merklicher Beitrag zur Bündelaufheizung und zur H_2 -Erzeugung stattfindet. Zur Abschirmung der Strahlungswärme dient ein Hochtemperaturschild, dessen innerer Teil aus ZrO_2 (38 mm) und dessen äußerer Teil aus Al_2O_3 (76 mm) bestehen, die durch einen kleinen Spalt (23 mm) voneinander getrennt sind.

Die unterschiedlichen Bündelkonfigurationen der CORA Experimente - DWR, SWR und WWER - sind in Bild 3.2-5 dargestellt. Die Standard-SWR-Bündel wurden von 12 beheizten und 6 unbeheizten Brennstäben gebildet, die symmetrisch um ein Steuerelement bestehend aus 11 B_4C -Absorberstäben mit zugehörigem Führungsrohr aus Edelstahl innerhalb des Absorberblattes (ebenfalls Edelstahl) angeordnet sind. Dieses Steuerelement ist von den Brennstäben durch zwei Wände des Brennelementkastens (channel box wall, CBW) aus Zry (1,2 mm) getrennt. Auf diese Weise repräsentiert diese Anordnung einen Teil eines SWR Absorberelements (Bild 3.2-6).

Zur visuellen Beobachtung der Schmelzbildung und Materialverlagerung mit Videokameras waren an acht Positionen Durchdringungen in der Bündelumfassung und im Hochtemperaturschild vorgesehen. Sofern die Durchdringungen in der Bündelumfassung nicht durch Scheiben geschlossen waren ergaben sich dadurch Sekundärströmungen über den Ringraum zwischen Bündelumfassung und Hochtemperaturschild, die jedoch nicht quantitativ erfasst wurden.

Bei jedem Experiment wurden Brennstab-, Hüllrohr- und Fluidtemperaturen im Bündel, der Innendruck von Brenn- und Regelstäben, Temperaturen der Bündelumfassung und des Hochtemperaturschildes sowie die Gaszusammensetzung am Bündelaustritt und in der Mischungskammer gemessen. Durch Nachuntersuchungen wurden der Bündel-

zustand, die Materialverlagerungen sowie stichprobenartig die Materialzusammensetzung und die metallurgischen Zustände bestimmt.

Ein Versuch bestand aus bis zu vier verschiedenen Phasen:

- der Voroxidation des Bündels (bei ausgewählten Versuchen),
- der Bündelaufheizung,
- der Quenchphase (bei ausgewählten Versuchen),
- der Nachkühlphase.

CORA-Versuche wurden in der Zeit von 1987 bis 1993 durchgeführt. In der Tabelle 3.2-2 sind die wesentlichen Versuchsbedingungen der insgesamt 19 Bündelexperimente zusammenfassend dargestellt. Zwei CORA Versuche (13, W2) wurden im Rahmen von „Internationalen Standard Problemen“ (ISP-31, ISP-36) nachgerechnet.

Tabelle 3.2-2 CORA - Versuchsmatrix

Test	Max. Hüllrohrtemperatur	Absorber Material	Testbedingungen	Testdatum
2	≈ 2000 °C		Referenzfall, mittlere Temperatur	06.08.1987
3	≈ 2400 °C		Referenzfall, hohe Temperatur	03.12.1987
5	≈ 2000 °C	Ag,In,Cd	1Steuerstab Fenster in Bündelumfassung	26.02.1988
12	≈ 2000 °C	Ag,in,Cd	DWR mit Quenchen	09.06.1988
16	≈ 2000 °C	B ₄ C	SWR Bündel	24.11.1988
15	≈ 2000 °C	Ag,In,Cd	hoher Brennstabinnendruck	02.03.1989
17	= 2000 °C	B ₄ C	SWR mit Quenchen	29.06.1989
9	= 2000 °C	Ag,In,Cd	hoher Systemdruck	09.11.1989
7	< 2000 °C	Ag,In,Cd	großes DWR Bündel	22.02.1990
18	< 2000 °C	B ₄ C	großes SWR Bündel	21.06.1990
13	≈ 2000 °C	Ag,In,Cd	Quenchen bei höherer Temperatur, ISP 31	15.11.1990
29	≈ 2000 °C	Ag,In,Cd	DWR mit Voroxidation	11.04.1991
31	≈ 2000 °C	B ₄ C	SWR, niedrige Aufheizrate	25.07.1991
30	≈ 2000 °C	Ag,In,Cd	DWR, niedrige Aufheizrate	30.10.1991
28	2000 °C	B ₄ C	SWR mit Voroxidation	25.02.1992
10	2000 °C	Ag,In,Cd	kalter unterer Bündelabschnitt, geringere Dampfströmung	16.07.1992
33	2000 °C	B ₄ C	Niedrige Aufheizrate, stark reduzierte Dampfströmung	01.10.1992
W1	≈ 2000 °C		WWER Referenzfall Fenster in Bündelumfassung	18.02.1993
W2	≈ 2000 °C	B ₄ C	WWER mit Absorber, ISP 36 Fenster in Bündelumfassung	21.04.1993

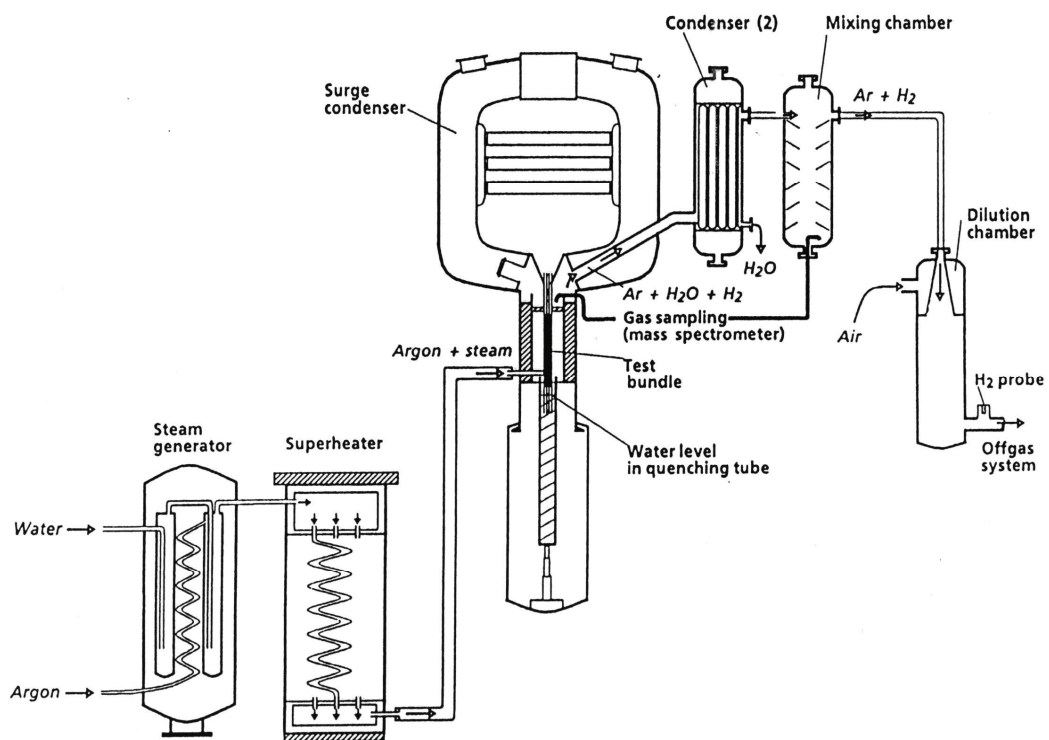


Bild 3.2-3: CORA: Vereinfachtes Diagramm der Testanlage /HAG 94/

Bild 3.2-4: CORA-SWR: Querschnitt des Testbereichs der Anlage /HAG 94/

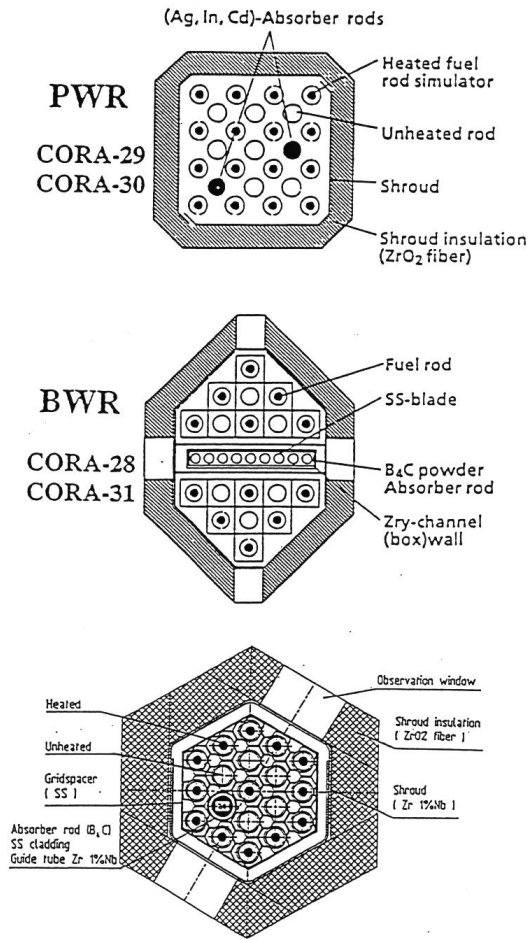


Bild 3.2-5

Bild 3.2-5: CORA: Querschnitte der DWR-, SWR- und WWER-Testbündel

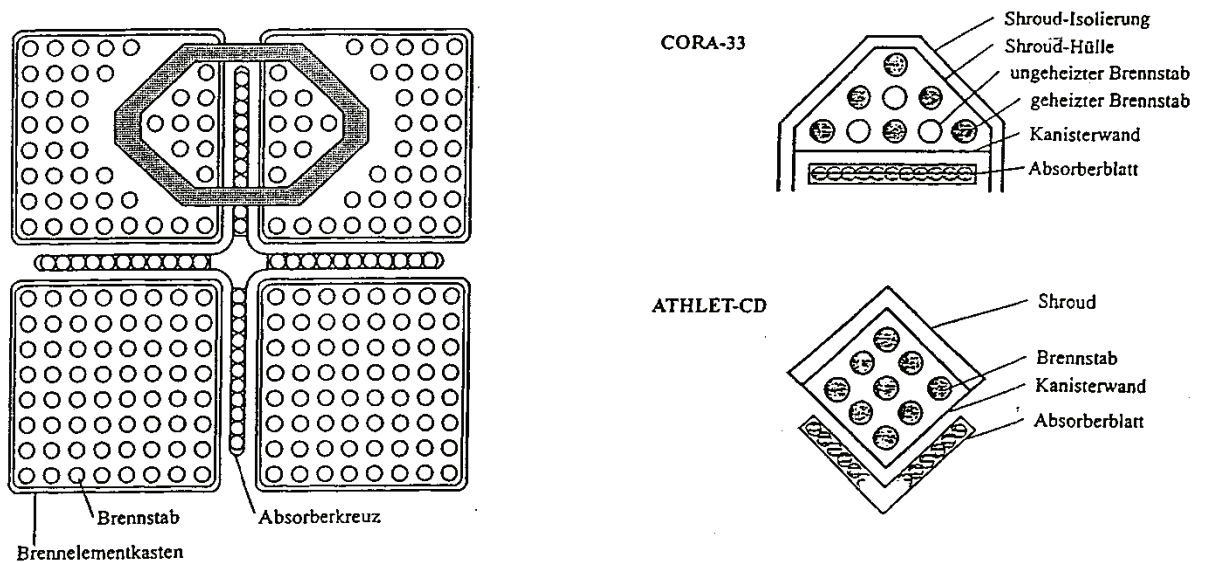


Bild 3.2-6: CORA-SWR: Abbildung des Testbündels in ATHLET-CD

3.2.3 QUENCH

Die QUENCH-Versuche werden seit 1997 durchgeführt. Die QUENCH-Versuchsanlage des Forschungszentrums Karlsruhe (FZK) diente ursprünglich der Ermittlung des Wasserstoffquellterms, der bei der Einspeisung von Kühlmittel in einen trockenen Reaktorkern eines Leichtwasserreaktors entsteht. Im Rahmen der Fortschreibung des Versuchsprogramms wurde die Zielsetzung auf das Verhalten von Absorbermaterialien und den Einfluss von Luft-Dampf-Gemischen erweitert.

Der Prinzipplan der Versuchsanlage ist in Abb. 3.2-7 dargestellt. Abb. 3.2-8 zeigt schematisch den Hauptteil der Versuchsanlage, der für die Nachrechnungen von Bedeutung ist. Der überhitzte Dampf wird zusammen mit Argon, das als Trägergas dient, unten in das Testbündel eingespeist. Am oberen Ende werden der bei der Zirkonoxidation nicht verbrauchte Dampf, der bei der Oxidation erzeugte Wasserstoff und Argon über eine mit Wasser gekühlte Leitung abgeführt. Während der Flutphase kann Kühlwasser über eine separate Leitung in den unteren oder oberen Bereich des Testbündels eingeleitet werden. Wird der Flutvorgang vereinfacht durch einen relativ kühlen Dampfmassenstrom mit hoher Geschwindigkeit simuliert, wird der Dampf über dieselbe Leitung wie während der Aufheizphase eingespeist.

Das Testbündel besteht aus 21 Brennstabsimulatoren, von denen 20 über eine Länge von ca. 1,0 m elektrisch beheizt werden. Die Hüllrohre der Brennstabsimulatoren entsprechen den Hüllrohren von Leichtwasserreaktoren. Die beheizten Stäbe bestehen aus einem Wolfram-Heizstab und Ring-Pellets aus ZrO_2 . Das Füllgas dieser Stäbe besteht aus einem Ar-5%Kr Gemisch. Mit einem Massenspektrometer kann so das Versagen der Hüllrohre festgestellt werden (Kr-Anteil im ausströmenden Massenstrom). An den beiden Enden ist der Heizstab mit Molybdän- bzw. Kupferelektroden versehen, über die Kontakte nach außen zu der elektrischen Versorgungseinheit geführt werden. Außerhalb der Versuchsstrecke ist der untere und obere Elektrodenbereich mit Wasser gekühlt. Die Brennstabsimulatoren werden von fünf Abstandshaltern, von denen der untere aus Inconel, die anderen aus Zircaloy gefertigt sind, an ihren Positionen gehalten.

Abb. 3.2-9 zeigt die Anordnung des Testbündels. Der unbeheizte Stab, ein Brennstabsimulator mit ZrO_2 -Pellets oder ein Steuerstab, befindet sich im Zentrum des Versuchsbündels. Um ihn herum sind 20 beheizte Stäbe in zwei Gruppen mit je 8 (innerer

Ring) bzw. 12 (äußerer Ring) Stäben angeordnet, wobei jeder Gruppe die gleiche Heizleistung pro Stab zugeordnet ist. An vier Eckpositionen sind zusätzlich Stäbe aus Zircaloy angebracht, von denen einer zum Ende der Voroxidationsphase zur Messung der Oxidschichtdicke ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Bündel herausgezogen werden kann. Zusätzlich wird durch diese Anordnung eine starke Ungleichförmigkeit der Strömung vermieden und ein relativ gleichförmiges radiales Temperaturprofil erzielt.

Das Testbündel ist von einem Kühlmittelführungsrohr (Shroud) aus Zircaloy mit einer dicken ZrO_2 -Isolierung umgeben. Diese Isolierschicht wiederum wird von einem Kühlrohr umschlossen, durch das Argon als Kühlmittel im Gegenstrom hindurch geleitet wird. Oberhalb des beheizten Bereichs endet diese Isolierung. In dieser oberen Region wird Wasser als Kühlmittel durch das oberhalb der ZrO_2 -Isolierung geteilte Kühlrohr im Gegenstrom geleitet. Nach dem Zusammenbau wird Argon durch die Isolierung und damit auch in den Raum oberhalb der Isolierung zwischen Shroud und Kühlrohr geblasen, um etwa vorhandene Feuchtigkeit zu entfernen. Vor Versuchsbeginn wird die Zufuhr von Argon abgeschaltet, der freie Raum und die Poren des Isoliermaterials sind dann mit Ar gefüllt.

Die Brennstabsimulatoren und die Bündelumfassung (Shroud + Isolierschicht) sind mit einer Vielzahl von Thermoelementen versehen. Sie sind auf 17 axialen Ebenen von -0,25 m bis 1,35 m in Abständen von 0,10 m angebracht. Eine genauere Darstellung der Instrumentierung ist aus /HER 07/ zu entnehmen.

Die QUENCH-Versuche können im Allgemeinen in mehrere Phasen aufgeteilt werden (Abb. 3.2-10):

- eine Vorwärmphase und eine Phase mit Einspeisung von Helium, um die Verzögerungszeit bis zur Messstelle zu bestimmen,
- eine zweite Vorwärmphase,
- eine Voroxidationsphase,
- eine transiente Phase
- eine Quench-Phase

Vor der Quench-Phase werden Argon und Dampf von unten in das Testbündel eingespeist. Die Voroxidationsphase dient dazu, eine Oxidschicht vor der eigentlichen Quench-Phase zu erzeugen. Während dieser Phase wird üblicherweise einer der Eckstäbe ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Testbündel gezogen, um die bis zu diesem Zeitpunkt bereits erzeugte Oxidschichtdicke feststellen zu können.

nen. Die Quench-Phase wird eingeleitet, indem die Argon/Dampf-Zufuhr von unten in das Bündel abgeschaltet und stattdessen Quench-Wasser bzw. Quench-Dampf in das untere Bündel-Plenum eingeleitet wird. Zugleich erfolgt die Einspeisung von Argon in den oberen Bereich des Bündels. Danach wird die Leistung im Bündel abgesenkt und die Teststrecke von unten her geflutet.

In Tab. 3.2-3 sind die wesentlichen Versuchsbedingungen für die bisher durchgeführten Bündelexperimente zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 3.2-3 QUENCH - Versuchsmatrix

Test #	Zentral stab	Quench medium	Flutrate (cm/s)	Massenstrom (g/s)	Aufheizrate (K/s)	Maximale Hüllrohrtemperatur bei Flutbeginn (K)	Maximale Oxidschichtdicke (µm)	H ₂ Erzeugung vor / nach Quenchen (g)	Kommentar	Datum
00	Unbeh.	Wasser	2,8	84	1,0	800	500		Vorversuch	16.10.97
01	Unbeh.	Wasser	1,7	52	0,48	1830	500	36 / 3	mit Voroxidation	26.02.98
02	Unbeh.	Wasser	1,6	47	0,37 / 1,1	2400	> 1000	20 / 140	keine Voroxidation	07.07.98
03	Unbeh.	Wasser	1,3	40	0,4 / 1,6	2350	> 1000	18 / 120	keine Vorox., verzög. Quenchen	20.01.99
04	Unbeh.	Dampf		50	0,35 / 1,0	2160	170	10 / 2	geringe Voroxidation	30.06.99
05	Unbeh.	Dampf		48	0,32	2020	400	25 / 2	größere Voroxidation	29.03.00
06	Unbeh.	Wasser	1,4	42	0,32	2060	660	32 / 4	OECD-Standard-Problem ISP 45	13.12.00
07	B ₄ C	Dampf		15	0,35	2100	> 1000	62 / 115	B ₄ C Steuerstab	25.07.01
08	Unbeh.	Dampf		15	0,35	2090	> 1000	46 / 38	ohne B ₄ C, Vergleich zu 07	24.07.03
09	B ₄ C	Dampf		49	0,37	2100	> 1000	60 / 400	B ₄ C Steuerstab, Dampfmenge	03.07.02
10	Unbeh.	Wasser	1,6	50	langsam	2200	> 1000	48 / 5	Lufteinbruch mit 1g/s	21.07.04
11	Unbeh.	Wasser	3,0	18	-	2040	> 1000	9 / 132	Ausdampfversuch mit Quenchen	08.12.05
12	Unbeh.	Wasser	1,4	48	0,5	2100	> 1000	34 / 24	WVER-Hüllrohr (Zr 1% Nb)	27.09.06
13	AIC	Wasser		52		1820	750	42 / 1	Ag-In-Cd Steuerstab	07.11.07
14	Unbeh.	Wasser		41		2100	900	35 / 5	Hüllrohr aus M5®	02.07.08
15	Unbeh.	Wasser		41		2100		40 / 8	Hüllrohr aus ZIRLO™	27.05.09

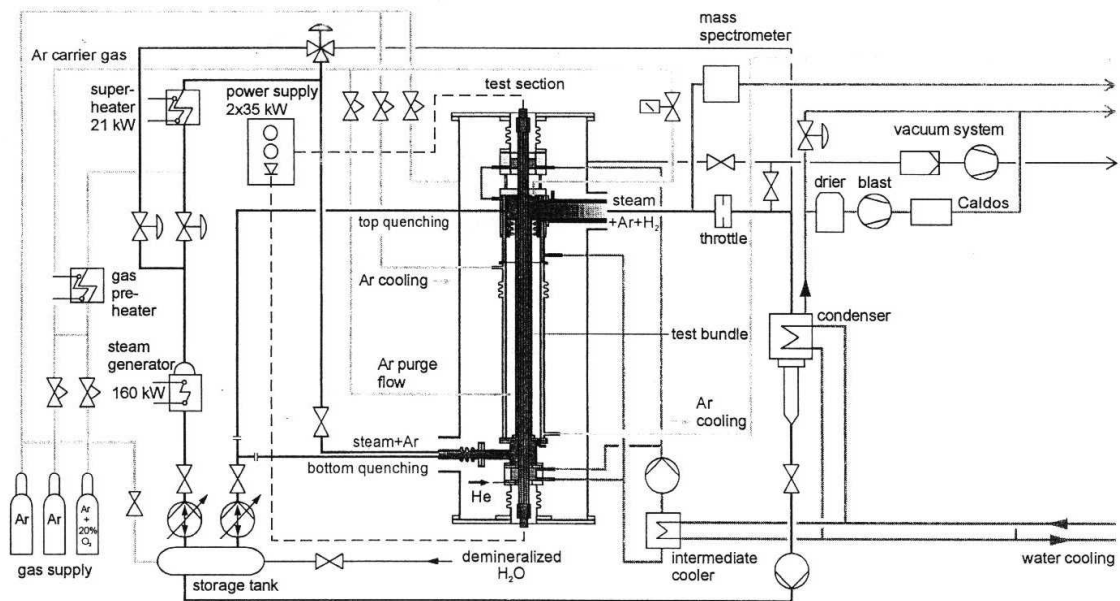


Bild 3.2-7: QUENCH: Versuchsanlage - Prinzipplan

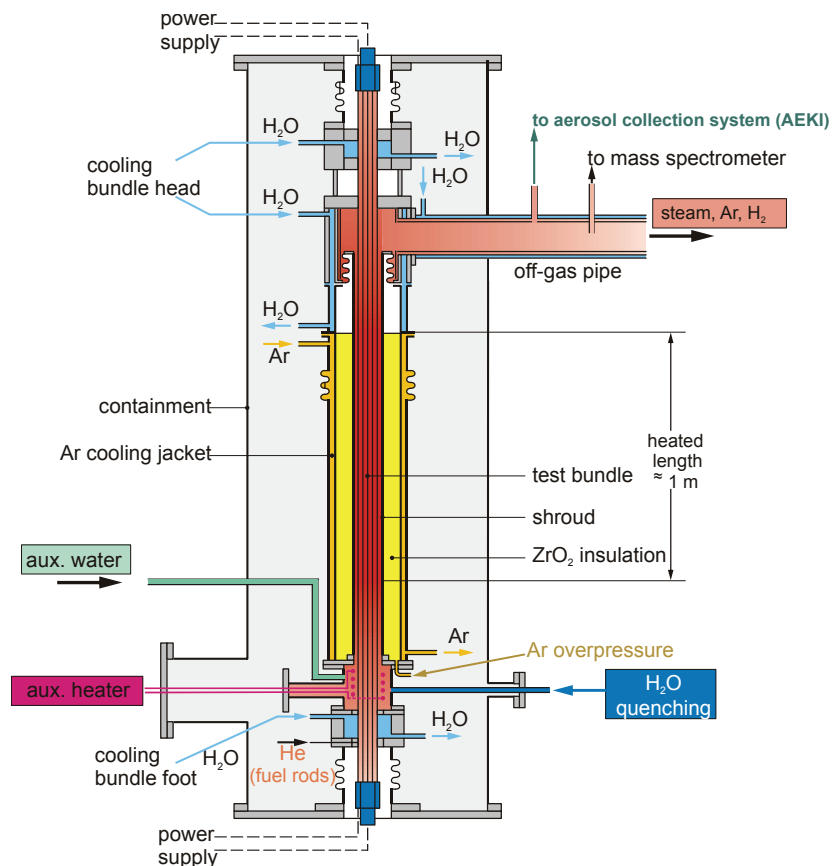


Bild 3.2-8: QUENCH-Teststrecke mit zusätzlichen Heiz- und Wassersystemen für den Versuch QUENCH-11 /HER 07/



21 Fuel Rod Simulator Bundle

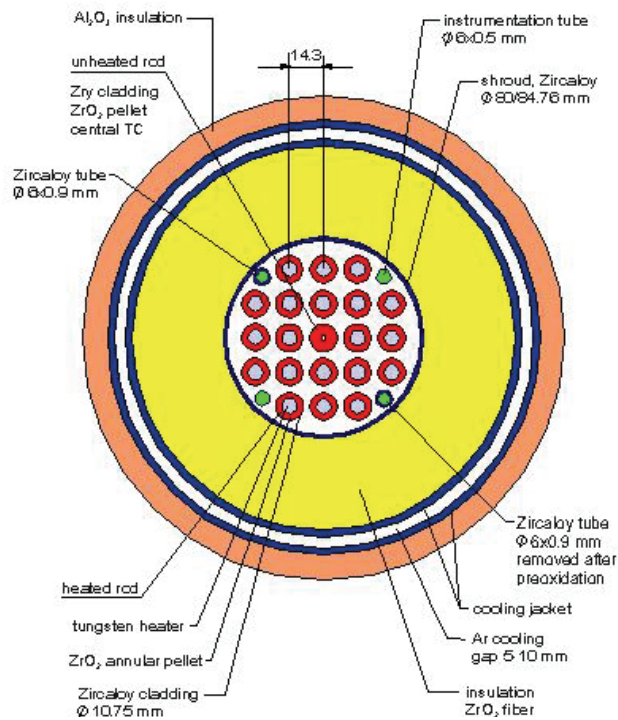


Bild 3.2-9: QUENCH: Querschnitt des Testbündels

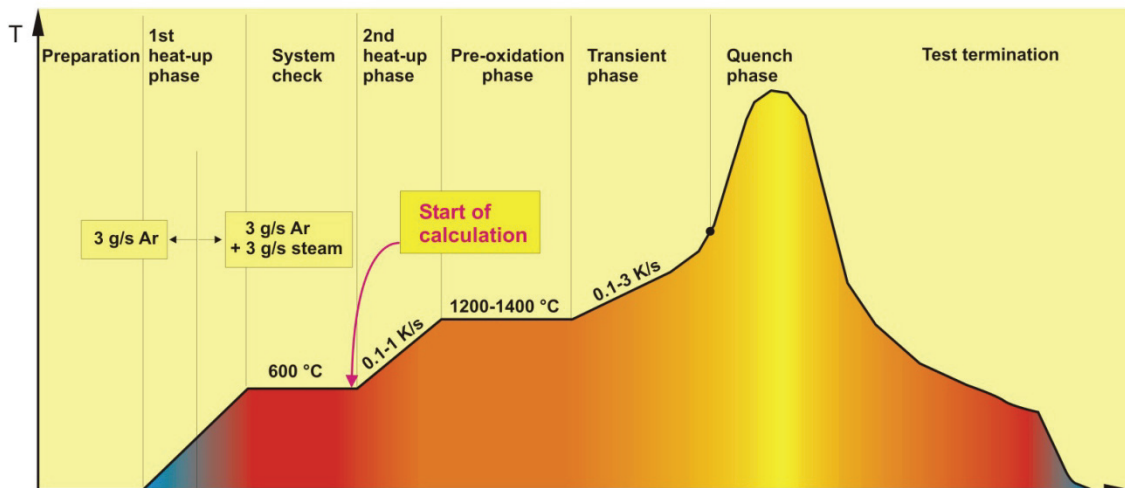


Bild 3.2-10: QUENCH: Beispiel eines Versuchsablaufs

3.2.4 PARAMETER

Der PARAMETER Versuchsstand der FSUE NPO LUCH in Russland dient zu Untersuchungen von WWER-Brennelementbündeln unter auslegungsgemäßen und auslegungsüberschreitenden Bedingungen bis hin zu schweren Störfällen. Eine Beschreibung der Anlage ist in /NAL 07/ enthalten.

Die Abbildungen 3.2-11 und 3.2-12 geben eine allgemeine Übersicht über die Anlage mit dem Brennelementbündel. Dampf und Argon werden getrennt voneinander von unten in den Testbereich eingespeist. Zusammen mit dem bei der Zr-Dampf-Reaktion erzeugten Wasserstoff verlässt das Gasgemisch die Teststrecke über die Auslassöffnung oberhalb der Bündelisolierung. Der Strömungsweg im oberen Bereich mit der Richtungsumkehr um den zylindrischen Teil ist in Abb. 3.2-13 detailliert dargestellt. Das Quench-Wasser wird von oben innerhalb eines Führungsrohrs in das Testbündel geleitet. Damit wird in diesem Bereich das nach oben abströmende heiße Gas (Dampf, Ar, H₂) von dem herabfließenden kalten Quench-Wasser getrennt, da hier kein radialer Austausch erfolgen kann.

Abb. 3.2-14 zeigt einen Querschnitt des Testbereichs. Das 19-Stab-Bündel besteht aus 18 beheizten und einem zentralen unbeheizten Stab in einer WWER-typischen hexagonalen Anordnung der Stäbe zueinander. Die auf einer Länge von 1275 mm beheizten Brennstabssimulatoren bestehen im Wesentlichen aus ringförmigen UO₂-Pellets mit einem zentralen Tantal-Stab für die elektrische Beheizung, umgeben von einem Zirkaloy-Hüllrohr mit 1 % Niob-Anteil (Zr-1%Nb). Der nur aus dem Hüllrohr bestehende zentrale unbeheizte Stab wurde für die Instrumentierung benutzt. Sechs Abstandshalter, ebenfalls aus Zr-1%Nb, sind gleichmäßig über die beheizte Länge verteilt und fixieren die Stäbe. Die Bündelumfassung („Shroud“) besteht aus einem 2 mm dicken kreisförmigen Gehäuse aus Zr1%Nb mit einem äußeren Durchmesser von 70 mm. Er ist umgeben von einer 23 mm dicken Isolierung aus ZrO₂-Faser. Die äußere Hülle des Testbündels wird von einem Kühlmantel (Cooling-Jacket) gebildet, dessen Wände innen und außen aus Stahl bestehen und der während des Versuchs von Kühlwasser durchströmt wird.

Abb. 3.2-15 zeigt den generellen Aufbau der beheizten und unbeheizten Stäbe. Die Konstruktion ist ähnlich der bei den QUENCH Versuchen verwendeten Stäbe. Ein we-

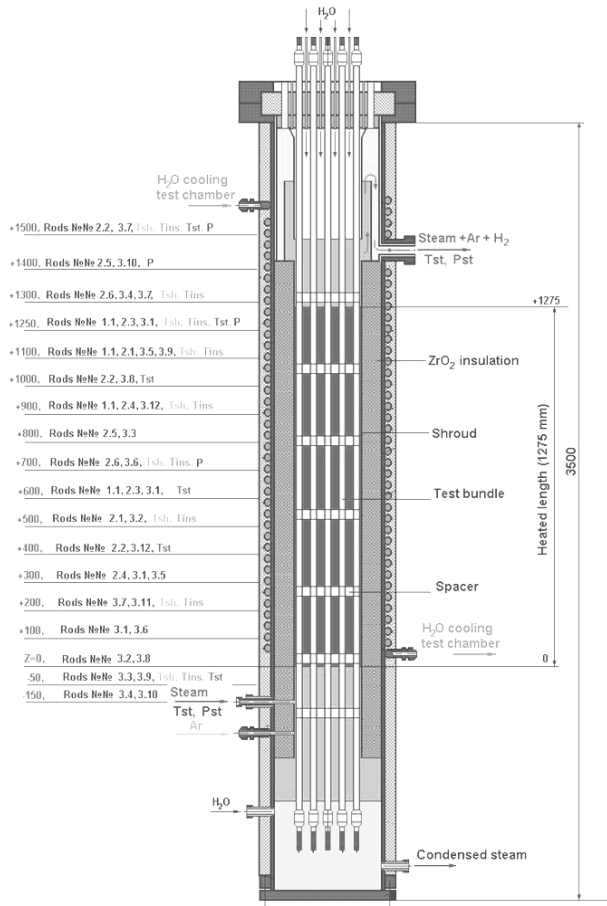


Bild 3.2-12: PARAMETER: Teststrecke

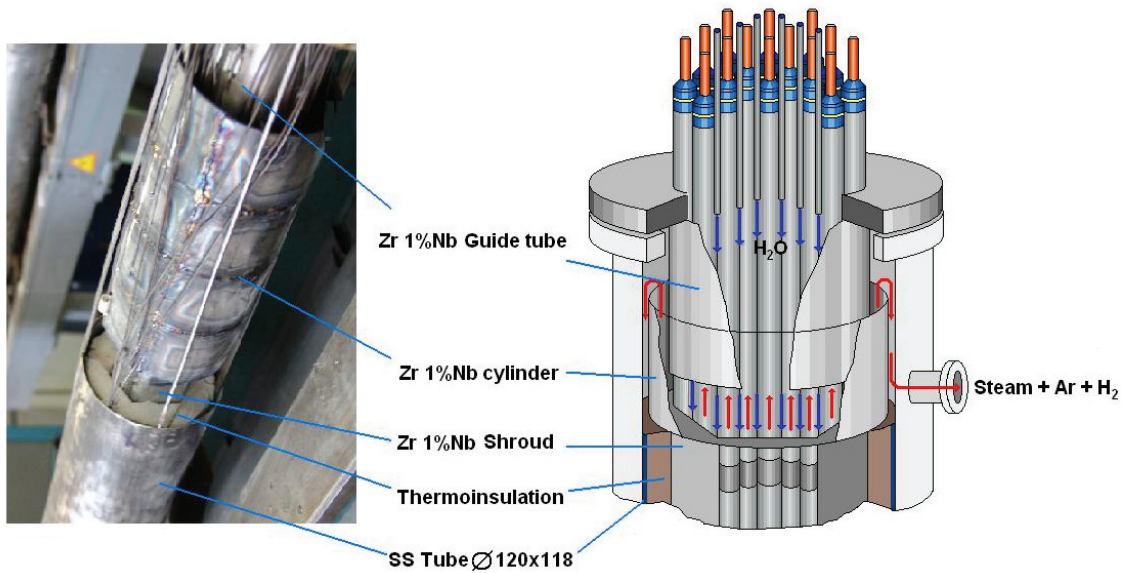


Bild 3.2-13: PARAMETER: Oberer Bereich des Testbündels

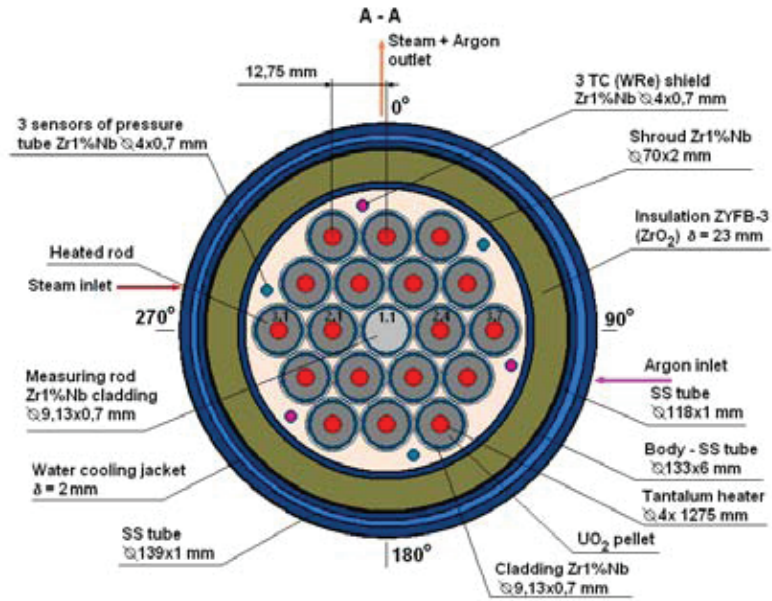


Bild 3.2-14: PARAMETER: Bündelquerschnitt

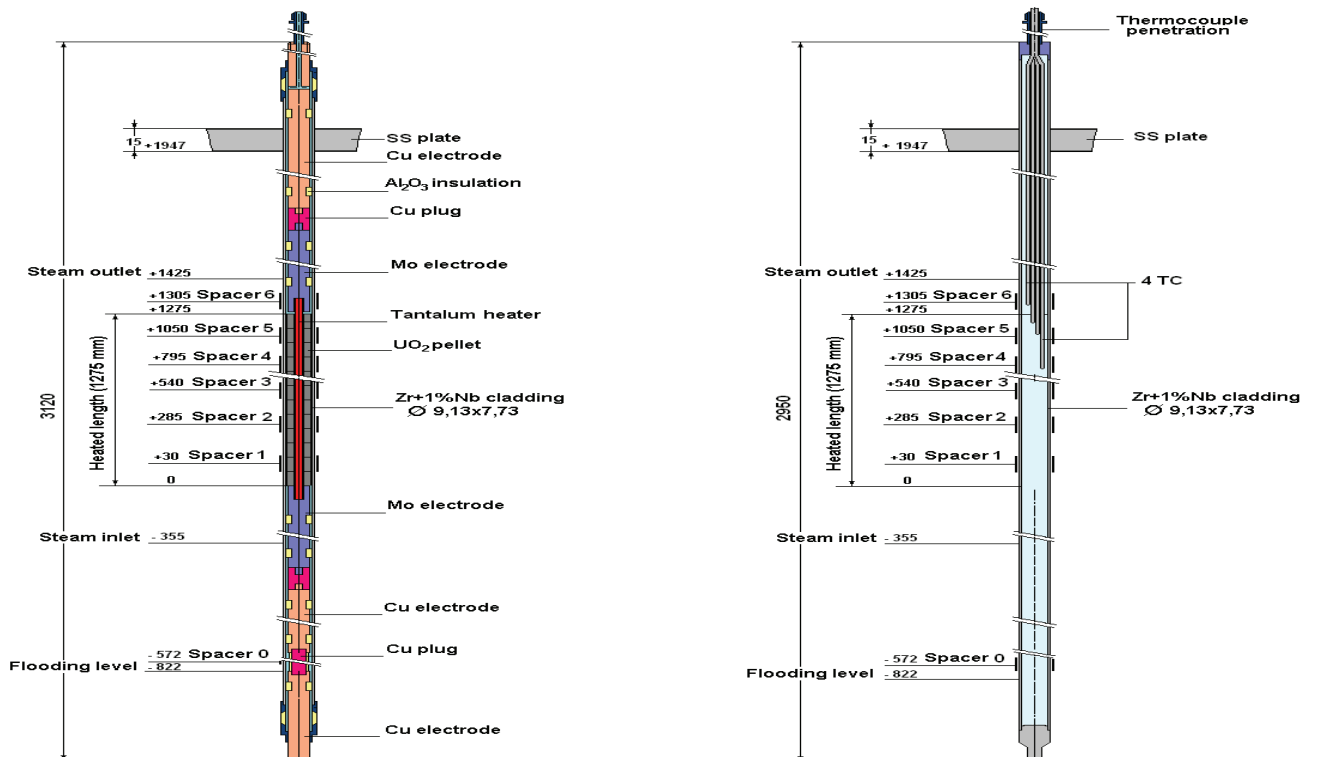


Bild 3.2-15: PARAMETER: Brennstabsimulatoren (beheizter und unbeheizter Stab)

4 Validierungsrechnungen mit ATHLET und FLUBOX-3D

Die analytischen Arbeiten zur Validierung des Rechenprogrammes ATHLET und des gekoppelten Moduls FLUBOX lassen sich in drei Themenbereiche aufteilen:

- Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge im Reaktordruckbehälter
- Modellierung des Einflusses von nicht-kondensierbaren Gasen auf den zweiphasigen Naturumlauf und auf die Wärmeübertragung in Dampferzeugern
- Absicherung der vorhandenen thermohydraulischen Modelle

Neu in das Arbeitsprogramm aufgenommen ist die Teilnahme am von der OECD/NEA organisierten Internationalen Standard Problem ISP-50. Mit der Teilnahme können die mit ATHLET erzielten Ergebnisse auch im Vergleich zu anderen fortschrittlichen Rechenprogrammen ausgewertet werden, was als ein wesentlicher Beitrag zur Erhöhung des Validierungsstands von ATHLET anzusehen ist.

4.1 Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge

Die Validierungsarbeiten bezüglich der Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge hatten als Ziel, einerseits die Anwendbarkeit und die Grenzen der herkömmlichen Methode der Parallelkanalmodellierung (Nachbildung durch parallele, vertikale, eindimensionale Thermofluid-Kanäle, die durch Querströmungsverbindungen gekoppelt sind) auszuwerten, auch im Zusammenspiel mit der Anwendung von getrennten Impulsgleichungen für die Wasser- und Dampfphasen (das sog. 6-Gleichungsmodell), andererseits die Methode zu überprüfen, mit der das Modul FLUBOX an ATHLET angekoppelt wird.

Für die Validierung wurden die folgenden Versuche aus dem UPTF-Programm zur Notkühlein speisung und den dabei auftretenden Strömungsformen ausgewählt:

- UPTF 7 (Gegenströmung im Ringraum bei einem großen Bruch im kalten Strang und leichter Unterkühlung des Notkühlwassers);
- UPTF 10, Läufe 080 und 081 (Gegenstrombegrenzung im Kern und im Bereich der Kopfplatte der Brennelemente);
- UPTF 20 (Gegenströmung an der Brennelement-Kopfplatte);

sowie die Versuchsreihe T6655 zu Vermischungsvorgängen im Reaktordruckbehälter bei Deborierungstransienten, die in der ROCOM-Anlage des Forschungszentrums Rossendorff durchgeführt worden ist.

4.1.1 Nachrechnung des Versuchs UPTF 7

Die Nachrechnung der vier Versuchsläufe des Einzeleffektversuchs UPTF 7 (Run 200, 201, 202 und 203) wurde mit ATHLET Mod 2.1 Cycle A zum Teil noch im Rahmen des vorherigen Validierungsvorhabens RS 1155 durchgeführt /WIE 06/.

Wesentliches Ziel der Nachrechnung der UPTF 7-Testreihe war insbesondere die Überprüfung der Gegenströmungsbegrenzung im Ringraum. Diese kann in ATHLET mit einem besonderen Modell, dem Ringraum-Modell für die Zwischenphasenreibung berechnet werden. Daneben verfügt ATHLET über ein Modell für die Zwischenphasenreibung, das für gewöhnliche Rohrleitungen angewendet werden soll. Daher wurden sämtliche UPTF 7-Nachrechnungen mit beiden Modellvarianten zur Berechnung der Zwischenphasenreibung im Ringraum in Verbindung mit der derzeitigen Standardnodalisierung mit acht parallelen, strömungstechnisch gekoppelten Ringraum-Kanälen durchgeführt und die gerechneten mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

Für die Nachrechnungen wurde eine vorhandene Nodalisation der UPTF-Testanlage erweitert und modifiziert. Das 6-Gleichungsmodell wurde durchgängig verwendet. Es konnte gezeigt werden, dass die gewählte Nodalisation, mit einer 8-Kanal-Darstellung des Ringraums und einer zusätzlich eingeführten Ebene im unteren Plenum, eine gute Beschreibung des Systemverhaltens in den meisten Versuchsphasen erlaubt und die vereinfachte Implementierung von Randbedingungen und Hilfssystemen keinen nennenswerten Einfluss auf die Ergebnisse hat.

Die verwendete Nodalisation für den Reaktordruckbehälter ist in Abb. 4.1-1 dargestellt. In der Tabelle 4.1.1 werden die wichtigsten Ergebnisse der Nachrechnung der vier Versuchsläufe mit den entsprechenden Versuchsergebnissen verglichen. Zur Illustration zeigen die Bilder 4.1-2 bis 4.1-5 die gerechneten und gemessenen Druckverläufe im Ringraum. In diesen Bildern sind die Ergebnisse der Rechnung mit dem normalen Rohrleitungsmodell mit „Ringraumdruck (nd)“, die der Rechnung mit dem speziellen Ringraum-Modell mit „Ringraumdruck (dc)“ und die der Druckmessung oberhalb der Loop-Anschlussstutzen mit „JAA01CP002“ gekennzeichnet.

Bei den Nachrechnungen stellte sich heraus, dass das Ringraum-Modell insbesondere die Versuchsphasen gut beschreiben kann, bei denen die Einspeisung von Notkühlwasser gegenüber dem Leck erfolgt (Runs 201, 202). Dagegen zeigten sich zum Teil signifikante Abweichungen in den Phasen, in denen die Einspeisung von Notkühlwasser ausschließlich oder überwiegend im Strang neben dem Leck erfolgt. In diesen Situationen ermöglicht in der Regel das Rohrleitungsmodell eine bessere Beschreibung der Verhältnisse. Dies kann damit erklärt werden, dass das Ringraum-Modell für eine 1-Kanal-Darstellung des Ringraums entwickelt worden ist und daher bei der verwendeten 8-Kanal-Darstellung vor allem in den Kanälen nahe des Lecks zu Überschätzungen des Wasserdurchbruchs ins untere Plenum und damit zu Unterschätzungen des Wassermittresses durch den Dampfstrom führt.

Insgesamt kann man feststellen, dass die Berechnung der Gegenströmungsbegrenzung mit ATHLET im Hinblick auf Störfallberechnungen für einen Kernreaktor mit hinreichender Genauigkeit durchgeführt werden kann. Die in den Validierungsrechnungen festgestellten Abweichungen stellen keinen dominierenden Einfluss für die Aussagekraft der Störfallrechnungen dar. Nichts desto trotz ergibt sich aus der Validierung ein Bedarf für die Verbesserung des Ringraum-Modells für die Zwischenphasenreibung in Verbindung mit einer 8-Kanal-Darstellung des Ringraums. Zur Konkretisierung der Anforderungen an eine Überarbeitung des Ringraum-Modells wären zusätzliche Nachrechnungen der in der ATHLET-Validierungsmatrix enthaltenen Versuche UPTF 6 und UPTF Z3 hilfreich.

Tabelle 4.1-1 UPTF 7: Notkühlwasser-Massenstrom ins untere Plenum

NKW-Massenstrom Run 200	Messung /WEI 90/	ATHLET (Rohrleitungs- modell)	ATHLET (Ringraum- Modell)
Phase I (75 s – 97 s)	5 kg/s	30 kg/s	35 kg/s
Phase II (125 s – 155 s)	351 kg/s	408 kg/s	451 kg/s
Phase III (175 s – 205 s)	6 kg/s	40 kg/s	28 kg/s
Phase IV (235 s – 265 s)	n.a.		
Phase V (300 s – 345 s)	n.a.		
NKW-Massenstrom Run 201	Messung /WEI 90/	ATHLET (Rohrleitungs- modell)	ATHLET (Ringraum- Modell)
Phase I (85 s – 105 s)	861 kg/s	739 kg/s	813 kg/s
Phase II (140 s – 160 s)	n.a.	834 kg/s	1020 kg/s
Phase III (192 s – 225 s)	942 kg/s	910 kg/s	923 kg/s
NKW-Massenstrom Run 202	Messung /WEI 90/	ATHLET (Rohrleitungs- modell)	ATHLET (Ringraum- Modell)
Phase I (65 s – 100 s)	n.a.	881kg/s	1030 kg/s
Phase II (140 s – 160 s)	714 kg/s	654 kg/s	720 kg/s
NKW-Massenstrom Run 203	Messung /WEI 90/	ATHLET (Rohrleitungs- modell)	ATHLET (Ringraum- Modell)
Phase I (68 s – 98 s)	95 kg/s	338 kg/s	370 kg/s
Phase II (131 s – 171 s)	519 kg/s	522 kg/s	523 kg/s
Phase III (220 s – 250 s)	823 kg/s	752 kg/s	1000 kg/s
Phase IV (235 s – 265 s)	1031 kg/s	1020 kg/s	1130 kg/s

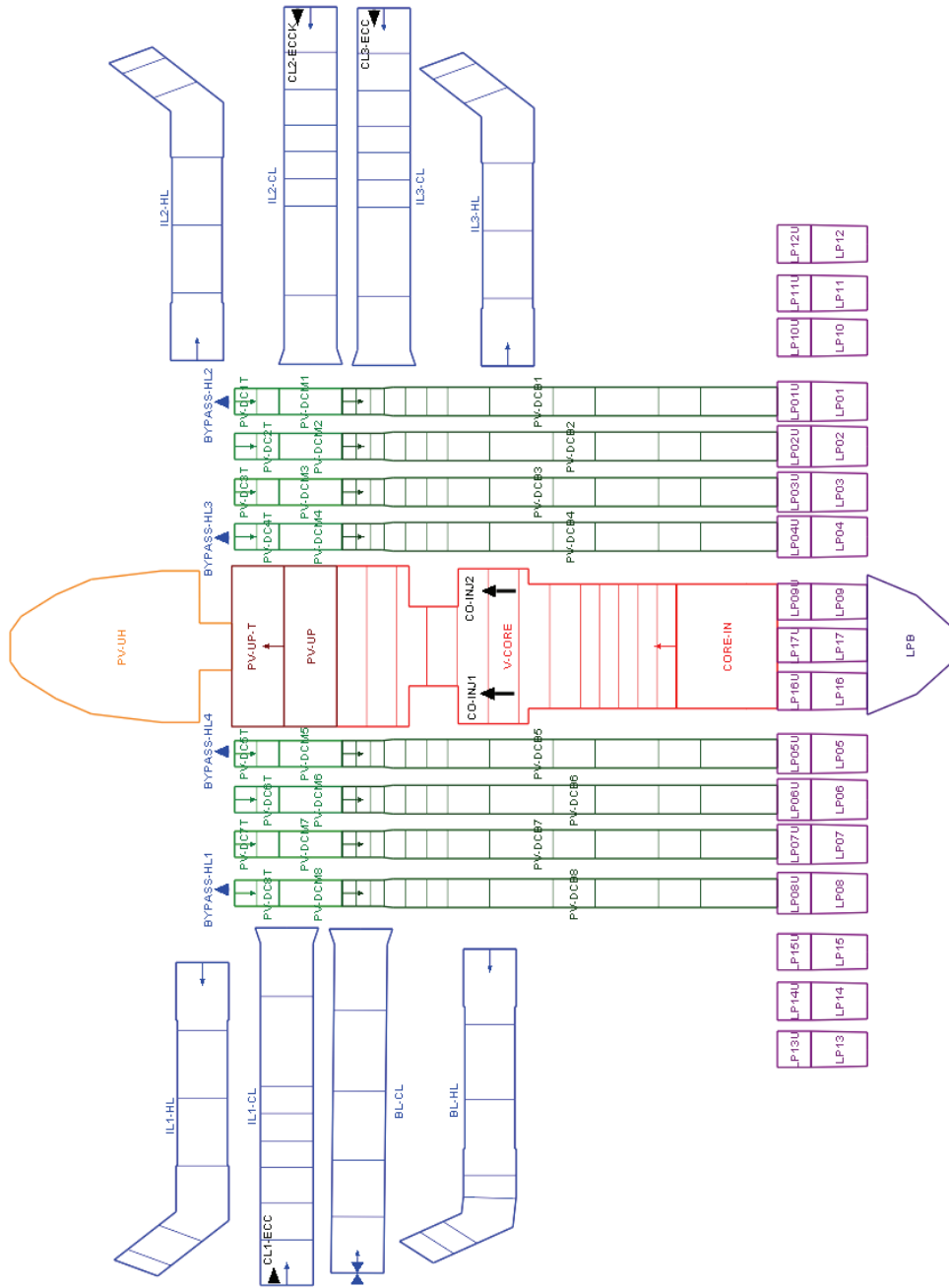


Bild 4.1-1: UPTF 7: ATHLET Nodalisierung für den Reaktor Druckbehälter

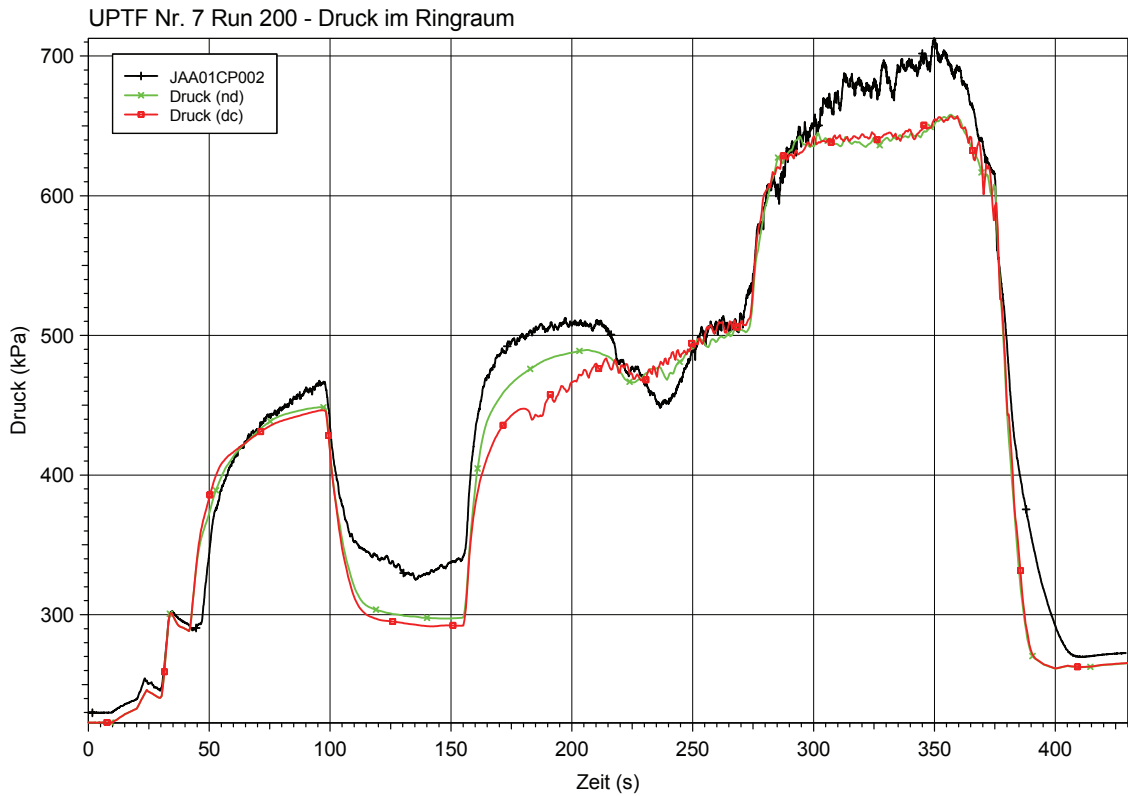


Bild 4.1-2: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 200)

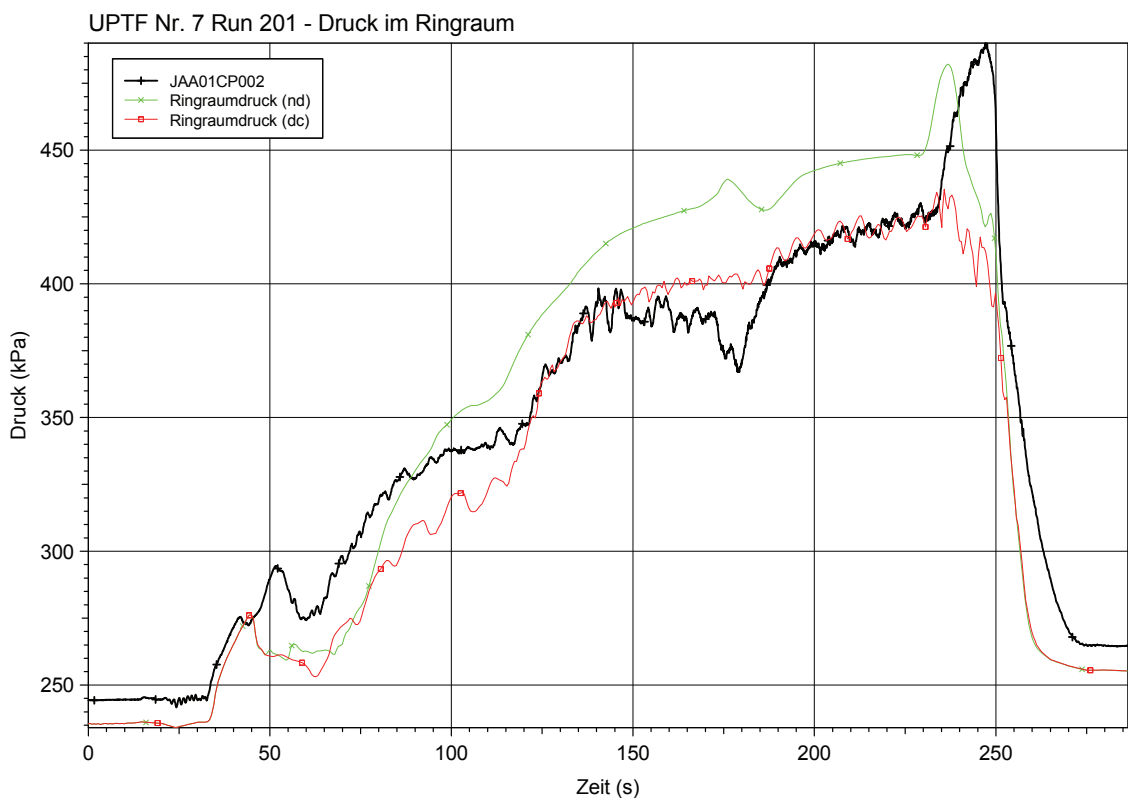


Bild 4.1-3: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 201)

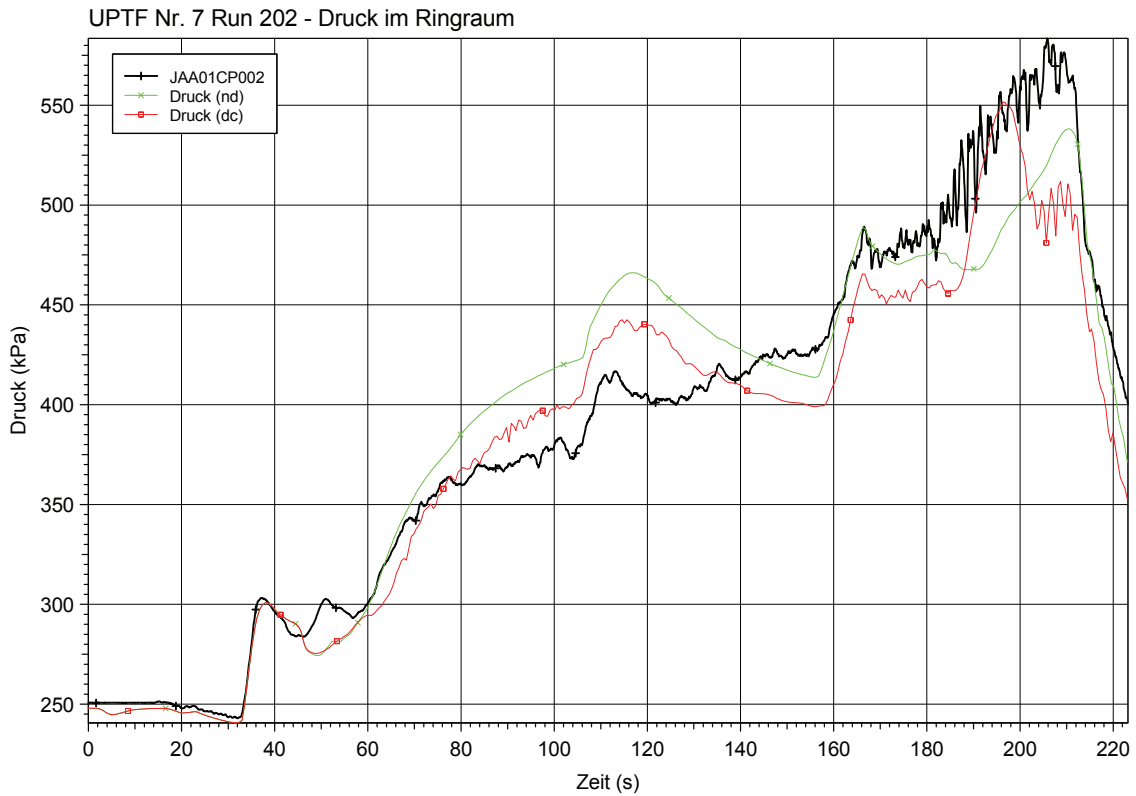


Bild 4.1-4: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 202)

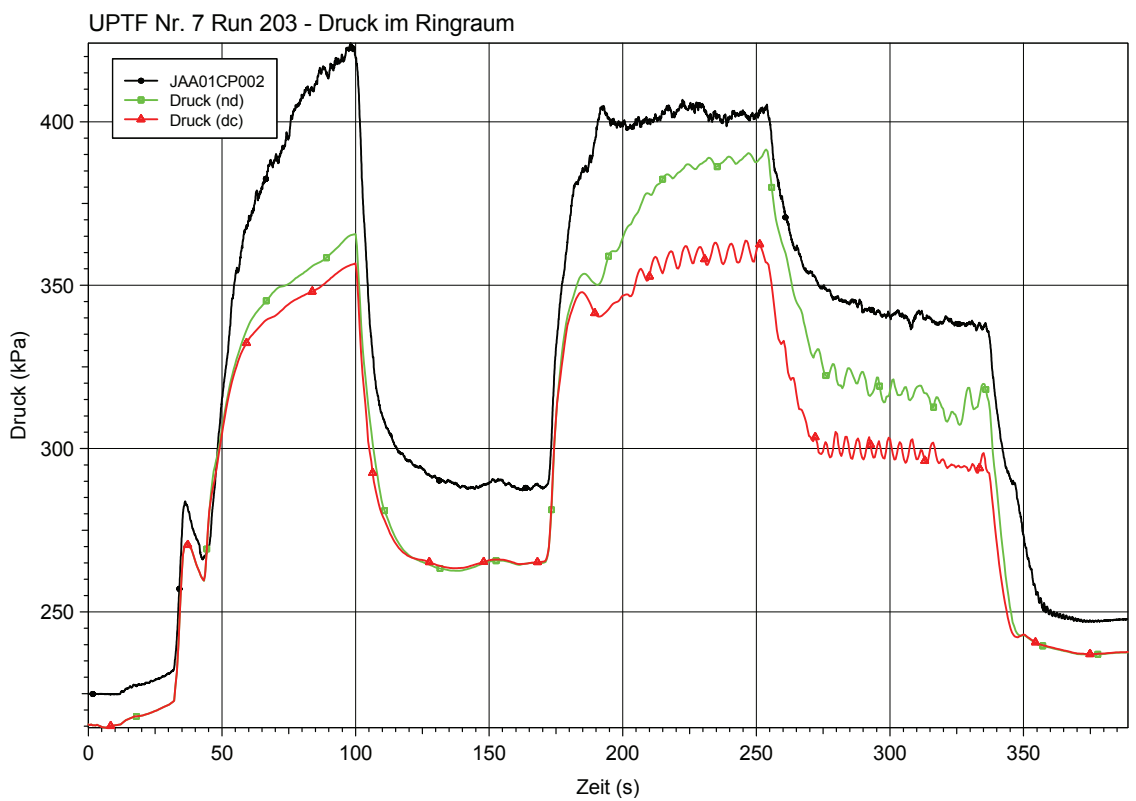


Bild 4.1-5: UPTF 7: Druck im Ringraum oberhalb der Anschlussstutzen (Run 203)

4.1.2 Nachrechnung des Versuchs UPTF 20

4.1.2.1 Einleitung

Ziel der mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B durchgeführten Nachrechnung des Versuchs UPTF 20 war die Validierung der Zwischenphasenreibungsmodele anhand der Gegenströmung von aufsteigendem Wasser-Dampf-Gemisch und abwärts strömendem Notkühlmittel im Bereich der Brennelementkopfplatte.

Bei Verwendung des 6-Gleichungsmodells kommen hierbei in Abhängigkeit von Strömungsbild und Geometrie unterschiedliche Korrelationen zur Bestimmung der Zwischenphasenreibungskoeffizienten zum Einsatz, die auf den zugehörigen Drift-Flux-Korrelationen basieren. Die berechnete (Gegen-) Strömung an der Brennelementkopfplatte erlaubt daher die Bewertung der Zwischenphasen-Reibungsmodele für vertikale Strömungen für den Geometrietyp „vertical bundle“, der den parallelen Kernkanälen zugewiesen war. Darüber hinaus läßt die Analyse der im gesamten System berechneten Druckverläufe und Massenströme eine weiterführende Beurteilung der im Programmpaket ATHLET implementierten Modelle, beispielsweise der Kondensationsmodelle, zu.

Grundlage der durchgeführten Arbeiten bildete ein ATHLET-Datensatz, der bereits für Validierungsrechnungen zum Versuch UPTF 7 Verwendung gefunden hatte (Abb. 4.1-1). Der Ringraum ist mit acht parallelen Kanälen und das untere Plenum mit 17 parallelen Kanälen modelliert, was der empfohlenen Nodalisierung für detaillierte Reaktoranalysen (beispielsweise zu Deborierungsstörfällen) entspricht. Hinsichtlich der Geometrie wurde der Datensatz um die Bruchventile und die intakten Stränge ergänzt. Darüber hinaus wurden zwei unterschiedliche Mehrkanaldarstellungen des Kerns und des oberen Plenums (mit zwei bzw. fünf parallelen Kanälen) implementiert, um zum einen die mehrdimensionalen Strömungsvorgänge oberhalb der Brennelementkopfplatte erfassen und zum anderen die Kerneinspeiseprofile mit Innen- und Außenbereich abbilden zu können (Abb. 4.1-6).

Das erweiterte Kernmodell wurde außerdem um einen Kernreflektor ergänzt. Die damit einhergehende Verengung des Strömungsquerschnitts der für die Kernsimulatoreinspeisung genutzten Kernkanäle beeinflusst die Strömungsgeschwindigkeiten im

Kern und ist daher wichtig für die Aussagekraft der Simulationsergebnisse hinsichtlich der Gegenströmung im Bereich der Brennelementkopfplatte.

Die geometrische Verengung des Strömungsquerschnitts im Bereich der Brennelementkopfplatte wurde bei der Modellierung der Kernkanäle durch erhöhte Reibungsbeiwerte zur Berechnung der Formverluste berücksichtigt. Auf die explizite Angabe des verringerten Strömungsquerschnitts für wenige Zentimeter des Strömungswegs wurde dagegen verzichtet, da ATHLET den Strömungsquerschnitt zur Berechnung der Phasengeschwindigkeiten in der gesamten Zone verwendet. Eine mögliche Abbildung der Brennelementkopfplatte durch eine sehr feine Nodalisierung würde in Verbindung mit den im übrigen Simulationsgebiet deutlich größeren Zellen Stabilitätsprobleme zur Folge haben.

Für alle im Eingabedatensatz definierten TFO kam ausschließlich das 6-Gleichungsmodell mit separater Impulsbilanz für Wasser und Wasserdampf zum Einsatz. Die Reibungsdruckverluste wurden gemäß dem Martinelli-Nelson-Modell berücksichtigt. Zur Abbildung der heißseitigen Notkühlwassereinspeisung wurde das in ATHLET verfügbare Hutzenmodell mit einem Einspeisewinkel von 180° verwendet.

Den zwei beziehungsweise fünf Kernkanälen wurde der Geometrietyt „vertical bundle“ zugewiesen, so dass die diesem Geometrietyt entsprechenden Gleichungen des Drift-Flux- und Zwischenphasenreibungmodells zur Bestimmung der (Gegen-) Strömung an der Brennelementkopfplatte Anwendung fanden /ATH 09/.

4.1.2.2 Versuchsverlauf

Der Versuch UPTF 20 bestand aus drei voneinander unabhängigen Versuchsphasen. Zur Vergleichbarkeit der Versuchsphasen wurde dem System zwischen den Phasen ausreichend Zeit gegeben, wieder in einen Gleichgewichtszustand zurückzukehren. Der zeitliche Versuchsverlauf geht aus Tabelle 4.1-2 hervor. Zu Beginn jeder Versuchsphase wurde zunächst im Rahmen einer Vorlaufphase nur der Kernsimulator aktiviert, so dass sich jeweils ein quasi-stationärer Zustand im System einstellen konnte. Anschließend wurden die Notkühlwassereinspeisung und die Wasserdrainage gestartet. Dieser Versuchsabschnitt dauerte mit jeweils etwa 160 Sekunden ausreichend lange, um erneut quasi-stationäre Wasser- und Dampfmassenströme im System zu

erreichen, die zur Beurteilung der Effektivität der Notkühlung herangezogen werden können.

Die drei Phasen unterscheiden sich zum einen in dem angenommenen Wärmeleistungsprofil des Kerns (Phase A symmetrisch, Phase B und C asymmetrisch) und zum anderen in der angenommenen gesamten Wärmeleistung des Kerns (Phase B höher als Phase A und C).

Zum Versuchsstart betrug die Temperatur im Druckbehälter etwa 134 °C. Dies entspricht näherungsweise der Sättigungstemperatur bei 3 bar Systemdruck, wie er am Ende der Druckentlastungsphase erwartet werden kann. Der Wasserstand im Druckbehälter lag zu Beginn des Versuchs mit 4,20 m etwas oberhalb des Übergangs vom Ringraum zum unteren Plenum, so dass kein Dampf aus dem Kern über den Ringraum zum Leck abfließen konnte. Dies entspricht den Bedingungen, die üblicherweise zu Beginn der Flutphase vorliegen. Der Wasserstand wurde während des Versuchs annähernd konstant gehalten, indem synchron zur Notkühlwassereinspeisung die Drainage im unteren Plenum aktiviert wurde (277 kg/s). Die Dampfeinspeisung in den Dampferzeugersimulator von Kreislauf 1 wurde jeweils gleichzeitig mit dem Kernsimulator gestartet und betrug etwa 5,8 kg/s. Die Notkühlwassereinspeisung in den ersten heißen Strang betrug für alle drei Versuchsphasen etwa 258 kg/s.

In jeder Versuchsphase konnte unmittelbar nach dem Start der Notkühleinspeisung ein Wassereinbruch in den Kernbereich beobachtet werden. Der Wassereintrag in das untere Plenum war größer als die insgesamt in das System eingespeisten Wassermassen, was auf Dampfkondensation im oberen Plenum und Kern zurückzuführen ist. Lediglich ein kleiner Anteil des Notkühlmittels wurde in die Stränge mitgerissen. Hinsichtlich der Poolbildung im oberen Plenum konnten anhand der Messwerte keine eindeutigen Aussagen gemacht werden.

Tabelle 4.1-2 Zeitlicher Verlauf des Versuchs UPTF 20

Phase	Zeitpunkt (s)			
	Start Kernsimulator	Start NKW-Einspeisung	Quasi-stationär	Ende
A	27	53	180-200	215
B	250	272	400-420	425
C	501	521	650-670	680

4.1.2.3 Ergebnisse der Nachrechnung

In den Bildern 4.1-7 bis 4.1-17 sind die erzielten Ergebnisse der Validierungsrechnung zum Versuch UPTF 20 zusammenfassend dargestellt. Sie sind eine Auswahl aus /SCH 08/. Der gesamte messtechnisch erfasste Zeitraum von 709 Sekunden wurde nachgerechnet. Soweit nicht anders vermerkt, wurden die Ergebnisse mit der Fünf-Kanal-Modellierung des Kerns und des oberen Plenums erzielt. Am Ende des Abschnitts sind die mit der Zwei-Kanal-Modellierung erhaltenen Resultate zusammengefasst.

Der Zeitverlauf des Systemdrucks ist in Abb. 4.1-7 dargestellt. Der Beginn der einzelnen Versuchsphasen ist am Druckanstieg nach dem Start des Kernsimulators zu erkennen und wird von einem anschließenden Druckabfall nach dem Start der Notkühlmitteleinspeisung gefolgt. Der berechnete Systemdruck zeigt im Wesentlichen gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen, ist aber während der Versuchsphasen A und B etwas zu gering. Dies spiegelt auch der Differenzdruck zwischen oberem Plenum und Ringraum wider (Abb. 4.1-8), der in der Simulation in den Phasen nach dem Einspeisebeginn etwas zu niedrig berechnet wird.

Systemdruck und Druckdifferenz werden wesentlich durch den Druckabfall über die beiden Bruchventile bestimmt. Deren Geometrie konnte zufriedenstellend nachgebildet werden, wie Abb. 4.1-9 zeigt. Insbesondere für die Phasen A und B wird der Druckabfall über das Bruchventil im heißen Strang genau reproduziert. Für Phase C ergibt sich ein zu hoher Druckabfall, was letztlich zu einem höheren (und im Vergleich zum Experiment günstigeren) Druckverlauf im oberen Plenum während Phase C führt.

Zur Beurteilung der Effektivität der Notkühlmitteleinspeisung ist eine detaillierte Analyse der Wasserwege im oberen Plenum erforderlich. Wesentlich sind hierbei der Notkühlwasserdurchbruch in den Kern, der Wassermittelschlag in die heißen Stränge und die Dampfkondensation im Druckbehälter. Der Wassereintrag in das untere Plenum war für alle drei Versuchsphasen größer als die insgesamt in das System eingespeisten Wassermassenströme, was durch Dampfkondensation im oberen Plenum und Kernbereich ermöglicht wird. Nur in der Versuchsphase B und mit Einschränkung in Phase A hat das in die heißen Stränge mitgerissene Wasser die Wasserseparatoren erreicht. Der verbleibende Anteil hat sich in den Krümmern der heißen Stränge angesammelt. Da

anders als im Versuch das Wasser in den Wasserseparatoren nicht aus dem System abgeleitet wurde, floss es jeweils am Ende der Versuchsphasen zusammen mit dem in den heißen Strängen gespeicherten Wasser zurück in den Druckbehälter und das untere Plenum. Tabelle 4.1-3 zeigt einen Vergleich der simulierten Wassermassenströme mit den experimentellen Resultaten aus /SIE 88a/. Die im Versuch beobachteten Kondensations- und Poolbildungsraten konnten nicht direkt gemessen werden und stellen geschätzte Werte dar. In Analogie zum Versuchsbericht wurden in der Simulation diejenigen Wassermassenströme zur Bestimmung der Poolbildungsrate berücksichtigt, die zu einem steigenden Wasserstand in den heißen Strängen und im ersten Kontrollvolumen oberhalb der Brennelementkopfplatte beitragen. Die berechnete Kondensationsrate im Kern und oberen Plenum ergibt sich schließlich aus der Bilanzierung aller eingespeisten Wassermassenströme (Kernsimulator und Notkühlwasser) und aller austretenden Wassermassenströme (unteres Plenum, Wasserseparatoren, Poolbildung).

Es sei angemerkt, dass sich die Kondensationsrate für das gesamte System aus der Differenz der eingespeisten Dampfmassenströme und der an den Bruchventilen austretenden Dampfmassenströme berechnen lässt. Dies ergibt für die drei Versuchsphasen A, B und C Kondensationsraten von 40, 41 und 39 kg/s. Tabelle 4.1-3 verdeutlicht, dass der Wassereintrag in das untere Plenum durch die Simulation zuverlässig reproduziert werden konnte. Allerdings wird in den Phasen A und C der Wassermittstriss und in Phase B die Poolbildung unterschätzt. In der Bilanz geht dies mit zu niedrigen Kondensationsraten für alle Versuchsphasen einher.

Abb. 4.1-10 zeigt die Wassermassenströme an der Brennelementkopfplatte für Experiment und Simulation. Im Experiment wurde in allen drei Versuchsphasen unmittelbar nach Start der Notkühlwassereinspeisung der Wasserdurchbruch in den Kern nachgewiesen. Dieses Verhalten konnte auch in der Simulation beobachtet werden. Der größte Anteil durchfließt den Kernkanal 1, der mit dem Einspeisestrang für das Notkühlwasser verbunden ist und somit den Bereich unterhalb der Einspeisestelle repräsentiert. Dies geschieht in Übereinstimmung mit dem Experiment (/SIE 88a/). Die Kernkanäle 2 und 4 liegen symmetrisch zur Einspeisestelle und liefern daher nahezu identische Massenströme. Der zentrale Kernkanal 5 wie auch teilweise Kanal 3 zeigen nach dem Beginn der Notkühlwassereinspeisung einen Wassermittstriss in das obere Plenum.

Der Wasserstand im Druckbehälter betrug zu Beginn des Versuchs etwa 4,20 m. Aufgrund des Druckunterschieds zwischen oberem Plenum und Ringraum ist der Wasserstand im Ringraum während der Versuchsphasen höher als im Kern. Da dieser Druck-

unterschied in den Versuchsphasen A und B von der Simulation unterschätzt wird, wird auch der Unterschied in den Wasserständen zu gering berechnet (Abb. 4.1-11). Infolge des in der Simulation leicht überschätzten Wassereintrags in das untere Plenum (insbesondere für Phase B) steigt der Wasserstand insgesamt schneller als im Experiment. Zusätzlich trägt das während der Versuchspausen aus den Wasserseparatoren zurückfließende Wasser zu einem höheren Wasserspiegel bei.

Abb. 4.1-12 zeigt die Dampfmassenströme an den beiden Bruchventilen des gebrochenen Strangs. Nach Einschalten des Kernsimulators stimmen die Ergebnisse aus Experiment und Simulation zunächst gut überein. Nach dem Start der Notkühleinspeisung liegen die simulierten Ergebnisse jedoch deutlich über den Messwerten. Dies gilt für alle drei Versuchsphasen. In /SIE 92/ wird jedoch darauf hingewiesen, dass die Massenstrommessungen fehlerbehaftet sein können. Einen Vergleich mit in /SIE 88a/ zusätzlich dokumentierten experimentellen Ergebnissen für die Dampfmassenströme an den Bruchstellen während der quasi-stationären Intervalle zeigt Tabelle 4.1-4. Zur Herleitung der Werte werden in /SIE 88a/ keine näheren Angaben gemacht. Sie liefern jedoch eine bessere Übereinstimmung mit den Resultaten der Simulation. Die in der Simulation insgesamt überschätzten Dampfmassenströme an den Bruchstellen signalisieren eine zu geringe Kondensationsrate im System, was konsistent mit den bilanzierten Wassermassenströmen ist.

Die Temperaturverteilung im Druckbehälter wird in erster Linie durch die eingespeisten Dampf- und Wassermassenströme bestimmt. Da deren Temperaturen an der Einspeisestelle nicht exakt bekannt sind, bietet ein Vergleich der gemessenen und berechneten Werte an verschiedenen Positionen im Druckbehälter die Möglichkeit, die angenommenen Einspeisetemperaturen indirekt zu prüfen. Abb. 4.1-13 zeigt die gemessene Temperatur im oberen Plenum im Vergleich zur berechneten Dampftemperatur. Da beide gut übereinstimmen, ist die Dampftemperatur des Kernsimulators in der Simulation sinnvoll erfasst worden. Abb. 4.1-14 zeigt die Temperaturverteilung unterhalb der Brennelementkopfplatte. Es sind zwei Messkurven dargestellt, die beide in der Nähe der Notkühlwassereinstelle, also im Bereich des ersten Kernkanals, aufgezeichnet wurden. An der Position F09 wurde im Vergleich zur Position C10 eine deutlich niedrigere Temperatur gemessen (zur Lokalisierung der Messstellen siehe /SIE 92/). Es kann daher angenommen werden, dass F09 die Temperatur im Bereich des Notkühlwasserdurchbruchs erfasst hat und somit die Wassertemperatur widerspiegelt. C10 kann dann mit der Dampftemperatur identifiziert werden. Während die Dampftem-

peraturen in Experiment und Simulation gut übereinstimmen und näherungsweise der Sättigungstemperatur entsprechen, ist die berechnete Wassertemperatur in allen drei Versuchsphasen zu niedrig. Ursächlich hierfür kann beispielsweise eine zu geringe Kondensationsrate im oberen Plenum sein.

Abb. 4.1-15 veranschaulicht die Dampf - und Wassergeschwindigkeiten auf Höhe der Brennelementkopfplatte an den Positionen D09, V12 und P14. Soweit positive Geschwindigkeiten gemessen wurden, können diese als Geschwindigkeit des aufwärts strömenden Dampfes (eventuell mit Wassermittstriss) interpretiert werden. Negative Geschwindigkeitswerte signalisieren abwärts gerichtete Wassermassenströme (eventuell mit Dampfmittstriss). Der Vergleich zwischen Experiment und Simulation zeigt für alle Phasen der Versuchsnachrechnung zu niedrige Geschwindigkeiten. Ursächlich hierfür kann die Vernachlässigung der Strömungsquerschnittsverengung in den Geometriedaten der Brennelementkopfplatte sein.

Aufgrund der Verbindung aller heißen Stränge mit demselben Branch-Objekt des oberen Plenums läßt die 2-Kanal-Darstellung einen verstärkten Notkühlwassermittstriss in die heißen Stränge erwarten. Im Vergleich zur 5-Kanal-Darstellung und zum Experiment ergeben sich deutlich höhere Wassermassenströme im Bereich der Wasserseparatoren der heißen Stränge. Dies schlägt sich auch in einem zu geringen Wassereintrag in das untere Plenum und einem zu niedrigen Wasserstand im Druckbehälter nieder (Abb. 4.1-16). Die Bilanzierung der Wassermassenströme im Druckbehälter ist in Tabelle 4.1-5 zusammengestellt. Die Kondensationsraten sind im Vergleich zum Experiment in allen Versuchsphasen zu gering. Aus dem Anwachsen der Wassermassenströme zwischen den Eingangsstutzen der heißen Stränge und den Wasserseparatoren folgt außerdem, dass ein nicht zu vernachlässigender Anteil der Kondensation nicht im Druckbehälter erfolgt und somit auch nicht im Kernbereich als Kühlwasser anfällt. Dies gilt insbesondere für Phase B.

Abb. 4.1-17 zeigt, dass der Systemdruck nur teilweise zufriedenstellend mit einer 2-Kanal-Darstellung reproduziert werden kann. Zwar stimmen Experiment und Simulation zu Beginn der einzelnen Versuchsphasen nach dem Start des Kernsimulators und vor Einsetzen der Notkühlwassereinspeisung gut überein. Nach dem Start der Notkühlwassereinspeisung ergibt sich allerdings aufgrund des vermehrten Wassermittstrisses in die heißen Stränge ein zu hoher Druck im oberen Plenum. Insbesondere in Phase B, der Phase mit dem größten Notkühlwassermittstriss, ist ein deutlich veränderter Druckverlauf zu erkennen.

4.1.2.4 Zusammenfassende Bewertung

Der Vergleich der in der Simulation erzielten Resultate mit den Versuchsergebnissen liefert sowohl für die Vorlaufphasen mit aktiviertem Kernsimulator, wie auch für die drei Versuchsphasen A, B und C bis auf die nachfolgend diskutierten Einschränkungen gute Übereinstimmung /SCH 08/.

Während der Vorlaufphase wurden die gemessenen Druckverläufe und Dampfmasseströme in den Strängen sehr gut nachgebildet. Dies gilt gleichermaßen für die 2-Kanal- wie auch die 5-Kanal-Modellierung des Kerns. Es sei jedoch angemerkt, dass im Kern nahezu kein Wassermittels durch den in den Kernsimulator eingespeisten aufwärts strömenden Dampf stattfindet. Inwieweit im Versuch Wassermittels beobachtet werden konnte, lässt sich anhand der dokumentierten Versuchsdaten nicht eindeutig klären. Anhand der Wasserstände in den Krümmern der heißen Stränge sowie den Wasserseparatoren kann lediglich festgestellt werden, dass nahezu kein Wasser in den Vorlaufphasen in die Stränge transportiert wurde.

Bei Verwendung einer 5-Kanal-Darstellung des Kerns ist in Versuchsphase A analog zum Experiment unmittelbar nach Start der Notkühleinspeisung ein Wasserdurchbruch in den Kernbereich zu beobachten. Der Wasserdurchbruch erfolgt überwiegend im Bereich unterhalb der Einspeisestelle. Der Wassereintrag in das untere Plenum wird sehr gut nachgebildet. Die Gegenströmungsberechnung auf Basis der in ATHLET implementierten Zwischenphasenreibungsmodele liefert somit gute Ergebnisse. Allerdings ist die Kondensationsrate im System insgesamt zu gering, was zu große Dampfmasseströme an den beiden Bruchventilen im gebrochenen Strang zur Folge hat. Der Druckverlauf im oberen Plenum wird zufriedenstellend wiedergegeben, der Druckunterschied zwischen oberem Plenum und Ringraum ist etwas zu gering. Die Versuchsphasen B und C liefern vergleichbare Ergebnisse.

Demgegenüber lieferte eine Nachrechnung mit der 2-Kanal-Modellierung des Kerns deutlich ungünstigere Ergebnisse. Zwar kam es auch hier unmittelbar nach dem Start der Notkühlwassereinspeisung zum Wasserdurchbruch im äußeren Kernkanal. Der Wassereintrag in das untere Plenum war jedoch deutlich zu gering, da ein Teil des Notkühlwassers in die heißen Stränge mitgerissen wurde. Dies ist eine unmittelbare Folge der für die 2-Kanal-Darstellung gewählten Topologie, bei der alle heißen Stränge mit ein und demselben TFO des oberen Plenums verknüpft sind. Somit kann festgehal-

ten werden, dass im Fall einer asymmetrischen Strömungsverteilung die heißen Stränge unterschiedlichen Parallelkanälen des oberen Plenums zugeordnet werden sollten.

Abschließend ist festzustellen, dass sich das Thermohydraulik-Modell mit 6 Grundgleichungen in Verbindung mit einer 5-Kanal-Modellierung des Kerns und des oberen Plenums bei der Nachrechnung des Versuchs UPTF 20 bewährt hat. Die Zwischenphasenreibungsmodele für die vertikale Gegenströmung im Kern und oberen Plenum konnten erfolgreich verifiziert werden. Im Vergleich zum Experiment wurden insgesamt zufriedenstellende Ergebnisse erzielt, die gegenüber einer früheren Nachrechnung /THI 90/ deutliche Verbesserungen zeigen.

Tabelle 4.1-3 UPTF 20: Wassermassenströme (kg/s) – 5-Kanal-Darstellung

Phase	Unteres Plenum		Wasserseparator		Poolbildung		Kondensation	
	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.
A	297	296	18	4	7	15	47	33
B	275	286	22	19	26	10	50	34
C	302	295	11	3	14	14	50	29

Tabelle 4.1-4 UPTF 20: Dampfmassenströme (kg/s) an den Bruchventilen – 5-Kanal-Darstellung

Phase	Experiment	Simulation		
	HS + KS	HS	KS	HS + KS
A	43	33	13	46
B	51	43	16	59
C	39	34	14	48

Tabelle 4.1-5 UPTF 20: Wassermassenströme (kg/s) – 2-Kanal-Darstellung

Phase	Unteres Plenum		Wasserseparator		Poolbildung		Kondensation	
	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.
A	297	242	18	54	7	11	47	25
B	275	141	22	165	26	11	50	37
C	302	250	11	43	14	12	50	22

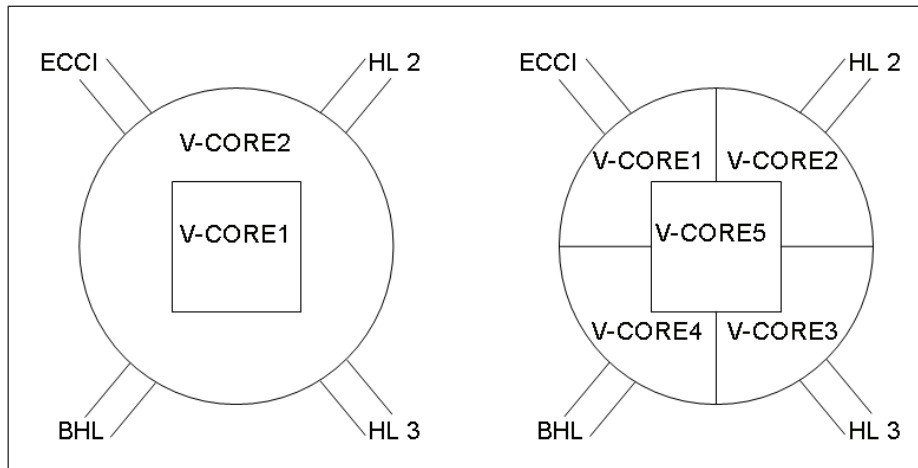


Bild 4.1-6: UPTF 20: Schematische Darstellung der 2-Kanal-Anordnung (links) und 5-Kanal-Anordnung (rechts) des Kerns und oberen Plenums.

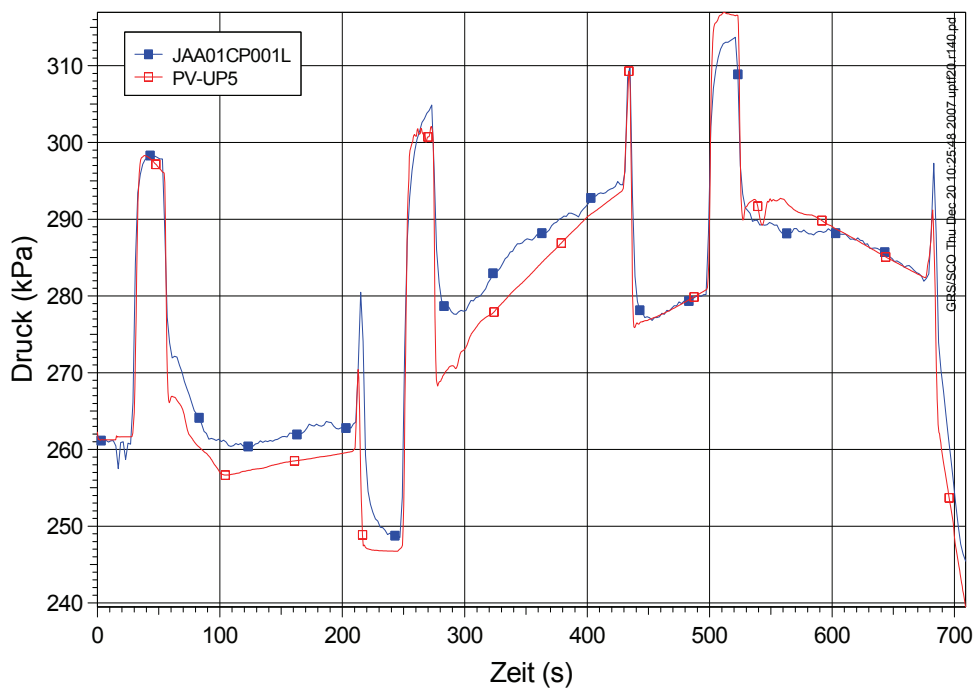


Bild 4.1-7: UPTF 20: Druck im oberen Plenum

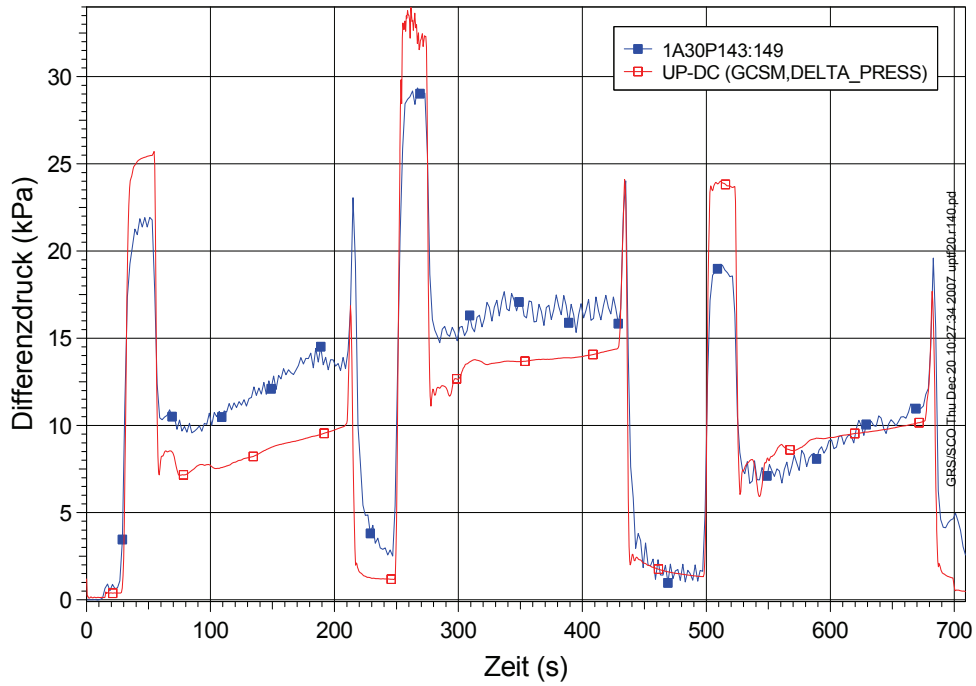


Bild 4.1-8: UPTF 20: Differenzdruck zwischen oberem Plenum und Ringraum

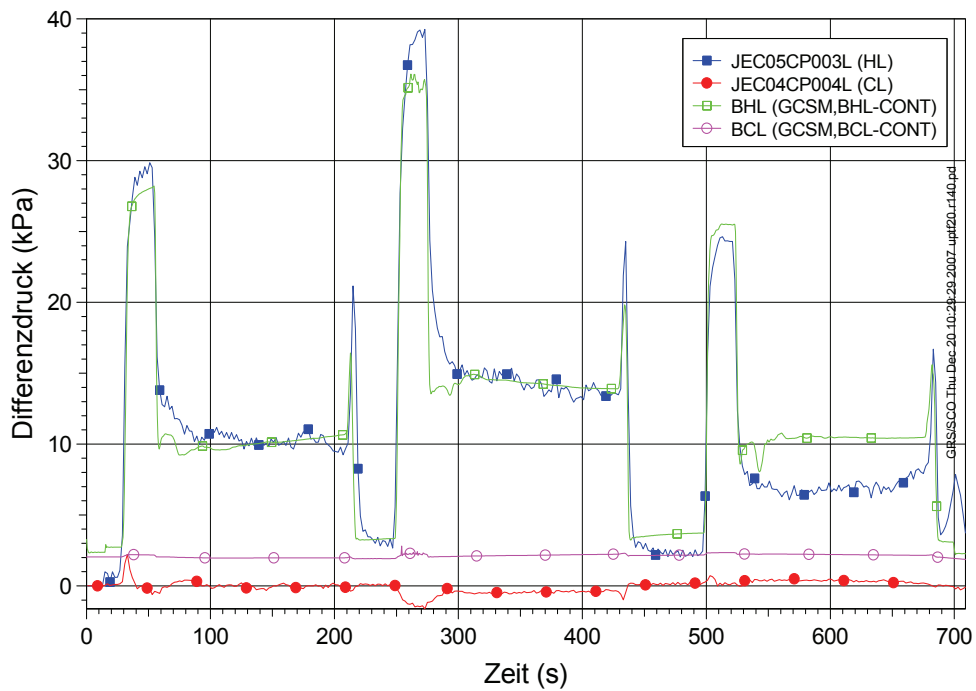


Bild 4.1-9: UPTF 20: Druckabfall über die Bruchventile

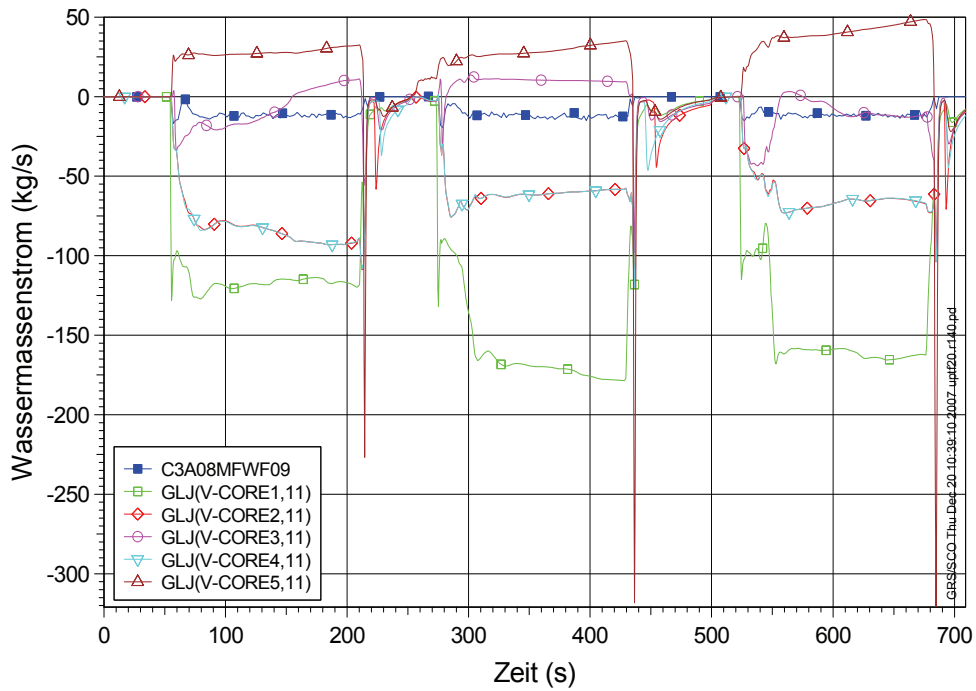


Bild 4.1-10: UPTF 20: Wassermassenströme auf Höhe der BE-Kopfplatte

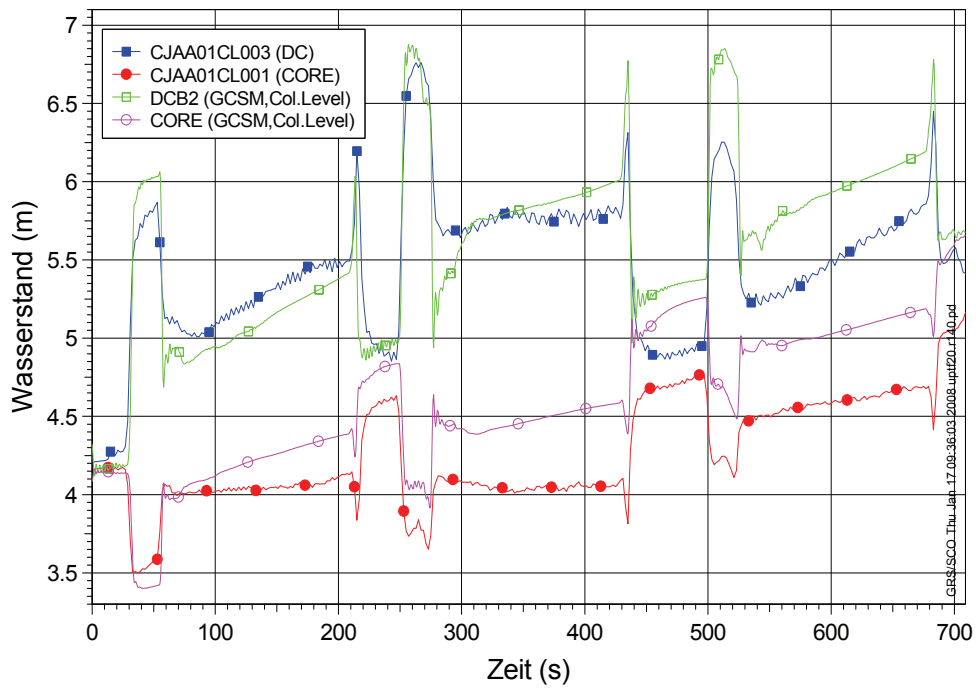


Bild 4.1-11: UPTF 20: Wasserstand in Ringraum und Kern

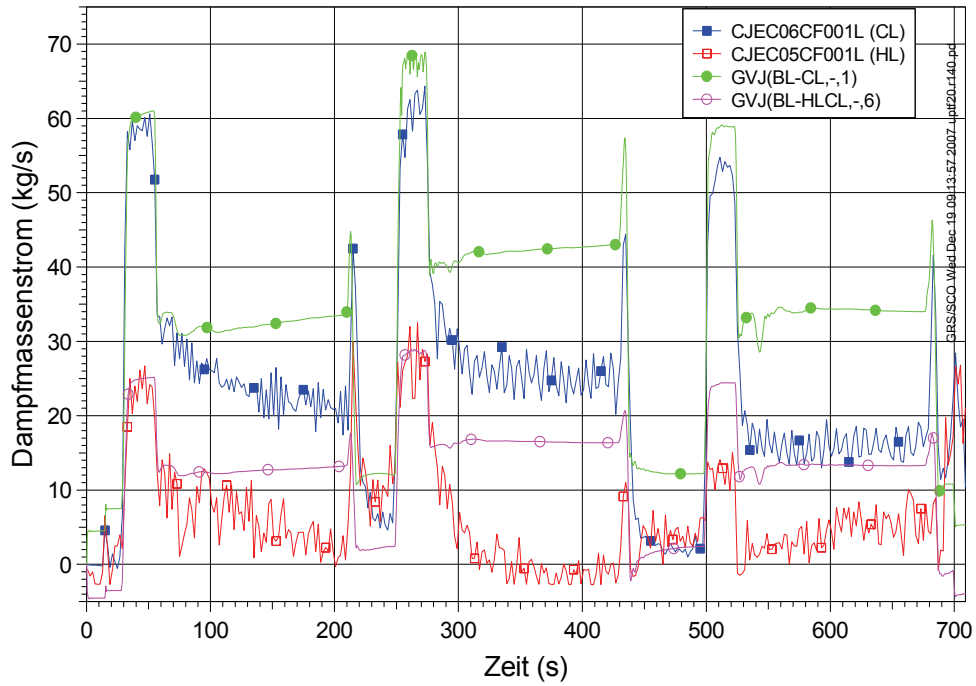


Bild 4.1-12: UPTF 20: Dampfmassenströme an den Bruchstellen

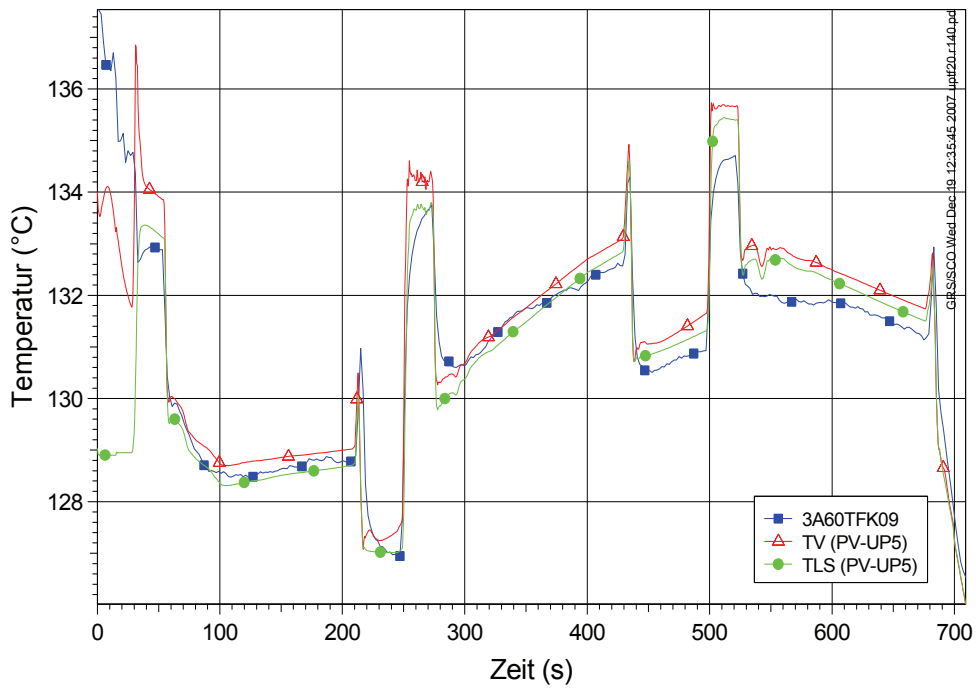


Bild 4.1-13: UPTF 20: Dampftemperatur im oberen Plenum

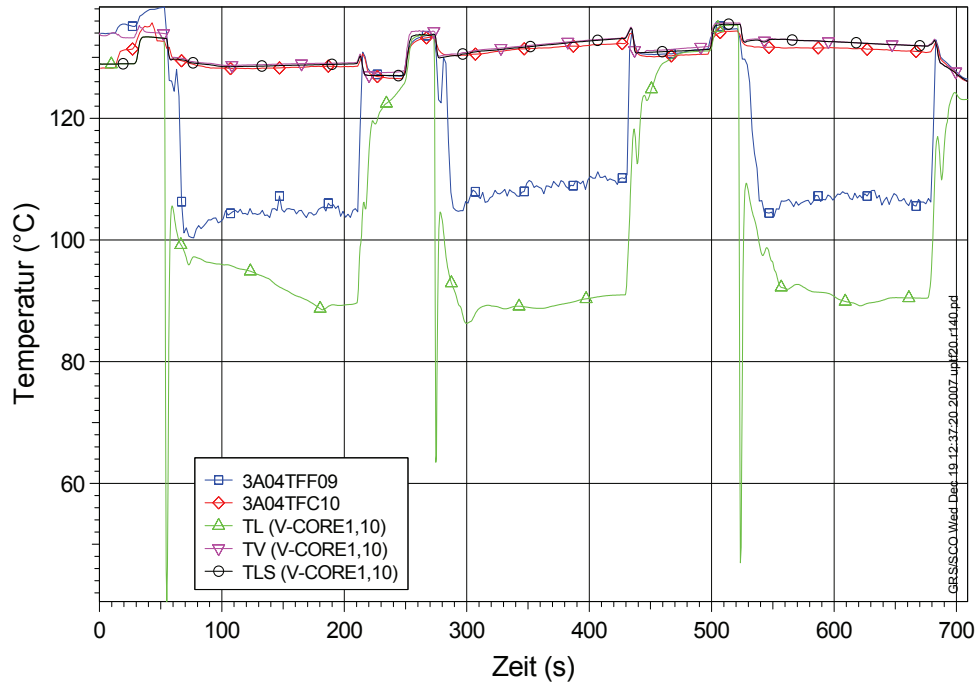


Bild 4.1-14: UPTF 20: Dampf- und Wassertemperatur unterhalb der BE-Kopfplatte

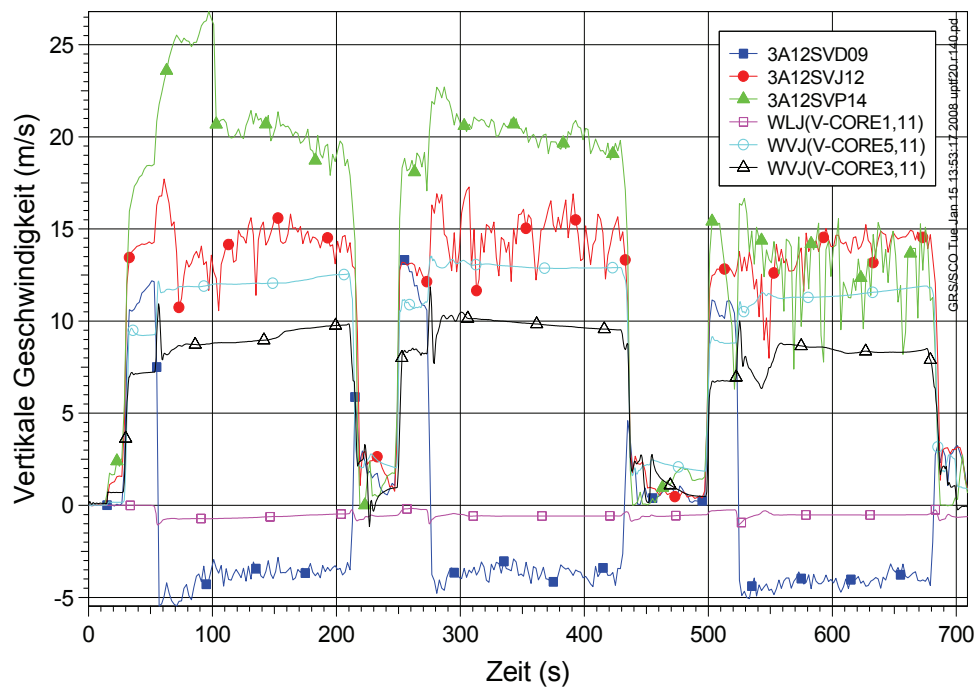


Bild 4.1-15: UPTF 20: Vertikale Dampf- und Wassergeschwindigkeit auf Höhe der BE-Kopfplatte

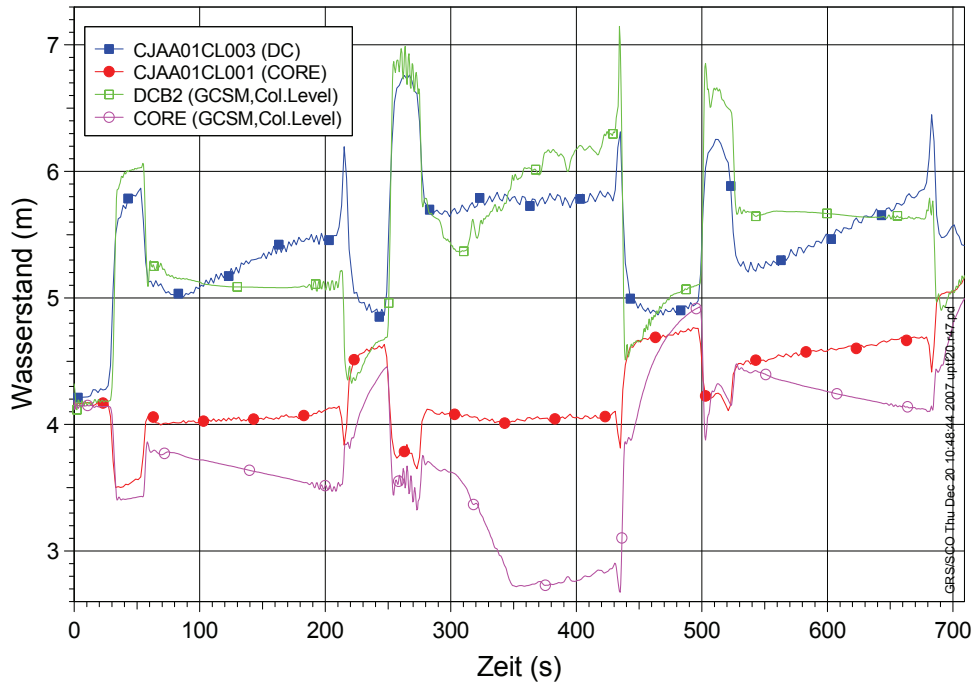


Bild 4.1-16: UPTF 20: Wasserstand in Ringraum und Kern (2-Kanal-Darstellung)

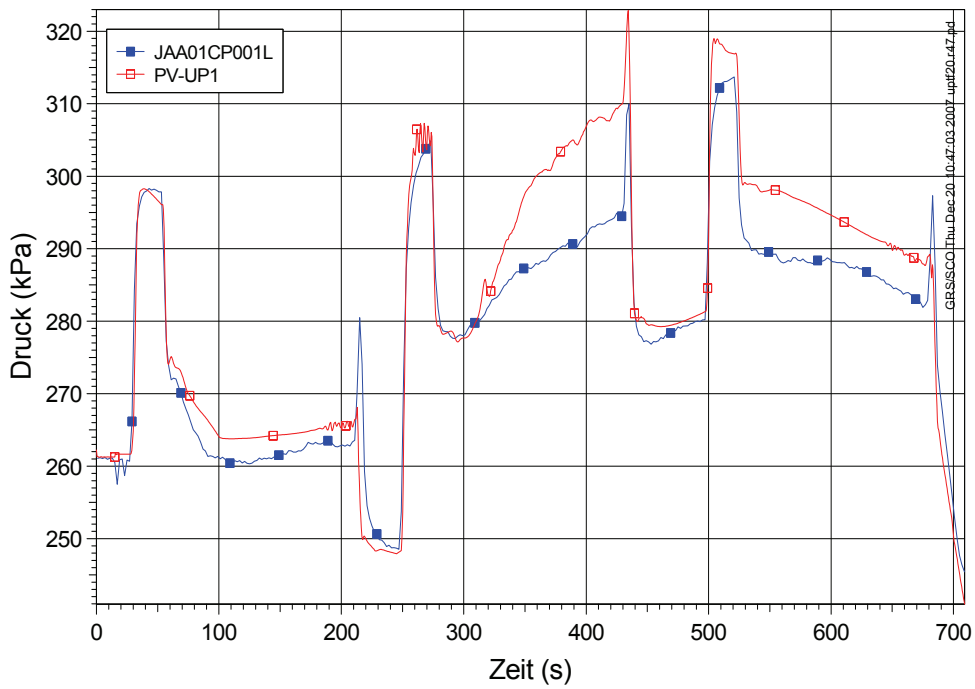


Bild 4.1-17: UPTF 20: Druck im oberen Plenum (2-Kanal-Darstellung)

4.1.3 Nachrechnung des Versuchs UPTF 10

Mit der gleichen Aufteilung in 5 parallele Kanäle im Kernbereich und im oberen Plenum wie bei der Nachrechnung des Versuchs UPTF 20 wurden die Versuchsläufe 080 (Phase A) und 081 (Phase B) des Einzeleffektexperiments UPTF 10 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B simuliert /GAL 08/.

Der Versuch UPTF 10 dient der Untersuchung zweiphasiger Strömungsvorgänge unter Kühlmittelverluststörfallbedingungen. Als auslösendes Ereignis wird ein Bruch im Primärkreislauf des Druckwasserreaktors angenommen, bei dem Kühlmittel vom Primärkreislauf ins Containment strömt. Der Bruch kann sich entweder in einem der heißen oder einem der kalten Stränge befinden. In Versuch 10 wird in der Versuchsanlage in Phase A ein heißseitiger und in Phase B ein kaltseitiger großer Bruch realisiert. Die einem großen Bruch entströmende Kühlmittelmenge führt zu einem schnellen Druckabbau im Primärkreislauf und es bildet sich Zweiphasenströmung aus.

In zeitlicher Folge betrachtet man die Druckentlastung, eine Gegenströmung im Ringraum, das Wiederauffüllen des unteren Plenums, das Fluten des Kerns sowie die Langzeitkühlung des Kerns. Die auftretenden zweiphasigen Gegenströmungsphänomene prägen den Erfolg der von oberhalb des Reaktorkerns als Wärmequelle durchgeführten Notkühlmaßnahmen während der Phase A. Der Versuch UPTF 10 Phase A ist ein Einzeleffektversuch hinsichtlich der Gegenströmung, der Versuch UPTF 10 Phase B ein Einzeleffektversuch hinsichtlich des Wassermittresses aus dem Kernbereich.

Die Phase A bestand aus zwei Teilen. Im ersten Teil begann die Dampfeinspeisung in den Kernsimulator nach 35 s mit einem Gesamtmassenstrom von 180 kg/s. Nach etwa 60 s wurde ein linear mit der Zeit abnehmender Massenstrom simuliert, dessen unterer Wert von 57 kg/s nach 185 s erreicht wurde. In dieser Periode wurde leicht unterkühltes Notkühlwasser mit einem Massenstrom von jeweils 100 kg/s in die heißen Stränge 1 und 3 eingespeist. Im zweiten Teil des Versuchs wurde die Dampfeinspeisung von 225 kg/s bei $t = 250$ s auf 54 kg/s bei $t = 340$ s heruntergefahren. Gleichzeitig wurden 400 kg/s Notkühlwasser in den heißen Strang 2 eingespeist /SIE 88b/. In dieser Phase A wurden sowohl die Pumpensimulatoren als auch das Bruchventil im kalten Strang geschlossen.

In der Phase B wurden gleichzeitig Dampf und unterkühltes Wasser in den Kernsimulator eingespeist. Dabei wurde in zeitlicher Abfolge drei verschiedene Dampfeinspeiseraten (124, 109 und 90 kg/s) simuliert. In dieser Phase waren sowohl das Bruchventil am kalten Strang (vollständig) als auch das Bruchventil am heißen Strang (teilweise) geöffnet.

Abb. 4.1-18 vergleicht den gemessenen und den berechneten Druck im oberen Plenum während der Phase A des Versuchs. Zu Beginn des Versuches stieg der Druck im Versuchsbehälter aufgrund des Einsetzens der Dampfeinspeisung in den Kernsimulator stark an. Nach Beginn der Notkühlwassereinspeisung verlangsamte sich der Druckanstieg einerseits aufgrund einer leichten Kondensation des Dampfes in den heißen Strängen und im oberen Plenum des Druckbehälters am Notkühlwasser andererseits aber hauptsächlich durch Abströmen des Dampfes aus dem gebrochenen heißen Strang 4. Der Druckverlauf im Versuchsbehälter erreichte sein Maximum nach 65 s und nahm dann der abnehmenden Dampfeinspeisung in den Kernsimulator entsprechend ab. Im zweiten Teil des Versuchslaufs war die Form des zeitlichen Druckverlaufs sehr ähnlich der im ersten Teil. Eine größere Amplitude ergab sich aus dem leicht vergrößerten Dampfmassenstrom und der verdoppelten Menge eingespeisten Notkühlwassers.

Der Wasserstand im unteren Plenum nahm im ersten Teil der Phase A monoton zu (Abb. 4.1-19). Dies deutet auf einen anhaltenden Wassermassenstrom vom oberen Plenum durch die Ebene der Kopfplatte in den Kernbereich hinein hin. Der Wassermassenstrom in den Kernbereich wurde mit einem abnehmenden in den Kernsimulator eingespeisten Dampfmassenstrom größer. Der Wasserdurchbruch erfolgt überwiegend im Bereich unterhalb der Einspeisestelle.

Der Druckunterschied zwischen oberem Plenum und Ringraum ließ den Wasserstand im Testbehälter bei Einsetzen der Dampfeinspeisung in den Kernsimulator zu Beginn des zweiten Teils leicht sinken und im Ringraum ansteigen. Dieses geringfügige Absenken des Wasserspiegels nach etwa 190 s konnte in der ATHLET Rechnung nicht nachvollzogen werden. Mit der Erhöhung der Notkühleinspeiserate ab $t = 225$ s, wird der Wasserdurchbruch vom Rechenprogramm überschätzt.

Die Abb. 4.1-20 und 4.1-21 zeigen den Druck im oberen Plenum und den Wasserstand im Druckbehälter während der Phase B des Versuchs. Unmittelbar nach Beginn der Dampfeinspeisung nach 26 s begann der Druck im Druckbehälter in guter Überein-

stimmung von Rechnung und Versuch um etwa 1 bar anzusteigen (Abb. 4.1-20). Mit dem Einsetzen der Wassereinspeisung jedoch wird der Systemdruck vom Rechenprogramm unterschätzt, was auf eine verstärkte Dampfkondensation in der Rechnung zurück zu führen ist. Die maximalen Abweichungen liegen bei etwa 10%.

Der Vergleich zwischen dem gemessenen und den berechneten Wasserstand im Druckbehälter zeigt, dass ATHLET den Wassermittels insbesondere in der Periode mit der höchsten Dampfeinspeiserate (124 kg/s, zwischen $t=70$ und $t=140$ s) deutlich unterschätzt. Zusätzliche Sensitivitätsstudien, mit der Variation des Strömungswiderstandes der Querverbindungen zwischen den parallelen Kernkanälen, haben zu keinen nennenswerten Verbesserungen der Rechenergebnisse geführt.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass sowohl die Gegenströmung an der Brennelement-Kopfplatte als auch Zeitpunkt und Umfang des Wasserdurchbruchs während der heißseitigen Einspeisung (Phase A) mit der gewählten Nodalisierung im Kernbereich zufrieden stellend nachgebildet werden konnten. Während der im Versuch simulierten Auffüllphase nach einem großen Bruch im kalten Strang (Phase B) wird der Wassermittels aus dem Kernbereich in Richtung heißer Stränge und Dampferzeuger jedoch erheblich unterschätzt. Nach eingehender Überprüfung der entsprechenden Modelle soll die Rechnung wiederholt werden.

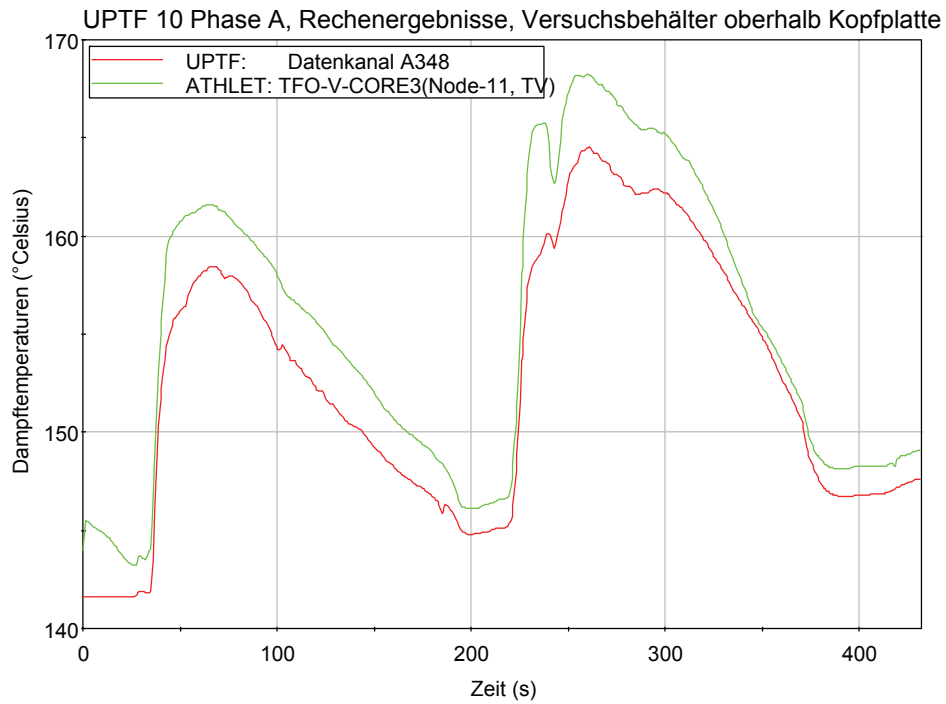


Bild 4.1-18: UPTF 10 – Phase A: Druck im oberen Plenum

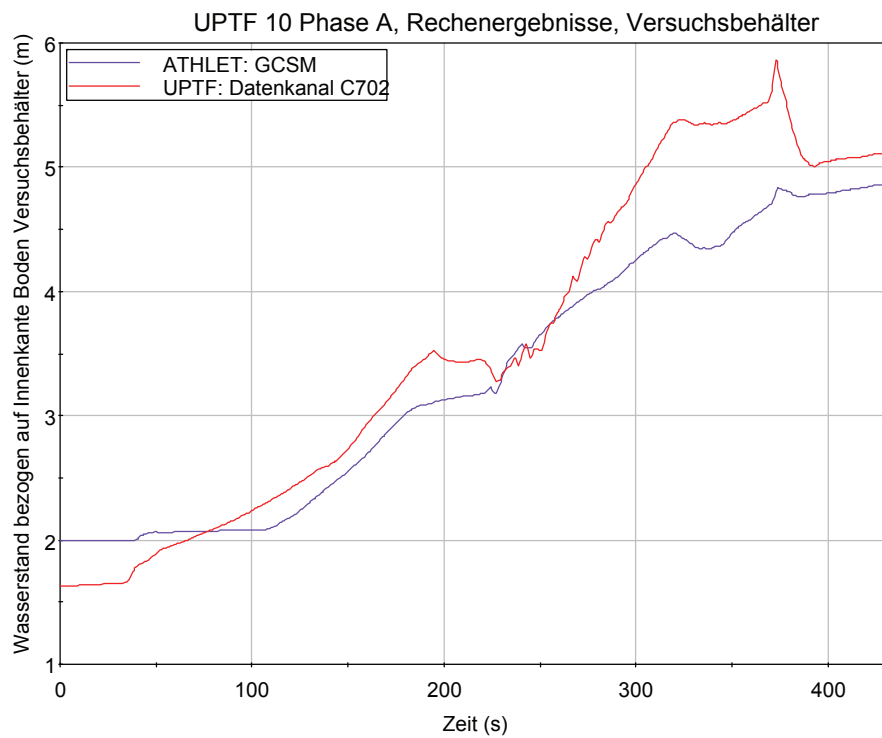


Bild 4.1-19: UPTF 10 – Phase A: Wasserstand im Druckbehälter

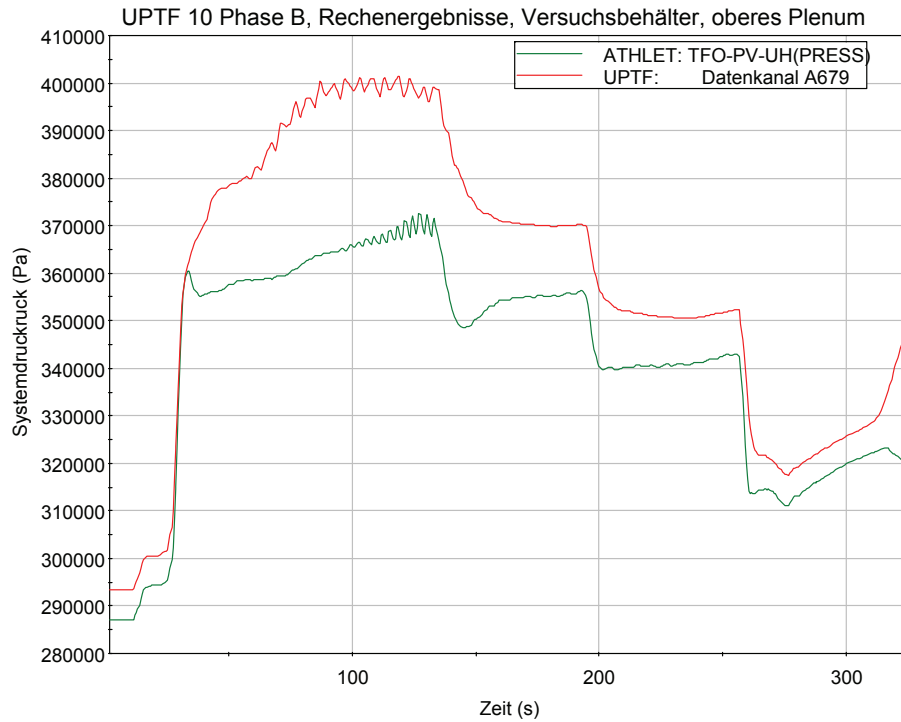


Bild 4.1-20: UPTF 10 – Phase B: Druck im oberen Plenum

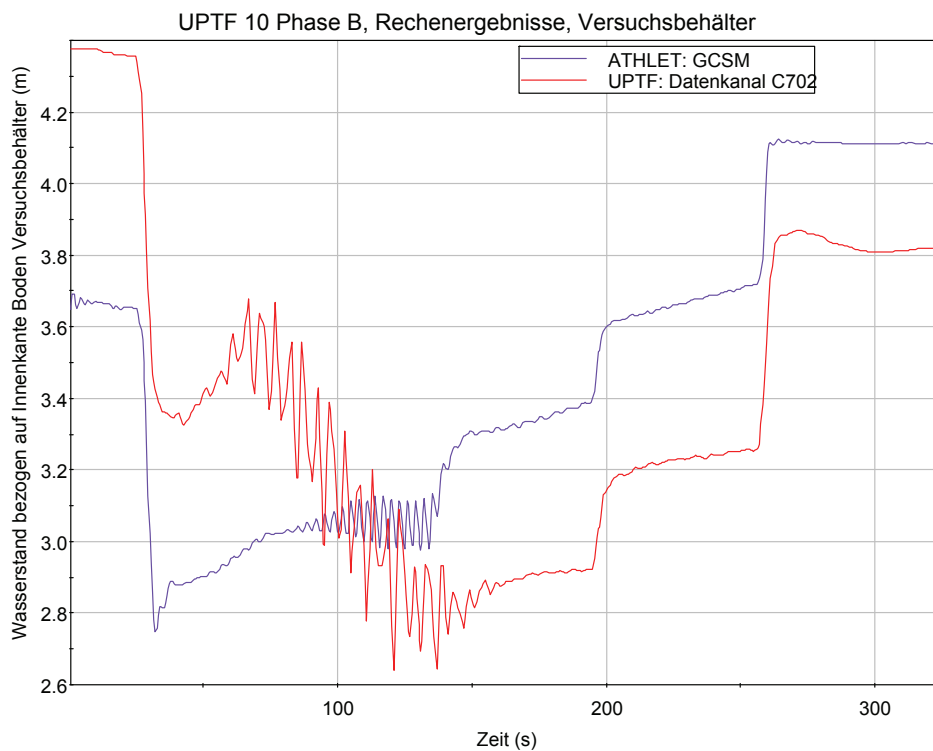


Bild 4.1-21: UPTF 10 – Phase B: Wasserstand im Druckbehälter

4.1.4 Nachrechnung der Versuchsreihe ROCOM T6655 mit ATHLET

4.1.4.1 Einleitung

Zur Überprüfung des Vermischungsverhaltens des ATHLET-Multikanalmodells für den Reaktordruckbehälter mit 8 Ringraumkanälen und 17 Kernkanälen, wie es zur Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge in Reaktoranalysen verwendet wird, wurden Versuche aus der Serie T6655 in der ROCOM-Anlage herangezogen. In diesen Versuchen wird das Wiederanlaufen des Naturumlaufes mit zwei deborierten Pfropfen unterschiedlicher Dichten in zwei der vier kalten Stränge simuliert. Neben den Nachrechnungen von fünf Versuchsläufen in der ROCOM-Anlage (Maßstab 1/5) wurden zusätzliche Rechnungen mit ähnlichen Randbedingungen, aber im Originalmaßstab 1:1 durchgeführt, um die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf die Originalanlage Konvoi zu untersuchen /HOR 09/.

In der Versuchsserie T6655 wurden insgesamt 9 Versuche mit Variation der Anfangs- und Randbedingungen durchgeführt (siehe Tabelle 4.1-6). Der Volumenstrom in den Schleifen war in allen Versuchen gleich.

Die Experimente wurden bei naturumlaufnahen Strömungsbedingungen durchgeführt. Da die Anlage ROCOM bei Umgebungstemperatur und ohne Wärmequellen bzw. -senken betrieben wird, kann sich ein Naturumlauf nicht von selbst einstellen. Die Zustände wurden vielmehr durch einen Betrieb der Umwälzpumpen bei entsprechend kleiner Drehzahl nachgebildet. Die notwendige Absenkung der Dichte im Pfropfen in einigen Experimenten wurde durch Zugabe eines Additivs erreicht.

Die Ergebnisse bestehen hauptsächlich in den mittleren und maximalen relativen Absenkungen der Borkonzentrationen (entspricht mittlerer und maximaler Tracerkonzentration in den Versuchen) am Kerneintritt sowie im relativen Konzentrationsverlauf für jedes Brennelement. Weiterhin liegen Messdaten vor, die die Veränderung der Konzentrationsverteilungen in zwei Messebenen im Ringraum (Downcomer) sowie an 2 der 4 RDB-Eintrittsstutzen wiedergeben.

Die in der Tabelle 4.1-6 angegebenen Rampenlängen beziehen sich zunächst auf die Frequenzregelung der Pumpen in Schleife 2 und 3. Durch die Trägheit der Pumpen

und des Mediums in den Schleifen läuft der Umlauf selbst verzögert an. Die Durchsatzrampen sind folglich gegenüber den Vorgaben etwas verkürzt. Die entsprechenden Werte sind in Tab. 4.1-6 in Klammern angegeben, d. h. die Rampenfunktion startet zum Zeitpunkt $t = 10$ s und erreicht nach weiteren 18 s ihren Endwert von 0,85 m/s.

Es ist davon auszugehen, dass in der Originalanlage ein Dichteunterschied zwischen dem deborierten Pfropfen und dem umgebenden Kühlmittel von etwa 2% vorliegt. Im Fall einer inhärenten Deborierung kann der Pfropfen eine höhere Temperatur haben, wodurch seine Dichte geringer ist. Hinzu kommt der Dichteinfluss der Borsäure. Um den Einfluss des Dichteunterschiedes auf die Vermischungsprozesse zu untersuchen, wurden die Experimente mit relativen Dichteunterschieden zwischen 0 und 2% (0 bis 10% im Originalmaßstab) durchgeführt. Die jeweils vorgegebene Dichteverringerung in den Pfropfen wurde im Experiment durch Zumischung einer entsprechenden Menge von Ethanol erreicht /GRU 03/.

Tabelle 4.1-6 Matrix der ROCOM-Versuchsserie T6655

Name	Dichtedifferenz [%]	Volumenstrom in Schleifen 1 und 4 [%] ²⁾	Endwert Volumenstrom in Schleifen 2 und 3 [%]	Länge der Rampe ¹⁾ in den Schleifen 2 und 3 [s]	Anzahl der Experimente
T6655_01	0	5	6	25 (18)	5
T6655_02	0	5	6	50 (40)	5
T6655_03	0	5	6	75 (61)	5
T6655_y1	0.25	5	6	25 (18)	1
T6655_x1	0.5	5	6	25 (18)	1
T6655_11	1	5	6	25 (18)	5
T6655_21	2	5	6	25 (18)	5
T6655_22	2	5	6	50 (40)	5
T6655_23	2	5	6	75 (61)	5

¹⁾ Dauer der Geschwindigkeitsrampe in Klammern

²⁾ In der Versuchsanlage sind es die Schleifen 3 und 4

4.1.4.2 Modellierung der ROCOM-Anlage mit ATHLET

Kernstück der Versuchsanlage ist das Reaktormodell des DWR Konvoi aus Plexiglas. Bis zum Kerneintritt sind alle wesentlichen Komponenten geometrisch ähnlich ausgeführt. Der Reaktorkern selbst ist stark vereinfacht. Die Brennelemente (BE) sind durch Rohre ersetzt, die eine Verbindung zwischen Kernein- und Kernaustritt herstellen, aber keine Quervermischung zwischen den BE ermöglichen. Vor jedem Brennelement befindet sich eine Öffnung mit dem Durchmesser 30 mm, die jeweils eine Messposition des eingesetzten Kerngittersensors enthält.

An dieser Stelle können zusätzliche Blenden eingesetzt werden, um den hydraulischen Widerstand der Brennelemente nachzubilden. Im oberen Plenum fehlen die Einbauten, wie z.B. die Antriebsgestänge und Führungsrohre für die Regelstäbe. Der Reaktordeckel ist flach, da er auf die Vermischungsverteilung bis zum Kerneintritt praktisch keinen Einfluss hat.

In einem ersten Arbeitsschritt wurde zunächst die ROCOM-Versuchsanlage im Maßstab 1:1 der Originalanlage Konvoi mit ATHLET Mod 2.1 Cycle C abgebildet. Diese Reihenfolge wurde gewählt, weil mit dem Multikanal-Modell für den Reaktordruckbehälter im Maßstab 1:1 umfangreiche Erfahrungen vorliegen. Dieses Multikanal-Modell besteht aus 8 parallelen Kanälen für den Ringraum und 17 Kanälen im unteren Plenum und im Kernbereich.

In Abb. 4.1-22 ist die Aufteilung der 193 Brennelemente (BE) in 17 Kernkanäle schematisch dargestellt. Die Aufteilung der BE in 17 Kernkanäle erfolgte ursprünglich im Hinblick auf die Anwendung eines 3-D-Kinetik Codes (z.B. QUABOX/CUBBOX). Eine brennelementweise Zuordnung wäre besser, sie erfordert aber eine wesentlich größere Rechenzeit und einen erheblichen Modellierungsaufwand. Um asymmetrische Strömungen erfassen zu können, ist die gewählte Modellierung unter Berücksichtigung des Zeitaufwandes ausreichend.

Die unmittelbar benachbarten RDB-Eintrittsstutzen der ROCOM-Kühlmittelschleifen KS-1 und KS-2, die den Kühlmittelschleifen 2 und 3 der Originalanlage entsprechen, sind direkt mit den Kernkanälen 2 und 3 verbunden und die der Schleifen 1 und 4 mit den Kernkanälen 7 und 6.

Der Bereich des unteren Plenums umfasst die Siebtonne und die Unterkante der Stauplatte. Oberhalb der Unterkante der Stauplatte, im Bereich der BE-Füße, sowie im Kernbereich wurde keine Quervermischung modelliert.

In der geometrisch ähnlichen Nachbildung wurde noch der jeweils letzte vor dem Reaktoreintritt liegende sowie der jeweils erste dem Reaktoraustrittsutzen folgende Krümmer der Hauptkühlmittelleitung berücksichtigt. Der Rest der Schleifen einschließlich der Dampferzeugermodelle und Hauptumwälzpumpen sind nicht geometrisch ähnlich, sondern nur bezüglich des enthaltenen Wasservolumens maßstäblich gestaltet, wodurch gleiche Umlaufzeiten des Kühlmittels wie in der Originalanlage realisiert werden können.

Für das Pumpenmodell wurden die homologen Kurven der Originalanlage verwendet, wobei der maximale Volumenstrom auf 185 m^3 begrenzt und die Förderhöhe der Pumpe auf 20% reduziert wurde. Die Modelle für die Ansteuerung der Heizungen, der Pumpen und Ventile sowie die für Aufbereitung der Analyseergebnisse sind identisch mit denen des Originalmodells.

Die Dichte des Deionatpfropfens wird durch eine Temperaturerhöhung eingestellt. Die Heizung wurde so modelliert, dass bei Erreichen des Dichtedifferenz-Sollwertes die Heizung ausgeschaltet wird.

Die Analysen wurden mit dem im Anwenderhandbuch /ATH 09/ empfohlenen Bortransportmodell BT=2 durchgeführt, das auch eine realistischere Übereinstimmung mit den Experimenten liefert. Diese Aussage konnte bereits bei Nachrechnungen von PKL-Versuchen getroffen werden /STE 06/.

4.1.4.3 Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchslaufs T6655_y1

Aus der Versuchsmatrix (Tab. 4.1-6) wurden die Versuchsläufe 01, y1, x1, 11 und 21 nachgerechnet /HOR 09/. Hier werden lediglich die Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchslaufs y1 zusammenfassend dargestellt. In diesem Versuch betrug die Dichtedifferenz 0,25 % (entspricht 1,25 % im Originalmaßstab) zwischen dem Deionatpfropfen und dem restlichen Kühlmittel. Dieser Versuch wurde auch mit dem CFD-Code CFX von ANSYS und mit der stand-alone Version des Moduls FLUBOX-3D simuliert /HEB 08, GRA 09/.

Die Abb. 4.1-23 bis 4.1-26 zeigen die berechneten maximalen und mittleren Vermischungsskalare (vgl. Gl. (2) im Kap. 3.1.5) im Ringraum oben und am Kerneintritt („ROCOM“) im Vergleich nicht nur mit den experimentellen Werten, sondern auch mit den Ergebnissen der Rechnung mit dem Originalmodell im Maßstab 1:1 („ORIGINAL“) und der CFX-Rechnung („CFX“).

Das Analyseergebnis vor dem RDB-Eintrittsstutzen zeigt eine vergleichbare mittlere Durchlaufzeit (Skalar=0,5) des Deionatpfropfens von 19 s aber eine um etwa 10% größere Vermischung beim Experiment-Mittelwert, die sich bis zum Kerneintritt fortsetzt.

Infolge der eindimensionalen Modellierung wäre auch ein 19 Sekunden langes Plateau mit einem Vermischungsskalar von 1 denkbar gewesen, wenn gar keine Vermischung berechnet wird. Auch wenn die Vermischung nur aus numerischer Diffusion resultiert ist dieses Ergebnis insofern bemerkenswert, da es der Realität relativ nahe kommt.

Im Allgemeinen werden die Vermischungsskalare am Kerneintritt vom Rechenprogramm überschätzt (Abb. 4.1-25, 4.1-26). Für den Versuchslauf T6655_y1 stimmt das gemessene Maximum im Kernkanal 4 relativ gut mit dem berechneten Kernkanal-Maximum überein. Der Unterschied ist kleiner als 10%.

Die Abb. 4.1-27 zeigt den berechneten Zustand am Kerneintritt zum Zeitpunkt des Minimums der Borkonzentration (96 s nach dem Start der Pumpen). Es ist zu erkennen, dass die minimale Borkonzentration, d.h. der höchste Vermischungsskalar im Bereich der Kernkanäle 2 und 3 liegt. Im Versuch trifft das Deionat zuerst unterhalb der Einspeiseposition am Kernkanal 3 und zuletzt am gegenüberliegenden Kernkanal 6 ein (Abb. 4.1-28). Die Maxima liegen im Bereich der Kernkanäle 5 und 8. Im Experiment ist ein leichter „Linksdrall“ zu beobachten, d.h. es strömt vermutlich mehr Deionat im Ringraum direkt in Richtung Kernkanal 4. Dieser Effekt kann mit der eindimensionalen Modellierung in ATHLET selbstverständlich nicht nachgebildet werden.

4.1.4.4 Zusammenfassende Bewertung

In den Tabellen 4.1-7 und 4.1-8 sind die berechneten Maximalwerte für die Vermischungsskalare im Ringraum bzw. am Kerneintritt und die entsprechenden Zeitpunkte im Vergleich zu den Versuchsläufen zusammengestellt.

Im Allgemeinen zeigen die erzielten Ergebnisse, dass:

- die Analysen ohne Dichteeinfluss eine zu geringe Vermischung liefern
- die Analysen mit geringem Dichteeinfluss eine relativ gute Übereinstimmung mit den Experimenten aber auch mit der CFX-Analyse /HER 08/ zeigen
- die Analysen mit großem Dichteeinfluss nur eine befriedigende Übereinstimmung liefern, was auch aus der Modellierung des Pumpenverhaltens bei hohen Dichteänderungen zurück zu führen ist.

Ein wesentliches Ergebnis neben den Maximal- und Mittelwerten der Vermischungskalare an den verschiedenen Messpositionen sind die BE-Positionen an denen die Maximalwerte gemessen wurden. Die berechneten maximalen Vermischungskalare liegen immer im Bereich der Kernkanäle 2 und 3, den Kühlmittelschleifen KS-1 und KS-2 entsprechend, wobei die Unterschiede mit steigender Dichtedifferenz abnehmen. Bei den Experimenten wandert das Maximum mit einem „Linksdrall“ bis zu den der Einspeisestelle gegenüberliegenden Kernkanälen.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse, dass das ATHLET-Multikanalmodell im Allgemeinen die Kühlmittelvermischung am Kerneintritt unterschätzt, und somit zu konservativen Ergebnissen für Reaktoranalysen führt. Im Vergleich zu den für die Übertragbarkeit auf die Originalanlage relevanten Versuchsläufen (niedrige Dichtedifferenz), zeigen die ATHLET-Ergebnisse dennoch eine zufriedenstellende bis gute Übereinstimmung mit den Messdaten sowie mit Ergebnissen entsprechender CFD-Analysen. Die ATHLET-Modelle sind damit eine für erste Abschätzungen von Vermischungsvorgängen geeignete und rechengünstige Methode.

Tabelle 4.1-7 Vergleich ROCOM-Analysen mit den Experimenten (Ringraum unten)

Exp.- Nummer	Dichtedifferenz Exp. / Analyse [%]	Max-Wert Experiment [%]	Max-Wert Analyse [%]	Zeitpunkt Experiment [s]	Zeitpunkt Analyse [s]
T_01	0 / 0	86	98	67	69
T_y1	0,25 / 1,25	81,6	86	74	83
T_x1	0,5 / 2,5	61,1	80 (58 ¹⁾)	79	84
T_11	1 / 5	39,7	70 (42 ¹⁾)	73	84
T_21	2 / 10	40,3	48 (41 ¹⁾)	92	92

1) Erstes Maximum

Tabelle 4.1-8 Vergleich ROCOM-Analysen mit den Experimenten (Kerneintritt)

Exp.- Nummer	Dichtedifferenz Exp. / Analyse [%]	Max-Wert Experiment [%]	Max-Wert Analyse [%]	Zeitpunkt Experiment [s]	Zeitpunkt Analyse [s]
T_01	0 / 0	64,0	92	77,4	84
T_y1	0,25 / 1,25	61,5	72	92,4	98
T_x1	0,5 / 2,5	44,4	61	90,4	98
T_11	1 / 5	28,7	48	79,3	84
T_21	2 / 10	30,5	39	85,8	104

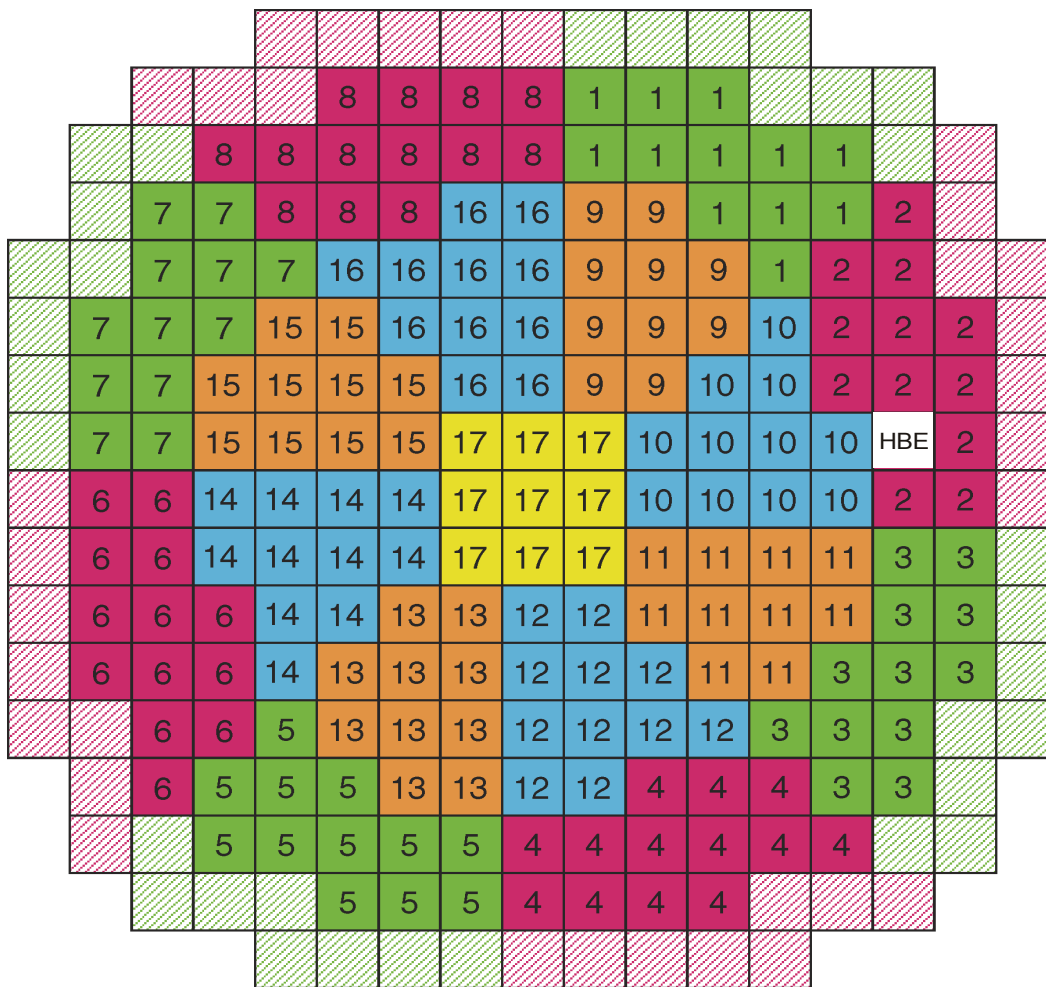


Bild 4.1-22: Aufteilung der 193 Brennelemente in 17 Kernkanäle

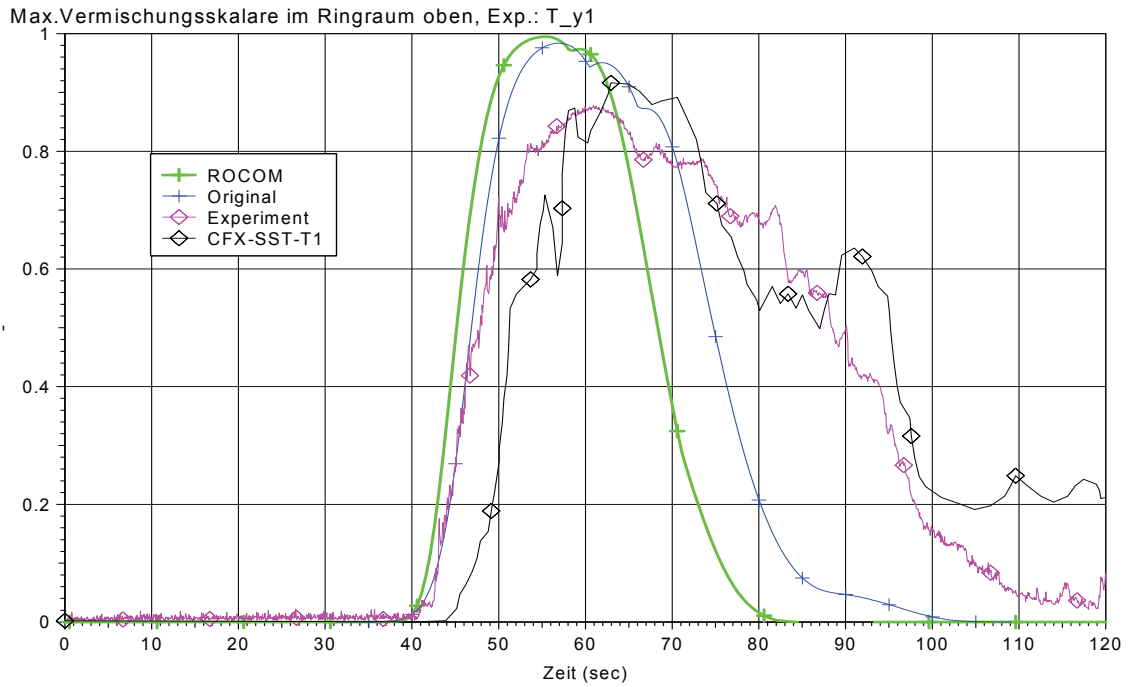


Bild 4.1-23: ROCOM T6655-y1: Maximale Vermischungskalare im oberen Ringraum

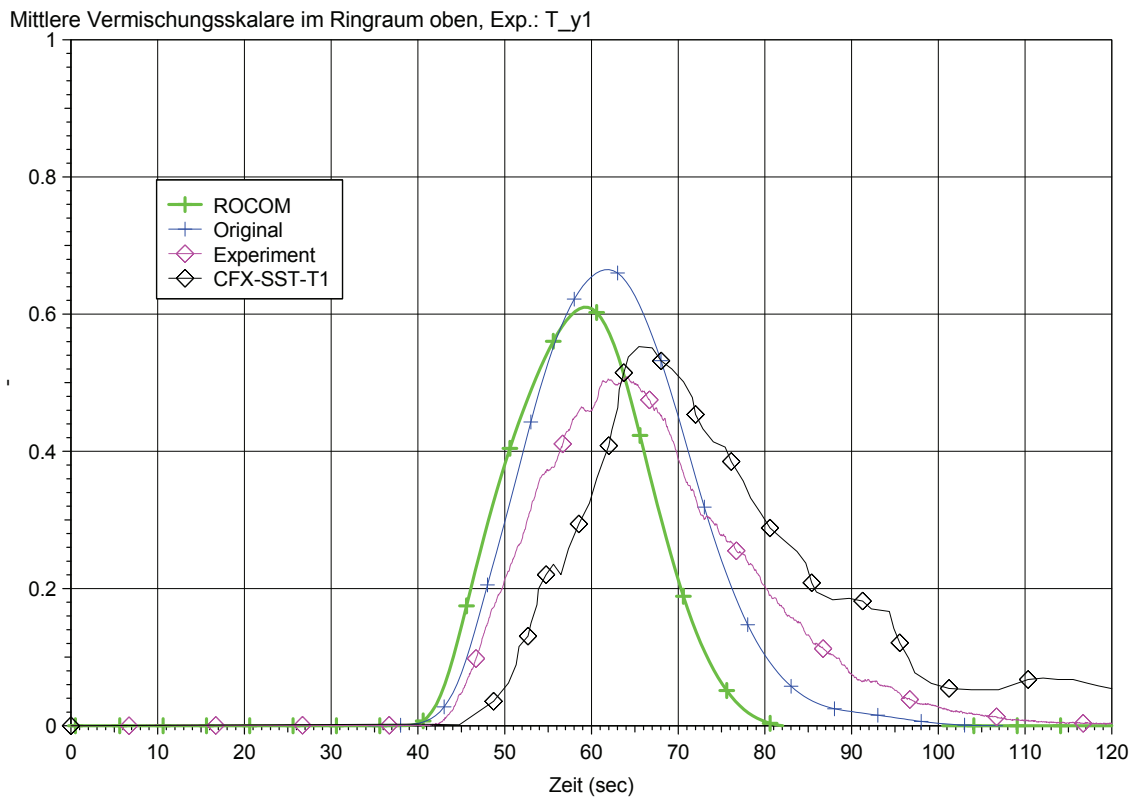


Bild 4.1-24: ROCOM T6655-y1: Mittlere Vermischungskalare im oberen Ringraum

Max. Vermischungskalare am Kerneintritt Exp.: T_y1

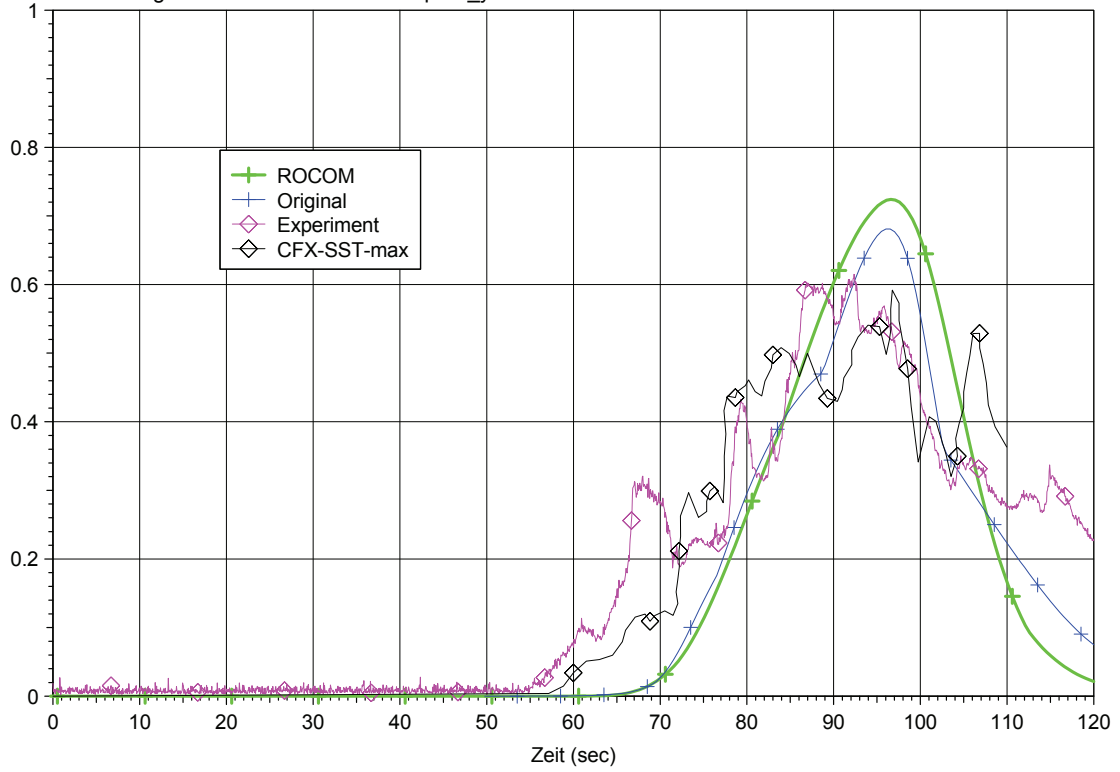


Bild 4.1-25: ROCOM T6655-y1: Maximale Vermischungskalare am Kerneintritt

Mittlere Vermischungskalare im Ringraum oben, Exp.: T_y1

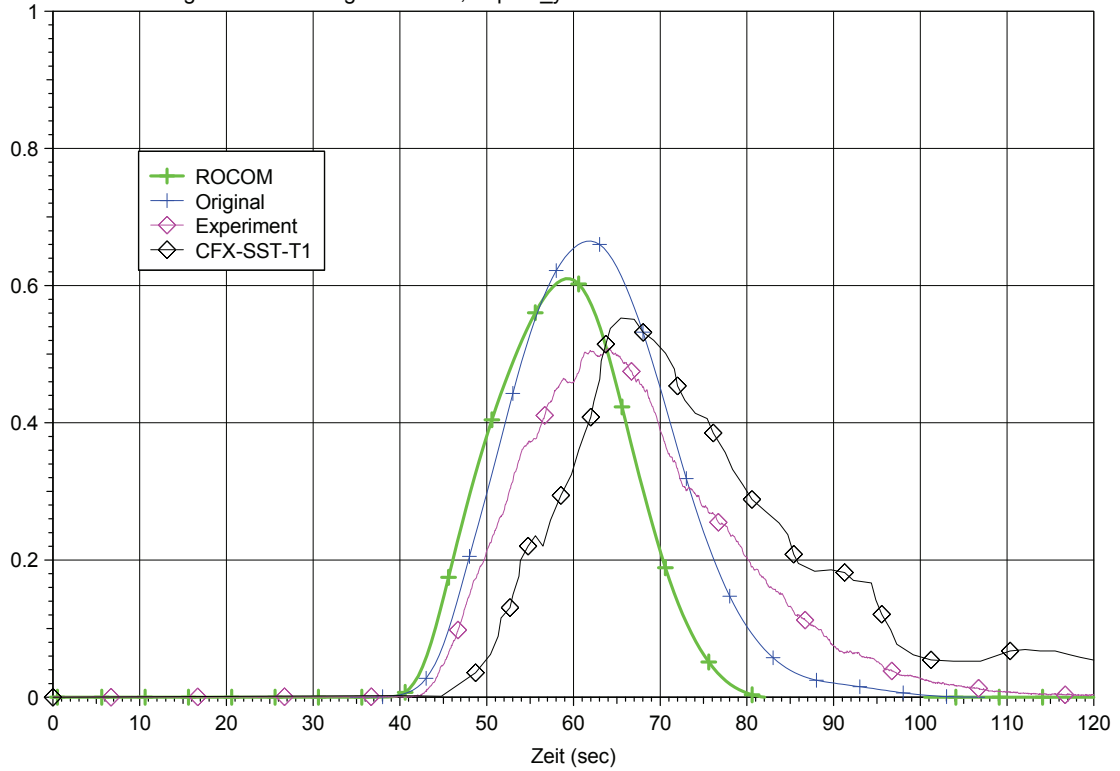


Bild 4.1-26: ROCOM T6655-y1: Mittlere Vermischungskalare am Kerneintritt

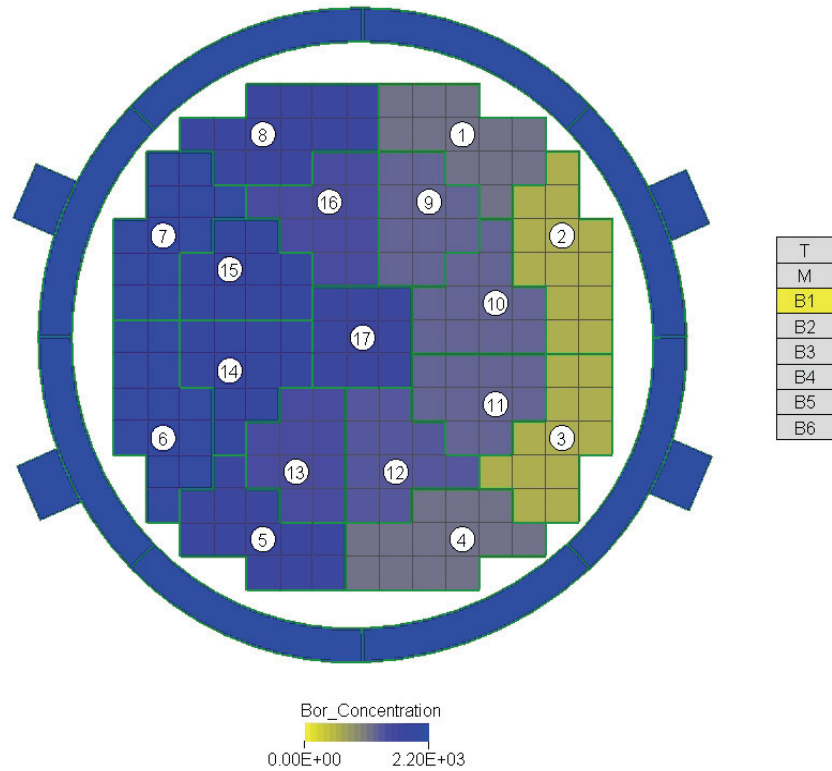


Bild 4.1-27: ROCOM T6655-y1: Multikanal-Darstellung für die Borkonzentration am Kerneintritt

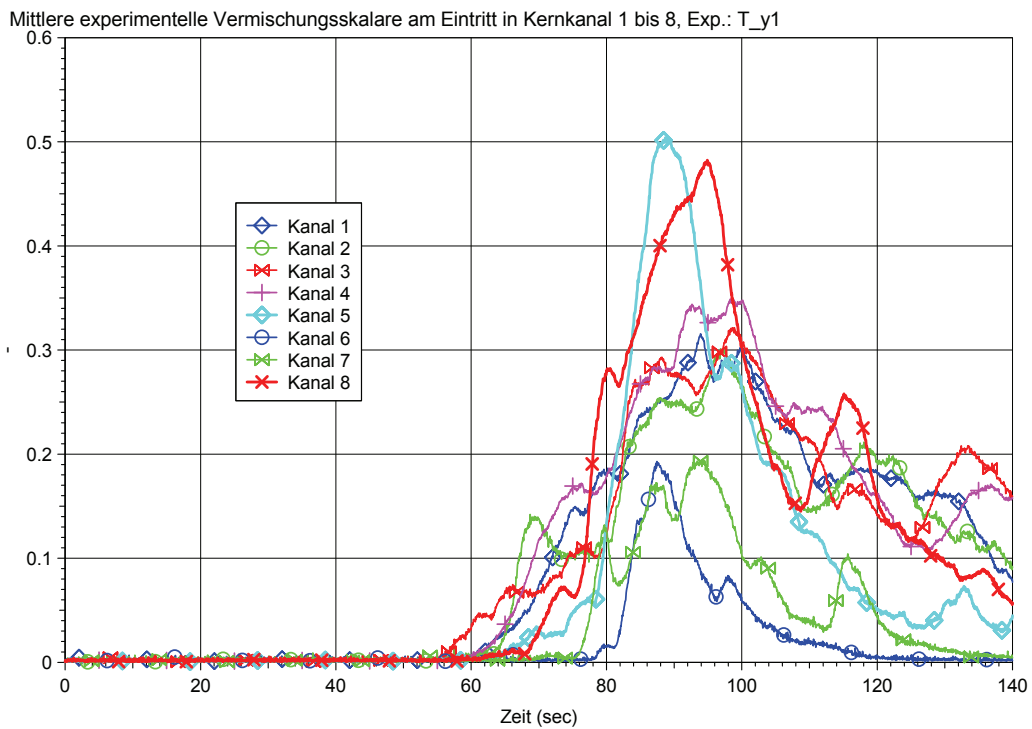


Bild 4.1-28: ROCOM T6655-y1: Mittlere experimentelle Vermischungskalare am Eintritt der Kernkanäle 1 bis 8

4.1.5 Nachrechnung des ROCOM-Versuchs T6655_y1 mit ATHLET/FLUBOX-3D

4.1.5.1 Einleitung

Aus dieser Versuchsreihe wurde der Versuchslauf T6655_y1 zur Überprüfung der gekoppelten Version ATHLET/FLUBOX-3D ausgewählt. In diesem Versuch, der auch mit dem CFD-Programm CFX und mit der stand-alone Version von FLUBOX nachgerechnet worden ist, beträgt der Dichteunterschied zwischen dem Kühlmittel und dem Pfropfen 0,25%, was übertragen auf die Realanlage einem Dichteunterschied von 1,25% entspricht.

Ziele der Nachrechnung waren, neben einer ersten Validierung des gekoppelten Rechenprogramms, die Überprüfung der Funktionsfähigkeit der Kopplungsalgorithmen anhand eines Vergleichs mit der Nachrechnung mit der stand-alone Version von FLUBOX-3D sowie das Aufzeigen von technischen Limitierungen bei der Kopplung.

4.1.5.2 Eingabedatensatz für die gekoppelte Version

Der für die gekoppelte Nachrechnung verwendete ATHLET-Datensatz basiert auf dem im Kap. 4.1.4.2 beschriebenen ROCOM-Datensatz /HOR 09/. Neben der Anpassung des Datensatzes an die gekoppelte Programmversion ATHLET Mod 2.0 Cycle B, wurde das ursprünglich geschlossene ATHLET-Netzwerk durch die Einführung eines Time-Dependent Volumens als oberes Plenum geöffnet.

Im kopplungsspezifischen Teil des Datensatzes sind vier Kopplungsstellen an den ringraumseitigen Enden der vier kalten Stränge definiert. Die Kopplung erfolgt auf ATHLET Kontrollvolumen-Ebene. Für den gekoppelten Abschnitt der Simulation werden die ATHLET-Thermofluidynamik-Objekte des Ringraums, unteren Plenums und Kerns ausgeschaltet (d.h. nicht integriert). Der entsprechende Anlagenbereich wird durch das FLUBOX-Geometriemodell abgedeckt.

Für die gekoppelte Nachrechnung wurde auf das bereits im Rahmen der ROCOM-Nachrechnung mit FLUBOX-Standalone erstellte Geometriemodell zurückgegriffen

/GRA 09/. Das diskrete Rechengitter wird zu Beginn der gekoppelten Rechnung durch Aufruf der Subroutine UGEOMET generiert. Änderungen am Geometriemodell erfordern eine Neuübersetzung des Programms ATHLET – FLUBOX-3D.

Abb. 4.1-29 und 4.1-30 zeigen das kartesische FLUBOX-Rechengitter mit ca. 15.000 Knoten. Der Abstand benachbarter Knoten beträgt etwa 3 bis 5 cm. Das Rechengitter deckt den Ringraum, das untere Plenum und den Kerneintrittsbereich ab. Die Siebtonne im unteren Plenum ist nicht abgebildet. Die Kerntrageplatte wird durch 193 Knoten (entsprechend den 193 Brennelementen) dargestellt, wobei die Querschnittsverengung aufgrund der originalen Lochung nicht simuliert wird.

Die Stützen der kalten Stränge sind durch jeweils 15 Knoten angedeutet, die außerhalb des Ringraums liegen (zu erkennen in Abb. 4.1-29 rechts). Da FLUBOX ein kartesisches Gitter verwendet, stellen diese Knoten jedoch keine ebene Teilfläche des Gittermodells dar. Für die Stützen kann daher auch nur näherungsweise eine Querschnittsfläche angegeben werden. Diese beträgt ca. 0,03 m², was etwa dem 1,2-fachen des Rohrquerschnitts der ROCOM-Anlage entspricht. Dies trägt der relativ groben Diskretisierung der ROCOM-Anlage Rechnung.

Alle Randbedingungen sind im FLUBOX-Inputfile spezifiziert. Den Knoten der angedeuteten kalten Stützen werden Kopplungsrandbedingungen zugewiesen. Der Gitterrand im Bereich des Kerneintritts erhält eine Druckrandbedingung. Alle übrigen Randknoten sind per Default als starre Wände mit Gleitrandbedingung definiert.

Für die Knoten der Kopplungsränder werden alle FLUBOX-Lösungsvariablen mit Ausnahme des Drucks von ATHLET als Randbedingung vorgegeben. Die thermofluidynamischen Größen werden aus den ATHLET-Lösungsvariablen der Leitung und des Kontrollvolumens berechnet, die der Kopplungsstelle am nächsten liegen. Dies sind die Leitung und das Kontrollvolumen am RDB-seitigen Ende der kalten Stränge.

Da der Strömungsquerschnitt der FLUBOX-Kopplungsränder nicht exakt bekannt ist, kann aus dem ATHLET-Massenstrom der Leitung auf dem Kopplungsrand nicht unmittelbar die FLUBOX-Lösungsvariable $\rho \cdot v$ berechnet werden. Vielmehr muss bei der Berechnung auf einen empirischen Korrekturfaktor zurückgegriffen werden, der bereits im Rahmen der FLUBOX stand-alone Rechnung ermittelt wurde /GRA 09/. Der Korrekturfaktor resultiert aus dem Quotienten des aus dem Versuch bekannten Massenstroms und des berechneten Massenstroms am Kerneintritt. Dieses Vorgehen ermög-

licht jedoch keine strenge lokale Massenerhaltung an der Kopplungsstelle, was bei einer eng gekoppelten Rechnung mit Druck-Rückkopplung von FLUBOX auf ATHLET zu Druckoszillationen führen kann. Um dem vorzubeugen, wurde der Druck in den fiktiven ATHLET-Randkontrollvolumen am RDB-seitigen Ende der kalten Stränge während der gesamten gekoppelten Transiente nicht von FLUBOX berechnet sondern als konstant angenommen (einseitige Kopplung). Hierdurch ist kein nennenswerter Einfluss auf den Verlauf der Transiente zu erwarten. Die Subroutinen zum Austausch der physikalischen Kopplungsgrößen mussten entsprechend den dargestellten Einschränkungen für die ROCOM-Nachrechnung angepasst werden.

Der Vermischungsskalar wird im Experiment unter Verwendung der Konzentration des beigemischten Tracers NaCl bestimmt. Da FLUBOX über kein Transportmodell für einen Tracer verfügt, kann der Vermischungsskalar nur aus der Dichte des Kühlmittels abgeleitet werden, die eine Funktion der Enthalpie ist.

Für die Pfropfenenthalpie ist bei der gekoppelten Rechnung die Enthalpie der im ATHLET-Rechengebiet vorgelegten Kühlmittelpfropfen einzusetzen. Für die mit FLUBOX stand-alone dargestellten Ergebnisse wurde die als Randbedingung an den RDB-Eintrittsstutzen vorgegebene Enthalpie verwendet, die die Vermischung in den kalten Strängen nicht berücksichtigt.

Konsequenterweise wurde auch innerhalb des ATHLET Rechengebiets der Vermischungsskalar aus der Enthalpie bestimmt. Die verringerte Dichte der vorgelegten Kühlmittelpfropfen wurde durch Aufheizen und nicht durch Deborierung eingestellt.

4.1.5.3 Ergebnisse der Nachrechnung

Die mit der gekoppelten Programmversion ATHLET – FLUBOX-3D erzielten Ergebnisse der Validierungsrechnung zu Versuch ROCOM T6655_y1 sind in den Bildern 4.1-31 bis 4.1-36 zusammengefasst. In den Diagrammen kennzeichnen Kurven mit ausgefüllten Symbolen Ergebnisse der Rechnung mit dem gekoppelten Programm ATHLET – FLUBOX-3D. Die Kurven sind in der Regel mit „ATHLET“ oder „FLUBOX“ bezeichnet, was auf das Programm und das Rechengebiet hinweist, in dem die jeweilige Größe berechnet wurde. Zum Vergleich dargestellte Ergebnisse der Nachrechnung mit FLUBOX stand-alone oder des ROCOM Versuchs sind mit offenen Symbolen gekennzeichnet und entsprechend betitelt.

Abb. 4.1-31 zeigt den Mittelwert für den Vermischungsskalar an den RDB-Eintrittsstutzen der Schleifen KS-1 und KS-2. Es ist zu erkennen, dass die Rechnung einen um etwa 20% zu geringen Wert liefert. Somit wird die mit ATHLET berechnete Vermischung im kalten Strang überschätzt, was eine Folge der dissipativen Eigenschaft des Rechenverfahrens ist.

Der mittlere Vermischungsskalar im oberen Ringraum wird in der gekoppelten Rechnung um etwa 50% unterschätzt, d.h. die Vermischung wird deutlich überschätzt (Abb. 4.1-32). Die Rechnung mit FLUBOX Standalone liefert erwartungsgemäß etwas größere Werte für den Vermischungsskalar, da hier die kalten Stränge nicht simuliert wurden und eine höhere Pfropfenenthalpie am Eintrittsstutzen als Randbedingung vorlag. Das leichte Ansteigen des Vermischungskalars innerhalb der ersten vierzig Sekunden der gekoppelten Rechnung weist auf einen nicht vollständig stationären Zustand im FLUBOX-Rechengbiet zu Beginn der Transiente hin.

Der maximale Vermischungsskalar wird ebenfalls zu gering berechnet (Abb. 4.1-33). Der Zeitpunkt, zu dem das Maximum des Vermischungskalars die Messebene im oberen Ringraum passiert, wird von der Simulation zutreffend wiedergegeben.

Im Vergleich zum Experiment liefert die Rechnung auch am Kerneintritt zu niedrige Werte für den mittleren und maximalen Vermischungsskalar (Abb. 4.1-34 und 4.1-35). Allerdings sind die Abweichungen des mittleren Vermischungskalars mit etwa 25% geringer als im Ringraum, was durch die Nichtberücksichtigung der Siebtonne und ihrer Mischwirkung verursacht sein kann. Der maximale Vermischungsskalar wird von der Rechnung deutlich unterschätzt und beträgt etwa 0,25 (gegenüber 0,6 im Experiment).

Neben dem mittleren und maximalen Vermischungsskalar ist auch die räumliche Verteilung des Vermischungskalars von wesentlicher Bedeutung. Abb. 4.1-36 zeigt den Vermischungsskalar in Simulation und Experiment am Kerneintritt. Als Zeitpunkt ist der Moment des Auftretens des maximalen Vermischungskalars (minimale Vermischung) nach etwa 92,5 s gewählt. Während die Rechnung die geringste Vermischung zwischen den beiden Schleifen KS-1 und KS-2 zeigt, liefert der Versuch zwei Borierungsminima in der Umgebung der beiden Schleifen KS-3 und KS-4.

4.1.5.4 Zusammenfassende Bewertung

Die Nachrechnung liefert in den mit ATHLET abgebildeten kalten Strängen zu geringe Werte für den Vermischungsskalar. Dies ist eine Folge des dissipativen ATHLET-Verfahrens und könnte bei Verwendung des in ATHLET zur Verfügung stehenden Bortransportmodells vermieden werden. Der Vermischungsskalar würde dann anstatt über die Enthalpie über die Borkonzentration berechnet /HOR 09/. Da FLUBOX jedoch über kein eigenes Bortransportmodell verfügt, wurde im Rahmen der gekoppelten Rechnung hierauf verzichtet.

In den mit FLUBOX abgebildeten Anlagenbereichen wird der mittlere Vermischungsskalar um etwa 50% (Ringraum) bzw. um etwa 25% (Kerneintritt) zu klein berechnet. Neben dissipativen Effekten können hierfür auch Modellunsicherheiten (wie beispielsweise das Turbulenzmodell mit den an den Eintrittsstutzen vorgegebenen Turbulenzparametern) oder Diskretisierungsfehler auf Grund der recht groben Nodalisierung der ROCOM-Geometrie verantwortlich sein. Beides wurde im Rahmen der vorliegenden Rechnung nicht weitergehend untersucht, da zur Validierung der Kopplung auf vorliegende Datensätze und bestehende Vergleichsrechnungen zurückgegriffen werden sollte. Die leichte Verbesserung der Ergebnisse vom Ringraum zum Kerneintritt kann eine Folge der nicht detailgetreuen Nachbildung des ROCOM-RDB sein, bei der auf die Abbildung der Siebtonne und ihrer Mischwirkung verzichtet wurde.

Die räumliche Verteilung des Vermischungsskalars am Kerneintritt wird von FLUBOX nur unzureichend wiedergegeben. Dies ist eine unmittelbare Folge der dreidimensionalen Strömungseffekte im Ringraum, die FLUBOX nicht korrekt nachbildet. Die Gebiete der geringsten Vermischung werden (ähnlich wie in der Nachrechnung mit der ATHLET-Multikanalardarstellung /HOR 09/) im Bereich der Schleifen KS-1 und KS-2 ermittelt, über die die Einspeisung der Kühlmittelpfropfen erfolgt. Demgegenüber traten im Experiment Vermischungsminima im Bereich der Schleifen KS-3 und KS-4 auf.

Im Vergleich zu der früher durchgeführten Rechnung mit FLUBOX stand-alone /GRA 09/ sind die mit dem gekoppelten Programm berechneten Vermischungsskalare an allen Anlagenpositionen kleiner, da von bereits vermischten Kühlmittelzuständen an den RDB-Eintrittsstutzen ausgegangen wird. Qualitativ werden die mit FLUBOX stand-alone erzielten Ergebnisse jedoch zuverlässig reproduziert. Die verwendeten Kopp-

lungsalgorithmen zur Steuerung der Zeitschrittweiten und zum Datenaustausch an mehreren Kopplungsstellen konnten somit erfolgreich getestet werden.

Die genaue geometrische Beschreibung der FLUBOX Kopplungsstellen hat sich aufgrund des von FLUBOX verwendeten kartesischen Rechengitters als schwierig erwiesen. Die nicht exakt zu bestimmende Querschnittsfläche der Stützen der kalten Stränge verhindert eine strenge lokale Massenerhaltung an den Kopplungsstellen. Um die Massenerhaltung näherungsweise zu gewährleisten, wurde bereits im Rahmen der Rechnung mit FLUBOX stand-alone ein Korrekturfaktor bestimmt, mit dem die an den Stützen vorgegebenen Randbedingungen für FLUBOX angepasst werden müssen. Der Einsatz geometrieangepasster Gitter würde sowohl die Darstellung eindeutig definierter Kopplungsflächen ermöglichen als auch die Abbildung nicht-kartesischer Anlagenbereiche vereinfachen, dies jedoch auf Kosten eines höheren technischen Aufwands bei der Generierung und Verarbeitung der Gitter.

Hinsichtlich der Effizienz des gekoppelten Programmsystems zeigt sich, dass bei Verwendung des modifizierten zweischrittigen Fractional-Step Verfahrens in FLUBOX zufriedenstellend große Zeitschrittweiten erzielt werden können. Für die recht grobe Nodalisierung der ROCOM-Anlage mit ca. 15.000 FLUBOX-Gitterknoten sind die verbrauchten Rechenzeiten dennoch unerwartet groß. Ursächlich hierfür ist zum Einen der höhere Rechenzeitbedarf des zweischrittigen Fractional-Step Verfahrens und zum Anderen das für CFD-Anwendungen sehr aufwändige FEBE-Extrapolationsverfahren zur Steuerung der Zeitschrittweiten und Fehlerkontrolle. Durch hierzu alternative Verfahren, aber auch durch Parallelisierung oder Einführung einer Symmetrierandbedingung, könnte die Effizienz von FLUBOX innerhalb des gekoppelten Programms gesteigert werden.

Insgesamt bleibt festzuhalten, dass die gekoppelte Nachrechnung des Versuchs ROCOM T6655_y1, bei Verwendung der bereits für die Rechnungen mit ATHLET und FLUBOX stand-alone entwickelten Datensätze, Geometriemodelle und Randbedingungen, die experimentellen Ergebnisse nicht zufriedenstellend reproduzieren kann. Im Gegensatz zu den Nachrechnungen mit CFX wird die Vermischung sowohl von FLUBOX stand-alone also auch von ATHLET – FLUBOX-3D überschätzt, so dass die Ergebnisse hinsichtlich der Unterkritikalität bei Deborierungsereignissen nicht konservativ sind.

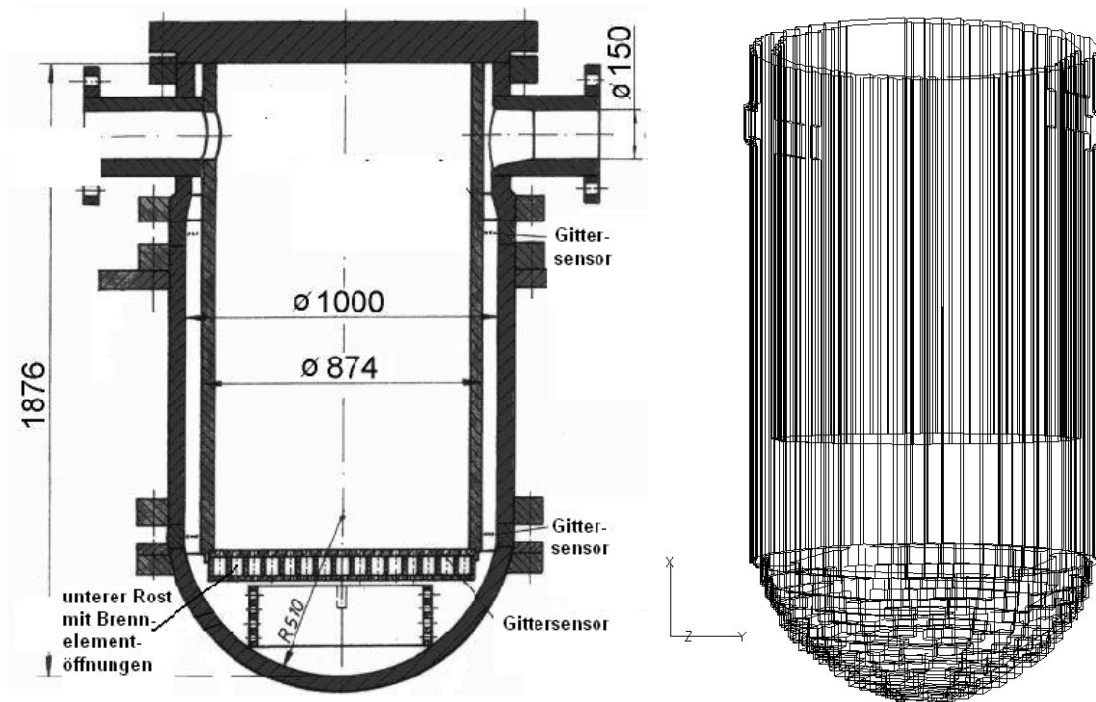


Bild 4.1-29: Längsschnitt durch das ROCOM Reaktormodell (links) und diskretes FLUBOX-Modell (rechts)

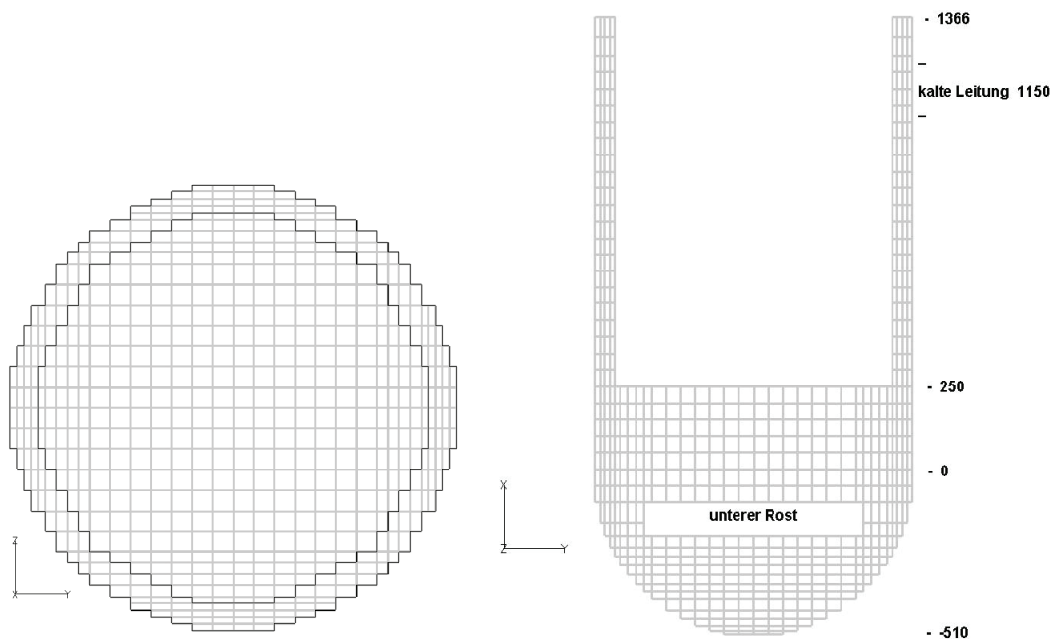


Bild 4.1-30: Quer- und Längsschnitt durch das diskrete FLUBOX-Geometriemodell

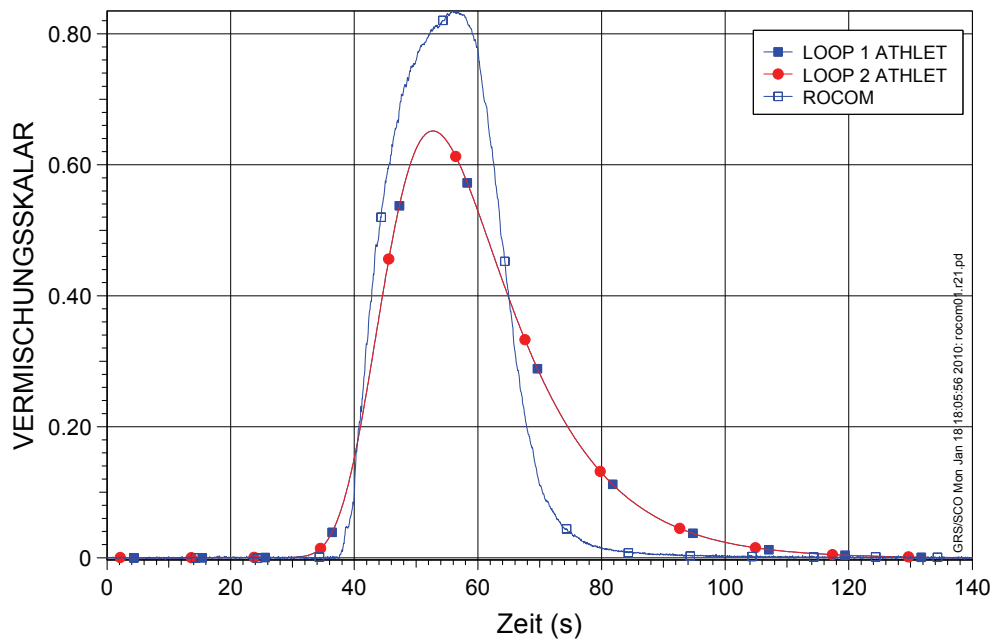


Bild 4.1-31: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar am RDB-Eintritt

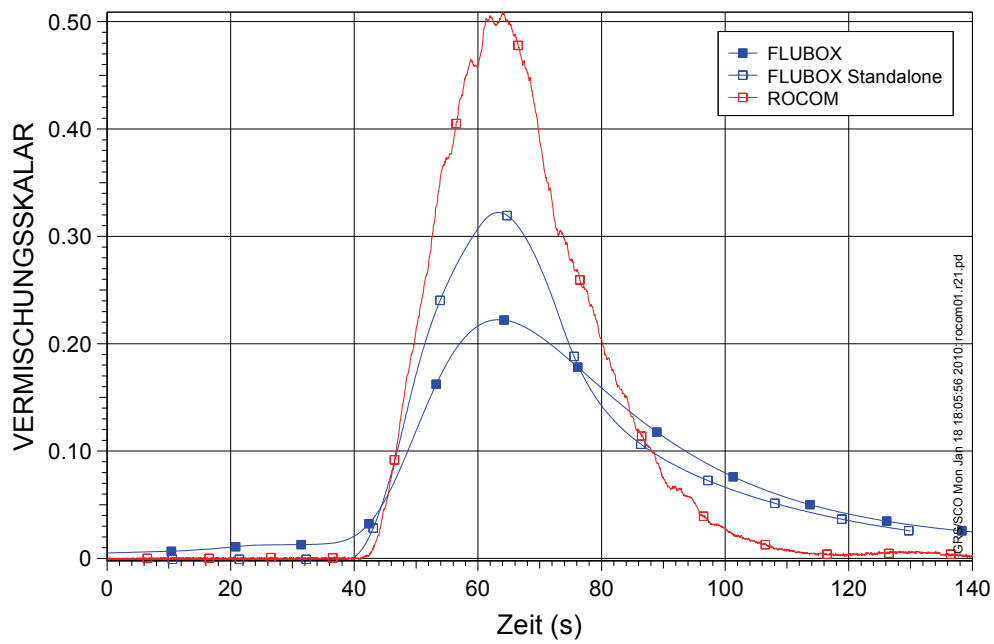


Bild 4.1-32: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar im oberen Ringraum

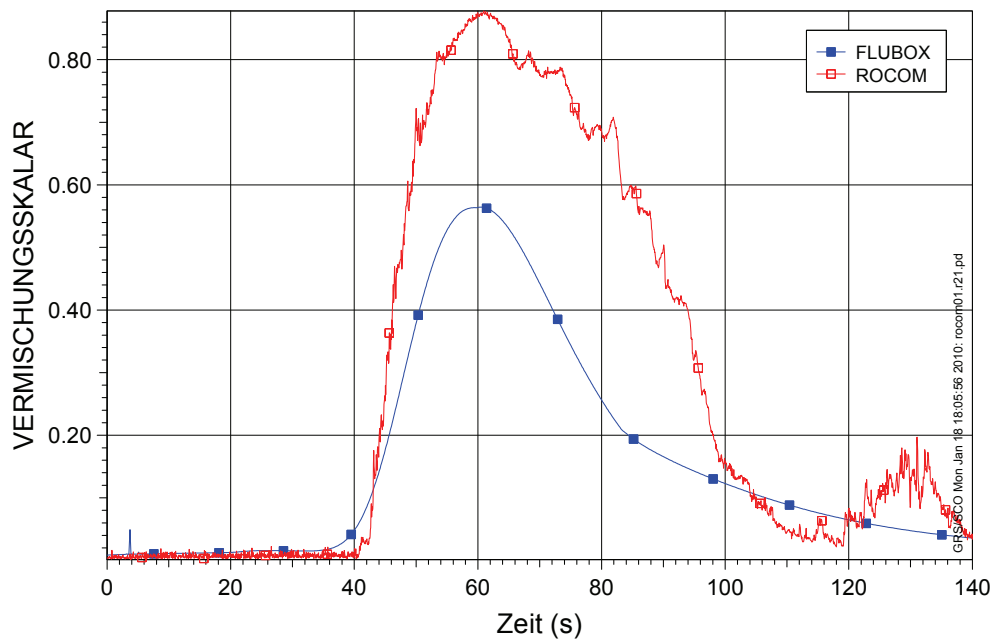


Bild 4.1-33: ROCOM T6655-y1: Maximaler Vermischungsskalar im oberen Ringraum

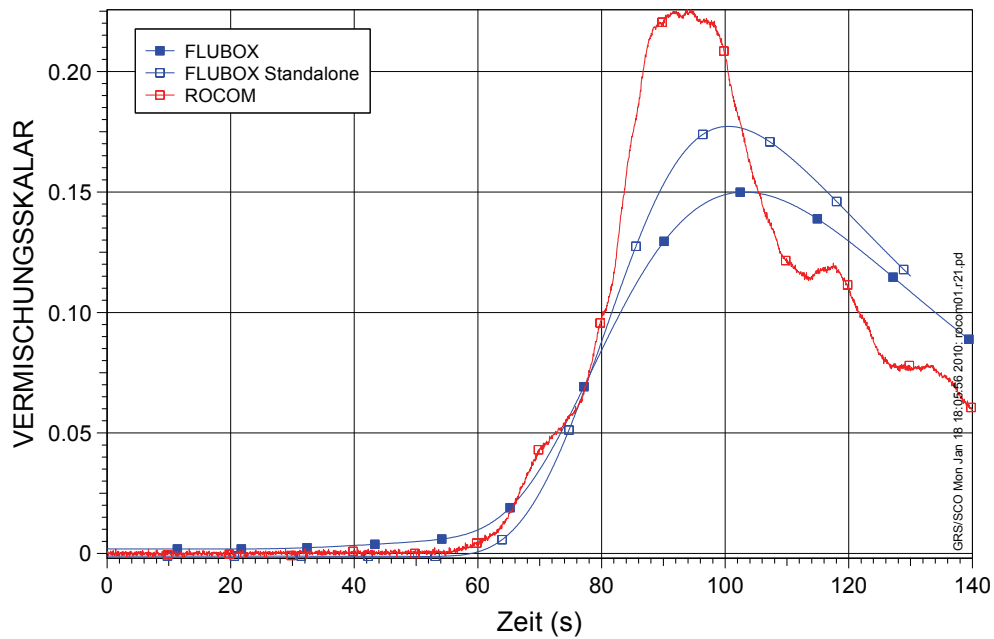


Bild 4.1-34: ROCOM T6655-y1: Mittlerer Vermischungsskalar am Kerneintritt

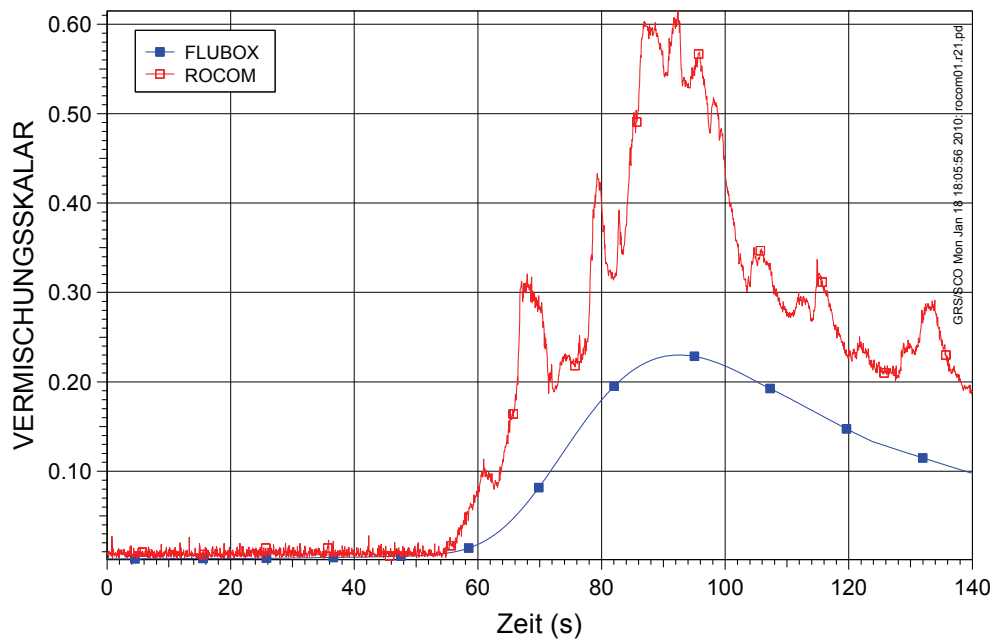


Bild 4.1-35: ROCOM T6655-y1: Maximaler Vermischungsskalar am Kerneintritt

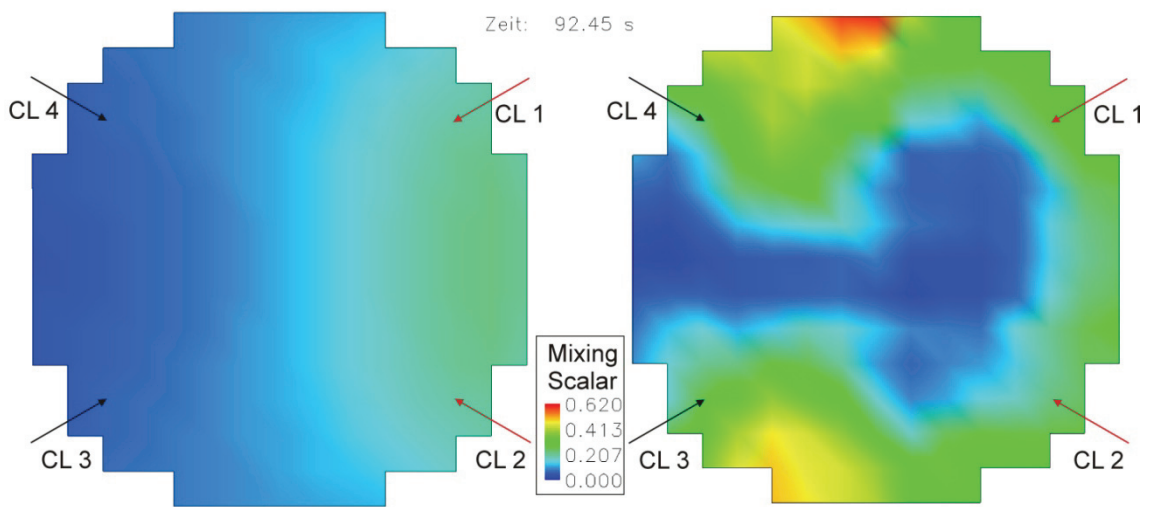


Bild 4.1-36: ROCOM T6655-y1: Vermischungsskalar am Kerneintritt in Simulation (links) und Experiment (rechts)

4.2 Simulation von nicht-kondensierbaren Gasen

Die folgenden Integralexperimente wurden zur Validierung der Modellierung von nicht-kondensierbaren Gasen und deren Einfluss auf zweiphasige Strömungsvorgänge und auf die Wärmeübertragung in Dampferzeugern verwendet:

- PKL-III F2.1 (Reflux-Condenser-Mode bei Ausfall der Not- und Nachkühlsysteme im $\frac{3}{4}$ -Loop-Betrieb)
- ROSA/LSTF SB-PV-10 (0,1%-Bruch im unteren Plenum mit sekundärseitiger Druckentlastung über einen Dampferzeuger als Notfallschutzmaßnahme sowie Stickstoffeinspeisung in den Primärkreislauf nach dem Entleeren der Druckspeicher)
- PKL-III G1.1 und G1.1a (Systematische Untersuchung zur Wärmeübertragung in den Dampferzeuger-U-Rohren in Anwesenheit von Stickstoff als Funktion des Primärkreisinventars im Einzel-Loop-Betrieb).

4.2.1 Nachrechnung des PKL-III Versuchs F2.1

4.2.1.1 Einleitung

Der Versuch PKL-III F2.1 wurde im Rahmen des internationalen OECD PKL Projekts an der PKL-Versuchsanlage in Erlangen durchgeführt. Ziel des Versuchs war eine Untersuchung der Deborierungsvorgänge im Pumpenbogen während des Reflux-Condenser-Modus, die sich bei einem unterstellten Ausfall der Not- und Nachkühlsysteme während des $\frac{3}{4}$ -Loop-Betriebs beim Abfahren eines DWR deutscher Bauart ergeben. Deboriertes Wasser aus dem Pumpenbogen könnte bei Wiedereinsetzen des Naturumlaufs zu einer Rekritikalität des Reaktorkerns führen /SCO 07/. Deshalb wurden auch die Auswirkungen von Druckspeichereinspeisungen sowie primär- und sekundärseitiger Druckentlastung untersucht.

Der Versuch bestand aus drei einzelnen Testläufen (Run 1 bis Run 3). Im Versuchslauf Run 1, der für die Nachrechnung herangezogen wurde, war der Druckhalter heiß, der Primärkreis auf $\frac{3}{4}$ -Loop-Niveau und der Deckelbypass betrug 0,5%. Die Druckspeichereinspeisungen erfolgten in die heißen Stränge 1 und 4 und in die kalten Stränge 2

und 3. Im Versuchslauf Run 2 war der Primärkreisfüllstand auf der Höhe der Unterkante der heißen Stränge und der Druckhalter kalt. Während des Versuchs kam es zusätzlich zu einer Niederdruck-Einspeisung in den kalten Strang 4 und einer Hochdruck-Einspeisung in den heißen Strang 4. Der Versuchslauf Run 3 wurde mit einem kalten Druckhalter bei $\frac{3}{4}$ -Loop-Niveau durchgeführt, wobei der Deckelbypass auf 2% vergrößert wurde. Die Druckspeichereinspeisungen erfolgten in die vier kalten Stränge.

Der Versuch PKL F2.1 ist Teil der Validierungsmatrix von ATHLET für Störfälle bei abgeschalteter Anlage /ATH 09/.

4.2.1.2 Modellierung der PKL-Anlage mit ATHLET

Die für die Nachrechnung des Versuchs PKL III F2.1 Run 1 gewählte Nodalisation basiert auf der Nodalisation, die für die Nachrechnung von Versuch E3.1 verwendet und in /STE 06a/ dokumentiert wurde. Da die Versuche PKL III F2.1 und E3.1 sehr ähnlich sind, war eine der Aufgaben bei der Erstellung des Eingabedatensatzes für PKL III F2.1, Änderungen an der Nodalisation zu finden, die sich positiv auf die Nachrechnung des Versuchs E3.1 auswirken. Der Grund für dieses Vorgehen liegt darin, dass mit dem überprüften Eingabedatensatz für den Versuch E3.1 – auch angesichts langer Rechenzeiten – Schwachstellen und Verbesserungsmöglichkeiten bei der Nodalisation schneller identifiziert werden können.

Die in der Nachrechnung des Versuchs F2.1 verwendete Basisnodalisation wird in den Abb. 4.2-1 bis 4.2-3 schematisch dargestellt. In diesen Bildern gibt die Skala die Höhe in Metern relativ zur Mittellinie der Anschlüsse der Kühlmittelschleifen an den Stabbündelbehälter (SBB) an.

Für die Nodalisation des SBB wird teilweise eine 2-Kanal-Darstellung verwendet. Der Bereich zwischen unterem Plenum und Deckelraum ist in einen Innen- und einen Außen-Kanal aufgeteilt (Abb. 4.2-1). Dies erlaubt eine verbesserte explizite Konvektionsströmung über den Kernbereich und im oberen Plenum und verbessert das Verhalten der Nachrechnung bei Beginn des Siedens. Die anderen Bereiche, insbesondere der Downcomer, sind 1-kanalig dargestellt. In Abb. 4.2-1 sind auch vereinfacht die Anschlüsse der heißen und kalten Stränge dargestellt. Über die Single-Junction-Pipe PV-DRAIN wird der Anfangsfüllstand im SBB eingestellt. Die Heizstäbe sind auf die beiden Kanäle PV-CORE.I und PV-CORE.O aufgeteilt.

Die Standardnodalisierung des Druckhalters ist eine 1-Kanal-Modellierung für das Druckhaltergefäß (Abb. 4.2-2). Der Anschluss der Surgeline ist über ein Branch-Objekt realisiert. Im Druckhalter wird ein expliziter Gemischspiegel simuliert und damit auch die 5-Gleichungsmodellierung verwendet. Mit dem Single-Junction-Pipe PR-DRAIN ist auch das Fill-Objekt eingezeichnet, mit dem zu Beginn der Nachrechnung der Druckhalterfüllstand eingestellt wird. Die Modellierung der Surgeline enthält zwei in der Versuchsanlage nicht vorhandene Ventile an den beiden Enden. Diese sind eingeführt worden, damit der Druckhalter in den ersten 200 s der Nachrechnung vom Rest des Primärkreises kontrolliert abgekoppelt werden kann. Damit werden in einfacher Weise stabile, den tatsächlichen Anfangsbedingungen nahekommende Werte erreicht und ein Austrag von Wasser aus dem Primärkreis in die Surgeline zu diesem frühen Zeitpunkt verhindert. In der eigentlichen Versuchsnachrechnung sind beide Ventile stets ganz geöffnet.

Es wurden auch zusätzliche Parameterstudien mit einer 2-Kanal-Modellierung des Druckhalters durchgeführt. Ein Vorteil dieser Modellierung liegt darin, dass heißer Dampf, der aus der Surgeline in den DH gelangt, nur im Bereich der Einmündung der Surgeline in den DH in der Wasservorlage aufsteigt. Daher wird bei Verwendung einer 1-Kanal-Darstellung in der Regel die Kondensation des Dampfes in der Wasservorlage tendenziell überschätzt.

Die Abb. 4.2-3 zeigt die gewählte Nodalisierung für die Kühlmittelschleife 1. Sie unterscheidet sich von den anderen drei Kühlmittelschleifen durch zwei Details. Primärseitig ist der kalte Strang (Pumpenbogen) in drei TFO aufgespalten. Diese Trennung hat jedoch keinen Einfluss auf die Rechnung, sie ermöglicht es lediglich bei Bedarf ein Gemischspiegelmodell im Pumpenbogen unterhalb der HKMP zu aktivieren. Sekundärseitig ist der DE 1 mit einer 2-Kanal-Darstellung im Steigraum (heiße Seite bzw. kalte Seite des Risers) modelliert.

Die U-Rohre im DE werden in drei Gruppen aufgeteilt (kurz, mittel, lang). Für die Modellierung der kurzen U-Rohre wurde dabei ein einzelnes U-Rohr verwendet und die restlichen 5 U-Rohre mit FPARO zu einem TFO zusammengefasst. Bei den mittleren U-Rohren sind ein einzelnes U-Rohr sowie ein Rest von 17 U-Rohren in einem TFO modelliert. Die verbleibenden 4 langen U-Rohre werden in einem TFO zusammengefasst. Ziel dieser Nodalisierung ist es, ein realistischeres Verhalten beim Überlaufen der U-Rohre im Reflux-Condenser-Modus zu erreichen. Für das einzelne U-Rohr ist die ggf. zu komprimierende Gasmenge deutlich kleiner. Nur angedeutet in Abb. 4.2-3 ist

dabei die sekundärseitige Speisewasserleitung in den DE-Downcomer. Nicht dargestellt sind die Frischdampfleitung bis zur ersten Absperrarmatur und das daran anschließende TDV zur Einstellung des DE-Drucks sowie die Abschlämmlleitungen. Ebenfalls nicht dargestellt sind die Anschlüsse der Druckspeicher, von denen im Versuch und in der Nachrechnung nur der Druckspeicher für den heißen Strang vorhanden ist.

Die Nodalisierung der Kühlmittelschleifen 2 bis 4 entspricht im Wesentlichen der von Strang 2. Die Unterschiede sind zum einen die Darstellung des kalten Strangs mit nur einem TFO, die jedoch ohne Einfluss auf die Nachrechnung ist, sowie die Verwendung einer 1-Kanal-Darstellung für die Sekundärseite der DEs. Dies erschien hier gerechtfertigt, weil die isolierten DE im Versuch nach der Aufheizphase der Temperatur des Primärkreises folgen und keine ständige und relevante Dampfproduktion stattfindet.

Die Nachrechnung des Versuchs mit den begleitenden Parameterstudien erfolgte mit der Code-Version ATHLET Mod 2.1 Cycle B. Für die Rechnungen wurde in der Regel das neue Diffusionsmodell aktiviert /ATH 09/. Dieses beschreibt die Diffusion von Gasen untereinander in Abhängigkeit vom Konzentrationsgefälle mit einer einheitlichen Diffusionskonstante. Zusätzlich wird auch der Effekt der Wärmeleitung durch Konvektion bei inverser Temperaturschichtung durch einen Diffusionsansatz berücksichtigt.

4.2.1.3 Versuchsdurchführung

Der Versuch PKL-III F2.1 Run 1 startet mit dem vollständigen Ausfall der Nachwärmeabfuhr bei $t = 0$ s. Deshalb findet – bis auf Wärmeverluste – keine Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis mehr statt, so dass sich das Wasser im SBB aufheizt. Dies führt zur Dampfproduktion im Kern und einem Temperatur- und Druckanstieg im Primärkreis, so dass Wärme an die DE 1 und DE 2 übertragen werden kann. Der einsetzende Reflux-Condenser-Modus führt wegen des siedenden Kerns (effektive Füllstandserhöhung) zu einer horizontal geschichteten Strömung in den heißen Strängen 1 und 2 und somit zu einem leichten Rückstau auch im HS 2. Dies hat dann bis etwa 2600 s nach Versuchsbeginn zur Folge, dass Wasser aus dem HS 2 über die Surgeline in den DH ausgetragen wird, was dort zu einem geringfügigen Füllstandsanstieg führt.

Ab 9330 s wird der Druck in DE 1 sekundärseitig auf 2 bar begrenzt, so dass ab 12580 s Speisewasser nachgespeist werden muss, um den sekundärseitigen Füllstand

im DE 1 zu halten. Während dieser Phase heizt sich der Primärkreis weiter auf, ein stationärer Zustand stellt sich zunächst nicht ein. Zwischenzeitlich kommt es in DE 1 primärseitig zu einem intermittierenden Überlaufen der kurzen U-Rohre, wodurch sich kurzzeitig ein schwacher Naturumlauf in einem bzw. wenigen U-Rohren ausbildet. Dadurch werden auch die Temperatur und die Borkonzentration im Pumpenbogen signifikant beeinflusst.

Bei 27120 s erfolgt die erste Einspeisung von Wasser aus einem Druckspeicher in den HS 1. Nach 31720 s schließt sich die Einspeisung aus dem Druckspeicher für den KS 2 an, gefolgt von den anderen beiden Druckspeichern. Dies führt zu einem Anstieg des Primärkreisfüllstands und zum Einsetzen von zweiphasigem Naturumlauf.

Der Versuch wird fortgesetzt mit der sekundärseitigen Druckentlastung ab 35220 s und der primärseitigen Druckentlastung über die Druckhalterabblaseregelventile ab 39530 s. Insbesondere die letztere kann das Druckniveau im Primärkreis schnell absenken, so dass der Versuch durch die Niederdruck-Noteinspeisung ab 38420 s abgeschlossen werden kann.

Zum Ende von Run 1 startet schließlich die Nachwärmeabfuhr in Strang 4 wieder, so dass der Versuch nach 40490 s mit Kernaustrittstemperaturen unter 100 °C beendet werden kann.

4.2.1.4 Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F2.1 Run 1

In diesem Kapitel werden die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnungen mit ATHLET vorgestellt. Eine detaillierte Beschreibung ist aus /WIE 08/ zu entnehmen.

Auf Grund der langen Versuchsdauer und der ebenfalls langen Rechenzeiten konnten nur wenige Parameterstudien durchgeführt werden. Aus dem gleichen Grund konnten iterative Verbesserungen der Nachrechnungsergebnisse durch Anpassungen des Datensatzes ebenfalls nicht durchgeführt werden. Daher sind zunächst vier Rechenläufe mit unterschiedlichen Datensätzen durchgeführt worden, die sich nur bei der Modellierung des Druckhalters und bei der Modellierung der Surgeline unterscheiden.

Da sich im Verlauf der Rechnungen herausgestellt hat, dass sich für die Sekundärseite der DE 2 während der Aufheizphase stark abweichende Temperaturverteilungen in den

Nachrechnungsergebnissen eingestellt hatten, wurden zwei weitere Datensätze verwendet, in denen eine zweikanalige Modellierung der Sekundärseite von DE 2 implementiert wurde. Diese zusätzlichen Rechenläufe haben jedoch keine deutlichen Verbesserungen des Systemverhaltens gezeigt /WIE 08/.

Die vier Rechenläufe mit 1-kanaligem Riser im DE 2 sind in der Tabelle 4.2-1 zusammengefasst. Allen Rechenläufen ist gemeinsam, dass sie die in Abb. 4.2-1 dargestellte Nodalisierung des SBB verwenden. Ziel der Rechenläufe ist unter anderem eine Parameterstudie, ob das Gemischspiegel-Modell im 1-kanaligen DH der 2-kanaligen Ausführung mit Möglichkeit zur Konvektion vorzuziehen ist.

Darüber hinaus wird mit einer künstlichen Surgeline-Drainage untersucht, welchen Einfluss der DH-Füllstand auf den Ablauf der Nachrechnung hat. Dabei ist die Drainage der Surgeline auf ein Zeitfenster zwischen 200 s und 1300 s beschränkt und wird im weiteren Verlauf der Nachrechnungen nicht wieder zugeschaltet.

Außer der Modellierung des Druckhalters und der Drainage der Surgeline unterscheiden sich die Rechenläufe nicht voneinander. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Rechenläufen sind dabei im Wesentlichen auf die unterschiedlichen Wasserstände im SBB bei ca. 1300 s zurückzuführen.

Beim Vergleich der Nachrechnungsergebnisse mit den Messwerten ist zunächst der Bereich zu Beginn der Transiente (Ausfall Nachwärmeabfuhr) von Interesse. Wie man in Abb. 4.2-4 sehen kann, sind die Absolutdrücke im System zu Beginn der Transiente mit befriedigender Genauigkeit eingestellt worden. Abweichungen zwischen den Nachrechnungen sind nicht signifikant. Auch die Füllstände im SBB (Abb. 4.2-9 und 4.2-10) und im Druckhalter (Abb. 4.2-11) sind mit befriedigender Genauigkeit eingestellt worden. Mit dem (simulierten) Ausfall der Nachwärmeabfuhr bei 0 s beginnt das Aufheizen des SBBs, das innerhalb von 200 s zum Aufkochen und zu beginnender Verdampfung im Kernbereich führt. Dies führt sowohl zu einem leichten Aufschäumen als auch zum Druckanstieg in SBB. Beide Vorgänge lassen sich den Bildern 4.2-4 und 4.2-9 entnehmen. Es fällt jedoch auf, dass in den Nachrechnungen konsistent das Ausmaß des Aufschäumens leicht unterschätzt wird, anschließend der Füllstandsabfall durch Verdampfung jedoch überschätzt wird. Eine Erklärung für die Differenz liegt darin, dass im SBB kein explizites Gemischspiegelmodell verwendet werden kann (der SBB ist 2-kanalig modelliert und verwendet das 6-Gleichungsmodell), so dass hier der „collapsed level“ verwendet werden muss. Im Versuch sorgen die Dampfblasen im siedenden

Wasser jedoch für eine höhere Wassersäule als sie dem „collapsed level“ entspricht. Vor diesem Hintergrund sind die beobachteten Abweichungen zu Beginn der Nachrechnungen vermutlich nicht signifikant.

Durch den Anstieg des SBB-Füllstandes und die Druckerhöhung kann aus den heißen Strängen kein Wasser mehr in den SBB zurückfließen. Da jedoch gleichzeitig Dampf in die anfangs nur teilweise gefüllten heißen Stränge strömt und dort kondensiert, kommt es allmählich zu einem Wasserstau. Dieser führt im HS 2 dazu, dass Wasser aus dem HS2 in die Surgeline ausgetragen wird. Dieses Wasser wird im weiteren Verlauf der Nachrechnungen aus der Surgeline in den Druckhalter gedrückt und führt dort zu einem Anstieg des Füllstands zu Beginn der Rechnungen, was in Abb. 4.2-11 für die Nachrechnungen ohne zusätzliche Drainage der Surgeline auch zu beobachten ist, der Füllstand im Druckhalter wird um mehr als einen Meter überschätzt. Die beiden Nachrechnungen mit zusätzlicher Drainage erzielen dagegen zunächst bessere Ergebnisse für den Druckhalterfüllstand.

Ab etwa 1500 s beginnt die Erwärmung der Dampferzeuger. Gleichzeitig sinkt die untere Grenze der Verdampfungszone im Kernbereich weiter nach unten. Wie in Abb. 4.2-23 deutlich wird, beginnt in allen Nachrechnungen die Verdampfung im unteren Kernbereich deutlich zu früh. Gleichzeitig wird die Temperaturverteilung im SBB im unteren Bereich nicht mit befriedigender Genauigkeit simuliert. In Abb. 4.2-20 ist zu erkennen, dass ATHLET die Temperatur unterhalb der Heizstäbe systematisch überschätzt. Dies gilt auch für die Temperaturen im Ringraum (Abb. 4.2-21). In den Nachrechnungen tritt erwärmtes Wasser aus dem SBB in den Downcomer über und erhitzt diesen allmählich. Im Versuch bleibt das Wasser im Ringraum in dieser Phase dagegen kalt. Erst mit dem Überlaufen der Pumpenbögen wird warmes Wasser aus den kalten Strängen in den Downcomer gedrückt. Diese Unterschiede erklären sich aus der Berechnung der Temperaturverteilung im Kern durch ATHLET. Anders als im Versuch bildet sich keine klar erkennbare Grenze zwischen dem unterkühlten Wasser unterhalb des unteren Kerngitters und dem heißen bzw. siedenden Wasser im Kernbereich aus.

Die gegenüber dem Versuchsergebnis höheren Wassertemperaturen der Nachrechnung unterhalb des unteren Kerngitters in Verbindung mit den leicht überschätzten Druckschwankungen in diesem Bereich führen dann dazu, dass immer wieder erwärmtes Wasser in den Downcomer gelangt, so dass sich dieser vorzeitig erwärmt. Begünstigt wird dieser Prozess durch die Überschätzung des Ringraumfüllstands zu Beginn

des Versuchs mit dem Austrag von Wasser in die kalten Stränge und durch numerische Diffusion.

Für den weiteren Verlauf der Nachrechnungen ist das Verhalten des Füllstandes im Ringraum problematisch. Wie in Abb. 4.2-10 dargestellt, wird der Ringraum-Füllstand in den Nachrechnungen systematisch überschätzt, was auf die ungenaue Berechnung der Druckverluste und der Siedegrenze im Kernbereich zurückgeführt werden kann. Dabei steigt der Füllstand im Ringraum jedoch über die untere Kante der kalten Stränge, so dass anders als im Versuch Wasser aus dem Ringraum in die Pumpenbögen von KS 1 und KS 2 gelangt. Dies ist in Abb. 4.2-15 und 4.2-16 deutlich zu erkennen – mit Ausnahme der Nachrechnung „2dh, run10“ wird der Füllstand unterhalb der HKMP in dieser Phase zum Teil deutlich überschätzt. Dies korreliert mit der Überschätzung des Ringraumfüllstands in Abb. 4.2-10. Das in die Pumpenbögen ausgetragene Wasser bewirkt zusätzlich eine Erhöhung des Füllstandes unterhalb der Dampferzeuger (Abb. 4.2-12 und 4.2-13). Da die Sekundärseiten der Dampferzeuger von DE 3 und DE 4 leer sind, wirken diese nicht als Wärmesenke, so dass sich der Füllstand im Pumpenbogen in dieser Phase nur auf Grund der Druckdifferenz zwischen SBB und Ringraum ändert. Wie in Abb. 4.2-14 zu erkennen ist, wird dies in den Nachrechnungen mit befriedigender Genauigkeit nachgebildet.

Zwischen ca. 4000 s und ca. 5000 s wanderte im Versuch die Siedezone im SBB weiter nach unten, wie ein Vergleich der Messdaten in Abb. 4.2-22 bis 4.2-24 deutlich macht. In den Nachrechnungen wird diese Bewegung der Siedezone nicht mit befriedigender Genauigkeit nachgebildet. Offenbar wird dabei der Dampfgehalt im unteren Kernbereich systematisch unterschätzt, wohingegen die Fluidtemperaturen im unteren Kernbereich in dieser Phase mit befriedigender Genauigkeit nachgerechnet werden. Gleichzeitig wird die Wassertemperatur im SBB unterhalb des Kerns in den Nachrechnungen systematisch unterschätzt (Abb. 4.2-20). Dagegen erwärmt sich in dieser Phase in den Nachrechnungen allmählich das Wasser in den Downcomer-Rohren (Abb. 4.2-21) von unten her. Im Versuch ist dagegen lediglich eine Erwärmung des Wassers im oberen Bereich des Ringraums (MST 1142) zu beobachten, die von den Nachrechnungen auch zunächst mit befriedigender Genauigkeit nachgebildet werden kann. Erst ab ca. 5000 s wird die Fluidtemperatur an der Messstelle unterhalb des KS 1 unterschätzt, was vermutlich auf den deutlich zu hohen Füllstand im Ringraum während dieser Phase zurückzuführen ist. Dagegen beginnt in den Nachrechnungen schon ab ca. 2000 s die Erwärmung des unteren Bereichs des Downcomers. Im Versuch gelang-

te jedoch erst nach dem Überlaufen der U-Rohre erwärmtes Wasser in diesen Bereich (MST 1153). Wie in Abb. 4.2-8 deutlich wird, kann dies auch nicht auf eine abweichende Berechnung der Druckverluste über den Deckelraumbypass zurückgeführt werden. Berücksichtigt man die schon bei Versuchsbeginn vorliegende Anzeige der MST 38 von ca. -12000 Pa, ergibt sich eine gute Übereinstimmung von Versuch und Nachrechnung bis etwa 5000 s, so dass die Berechnung der Druckverluste im Bypass nicht ursächlich für die oben beschriebenen Abweichungen sein kann.

Nach etwa 5000 s beginnt die Wasservorlage der Sekundärseiten von DE 1 und DE 2 langsam zu siedeln, so dass es zu einem Druckaufbau in den Dampferzeugern kommt. Dabei wird der Druckaufbau in DE 2 offenbar systematisch unterschätzt (Abb. 4.2-6), was vermutlich in Zusammenhang mit der 1-kanaligen Modellierung steht, da in den Nachrechnungen mit 2-kanaligem DE 2 eine deutlich verbesserte Übereinstimmung des Druckaufbaus mit den Versuchsergebnissen erzielt werden konnte /WIE 08/.

In DE 1 ist vor Beginn des Siedens ebenfalls eine leichte Unterschätzung des Druckaufbaus zu beobachten (Abb. 4.2-5). Bei Beginn des Siedens erfolgt der Druckaufbau jedoch mit einem höheren Gradienten als im Versuch, so dass in den Nachrechnungen kurzfristig der Drucksollwert für den DE 1 überschritten und die Druckbegrenzungsventile vorzeitig geöffnet werden. Dies führt dann zu starken Druckeinbrüchen, weil die Wasservorlage nicht genügend Wasserdampf zur Druckhaltung liefern kann, da das Blasensieden noch nicht erreicht ist. Die in dieser Phase beobachteten Abweichungen beeinträchtigen den weiteren Verlauf der Nachrechnungen nicht und können daher toleriert werden.

Nach dem Öffnen der Druckbegrenzungsventile für DE 1 heizt sich im Versuch PKL F2.1 der Primärkreis (und damit auch DE 2) langsam weiter auf, so dass sich auch der Primärkreisdruck weiter aufbaut. Nach etwa 10000 s beginnt die Druckbegrenzung des DE 1, so dass sich die Wärmeübergangsbedingungen für den DE 2 stark verschlechtern. Der Füllstand in den U-Rohren der heißen Seite verringert sich (Abb. 4.2-19), so dass es zum Druckausgleich zwischen HS 2 und KS 2 kommen kann, was den Füllstand unterhalb der HKMP (Abb. 4.2-14) bestimmt. Beide Vorgänge werden in den Nachrechnungen in Abhängigkeit von den Ergebnissen für den Druckaufbau in DE 1 (Beginn der Druckbegrenzung) mit befriedigender Genauigkeit reproduziert.

Bei etwa 15000 s ist im Versuch ein starker und schneller Anstieg des Ringraumfüllstands beobachtet worden (Abb. 4.2-10). In den Nachrechnungen erfolgt – mit

Ausnahme von Rechenlauf „2dh, dr10“ – dieser Anstieg ebenfalls zwischen 14000 s und 16000 s. Der Grund für den Füllstandsanstieg im Ringraum ist vermutlich, dass zu diesem Zeitpunkt die Siedegrenze im SBB in etwa bis ans untere Ende der Heizstäbe gelangt ist, so dass sich die Dampfproduktion im Kern geringfügig ändert. Dies führt dann zu einer relativ starken Rückströmung von Kondensat über die äußeren Kernbereiche und den Reflektor-Bypass. Wie in Abb. 4.2-10 gezeigt wird, überschätzt ATHLET jedoch den Füllstandsanstieg im Ringraum, so dass Wasser in die kalten Stränge ausgetragen werden kann. Insgesamt ist die Übereinstimmung zwischen Nachrechnungen und Versuchs jedoch für dieses Phänomen noch befriedigend. Dass dieses Phänomen in Rechenlauf „2dh, dr10“ nicht mit befriedigender Genauigkeit beobachtet werden konnte, liegt mit hoher Wahrscheinlichkeit daran, dass es in diesem Rechenlauf schon bei ca. 14000 s – und damit früher als bei anderen Rechenläufen – zum ersten Überlaufen der kurzen U-Rohre kommt.

Ebenfalls bei etwa 15000 s, aber offenbar nicht unmittelbar abhängig von den Vorgängen im SBB, erfolgt in den Nachrechnungen das erste Überlaufen des einzelnen U-Rohrs, das im Versuch erst etwa 6500 s später nachgewiesen werden kann. In den Nachrechnungen läuft das kurze einzelne U-Rohr (TFO P1-SG-S-SP) nicht intermittierend sondern dauerhaft über. Es stellt sich so ein 2-phasiger Naturumlauf über dieses einzelne U-Rohr ein (vgl. Abb. 4.2-12 und 4.2-15) wobei ab diesem Zeitpunkt nur die kalte Seite des U-Rohrs dauerhaft einen Wasserspiegel ausbildet, auf der heißen Seite dagegen ein sehr hoher Voidanteil dauerhaft bestehen bleibt. Besonders wichtig ist dabei, dass sich in der Gasphase des übergelaufenen U-Rohrs in den Nachrechnungen kein Stickstoff mehr befindet. Dadurch verbessert sich der Wärmeübergang in diesem einzelnen U-Rohr signifikant, so dass der Druckaufbau im Primärkreis (Abb. 4.2-4) – und damit auch in DE 2 (Abb. 4.2-6) – in den Nachrechnungen wirksam begrenzt wird. Im Versuch PKL F2.1 kann ein solches Verhalten an Hand der Messergebnisse nicht nachgewiesen werden. Ab ca. 15000 s ist auch dort ein Füllstand auf der kalten Seite der kurzen U-Rohre zu erkennen (Abb. 4.2-18), jedoch kann dieser nicht durch das Überlaufen von U-Rohren entstanden sein, für den es aus dem Füllstand auf der heißen Seite (Abb. 4.2-17) und dem Differenzdruck zwischen DE-Eintrittskammer und DE-Austrittskammer (Abb. 4.2-7) keinen Hinweis gibt. Vielmehr ist offenbar Wasserdampf aus der heißen Seite der U-Rohre auf der kalten Seite kondensiert. Darüber hinaus kann auch mit dem Dampf aus der heißen Seite der U-Rohre mitgerissenes Wasser für den Füllstandsanstieg verantwortlich sein.

Bemerkenswert ist, dass erst im Versuch das intermittierende Überlaufen der U-Rohre bei in etwa den Füllständen im Pumpenbogen und auf der kalten Seite der U-Rohre beginnt, bei denen es auch in den Nachrechnungen zu einem Überlaufen der U-Rohre gekommen ist. Anders als in den Nachrechnungen kommt es jedoch zu einem 2-phasigen Naturumlauf über mehr als ein U-Rohr, wobei zudem anders als in den Nachrechnungen auch die heiße Seite größtenteils mit Wasser gefüllt bleibt. Ein Grund für das abweichende Systemverhalten der Nachrechnungen konnte – auch wegen der langen Rechenzeiten – nicht identifiziert werden. Eine mögliche Erklärung könnte sein, dass in den Nachrechnungen der Füllstand im KS 1 unterhalb des DE 1 (Abb. 4.2-12) systematisch überschätzt wird. Dies wiederum kann unter anderem mit der Überschätzung des Ringraum-Füllstands erklärt werden, die oben schon diskutiert wurde. Das in diesen Nachrechnungen beobachtete Verhalten der U-Rohre ist insofern unerwartet, als dass bei Sensitivitätsstudien mit einzelnen U-Rohren bei einem PKL E3.1-Datensatz kein dauerhaftes sondern lediglich ein intermittierendes Überlaufen einzelnen U-Rohre beobachtet werden konnte.

Durch das Einsetzen des Naturumlaufs im Versuch bei ca. 21500 s und einem Primärdruck von über 8 bar wird für eine kurze Zeit wieder eine befriedigende Übereinstimmung der Nachrechnungsergebnisse für den Primärkreis mit dem Versuch erreicht. Dies gilt jedoch nicht für den Druckaufbau im DE 2 (Abb. 4.2-6). Hier wird der Druck auch weiterhin systematisch unterschätzt, was durch die deutlich besseren Wärmeübergangsbedingungen für DE 1 in den Nachrechnungen im Vergleich zum Versuch begründet ist.

Das in den Nachrechnungen deutlich zu frühe Einsetzen des 2-phasigen Naturumlaufs in einem einzelnen U-Rohr erklärt auch einen Großteil der Abweichungen von den Messwerten für die Nachrechnungsergebnisse zu Kerndichten, Füllständen im SBB und dem KS 1. Schließlich wird auch der Druckhalter von dem vorzeitigen Einsetzen des zweiphasigen Naturumlaufs in den Nachrechnungen beeinflusst. Wie in Abb. 4.2-11 zu sehen ist, erfolgt die Füllstandsabsenkung in Druckhalter in den Nachrechnungen, in Abhängigkeit vom Füllstand nach der Anfangsphase der Transiente, vergleichbar mit dem Verhalten des DH-Füllstands im Versuch. Der langsame Anstieg des Druckhalter-Füllstands im Versuch zwischen ca. 10000 s und ca. 15000 s kann jedoch wegen des abweichenden Verhaltens der Nachrechnungen nicht simuliert werden. Bemerkenswert ist jedoch, dass vor allem bei den Nachrechnungen mit 2-kanalig simuliertem Druckhalter eine mindestens befriedigende Übereinstimmung für die Druckhal-

tertemperaturen erzielt werden kann. Die Abweichungen für die Rechnungen mit 1-kanaligem Druckhalter sind vor allem in der Phase vor dem Überlaufen der U-Rohre signifikant größer, obwohl in diesen Nachrechnungen das Diffusions- und Konvektionsmodell in seiner Standardeinstellung verwendet wurde. Da Kontrollrechnungen ohne Diffusionsmodell im Rahmen dieser Validierungsarbeit nicht mehr durchführbar waren, können über den Einfluss des Modells keine belastbaren Aussagen gemacht werden. Die Ergebnisse legen aber nahe, dass mit einer angepassten Diffusionskonstante im Druckhalter bessere Ergebnisse erreicht werden könnten.

Bei ca. 27100 s beginnt die erste Druckspeichereinspeisung in den HS 1. Wie in Abb. 4.2-4 deutlich wird, reagiert der Primärkreis zunächst mit einem kurzen Druckeinbruch um danach im Druck wieder stark anzusteigen. Dieses Verhalten ist – je nach dem Zustand des Systems in den einzelnen Nachrechnungen vor Beginn der Einspeisung – in allen Nachrechnungen gleichartig zu beobachten, wobei die Nachrechnungen ohne Rückförderung aus der Surgeline die tendenziell besseren Ergebnisse erzielen.

Nach Ende der ersten Druckspeichereinspeisung war eine Weiterführung der Rechenläufe wegen des abweichenden Wasserinventars im Primärkreis nicht länger sinnvoll.

4.2.1.5 Zusammenfassende Bewertung

Die erzielten Ergebnisse zeigen, dass ATHLET die wesentlichen thermohydraulischen Vorgänge der ersten Phase des Experiments (Aufheizphase nach dem Ausfall der Not- und Nachkühlsysteme und Wärmeabfuhr im Reflux-Condenser-Mode) mit befriedigender Genauigkeit nachbilden kann /WIE 08/.

Aus den Arbeiten zur Absicherung der Nodalisierung lassen sich die folgenden Erkenntnisse ableiten:

- Soll das Sieden von nicht durchströmten Wassersäulen wie in den Sekundärseiten der Dampferzeuger bzw. im Stabbündelbehälter modelliert werden, ist eine 2-Kanal-Darstellung zu empfehlen. Andernfalls kann ATHLET die in diesen Fällen vorhandenen Konvektionsströmungen nicht angemessen berücksichtigen;
- Leitungsabschnitte, durch die sich wie z.B. im Pumpenbogen ein Wasserspiegel bewegt, sollten mit relativ kleinen CV modelliert werden, wenn kein explizites Gemischspiegelmodell verwendet wird;

- Für Versuche mit Reflux-Condenser-Bedingungen bzw. intermittierendem Naturumlauf empfiehlt sich die Modellierung eines einzelnen kurzen U-Rohrs bzw. einer sehr kleinen Gruppe von kurzen U-Rohren. Dadurch werden starke Schwankungen vermieden, die sich aus dem Überlaufen einer größeren Gruppe kurzer U-Rohre ergeben.

Das eigentliche Ziel der Validierungsrechnung, d. h. die Überprüfung der Modellierung des Umlaufverhaltens und der Wärmeübertragung im Dampferzeuger in Loop 1 bei Anwesenheit von Stickstoff wurde jedoch nicht erreicht. ATHLET berechnet einen im Vergleich zum Experiment früheren Abbruch des Reflux-Condenser-Modus und Beginn des zweiphasigen Naturumlafs. Das frühere Überlaufen der kurzen U-Rohre deutet darauf hin, dass das Einsetzen des zweiphasigen Naturumlafs für die Nachrechnungen ein kritisches Phänomen ist, in dem sich die Nichtlinearität des komplexen Rechenmodells zeigt. Schon kleine Abweichungen reichen offenbar aus, dass das System von dem einen metastabilen in den anderen metastabilen Systemzustand kippt. Gleichzeitig ist es ein Hinweis dafür, dass eine wesentliche Verbesserung der Ergebnisse wohl nur noch durch eine 3D-Darstellung von U-Rohren und DE-Eintritts- und Austrittskammer erreicht werden kann.

Rechnungen mit verfeinerten Nodalierungen für den Druckhalter und für die Sekundärseite des Dampferzeugers haben keine wesentliche Verbesserung der Ergebnisse gebracht. Für die Dampferzeugung im Kern und die Gegenströmung in den heißen Strängen legen die Rechenergebnisse Verbesserungsbedarf nahe. Die lange Versuchsdauer und insbesondere die extrem langen Rechenzeiten - mehrere Wochen - verhinderten die Durchführung von weiteren Parameterstudien.

Die im Versuch beobachteten Deborierungsvorgänge im Pumpenbogen wurden in der Nachrechnung, aufgrund des thermohydraulisch bedingten abweichenden Systemverhaltens, nicht wiedergegeben. Eine Wiederholungsrechnung zum Versuch F2.1 ist zu empfehlen. Sie sollte jedoch erst dann erfolgen, wenn ATHLET das thermohydraulische Verhalten gleichartiger Versuche zum Reflux-Condenser-Modus mit intermittierendem Überlauf von U-Rohren zufrieden stellend nachrechnen kann.

Tabelle 4.2-1 PKL-III F2.1: Durchgeführte Rechenläufe

Rechenlauf	Eigenschaften
1dh, kon10	<ul style="list-style-type: none"> • Druckhalter 1-kanalig • Diffusionsmodell eingeschaltet
1dh, kdr10	<ul style="list-style-type: none"> • Druckhalter 1-kanalig • Diffusionsmodell eingeschaltet • Drainage aus Surgeline (endet bei 1300 s)
2dh, run10	<ul style="list-style-type: none"> • Druckhalter 2-kanalig • Diffusionsmodell ausgeschaltet
2dh, dr10	<ul style="list-style-type: none"> • Druckhalter 2-kanalig • Diffusionsmodell ausgeschaltet • Drainage aus Surgeline (endet bei 1300 s)

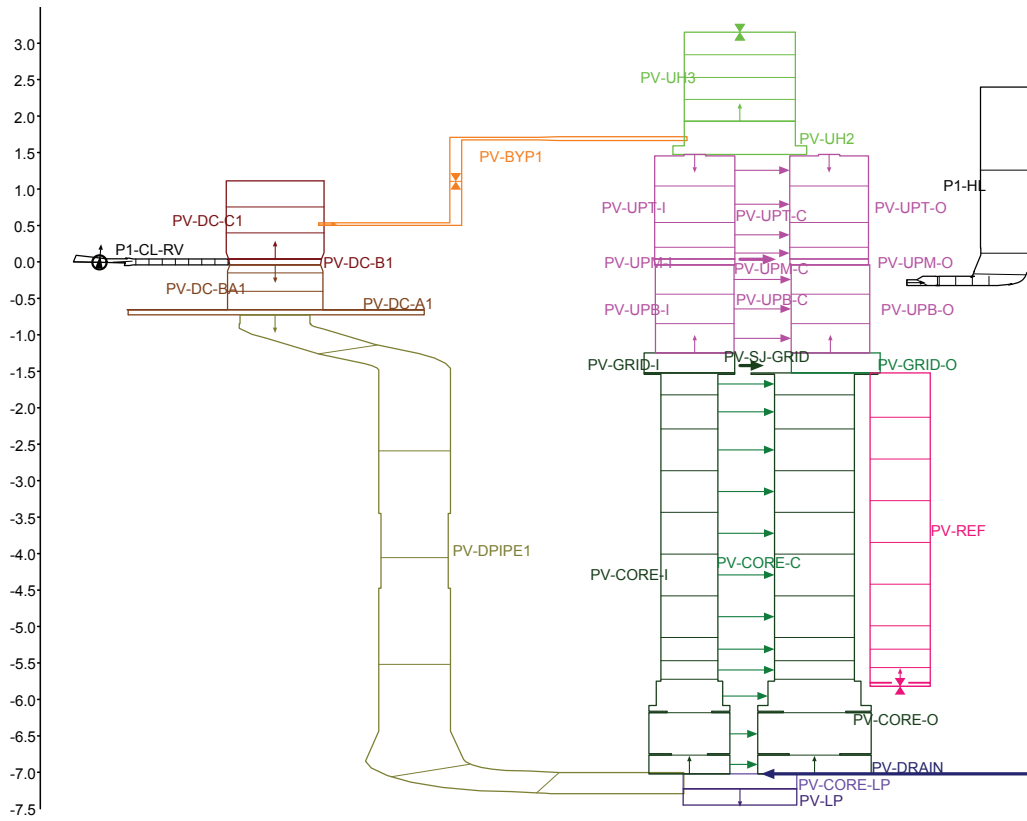


Bild 4.2-1: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für den Stabbündelbehälter

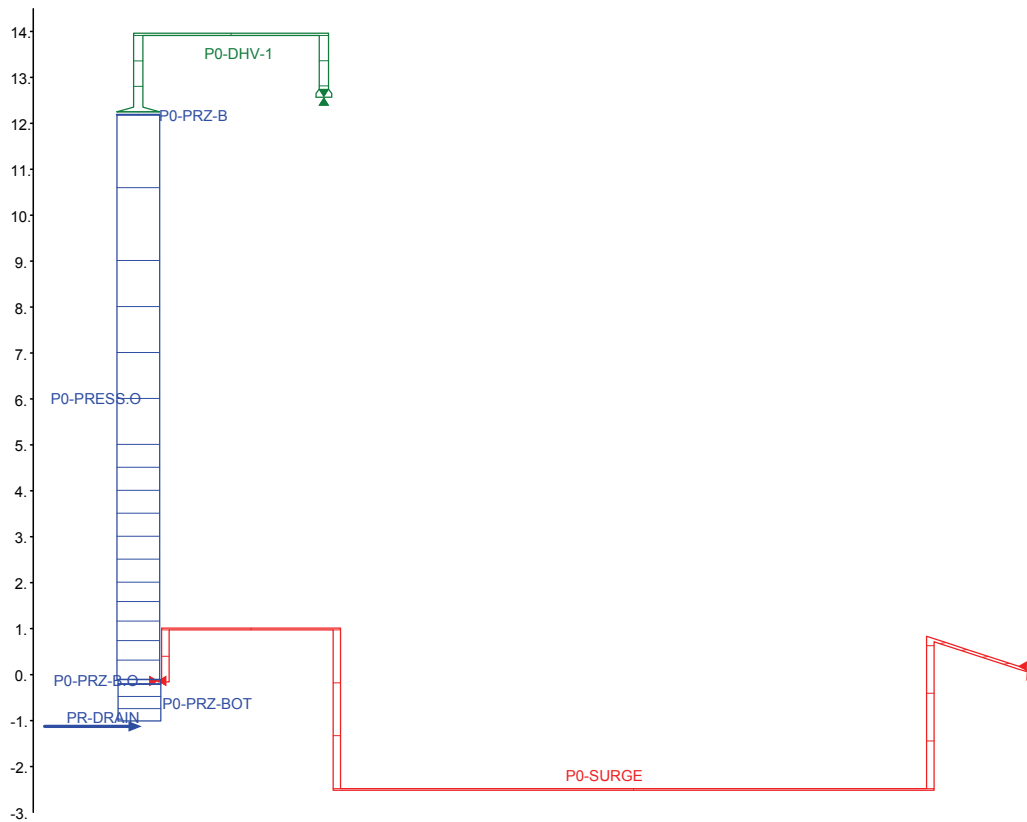


Bild 4.2-2: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für den Druckhalter

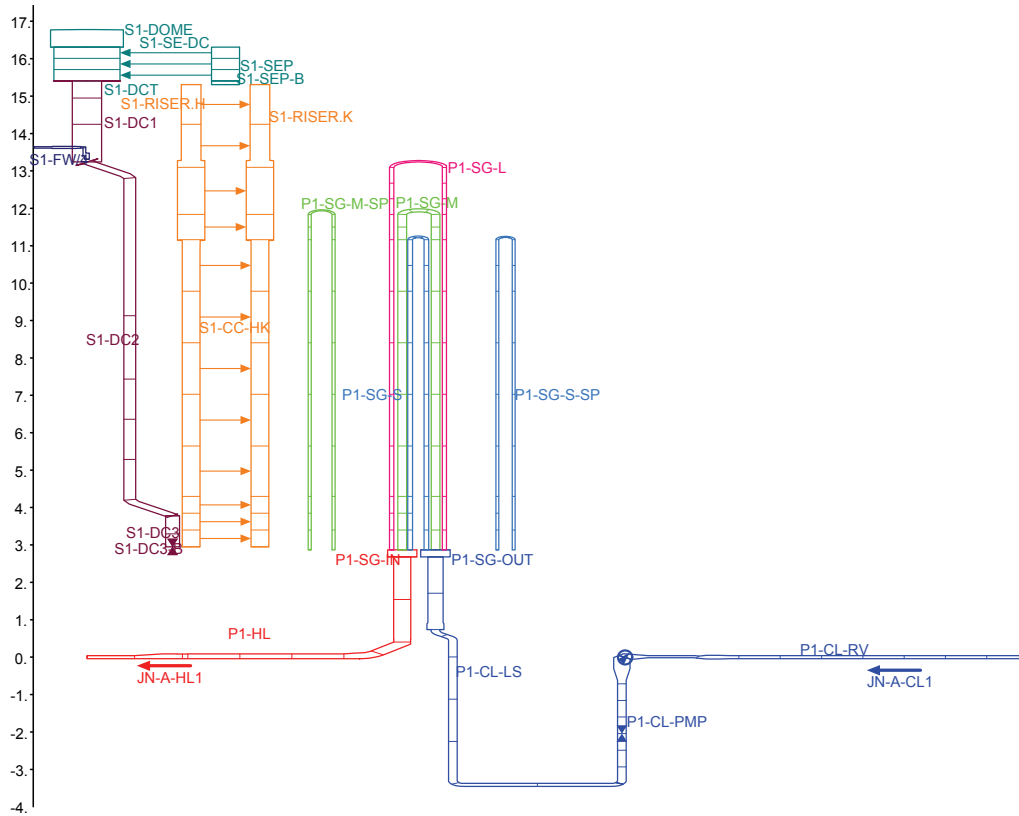


Bild 4.2-3: PKL-III Test F2.1: ATHLET Nodalisierung für die Kühlmittelschleife 1

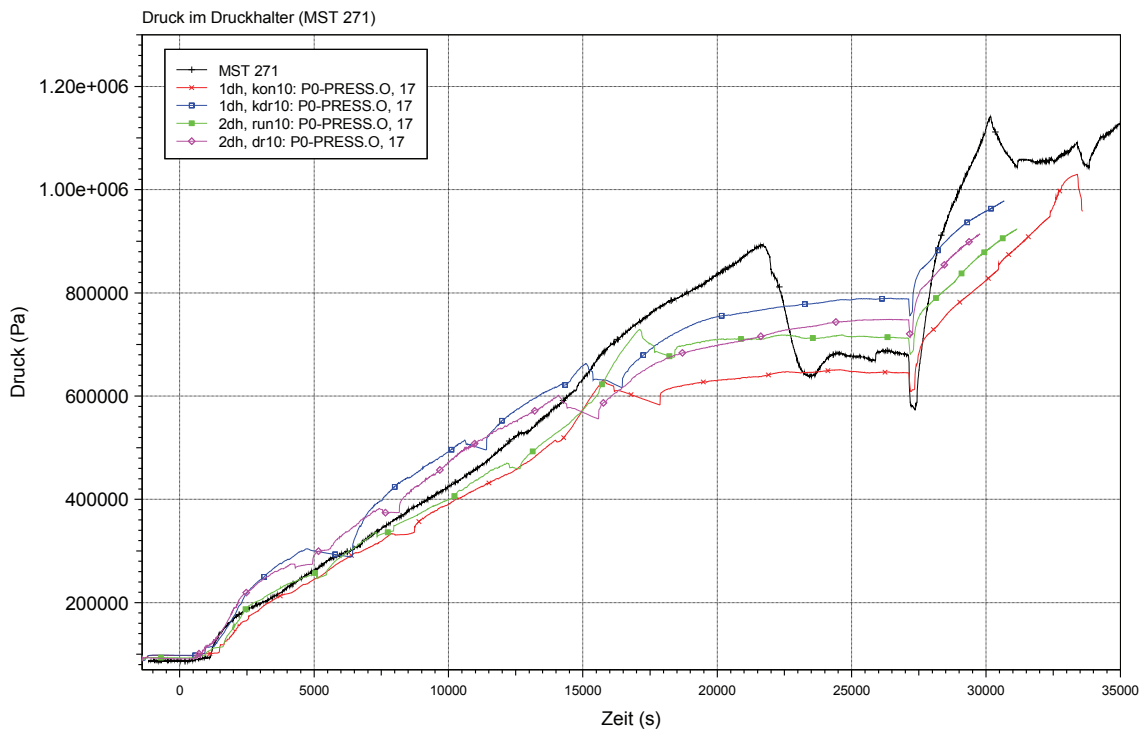


Bild 4.2-4: PKL-III Test F2.1: Druck im Druckhalter

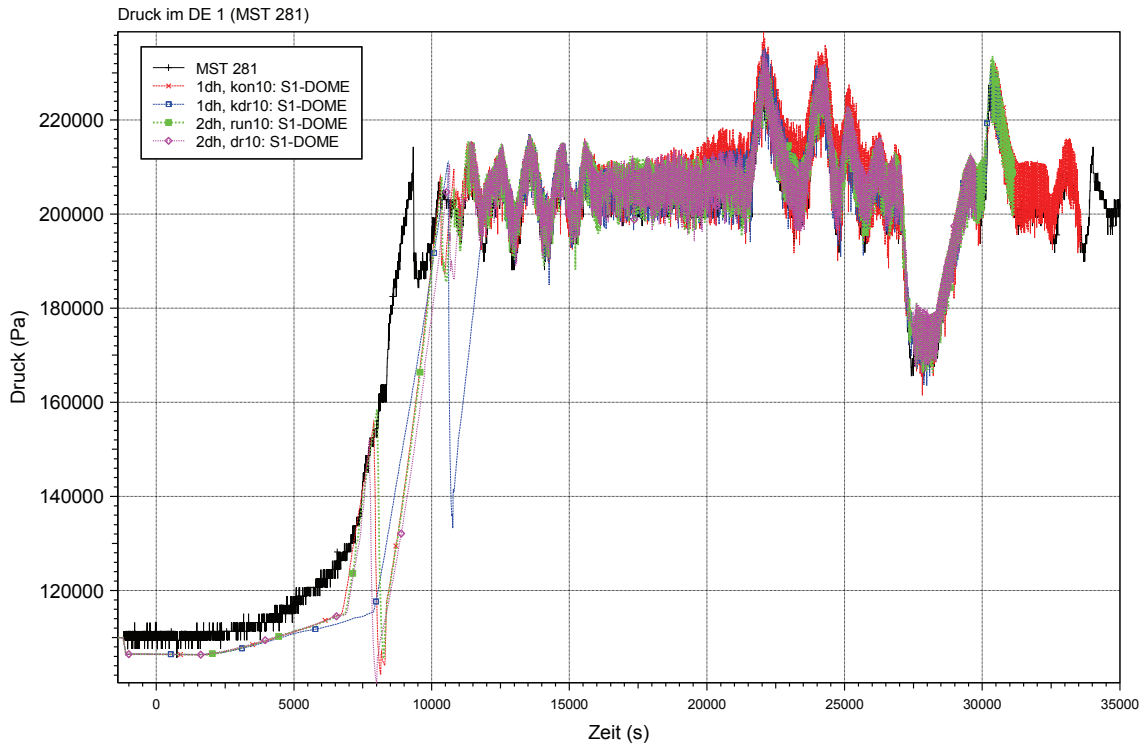


Bild 4.2-5: PKL-III Test F2.1: Druck im Dampferzeuger 1 (sekundärseitig)

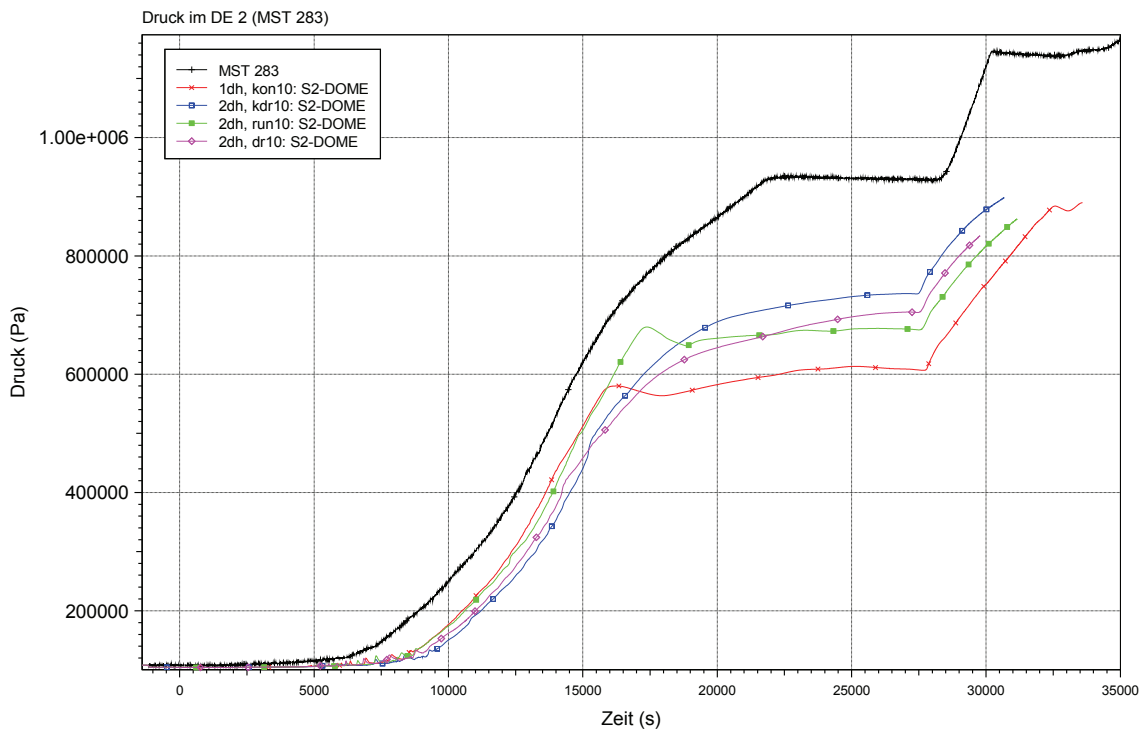


Bild 4.2-6: PKL-III Test F2.1: Druck im Dampferzeuger 2 (sekundärseitig)

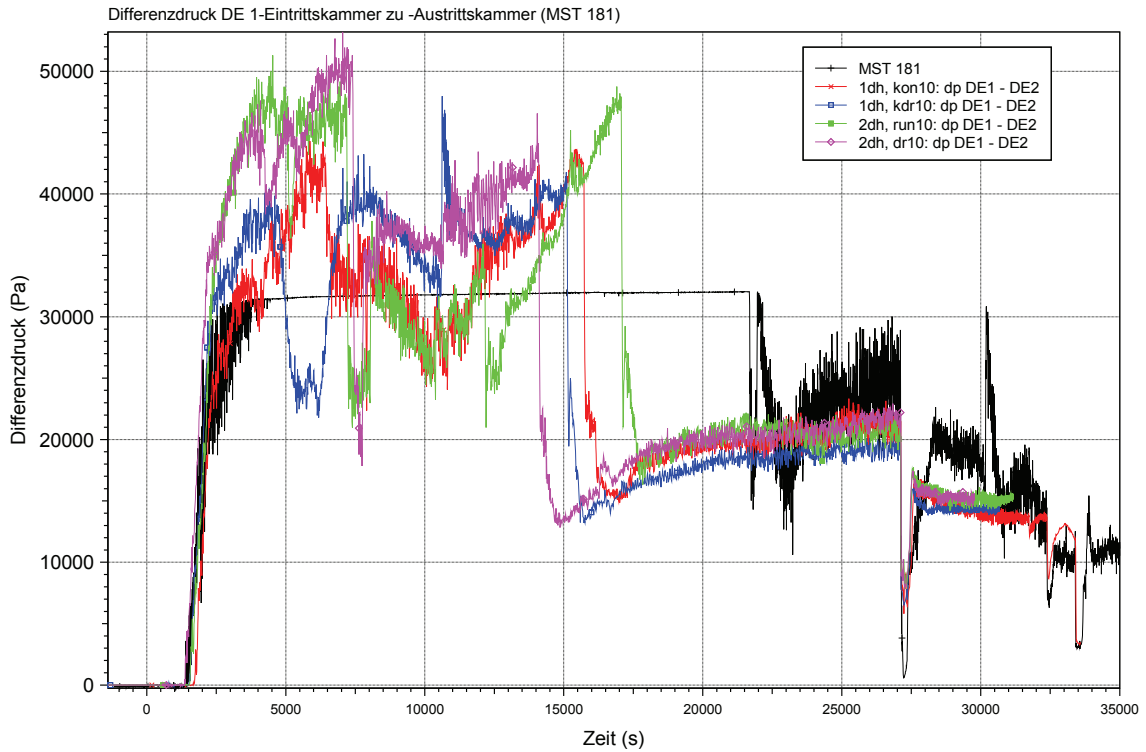


Bild 4.2-7: PKL-III Test F2.1: Differenzdruck zwischen Eintritts- und Austrittskammer im Dampferzeuger 1

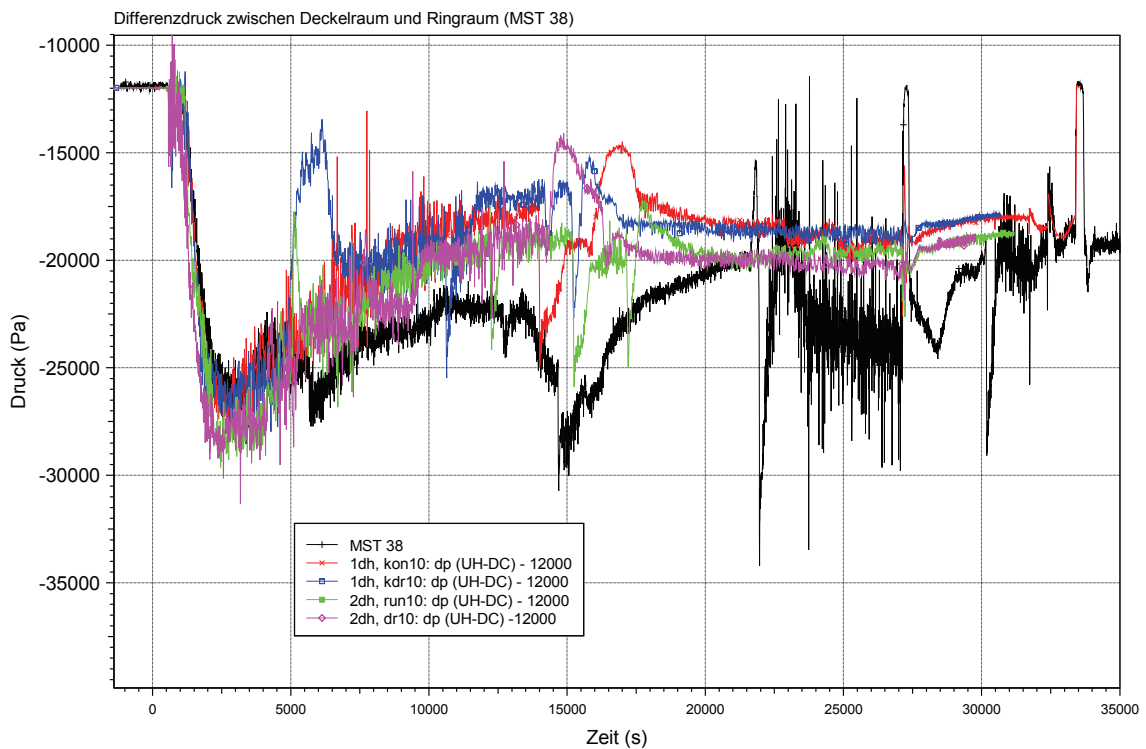


Bild 4.2-8: PKL-III Test F2.1: Differenzdruck zwischen Deckelraum und Ringraum

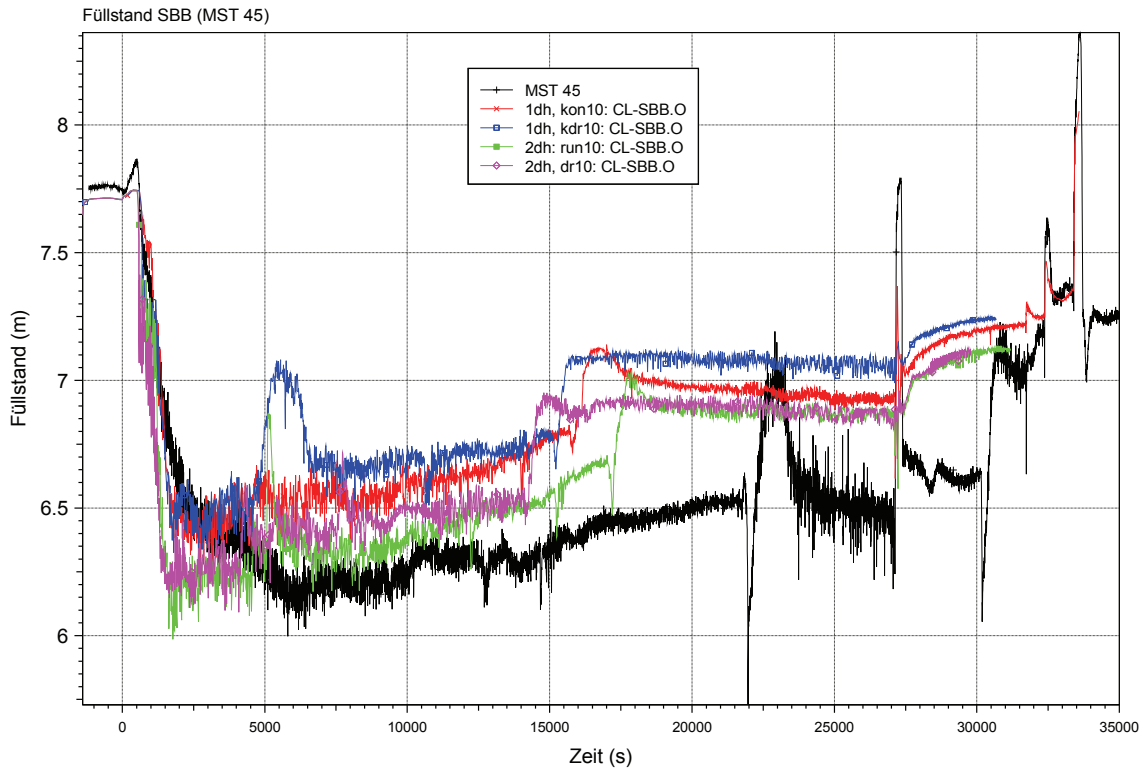


Bild 4.2-9: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Stabbündelbehälter

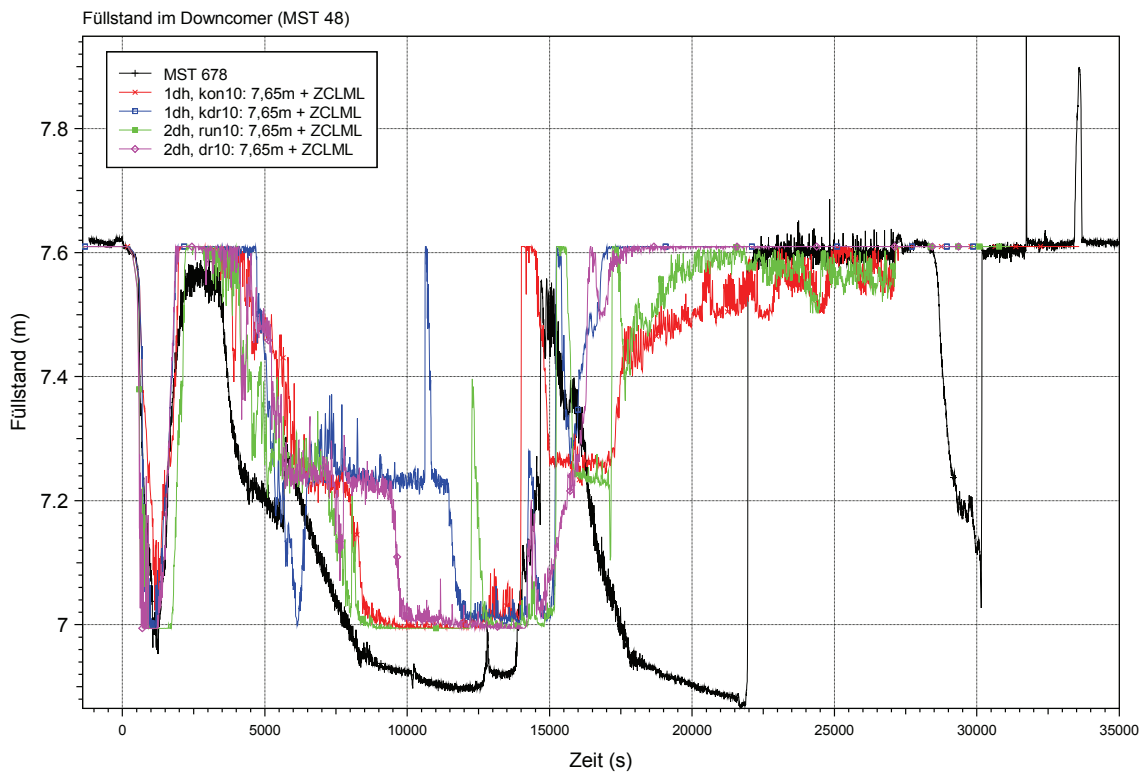


Bild 4.2-10: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Ringraum

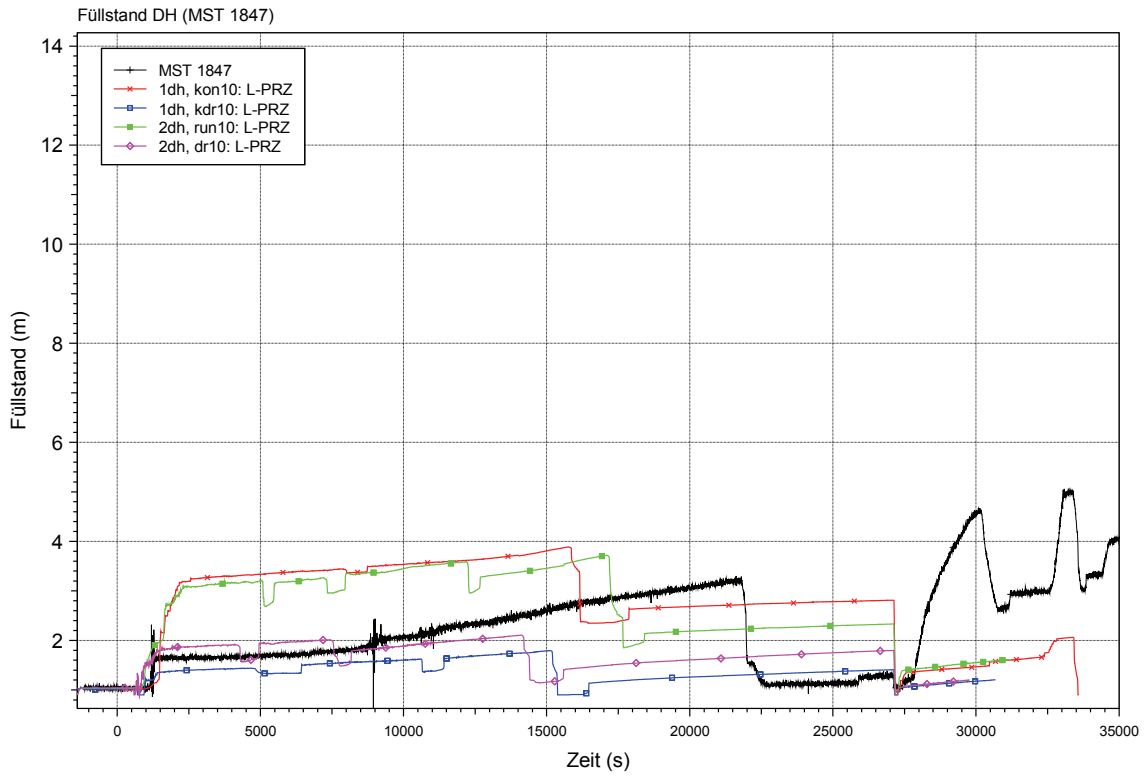


Bild 4.2-11: PKL-III Test F2.1: Füllstand im Druckhalter

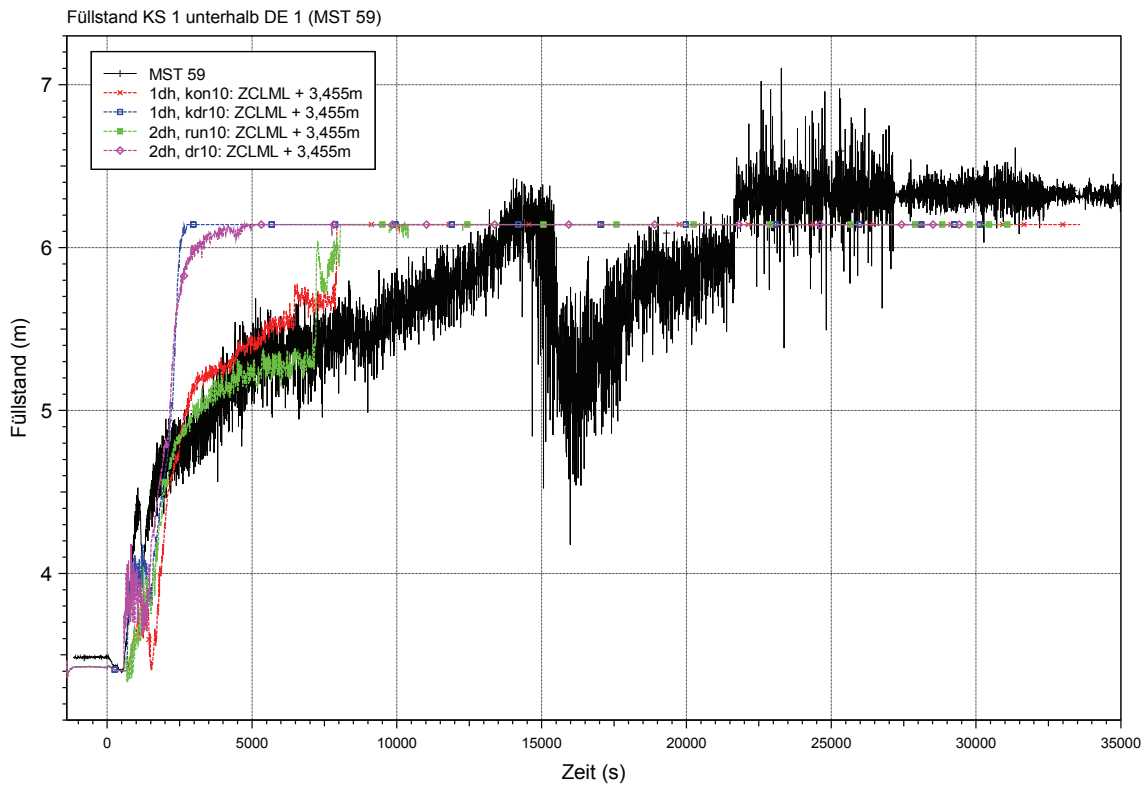


Bild 4.2-12: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 1 unterhalb von DE 1

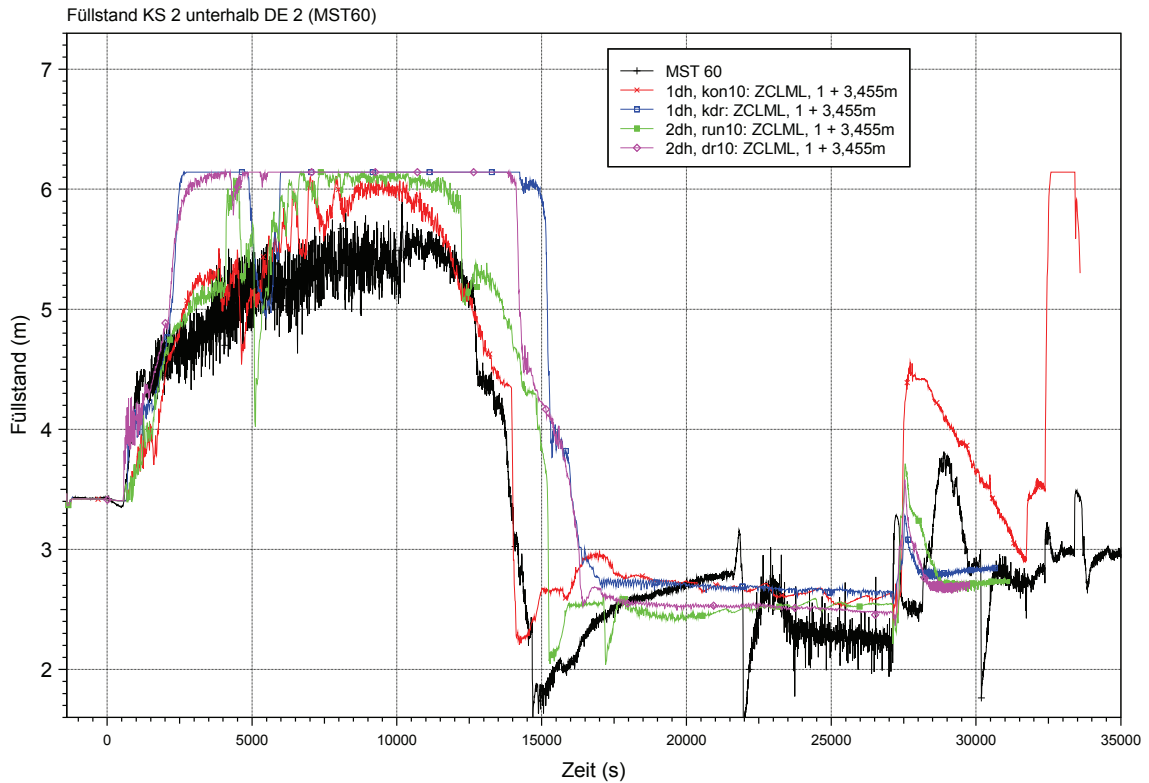


Bild 4.2-13: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 2 unterhalb von DE 2

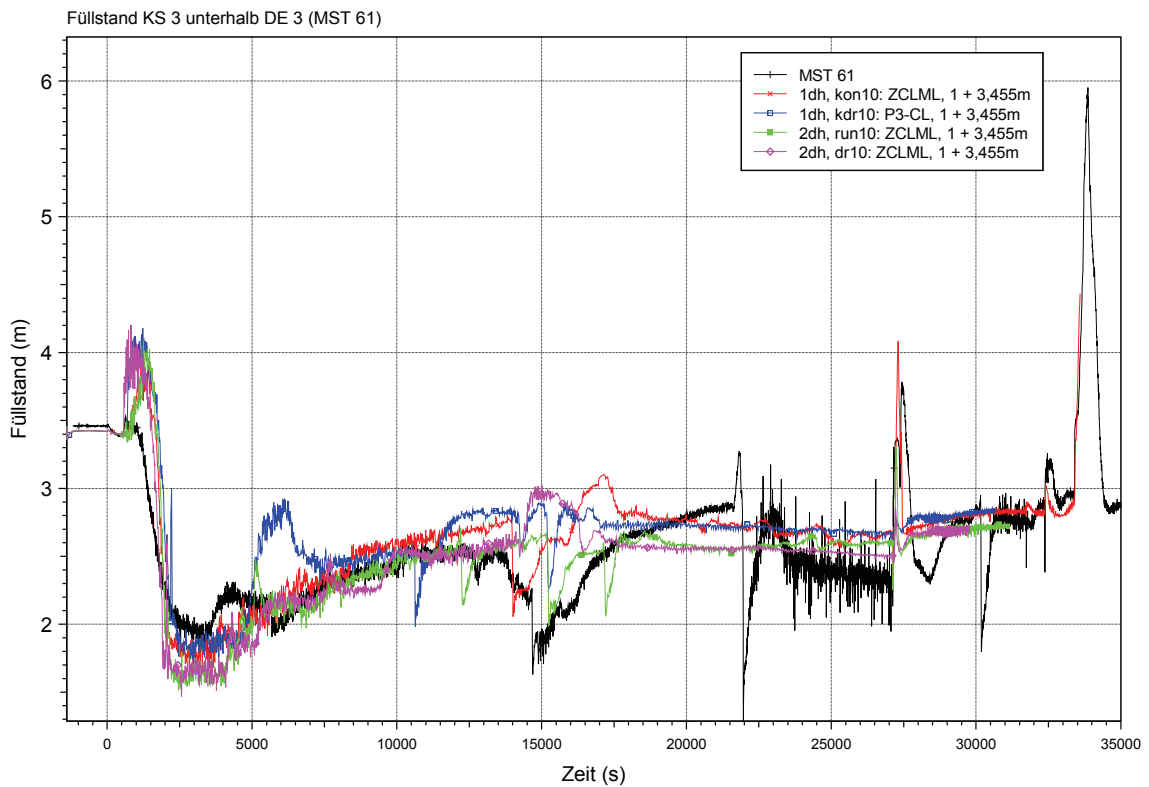


Bild 4.2-14: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 3 unterhalb von DE 3

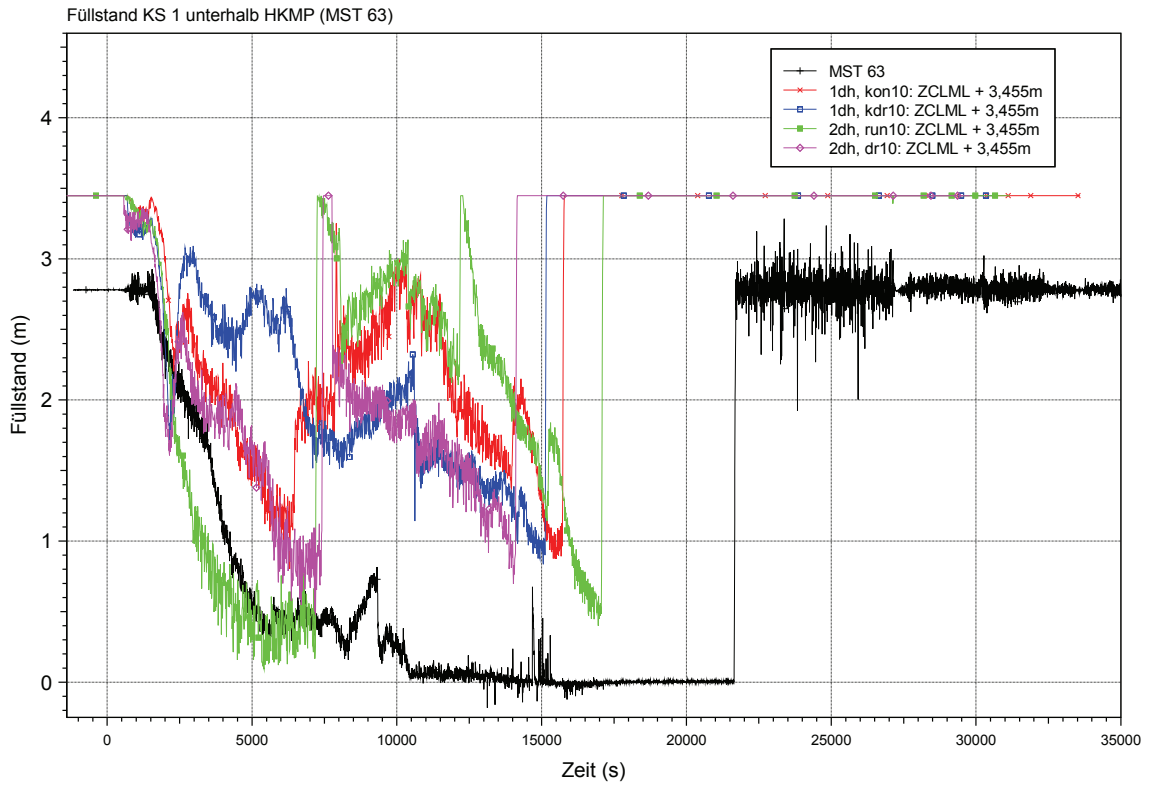


Bild 4.2-15: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 1 unterhalb der HKMP

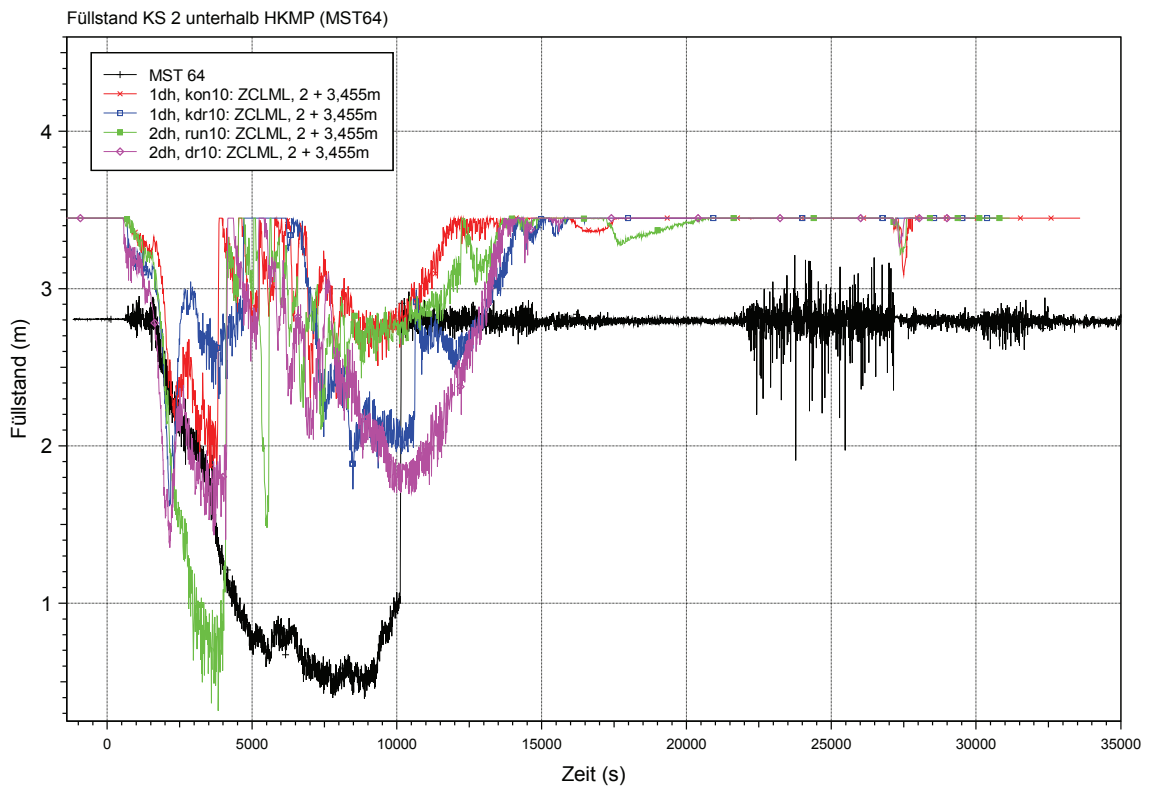


Bild 4.2-16: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kalten Strang 2 unterhalb der HKMP

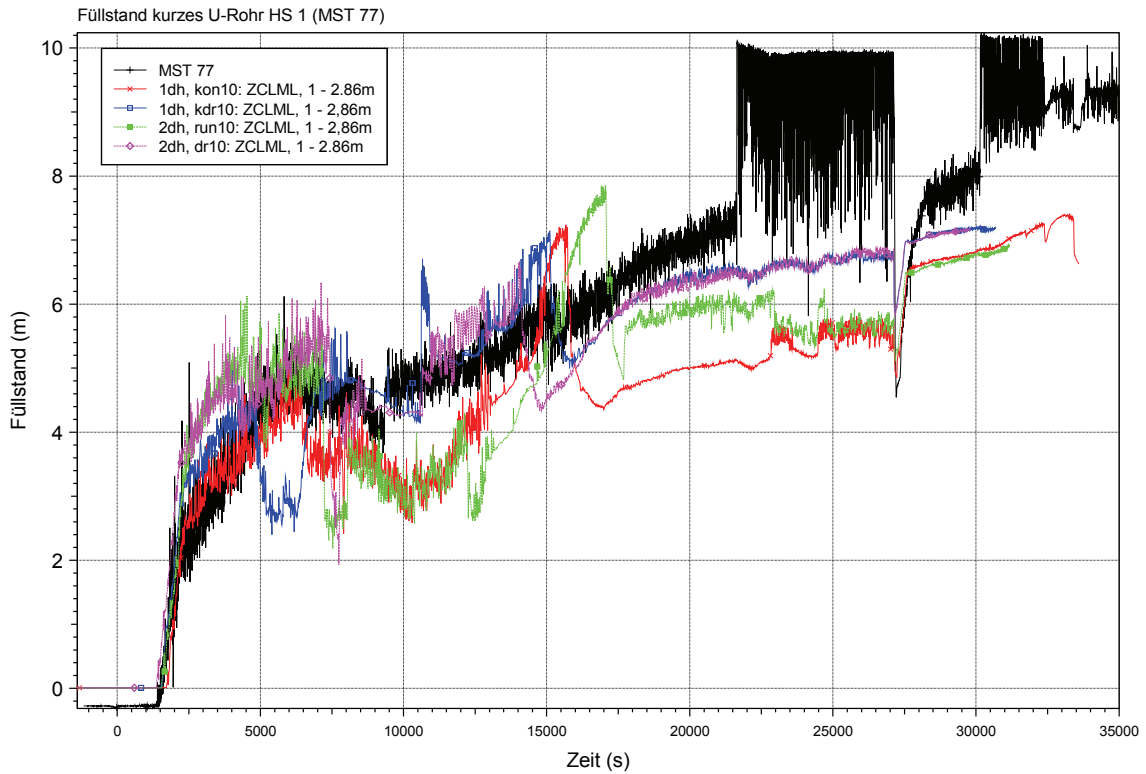


Bild 4.2-17: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr HS 1

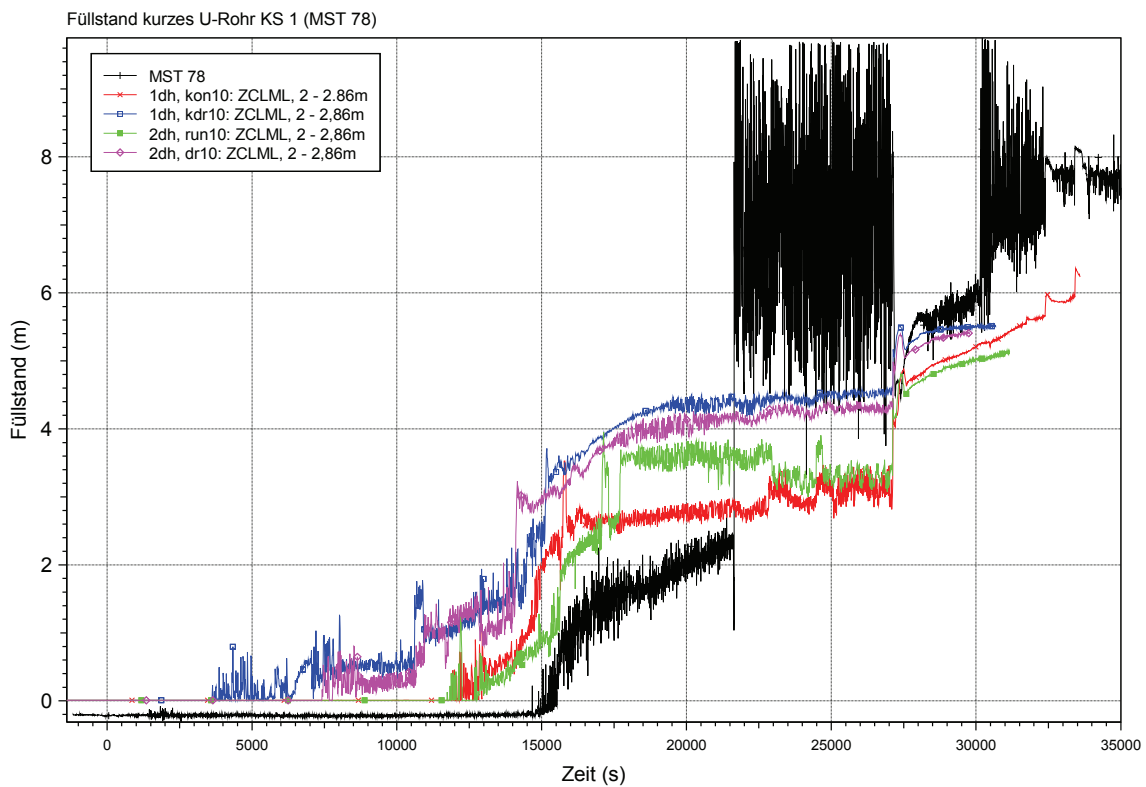


Bild 4.2-18: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr KS 1

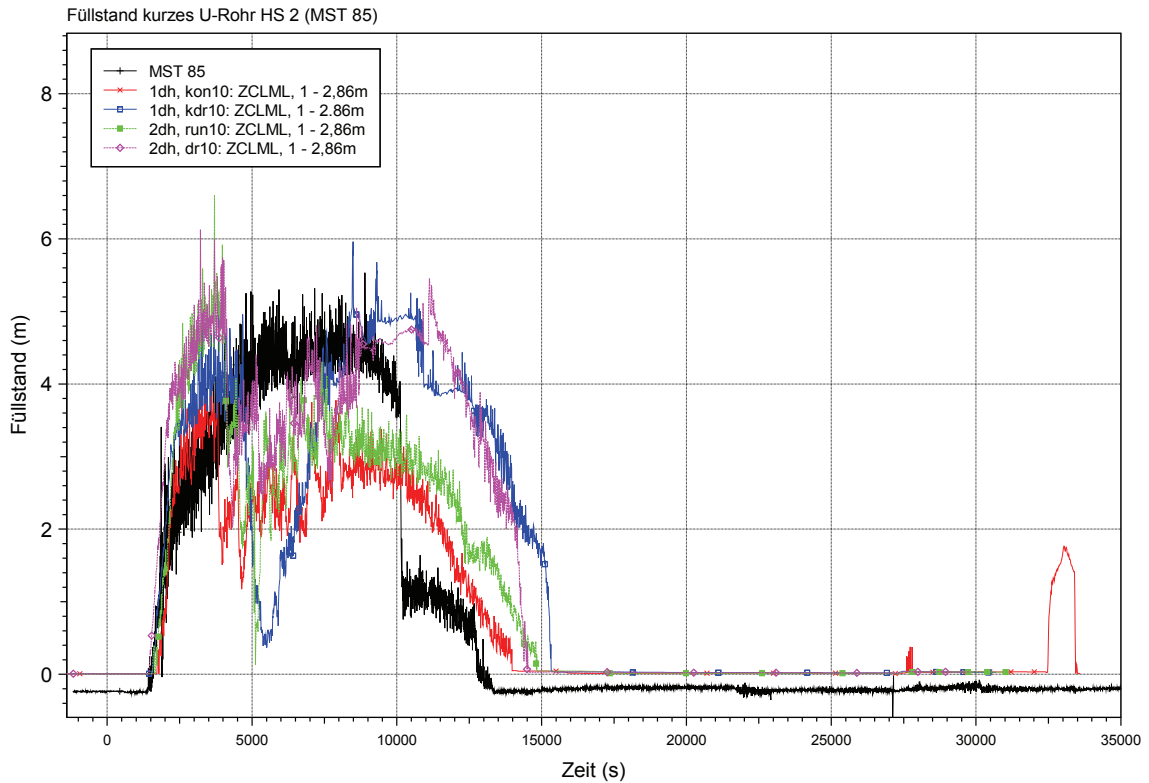


Bild 4.2-19: PKL-III Test F2.1: Füllstand im kurzen U-Rohr HS 2

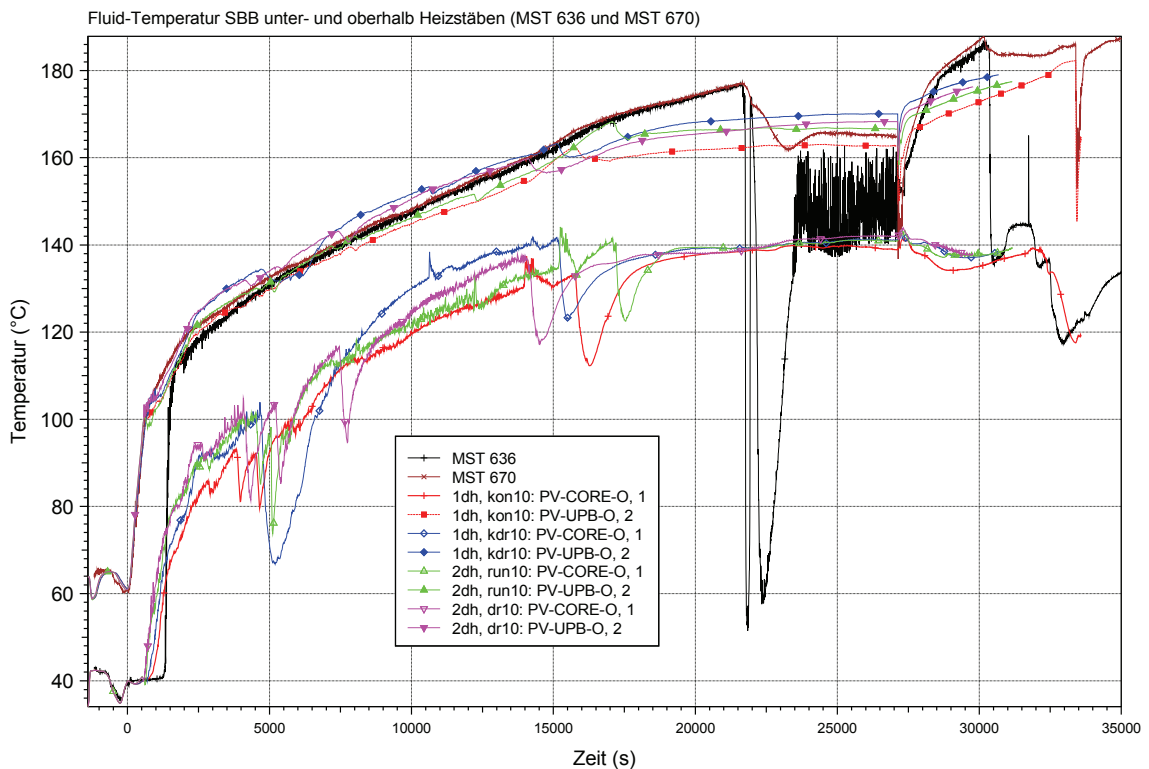


Bild 4.2-20: PKL-III Test F2.1: Fluidtemperaturen im Stabbündelbehälter

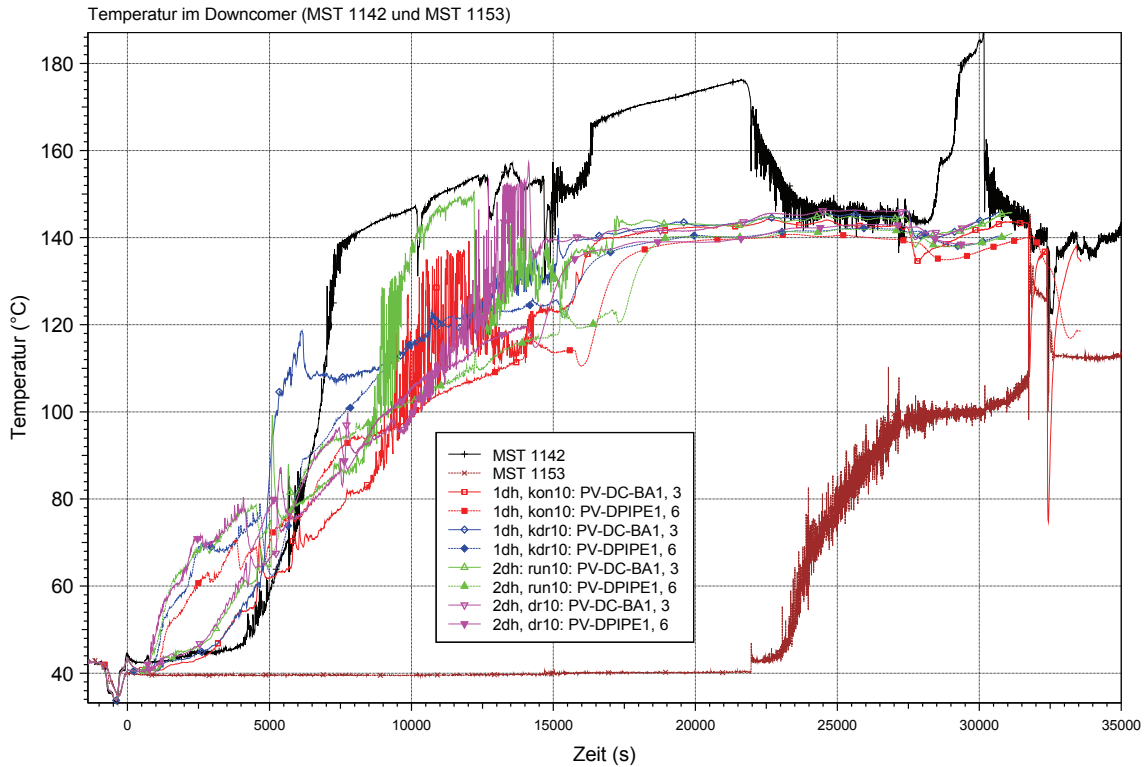


Bild 4.2-21: PKL-III Test F2.1: Fluidtemperaturen im Ringraum und im Fallrohr

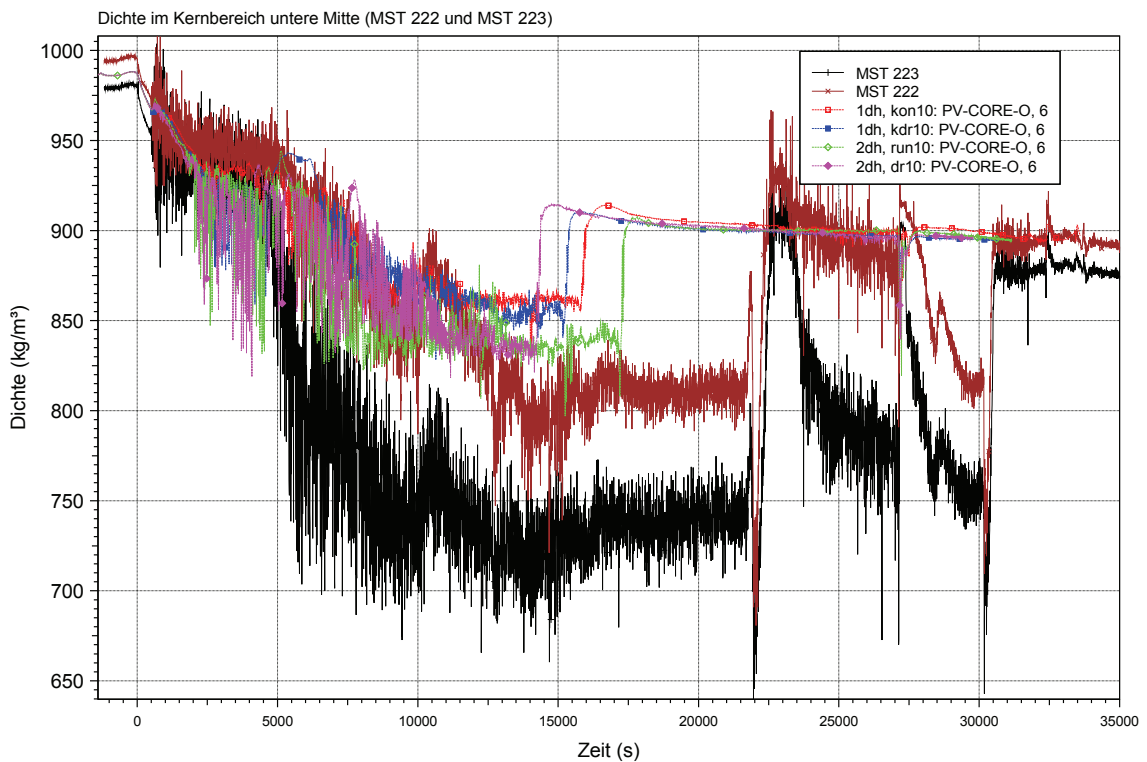


Bild 4.2-22: PKL-III Test F2.1: Dichte im unteren Kernbereich

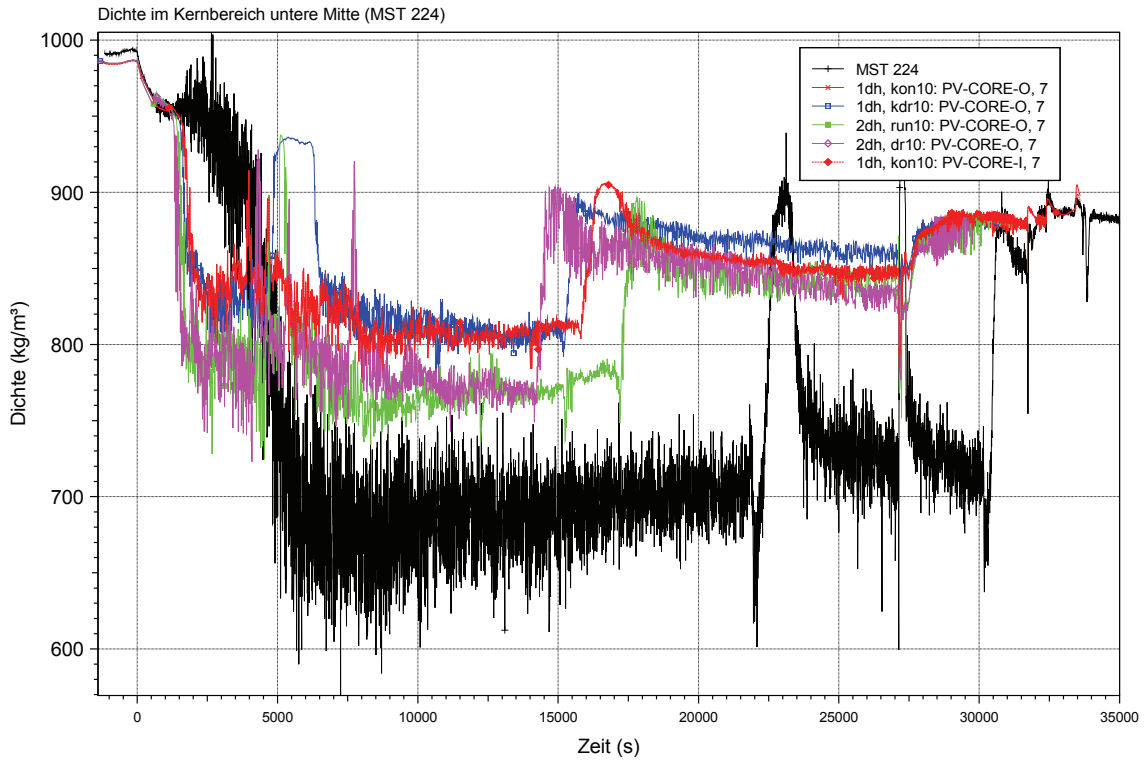


Bild 4.2-23: PKL-III Test F2.1: Dichte im Kernbereich (untere Mitte)

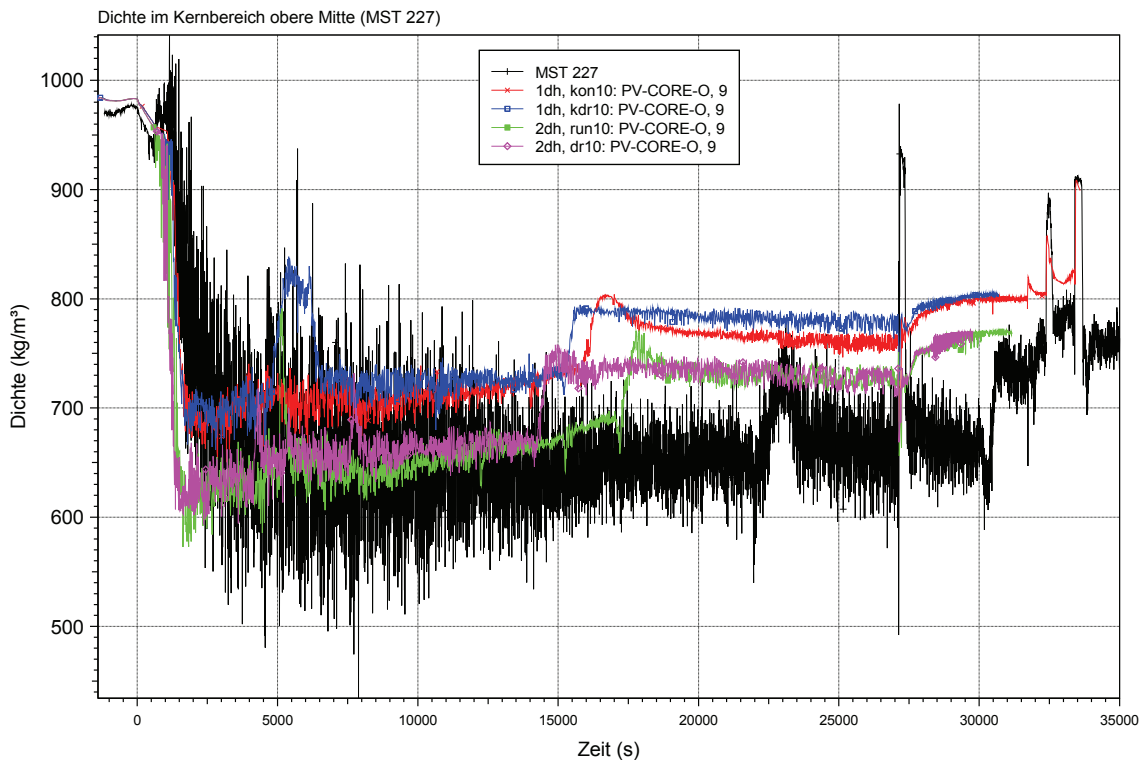


Bild 4.2-24: PKL-III Test F2.1: Dichte im oberen Kernbereich

4.2.2 Nachrechnung des LSTF-Versuchs SB-PV-10

4.2.2.1 Einleitung

Das Experiment SB-PV-10 wurde im Rahmen des OECD/NEA Projekts „Rig of Safety Assessment“ (ROSA) im Dezember 2005 in der japanischen Versuchsanlage ROSA-V/LSTF durchgeführt /ROS 07a/. Gegenstand des Versuchs war ein kleines Leck im unteren Plenum des Reaktordruckbehälters unter der Annahme, dass die Hochdruckeinspeisung ausfällt. Die Leckgröße entspricht einem 0,1%-igen Bruch im kalten Strang eines Druckwasserreaktors. Als Notfallschutzmaßnahme wurde eine sekundärseitige Druckabsenkung durch geregeltes Öffnen der Abblaseventile in einem von zwei Dampferzeugern 30 Minuten nach dem Auslösen des Notkühlsignals bei einem Primärdruck von 12,27 MPa eingeleitet.

Da in diesem Versuch die Druckspeicher nach dem Entleeren nicht isoliert wurden und relativ große Mengen Stickstoff in den Primärkreislauf einströmten, dient die Nachrechnung des Versuchs einer zusätzlichen Überprüfung der Modellierung der nicht-kondensierbaren Gase in ATHLET und deren Auswirkung auf den zweiphasigen Naturumlauf und auf die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern.

Der Versuch SB-PV-10 wird im internationalen OECD ROSA Projekt als „Test 6-2“ gekennzeichnet /ROS 07/.

4.2.2.2 Modellierung der LSTF-Anlage mit ATHLET

Als Grundlage für die Modellierung der LSTF-Anlage zur Nachrechnung des Versuchs SB-PV-10 diente der ATHLET-Eingabedatensatz, der zur Nachrechnung des ROSA-IV LSTF Versuchs SB-CL-18 im Rahmen der Programmvalidierung und Qualitätssicherung neuer Codeversionen regelmäßig verwendet wird /ATH 09/. Dabei wurden die wesentlichen Änderungen berücksichtigt, die in der LSTF-Anlage für die 5. Phase des Rig-of-Safety Assessment Programms (ROSA-V) durchgeführt worden sind.

Neben den tatsächlichen Anfangs- und Randbedingungen des Versuchs SB-PV-10, wurde der ursprüngliche LSTF-Datensatz in den folgenden Bereichen geändert bzw. ergänzt:

- Simulation der Brucheinheit am unteren Plenum
- Modellierung des neuen Druckhalters (mit der gleichen Höhe wie in der Referenzanlage) und der Volumenausgleichsleitung für die ROSA-V LSTF Anlage
- Neue Kernkonfiguration (Brennelementsimulatoren der 4. Reihe)
- Geringfügige Korrekturen der Volumenverteilung im RDB (Ringraum, unteres Plenum, Kernbereich, Deckelraum), auf der Basis der Tabelle A4-1 aus der Anlagebeschreibung /ROS 03/.
- Modellierung der „stand pipes“ innerhalb der Druckspeicher
- Simulation des Hilfsspeisewassersystems mit einer vereinfachten Modellierung der DE-Wasserspiegelregelung
- Simulation der sekundärseitigen Druckabsenkung als Notfallschutzmaßnahme

Die Abb. 4.2-25 und 4.2-26 zeigen die verwendete Nodalisierung. Mit Ausnahme der Heizstäbe sind die Wärmeleitobjekte in diesen Abbildungen zur besseren Übersichtlichkeit nicht dargestellt. Die gesamte Nodalisierung beinhaltet 90 Thermofluid-Objekte (TFOs) mit 324 Kontrollvolumina und 373 Leitungen, und 62 Wärmeleit-Objekte (HCOs) mit insgesamt 353 Wärmeleitelementen.

Der Kernbereich wird mit zwei parallelen, ringförmigen Kanälen simuliert, die durch ein Querverbindungsobjekt ("cross connection pipe" PV-CORE-CC) verbunden sind. Der innere Kernring (PV-CORI) beinhaltet die hoch- und mittelbelasteten Bündel 13 bis 20 und 21 bis 24. Die niedrigbelasteten Bündel werden im Außenring PV-CORO zusammengefasst. Das obere Plenum bis zu den Austrittstutzen der heißen Stränge wird entsprechend aufgeteilt (PV-UPI-1 und -2, PV-UPO-1 und -2). Die 8 Steuerstabführungsrohre werden mit den Objekten PV-BYP-UHI und PV-BYP-UHO (Innen- bzw. Außenring) dargestellt.

Entsprechend dem radialen Leistungsprofil im Kern wurden aus den 1008 elektrisch beheizten Heizleitern 3 Stabgruppen gebildet: 360 hochbelastete Stäbe (radialer Leistungsfaktor = 1,51), 180 mittelbelastete Stäbe (Leistungsfaktor = 1,00) und 468 nied-

rigbelastete Stäbe (Leistungsfaktor = 0,66). Die Heizstäbe werden ihrerseits den Kernkanälen nach dem Leistungsverhältnis im Nennbetrieb (70:30) zugeordnet. Tab. 4.2-2 fasst die entsprechenden Eingabedaten für das Brennstabmodell im Modul HECU zusammen. In der axialen Richtung wird der aktive Kernbereich in 9 Zonen aufgeteilt.

Zwei identifizierte Kernbypässe in der Testanlage wurden nachgebildet /ROS 07a/:

- Deckelraumbypass: Dieser Bypass beträgt 0.3% des gesamten Kernmassenstroms und wird von 8 Sprühdüsen zwischen Ringraum und Deckelraum (PV-DC-A-4 und PV-DC-B-4 in Abb. 4.2-25) sowie von den Steuerstabführungsrohren gebildet;
- Bypass Ringraum - Heiße Stränge: Dieser Bypass beträgt insgesamt 0.2% des Kernmassenstroms und simuliert den Reaktorbypass am Durchbruch des heißen Strangs durch den Ringraum. Anders als bei der Nachrechnung des Versuchs SB-CL-18 wird der Bypass nicht mit Single-Junction-Pipes sondern mit Standard-Pipes (PV-BYP-HLA und PV-BYP-HLB) simuliert.

Im Datensatz ist ein zusätzlicher Kernumgehungspfad zwischen Ringraum und oberem Plenum vorgesehen (PV-BYP-DCA und PV-BYP-DCB). Dieser Bypass kann auf Grund von Toleranzen am Umfang der Sprühdüsen und von Undichtigkeiten bestehen. Der Strömungsquerschnitt ist nicht bekannt, und hängt von der thermischen Ausdehnung des Druck- und Kernbehälters sowie von deren mechanischen Belastung ab. Als eine erste Abschätzung wird für diesen Bypass, ähnlich wie bei der Nachrechnung des Versuchs SB-CL-18, ein Massenstrom von etwa 100 g/s bei Nennbetrieb angenommen.

Die Nodalisierung der Primärkreisläufe und des Sekundärkreises (Abb. 4.2-26) gleicht der, die für die Nachrechnung des Versuchs LSTF SB-CL-18 verwendet wurde, bis auf die Modellierung der Dampferzeuger, des neuen Druckhalters und der entsprechenden Volumenausgleichsleitung.

Die U-Rohre der Dampferzeuger werden durch eine Dreikanal-Modellierung dargestellt, um ein unterschiedliches Umlaufverhalten der längeren gegenüber den kürzeren U-Rohren realitätsnah zu simulieren. Unter Einhaltung der Wärmetauscherfläche werden dabei das oberste und unterste U-Rohrniveau (57 bzw. 84 U-Rohre) repräsentiert. Darüber hinaus wurden die kürzeren U-Rohre in zwei Gruppen (78 bzw. 6 U-Rohre) unterteilt, um ein im Versuch beobachtetes Überlaufen einzelner U-Rohre zu erfassen.

Die Dampferzeugerkammern, die eine starke Querschnittserweiterung gegenüber den benachbarten Komponenten aufweisen, wurden axial in vier Zonen aufgeteilt, um eine realistische Massenverteilung im Falle einer ausgeprägten Phasenseparation zu erlangen. Der Anschluß der Eintrittskammern an den längeren bzw. kürzeren U-Rohren wurde radial in zwei Zonen (PA/B-SG-IN-T bzw PA/B-SB-IN-I in Abb. 4.2-26) aufgeteilt.

Das Sekundärsystem wird als offenes System behandelt, d. h. Frischdampfentnahme und Speisewasserzufuhr der Dampferzeuger werden als Randbedingungen vorgegeben bzw. mit GCSM-Modellen berechnet.

Zur Simulation von Speicherwärme bzw. Wärmeverlusten wurden die Wandungen der folgenden Komponenten simuliert: Druckbehälter, Kernmantel, Kühlkreisläufe, Druckhalter, Dampferzeuger und Druckspeicher. Die von ATHLET berechneten Wärmeverluste in stationärem Zustand wurden an Hand neuer experimenteller Daten /ROS 06a/ überprüft.

Zur Berechnung der Vorgänge im Primärkreislauf wird im Allgemeinen das Thermo-fluiddynamik-Modell mit 6 Grundgleichungen (6-Gleichungsmodell) angesprochen. Ausnahmen bilden der Druckhalter mit der Volumenausgleichsleitung, die Bruchleitung, und der Deckelraum mit den Steuerstabführungsrohren, für die wie für den gesamten Sekundärkreis das 5-Gleichungsmodell (eine Impulsgleichung für das Zwei-Phasengemisch, mit der Anwendung der Drift-Flux-Formulierung zur Bestimmung der relativen Phasengeschwindigkeit) verwendet wird. Zusätzlich wird das Gemischspiegelmodell im Druckhalter, im Deckelraum des Druckbehälters, in den Druckspeichern und in den Sekundärseiten der Dampferzeuger angesprochen.

In den Branch-Objekten mit Anbindung an mehrere Pipe-Objekte, z.B. im Deckelraum, werden das BRANCHING- und das BRANCH2M-Modell zur genaueren Bestimmung der Geschwindigkeitsterme bzw. des Impulseintrags verwendet. Für den Queraustausch zwischen den parallelen Zonen im Kernbereich und im oberen Plenum wird die Option für Querströmung im Bündel (Eingabe JDRIFT = 5) verwendet.

Zur Berechnung der Reibungsdruckverluste im Primär- und im Sekundärkreis wird die Option "ITPM = 1" mit Vorgabe der Rohrreibungszahlen nach Darcy-Weisbach eingesetzt. Im Zweiphasenbereich wird der Martinelli-Nelson-Multiplikator verwendet.

Die Massenaustauschraten im Fluid werden mit dem neuen Modell berechnet, das die Strömungsformen berücksichtigt (Eingabe IGVK = 2). Weiterhin werden die Modelle für Direktkondensation an kalten Oberflächen (Eingabe QGAMC = 1.0) und Direktverdampfung an heißen Oberflächen (Eingabe QGAME = 1.0) angesprochen.

Zur Ermittlung des Wassermittresses am Eintritt und am Austritt der Volumenausgleichsleitung ("surge line") wird das T-Modell eingesetzt.

Die Nachrechnung wurde mit der Programmversion ATHLET Mod 2.1 Cycle B durchgeführt.

Ausgehend vom Ergebnis der automatischen ATHLET-Startrechnung wurde der im Experiment gemessene Anfangszustand im Verlauf einer Null- bzw. Einschwingtransiente über 100 s eingestellt. Die Nulltransiente dient der Überprüfung der Stabilität der berechneten stationären Bedingungen.

Während der Nulltransiente wurden die definierten Bypässe durch das Öffnen der entsprechenden Ventile und durch eine iterative Anpassung der vorgegebenen Strömungsverlustbeiwerte eingestellt.

Zur realistischen Simulation des Kernverhaltens wurde eine Zweikanal-Modellierung des Kerns vorgenommen. Die unterschiedlich starke Beheizung der beiden Unterkanäle hätte auf Grund der Dichteunterschiede eine unterschiedlich starke Korrektur der Strömungsverlustbeiwerte durch das Rechenprogramm ergeben. Um dies zu vermeiden wurde die Startrechnung mit homogener Beheizung der Kanäle durchgeführt. Die tatsächlichen Kanalleistungen wurden im Verlauf der Nulltransiente eingestellt.

Ein Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Parametern im stationären Zustand, unmittelbar vor der Bruchöffnung, ist der Tab. 4.2-3 zu entnehmen.

Tabelle 4.2-2 LSTF SB-PV-10: Eingabedaten für das Brennstabmodell im ATHLET-Modul HECU

TFO	HCO	Anzahl Stäbe (-)	Nennleistung je Stab (W)	Anfangsleistung je Stab (W)	Radialer Leistungsfaktor
PV-CORI	HPV-CORI-H	360	14,632	10,034	1,51
	HPV-CORI-A	179	9,690	6,645	1,00
	HPV-CORI-L	1	6,395	4,385	0,66
PV-CORO	HPV-CORO-H	1	14,632	25,363	1,51
	HPV-CORO-A	1	9,690	17,161	1,00
	HPV-CORO-L	466	6,395	11,085	0,66

Tabelle 4.2-3 Anfangsbedingungen für den Versuch SB-PV-10

Parameter	Experiment (Loop mit/ohne DH)	Nachrechnung Loop A / Loop B
Druckbehälter		
Kernleistung (MW)	10,10	10,13
Bypass Ringraum-Deckelraum (%)	0,3 (Spezifikation)	0,24
Primärkreis		
Fluidtemperatur im heißen Strang (K)	598,2 / 597,9	598,6 / 598,6
Fluidtemperatur im kalten Strang (K)	563,2 / 563,0	562,9 / 562,9
Kühlmitteldurchsatz (kg/s je Loop)	24,63 / 24,33	24,82 / 24,82
Bypass DC - Heißer Strang (kg/s)	0,048 / 0,044	0,051 / 0,051
Druckhalter (DH)		
Druck (MPa)	15,52	15,54
Wasserstand (m)	7,28	7,30
Dampferzeuger		
Sekundärdruck (MPa)	7,31 / 7,32	7,35 / 7,35
Wasserstand (m)	10,25 / 10,23	11,94 / 11,94
Dampfstrom (kg/s)	2,66 / 2,58	2,70 / 2,70
Massenstrom Speisewasser(kg/s)	2,75 / 2,62	2,70 / 2,70
Temperatur Speisewasser (K)	495,9 / 495,1	495,0 / 495,0

4.2.2.3 Versuchsdurchführung

Folgende Randbedingungen wurden für den Versuch definiert:

- Totalausfall der Hochdruckeinspeisung.
- Notstromfall gleichzeitig mit der Reaktorschnellabschaltung.
- Start der sekundärseitigen Hilfsspeisewassereinspeisung unmittelbar nach der Bildung des Notkühlsignals bei einem Primärdruck von 12,27 MPa. Der sekundärseitige Wasserspiegel wird bei Einleitung der Notfallschutzmaßnahme oberhalb der U-Rohre gehalten.
- Start der sekundärseitigen Druckabsenkung im Dampferzeuger B (Kühlmittelschleife ohne Druckhalter) mit einer geregelten Öffnung der Abblaseventile 30 Minuten nach dem Auslösen des Notkühlsignals, so dass eine Abkühlungsrate von 55 K/h im Primärkreis erreicht wird.
- Einspeisung von nicht-kondensierbarem Gas (N_2) aus den Druckspeichern.
- Erhöhung der Grenztemperatur für das Kernschutz- und Leistungsregelungssystem um 50 K.

Der Versuch wurde durch das Öffnen des Bruchventils eingeleitet. Nach einer Druckentlastung auf 12,97 MPa Primärdruck, 568 s nach Bruchöffnung, löste das RESA-Signal die Reaktorschnellabschaltung aus, wobei die Heizleistung gemäß der vorgegebenen Nachzerfallskurve abgefahren wurde. Mit dem RESA-Signal erfolgte ferner der Abschluss der Frischdampfleitungen, die Turbinenumleitstation wurde auf Grund des Notstromfalls nicht aktiviert. Gleichzeitig löste das RESA-Signal die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen und der Hauptspeisewasserpumpen aus. Die auslaufenden Hauptkühlmittelpumpen wurden 819 s nach Bruchöffnung gestoppt.

Nach dem Unterschreiten von 12,27 MPa Primärdruck bei $t = 736$ s, wurde das Notkühlsignal gebildet, jedoch wurde der Ausfall der Hochdruckeinspeisepumpen angenommen. Nach dem Ansprechen des Notkühlsignals wird der Wasserstand in den Sekundärseiten der Dampferzeuger um den Wert 10,3 m durch Einspeisung der Hilfsspeisewasserpumpen geregelt. Der Anstieg des Sekundärdruckes wurde durch ein

mehrmaliges Ansprechen der Druckentlastungsventile auf etwa 8,0 MPa begrenzt. Der Primärdruck pendelte sich bei etwa 8,3 MPa ein.

Die sekundärseitige Druckabsenkung im Dampferzeuger B wurde bei $t = 2540$ s eingeleitet. Zwei Minuten später wurde der Dampferzeuger im Loop A isoliert. Mit der sekundärseitigen Druckentlastung sank der Primärdruck wieder, und nach etwa 5100 s wurde der Ansprechdruck der Druckspeicher (4.5 MPa) erreicht.

Etwa 10000 s nach Versuchsbeginn entleerten sich die Druckspeicher, und Stickstoff strömte in den Primärkreislauf ein. Kurze Zeit danach stieg der Primärdruck an, was auf die Verschlechterung der Wärmeübertragung im Dampferzeuger B bei Anwesenheit vom Stickstoff zurück zu führen ist. Im weiteren Verlauf des Versuchs sank der Primärdruck wieder, aber deutlich langsamer als vor dem Entleeren der Druckspeicher.

Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust wurde der obere Kernbereich bei $t = 21060$ s freigelegt. Etwa 15 Minuten danach wurde die Niederdruckeinspeisung bei einem Primärdruck von 1,2 MPa eingeleitet.

Wegen der verstärkten Dampferzeugung im Kern und des daraus ergebenden Druckanstiegs wurde die Niederdruckeinspeisung unterbrochen. Der obere Kernbereich wurde erneut freigelegt und die Hüllrohrtemperaturen stiegen wieder an. Der Grenzwert zum Ansprechen des LSTF-Reaktorschutzsystems (958 K) wurde dann erreicht, was zu einer automatischen Reduktion um ca. 75% der vorgegebenen Kernleistung bei $t = 23270$ s führte.

Durch die Leistungsreduktion sank der Primärdruck wieder. Mit dem erneuerten Ansprechen der Niederdruckeinspeisung ($t = 23320$ s) wurde der Kern wieder aufgefüllt. Der Versuch wurde mit dem Schließen des Bruchventils bei $t = 24033$ s beendet.

4.2.2.4 Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-10

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-10 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B werden in den Abb. 4.2-27 bis 4.2-46 dargestellt. In den Diagrammen sind die Messergebnisse als rote, gestrichelte Linien dargestellt und mit den in /ROS 07a/ bezeichneten Messstellen gekennzeichnet. Die Definition der Codierung für die Messstellen, ihre genaue Positionierung in der Testanlage und das Messverfahren ist aus /ROS 03/ zu entnehmen.

Die Nachrechnung wurde bis zum vorgesehenen Beginn der Notkühlein speisung bei $t = 22000$ s) durchgeführt. Zur Übersichtlichkeit wird der Versuchsverlauf in zwei Phasen aufgeteilt: vom Versuchsbeginn bis zum Entleeren der Druckspeicher (Abb. 4.2-27 bis 4.2-36) und vom Beginn der Stickstoffeispeisung bis zum Ende der Simulation (Abb. 4.2-37 bis 4.2-46).

Phase1 (0 – 10000 s)

Die Bilder 4.2-27 und 4.2-28 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreis. Nach einer raschen Druckabsenkung bei unterkühlter Bruchausströmung erreichen die oberen Bereiche des Primärkreises den Sättigungszustand, etwa 800 s nach der Bruchöffnung. Der Primärdruck stabilisiert sich dann um den Wert 8,3 MPa.

Mit dem Schließen der Isolationsventile im Sekundärkreis nach der Auslösung des RESA-Signals bei $t = 562$ s (568 s im Versuch) steigt der Sekundärdruck rasch bis zum Ansprechdruck der Entlastungsventile (Abb. 4.2-28). Dieser Anstieg wird dann durch ein mehrmaliges Ansprechen der Entlastungsventile auf etwa 8.0 MPa begrenzt, bis die sekundärseitige Druckentlastung im Dampferzeuger B bei $t = 2536$ s eingeleitet wird. Der Dampferzeuger A wird kurz danach isoliert.

Durch die allmähliche Abkühlung sinkt der Primärdruck ab etwa $t = 3800$ s kontinuierlich ab, bis der Ansprechdruck der Druckspeicher bei $t = 5154$ s im Loop B bzw. $t = 5160$ s im Loop A (5140 bzw. 5100 s im Versuch) erreicht wird.

Die Abb. 4.2-29 zeigt die über die Zeit integrierte Bruchausströmung. Bedingt durch die kleine Öffnungsfläche finden weitgehend unterkritische Bedingungen in der Bruchlei-

ung statt. Zur guten Übereinstimmung mit den Messwerten hat im Wesentlichen eine adäquate Modellierung des Strömungswiderstands in der Bruchleitung beigetragen.

Die Massenströme in den Kühlmittelschleifen A und B sind im Bild 4.2-30 dargestellt. Mit der Isolierung des Dampferzeugers bricht der Naturumlauf in der Kühlmittelschleife A bei etwa 2700 s ab. Der zweiphasige Naturumlauf im Loop B wird vom Rechenprogramm leicht überschätzt, obwohl die Kühlmittelverteilung im Primärkreis in dieser Phase in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen nachgebildet wurde, wie die Bilder 4.2-31 bis 4.2-34 exemplarisch zeigen.

Die von den Experimentatoren geschätzte Wärmeabfuhr über den betroffenen Dampferzeuger /ROS 07a/ wird in der Simulation zufrieden stellend wiedergegeben (Abb. 4.2-35).

Die Abb. 4.2-36 zeigt die berechneten Füllstände in den Druckspeichern. Sowohl der Beginn der Einspeisung als auch die Einspeiseraten stimmen gut mit den Messergebnissen überein. Mit dem Entleeren der Druckspeicher bei $t = 9600$ s (10030 s im Versuch) strömt Stickstoff in die kalten Stränge ein. Das im Versuch beobachtete asymmetrische Verhalten der Druckspeicher wurde trotz einer nachträglichen Korrektur der Strömungswiderstände in den entsprechenden Einspeiseleitungen vom Programm nicht nachgebildet.

Phase 2 (10000 – 22000 s)

Die Abb. 4.2-37 zeigt den Primärdruck und den Druck auf der Sekundärseite des Dampferzeugers im Loop B. Zum Beginn der Stickstoffeinspeisung liegt der berechnete Primärdruck um etwa 0,2 MPa niedriger als im Versuch. Grund dafür ist der erhöhte Naturumlauf im betroffenen Loop (Abb. 4.2-30 und 4.2-42)), der eine leicht verstärkte Wärmeabfuhr über den Dampferzeuger ergibt.

In wenigen Minuten sammelt sich der Stickstoff in den oberen Bereichen des Druckbehälters und insbesondere in den U-Rohren des Dampferzeugers im Loop B (Abb. 4.3-39). Durch die Ansammlung von Stickstoff in den U-Rohren verschlechtern sich die Wärmeübergangsbedingungen in der Phase zwischen 11000 und 12500 s (Abb. 4.2-41), was zu einem Anstieg des Primärdrucks und zu einem intermittierenden Naturumlauf im Loop B führt (Abb. 4.2-37 und 4.2-42). Dieses Verhalten wird vom Rechenprogramm zumindest qualitativ erfasst.

Mit der Erhöhung des Primärdrucks wird die N₂-Einspeisung kurzzeitig unterbrochen (Abb. 4.2-40). Danach stabilisiert sich der Naturumlauf im Loop B, und die Wärmeabfuhr über den Dampferzeuger wird wieder hergestellt. In dieser Phase hat eine verfeinerte Nodalisierung in den unteren Bereichen der U-Rohre (bis zu einer Höhe von 2,5 m oberhalb der Gitterplatte) wesentlich dazu beigetragen, numerische Instabilitäten bei der Berechnung der lokalen Wärmeübertragung und der Strömungsbedingungen zu reduzieren.

Nach dem Wiederanlaufen des Naturumlaufs überschätzt das Rechenprogramm die Wärmeabfuhr und somit die Druckabsenkungsrate im Primärkreis. Dadurch wird der Ansprechdruck der Niederdruckeinspeisung (1,2 MPa) schon bei etwa 14000 s erreicht. Im weiteren Verlauf der Simulation wurde deshalb die ND-Einspeisung unterbunden.

Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust verringert sich der Umlaufmassenstrom im Loop B, und wird bei etwa 16800 s unterbrochen. Danach herrschen Reflux-Condenser-Bedingungen (Abb. 4.2-42). Anzumerken ist es, dass die experimentellen Ergebnisse auf ein Entleeren der U-Rohre des Dampferzeugers im Loop B schon bei etwa 14000 s hinweisen (Abb. 4.2-43, 4.2-44). Dies würde zu einer deutlich früheren Unterbrechung des Naturumlaufs führen. Da nur 6 der insgesamt 141 U-Rohre instrumentiert sind, wird angenommen, dass im Versuch der Naturumlauf über einzelne, vorwiegend kürzere U-Rohre aufrechterhalten blieb. Diese Annahme wird auch vom gemessenen Verlauf des Füllstands im kalten Strang B unterstützt (Abb. 4.2-46).

Erst mit einer Aufteilung der kürzeren U-Rohre in zwei Gruppen war es möglich, den gemessenen Verlauf des Umlaufmassenstroms zufrieden stellend nachzubilden. Zahlreiche Rechnungen waren notwendig, um eine „optimale“ Aufteilung der U-Rohre (78:6 in der vorliegenden Rechnung) zu finden.

Die Abb. 4.2-38 zeigt die über die Zeit integrierte Bruchausströmrate. Bis zu den späten Phasen des Versuchs stimmt der berechnete Bruchmassenstrom gut mit den Messwerten überein.

Hinsichtlich der N₂-Einspeisung ist der berechnete Verlauf der Stickstoffmasse im Primärkreis insgesamt konsistent mit den von den Experimentatoren angegebenen Werten /ROS 07a/, das asymmetrische Verhalten der Kühlmittelschleifen konnte jedoch, wie in der Phase 1, nicht nachgebildet werden (Abb. 4.2-40). In der Nachrechnung

wurde ein deutlicher Anstieg der Rechenzeit festgestellt, sobald Stickstoff im Primärkreis vorhanden ist.

4.2.2.5 Zusammenfassende Bewertung

Bei der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-10, der im Rahmen des OECD/NEA ROSA Projekts in der japanischen Versuchsanlage ROSA/LSTF durchgeführt worden ist, konnte ATHLET die wesentlichen thermohydraulischen Vorgänge im Primärkreislauf bis zum Entleeren der Druckspeicher gut bis sehr gut nachbilden. Nach der Stickstoffeinspeisung wurden jedoch die im Versuch beobachtete Verschlechterung der Wärmeübertragung im Dampferzeuger und deren Auswirkung auf den Primärdruckverlauf vom Rechenprogramm nur qualitativ erfasst.

Zusätzliche Sensitivitätsstudien haben gezeigt, dass das Entleeren der U-Rohre und der Abriss des Naturumlaufs im betroffenen Kühlkreislauf sehr stark von der gewählten Modellierung des Dampferzeugers abhängig ist, insbesondere bezüglich der Nodalisierung der Eintrittskammern und der Aufteilung der U-Rohre in Gruppen als Funktion der Länge.

Eine zusätzliche Rechnung, mit dem Ansprechen des neuen Gas-Diffusionsmodells in ATHLET, hat keine nennenswerte Veränderung der Rechenergebnisse erbracht.

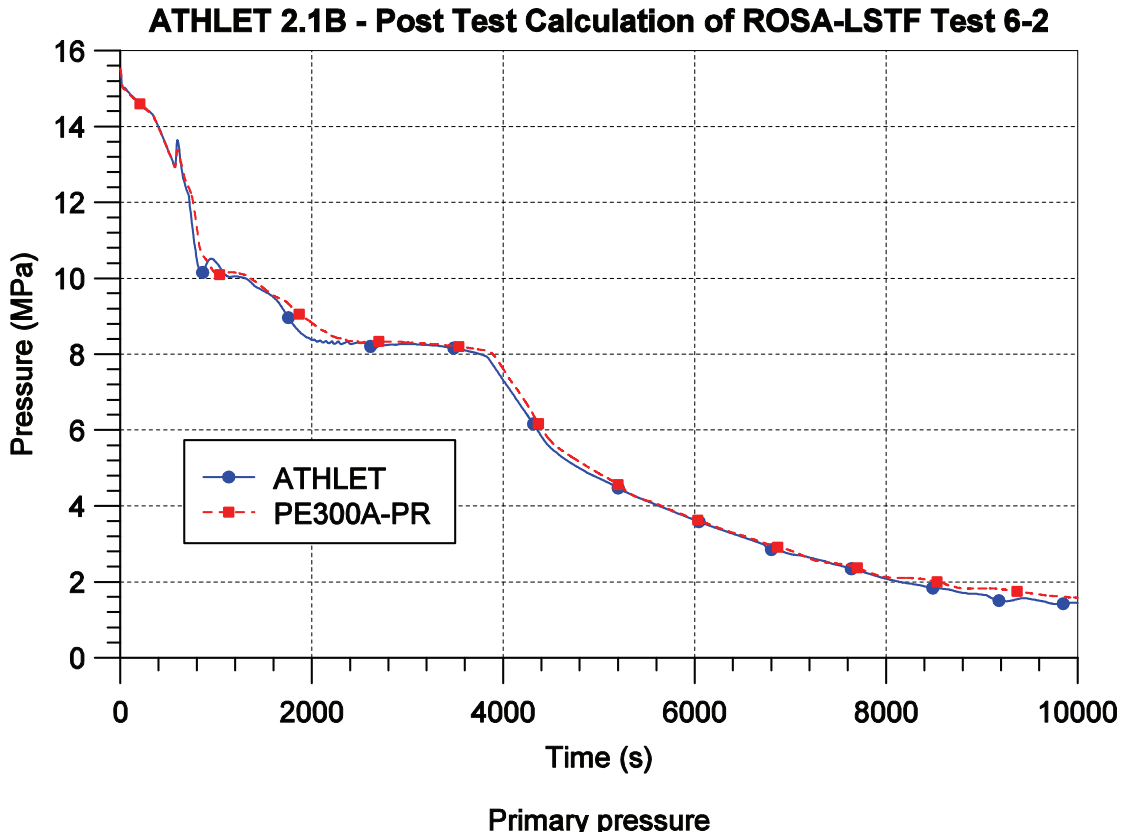


Bild 4.2-27: LSTF SB-PV-10: Druck im Primärkreis (Phase 1)

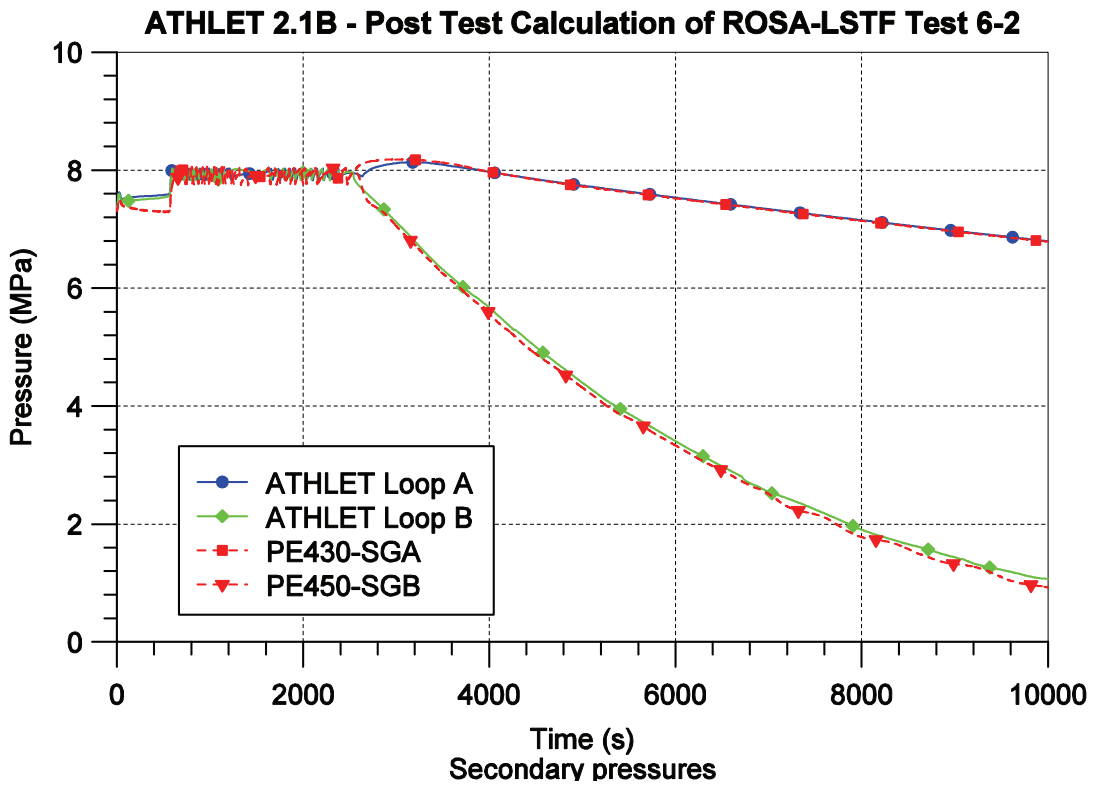


Bild 4.2-28: LSTF SB-PV-10: Druck im Sekundärkreis (Phase 1)

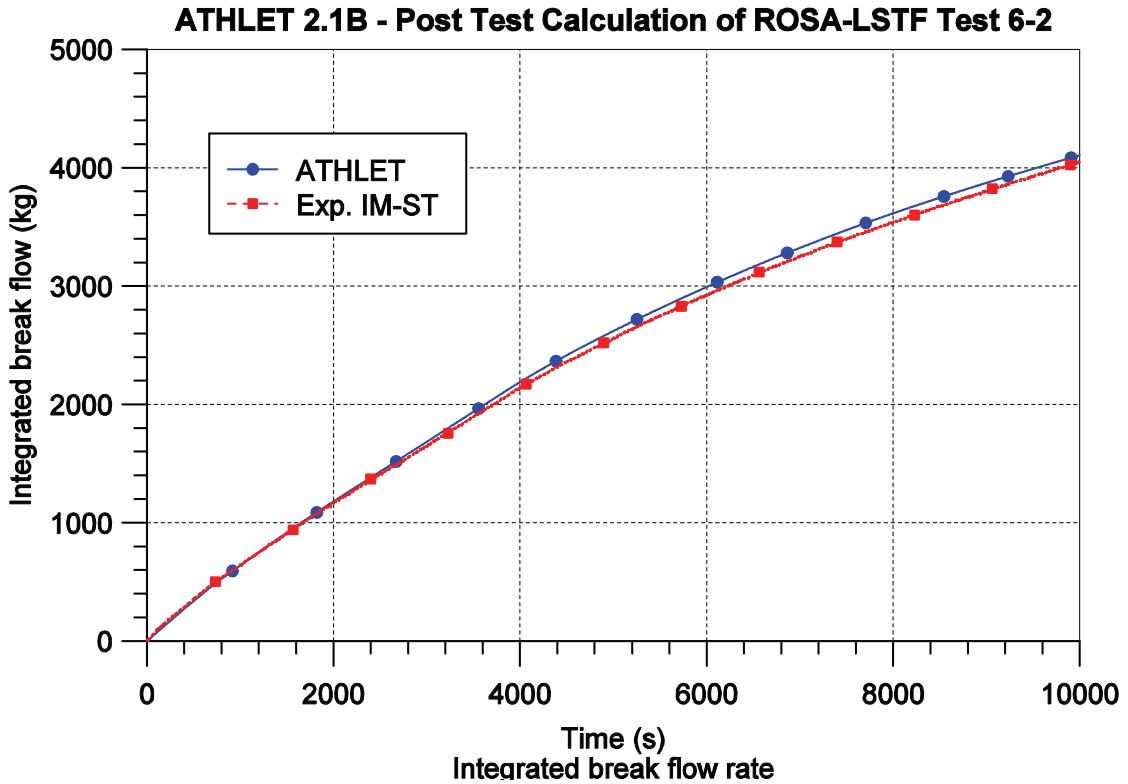


Bild 4.2-29: LSTF SB-PV-10: Integrierter Bruchmassenstrom (Phase 1)

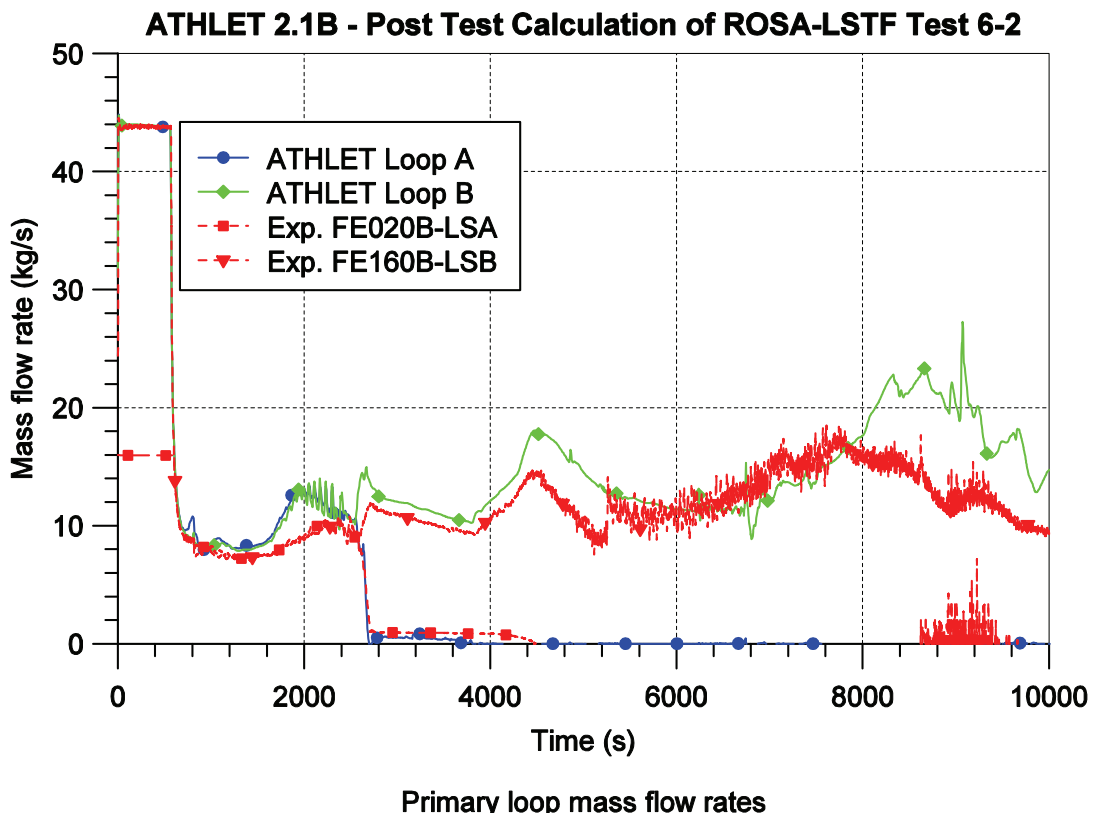


Bild 4.2-30: LSTF SB-PV-10: Massenströme im Primärkreislauf (Phase 1)

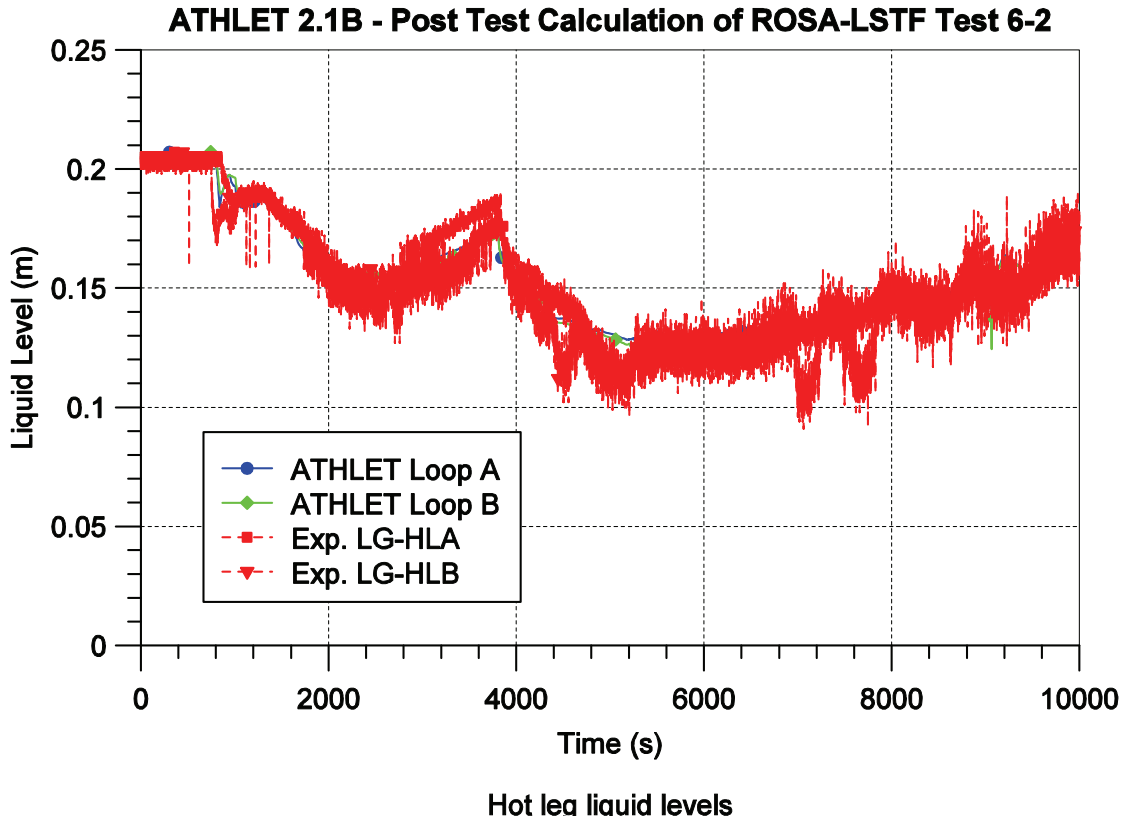


Bild 4.2-31: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den heißen Strängen (Phase 1)

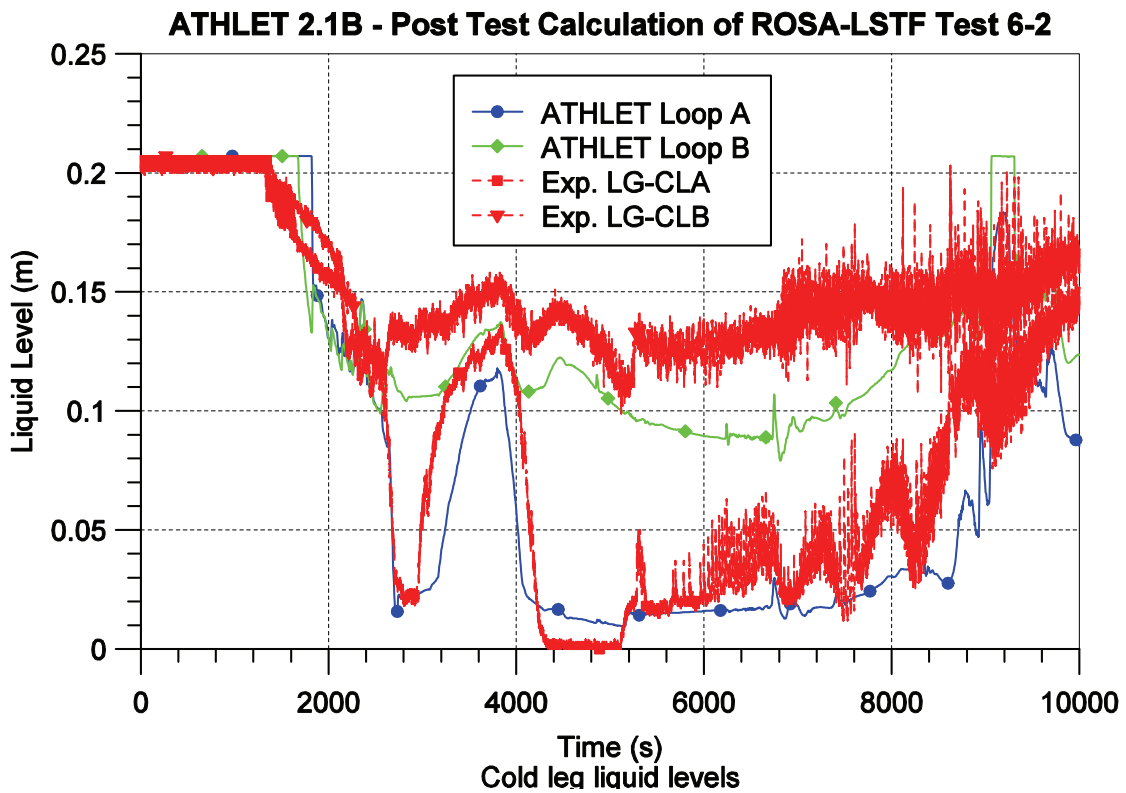


Bild 4.2-32: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den kalten Strängen (Phase 1)

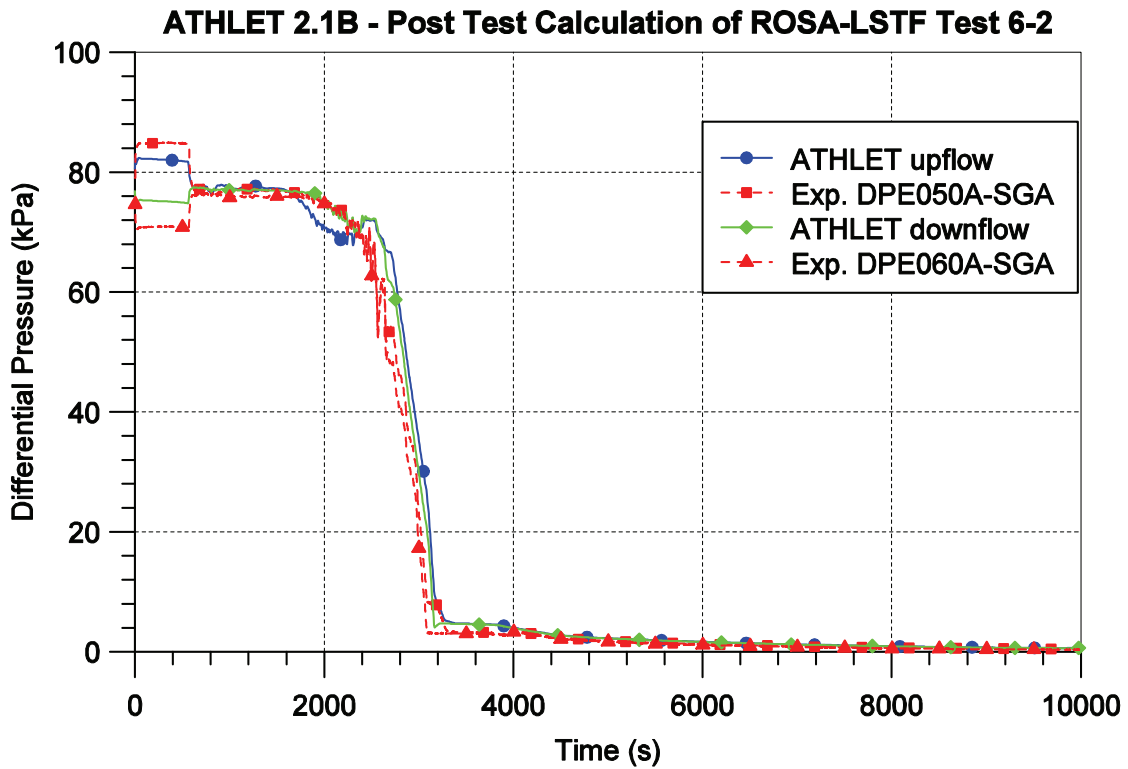


Bild 4.2-33: LSTF SB-PV-10: Differenzdruck über die U-Rohre im DE Loop A (Phase 1)

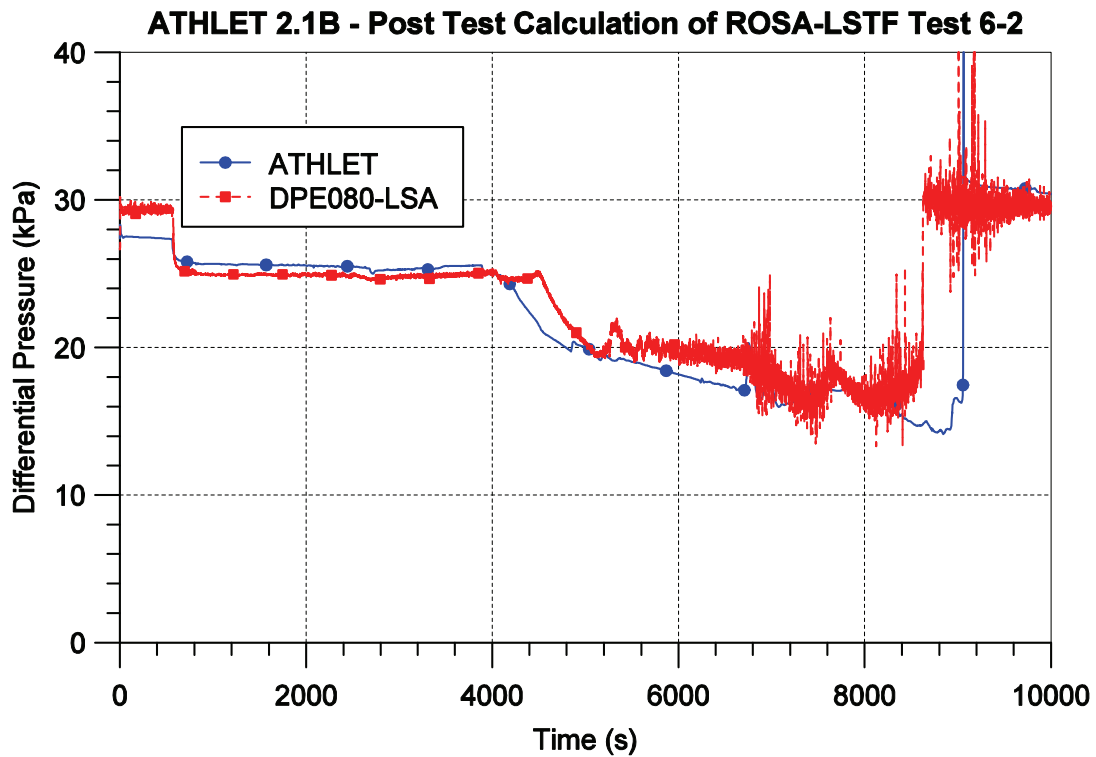


Bild 4.2-34: LSTF SB-PV-10: Differenzdruck über den Pumpenbogen im Loop A (Phase 1)

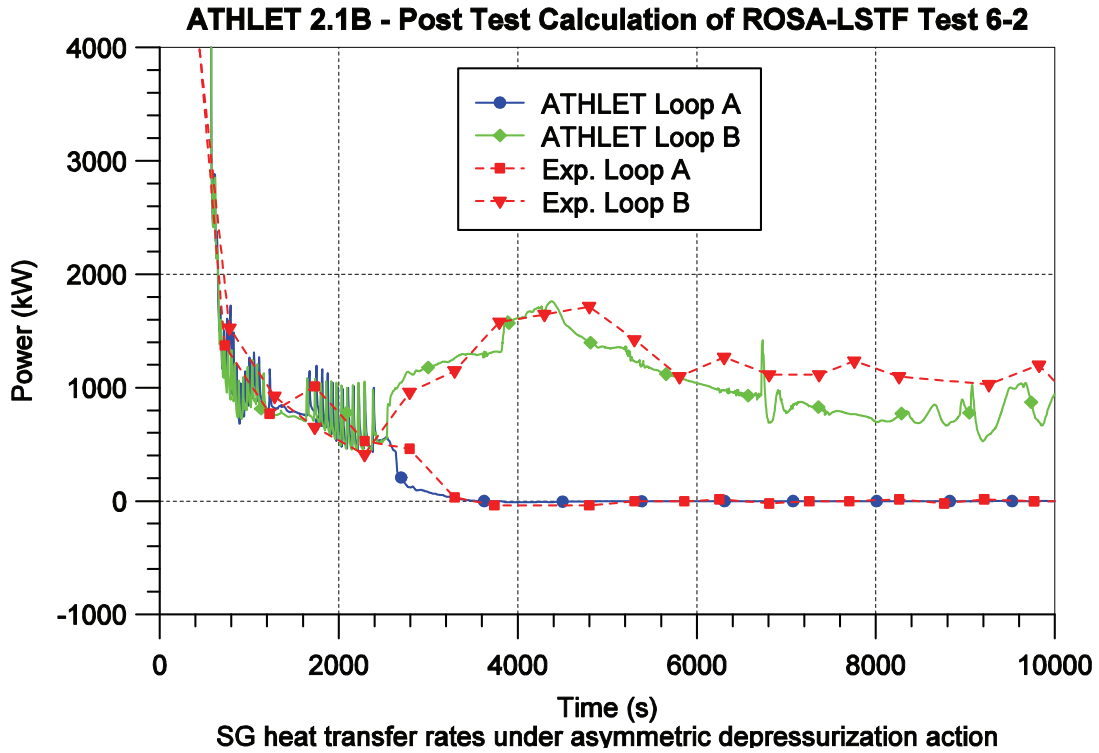


Bild 4.2-35: LSTF SB-PV-10: Wärmeübertragung über die Dampferzeuger (Phase 1)

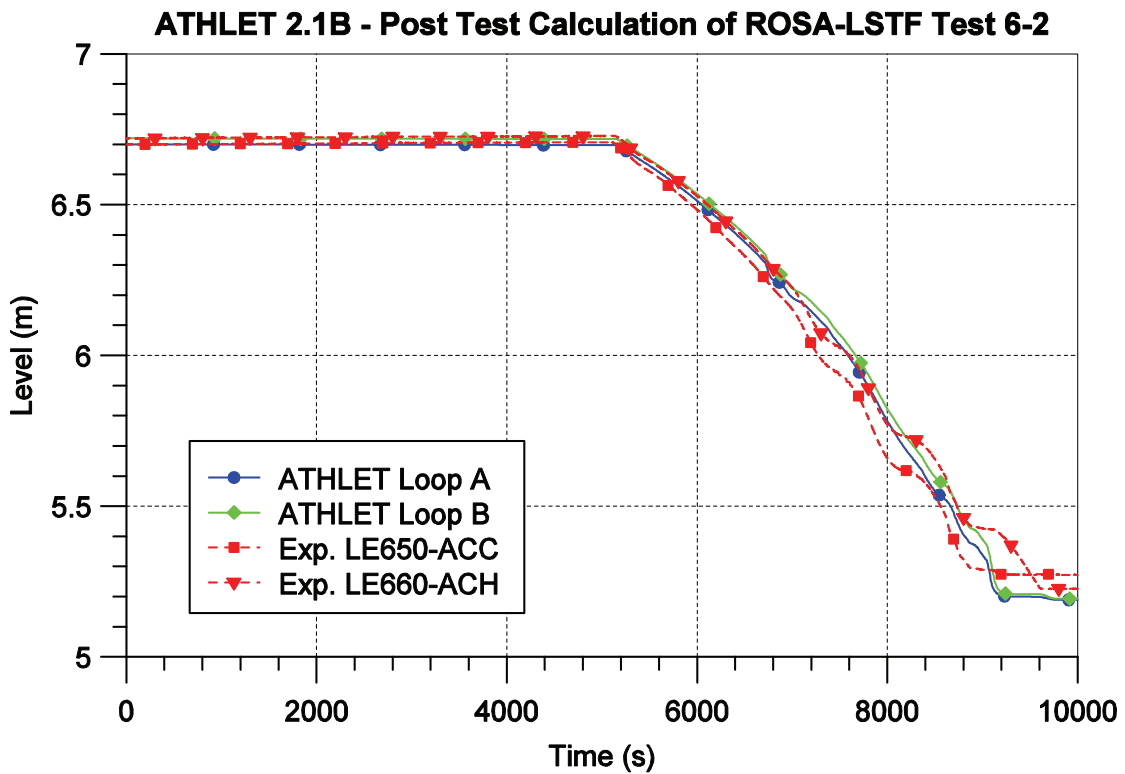


Bild 4.2-36: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den Druckspeichern (Phase 1)

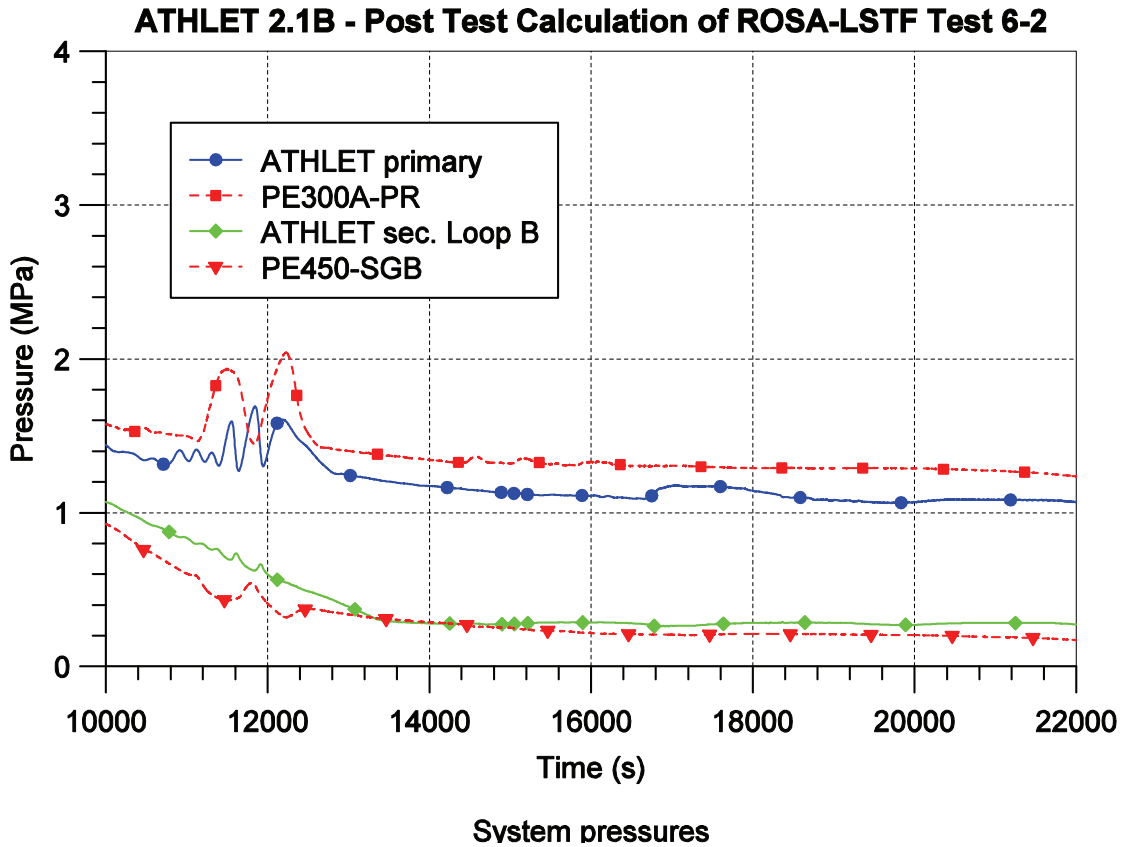


Bild 4.2-37: LSTF SB-PV-10: Druck im Primärkreis und im Sekundärkreis Loop B (Phase 2)

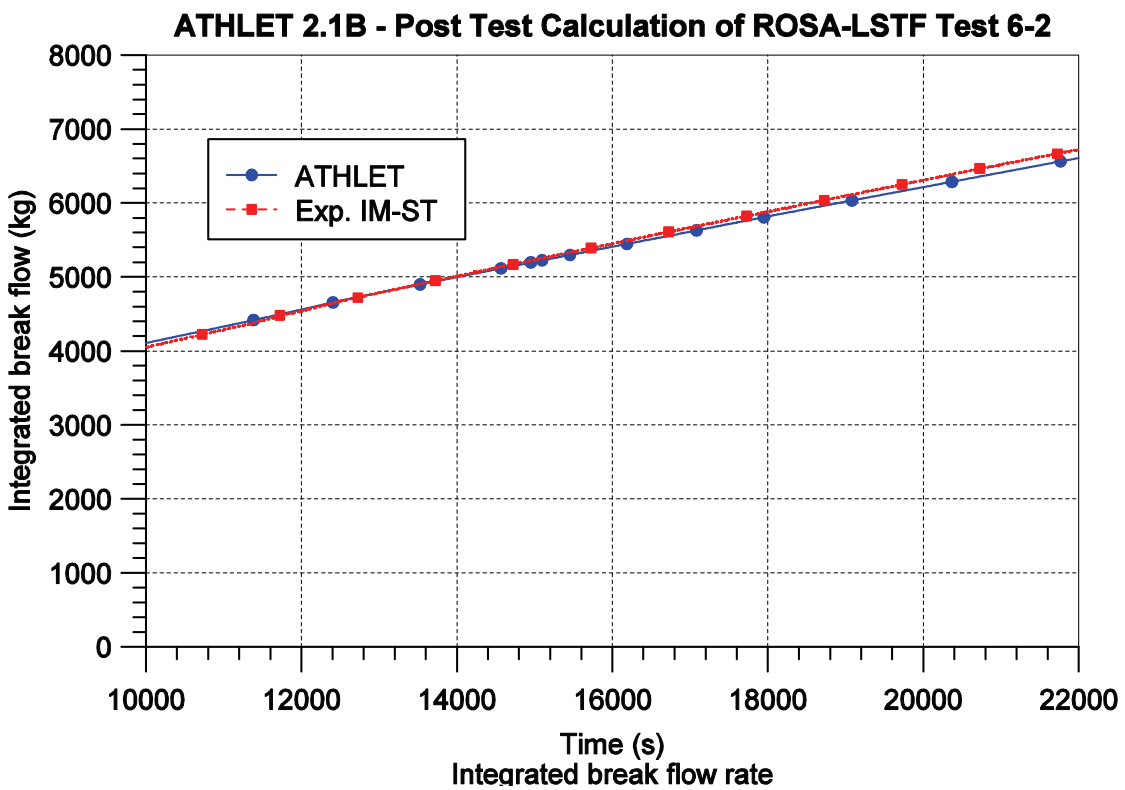


Bild 4.2-38: LSTF SB-PV-10: Integrierter Bruchmassenstrom (Phase 2)

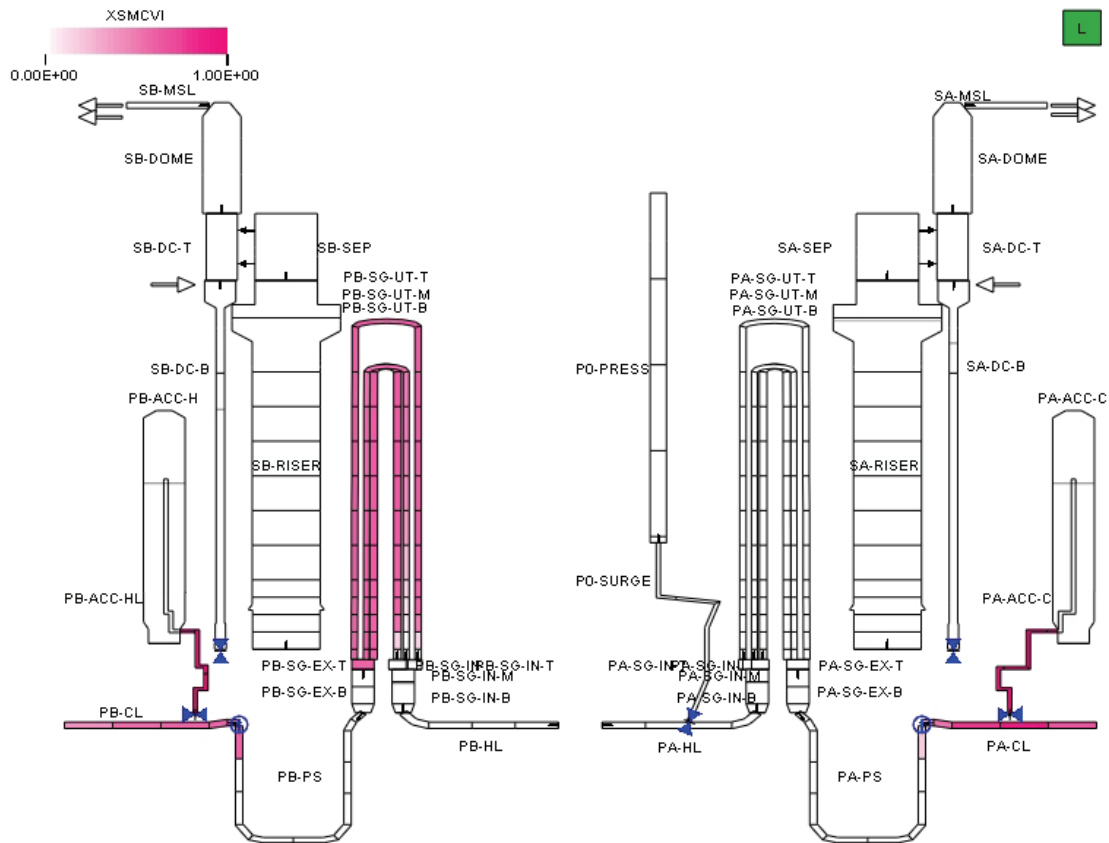


Bild 4.2-39: LSTF SB-PV-10: Stickstoffverteilung bei $t = 12000$ s

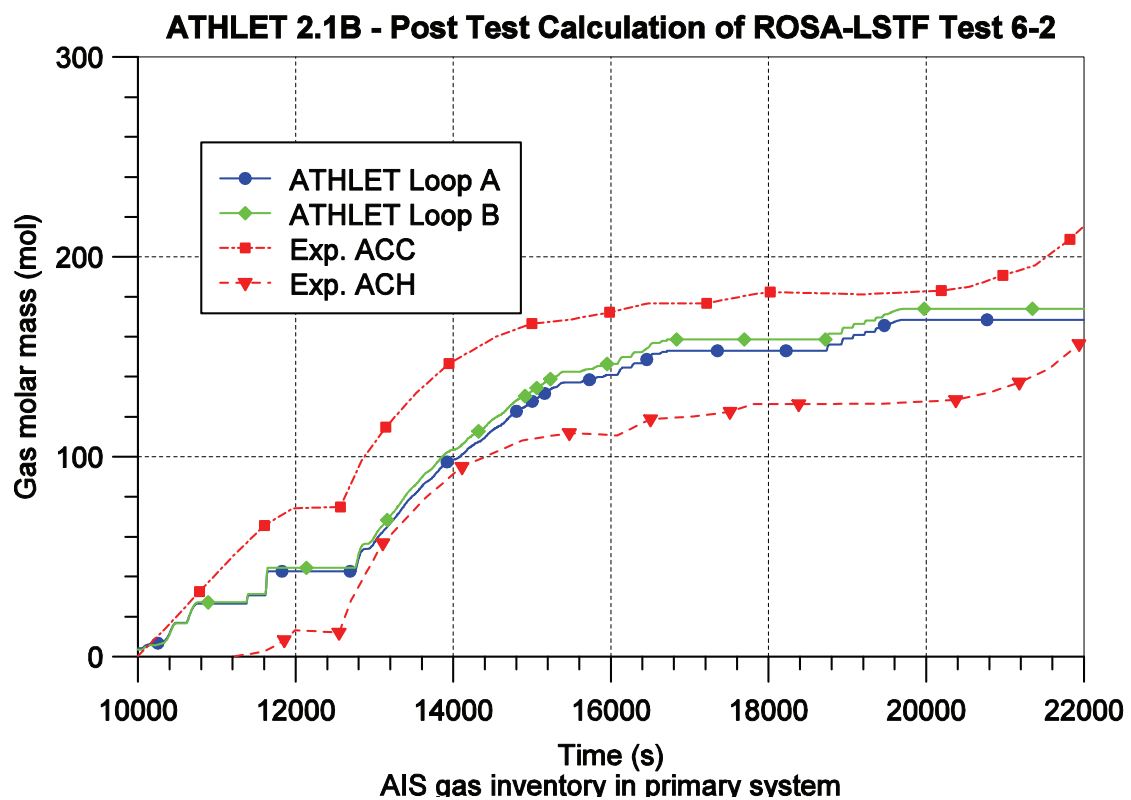


Bild 4.2-40: LSTF SB-PV-10: Stickstoffinventar im Primärkreis

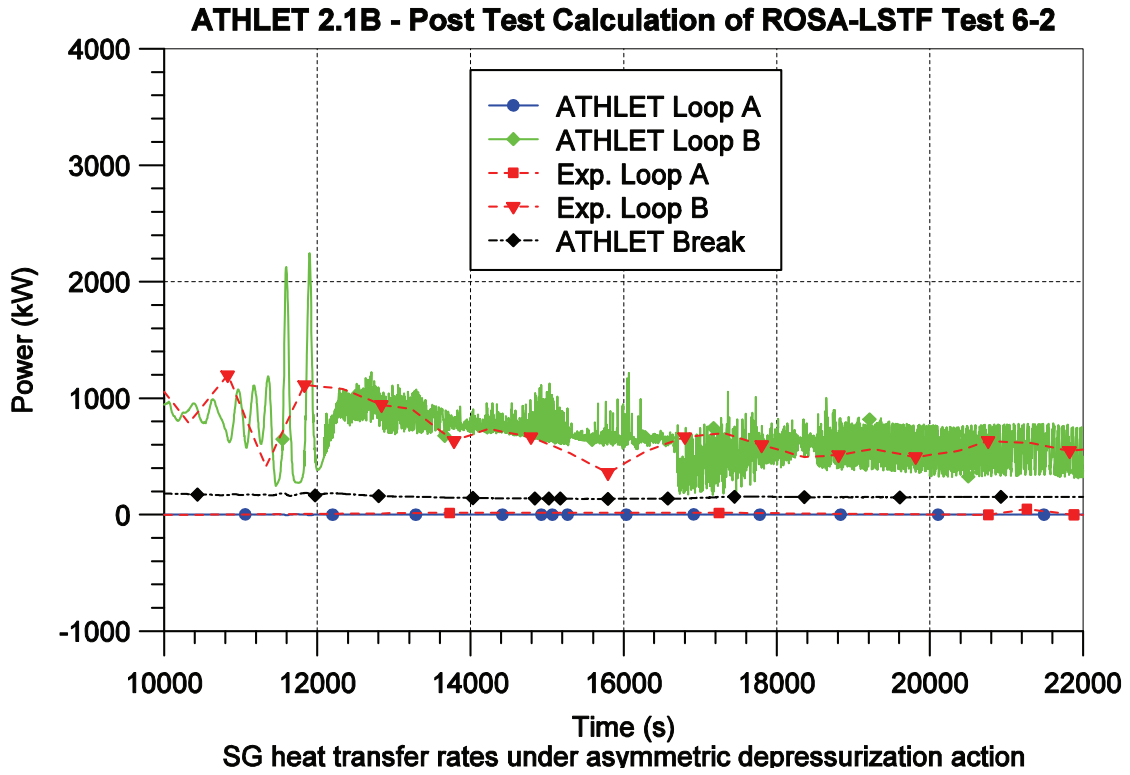


Bild 4.2-41: LSTF SB-PV-10: Wärmeübertragung über die Dampferzeuger (Phase 2)

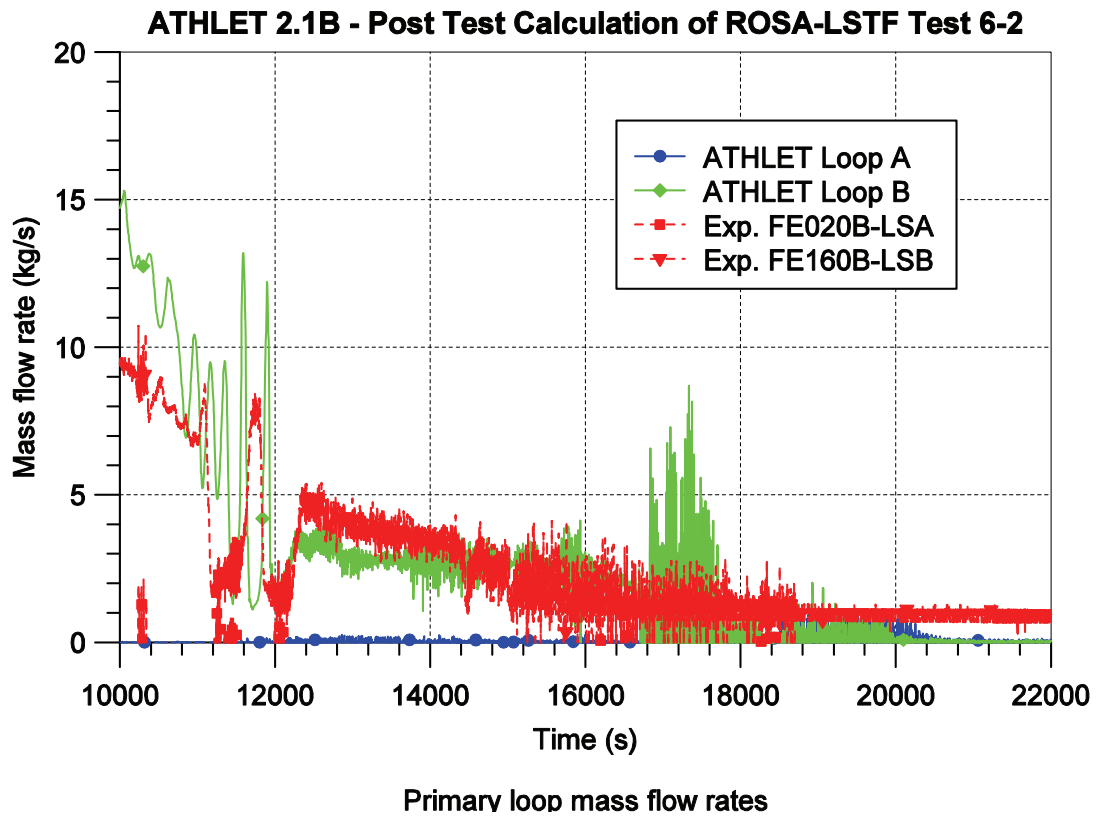


Bild 4.2-42: LSTF SB-PV-10: Massenströme im Primärkreislauf (Phase 2)

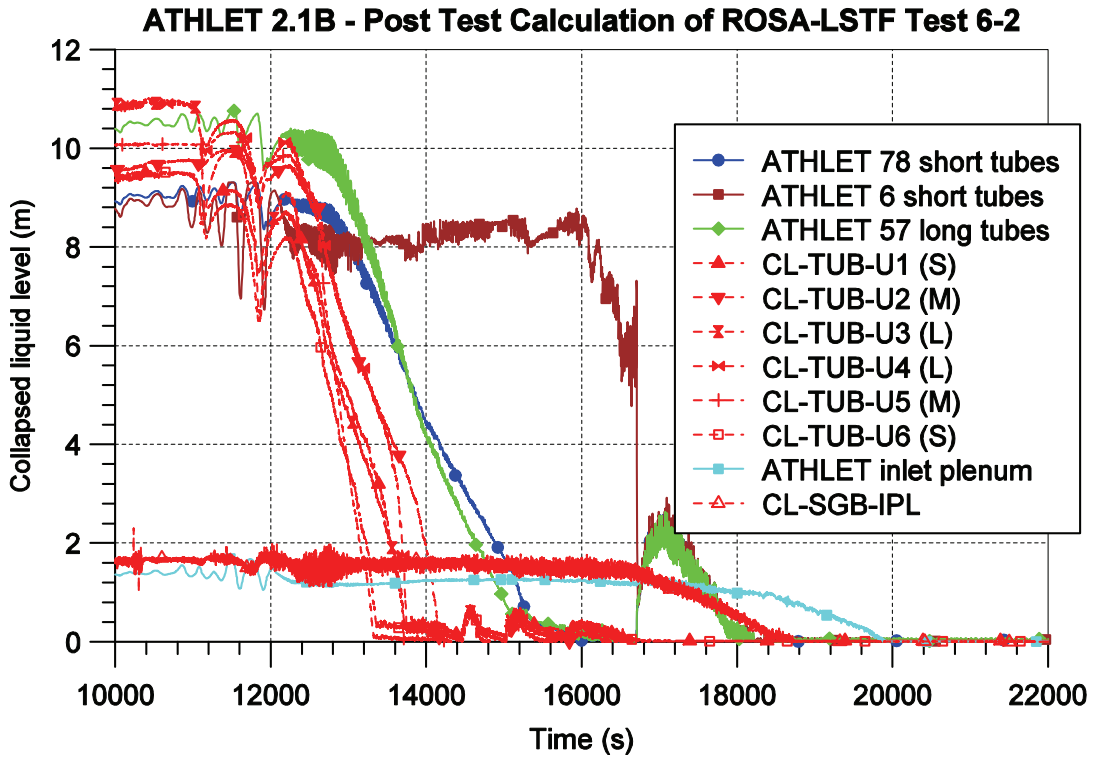


Bild 4.2-43: LSTF SB-PV-10: Füllstände in den U-Rohren – DE Loop B, heiße Seite (Phase 2)

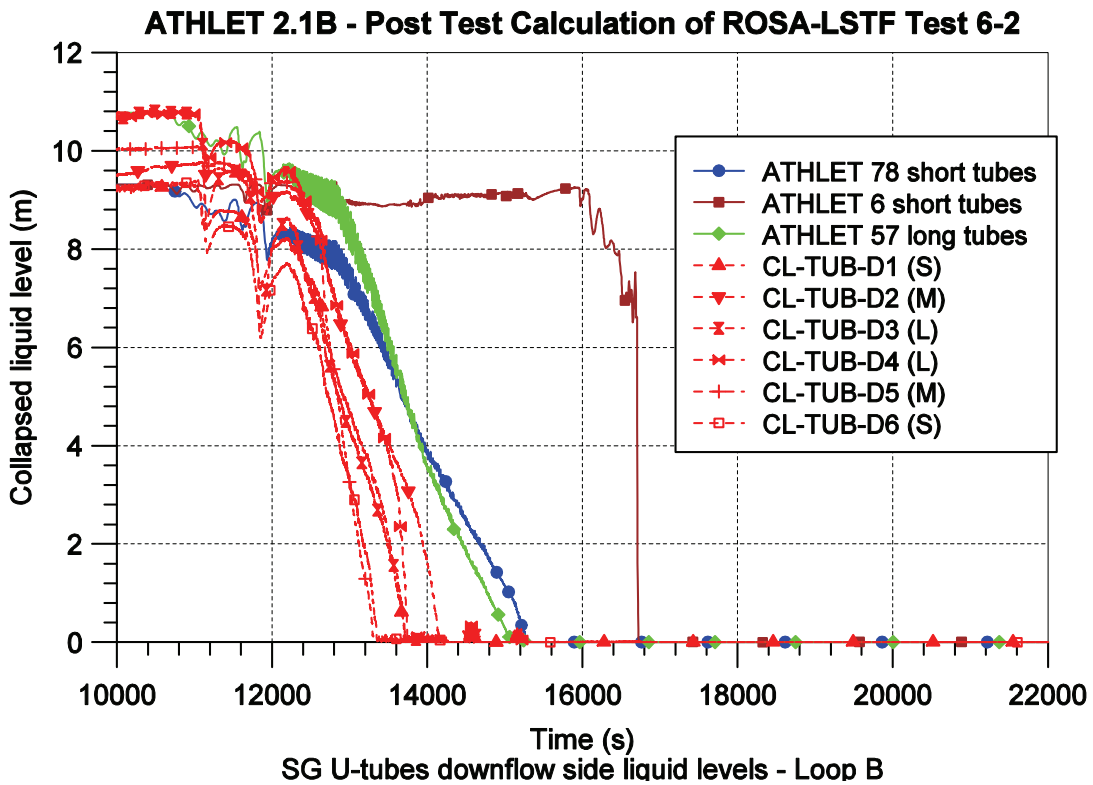


Bild 4.2-44: LSTF SB-PV-10: Füllstände in den U-Rohren – DE Loop B, kalte Seite (Phase 2)

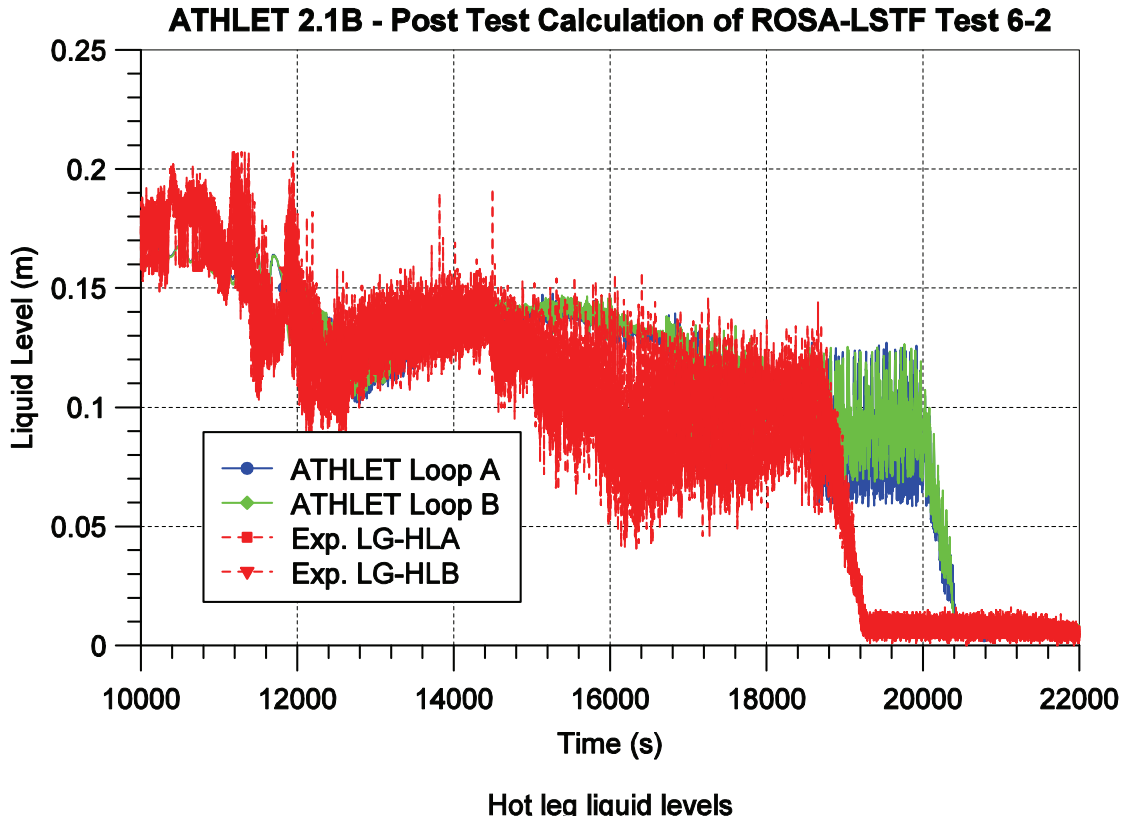


Bild 4.2-45: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den heißen Strängen (Phase 2)

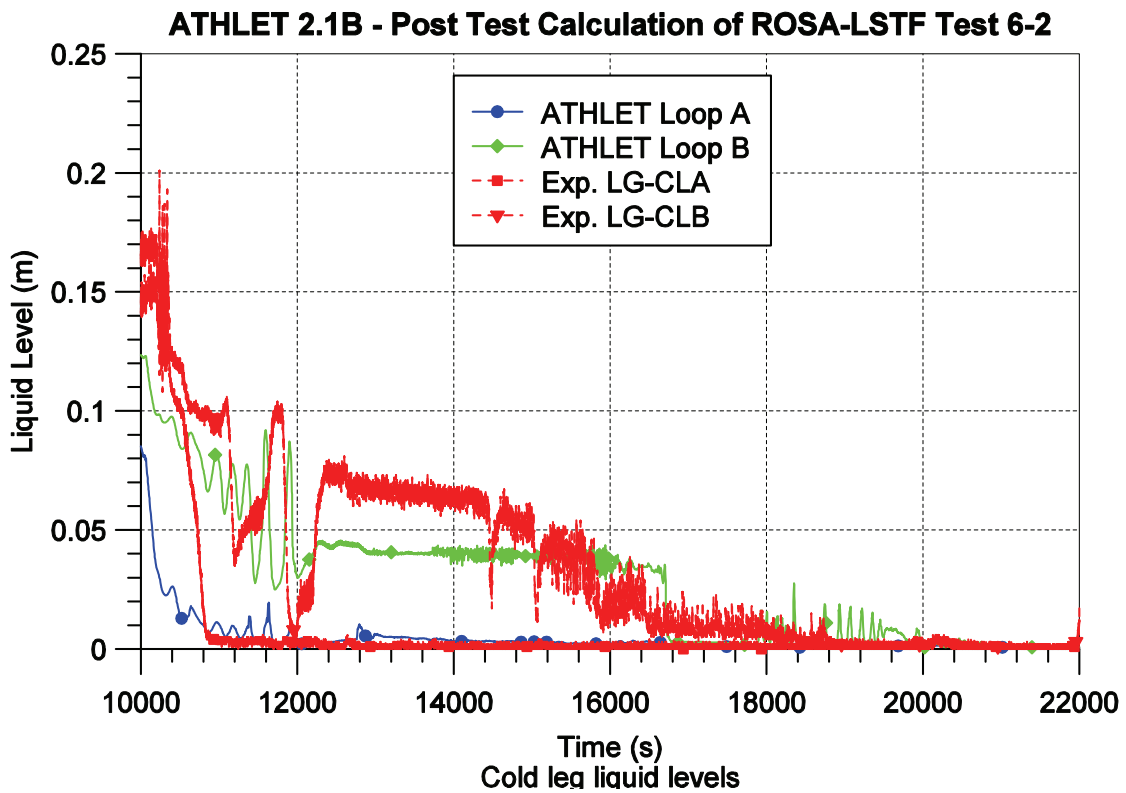


Bild 4.2-46: LSTF SB-PV-10: Füllstand in den kalten Strängen (Phase 2)

4.2.3 Nachrechnung der PKL-III Versuche G1.1 und G1.1a

4.2.3.1 Einleitung

Als Teil des von der OECD/NEA geförderten Versuchsprogramms PKL-2 wurde der Versuch PKL III G1.1 an der PKL-Anlage in Erlangen durchgeführt /SCL 09/. Ziel des Versuchs war die Untersuchung der Wärmetransportmechanismen in U-Rohr-Dampferzeugern bei Anwesenheit nicht kondensierbarer Gase im Primärkreis. Der Versuch wurde als Parameterstudie zu den Wärmetransportmechanismen in Abhängigkeit vom Primärkreisinventar konzipiert und in den beiden Versuchsläufen G1.1 und G1.1a realisiert.

Von Interesse waren vor allem die Blockade von U-Rohren durch Pfropfen unterkühlten Wassers und die verschiedenen einphasigen und zweiphasigen Strömungsphänomene im heißen Strang und im Dampferzeuger. Daher wurde für die Testläufe PKL III G1.1 und PKL III G1.1a eine vereinfachte Konfiguration des Versuchsstands gewählt. Die Kühlmittelschleifen 2 bis 4 wurden mit Flanschen vom Stabbündelbehälter abgetrennt, so dass insbesondere der Druckhalter nicht mehr Teil des Versuchsaufbaus ist. Auf die Berücksichtigung von Druckspeichern und Einspeisungen von Notkühlwasser wurde verzichtet. Die Variation des Füllstands im Primärkreis geschieht über besonders angebrachte Anschlüsse im unteren Plenum (Entnahme) und in den Downcomer-Rohren (Einspeisung).

Auf Grund der gut definierten Randbedingungen ist dieser Versuch zur Überprüfung der Modellierung der Wärmeübertragung in den Dampferzeugern und der zweiphasigen Strömungsbedingungen bei Anwesenheit von Stickstoff besonders geeignet.

4.2.3.2 ATHLET-Datensatz zum Versuch G1.1

Der für die Nachrechnungen der Versuchsläufe PKL G1.1 und G1.1a verwendete Datensatz leitet sich von dem für die Nachrechnung des Versuchs F2.1 verwendeten und im Kap. 4.2.1.2 beschriebenen Datensatz ab. Die wesentlichen Merkmale der Nodalisierung sind (Abb. 4.2-47):

- der Stabbündelbehälter (SBB) wird zwischen der Anbindung der Fallraum-Rohre und dem oberen Plenum zweikanalig modelliert. Zusätzlich gibt es einen eigenen Kanal für den Kernbypass. Die anderen Bereiche sind einkanalig modelliert worden. Im SBB wird kein explizites Gemischspiegelmodell angewandt.
- die Stränge 2 bis 4 wurden durch Blindflansche verschlossen. Für die Verbindungsstücke zwischen Stabbündelbehälter und Absperrung wurde jeweils ein Kontrollvolumen für den heißen und für den kalten Strang modelliert.
- die 28 U-Rohre im Dampferzeuger sind in drei Gruppen aufgeteilt worden, die jeweils durch ein TFO repräsentiert werden. Dabei wurden die 6 kürzesten U-Rohre im TFO P1-SG-S und die vier längsten U-Rohre im TFO P1-SG-L zusammengefasst. Anders als in der Nachrechnung zum Versuch F2.1 wurden keine einzelnen U-Rohre mehr verwendet.
- die Sekundärseite des Dampferzeugers mit Steig- und Fallraum ist einkanalig modelliert;
- das Gas-Diffusionsmodell mit einem Diffusionskoeffizienten von $0,005 \text{ m}^2/\text{s}$ wurde angewendet.

Um den im Versuch beobachteten konvektiven Transport von Stickstoff im Deckelraum modellieren zu können, wurde außerdem ein artifizielles Drain-Objekt im oberen Deckelbereich und ebenso artifizielle Fill-Objekte im oberen Plenum unterhalb der Loop-Leitungen definiert. Diese simulieren in der Aufheizphase der Versuche den konvektiven Transport im Gasvolumen des SBB.

4.2.3.3 Versuchsdurchführung

Die Anfangsbedingungen für die Versuchsläufe G1.1 und G1.1a weisen keine wesentlichen Unterschiede auf. In der Anlage wurde im Primärkreis der Füllstand auf $\frac{3}{4}$ -Loop-Niveau eingestellt und das freie Volumen mit Stickstoff gefüllt, wobei sich sowohl die Heizstäbe als auch die Nachwärmeabfuhr in Betrieb befanden. Waren die spezifizierten Anfangsbedingungen nahezu erreicht, wurde die Datenerfassung begonnen. In Versuchslauf G1.1 geschah dies 7900 s vor Versuchsbeginn, der durch das Abschalten der Nachwärmeabfuhr definiert wird.

Der Ablauf des Versuchslaufs G1.1 wird mit Hilfe der Tabelle 4.2-4 und der Bilder 4.2-48 und 4.2-49 beschrieben. Im Versuch schwankte die Heizleistung im SBB um den Wert von ca. 180 kW. Der Leistungsverlauf, der in MST 2713 erfasst wurde, blieb ab etwa 13000 s bei 180 kW. Vorher variierte die Heizleistung in mehreren Stufen zwischen 225 kW und 150 kW.

Der Test begann damit, dass 440 s nach Abschaltung des Nachwärmeabfuhrsystems das Kühlmittelinventar im Primärkreis auf 670 kg abgesenkt wurde. Dadurch sank der Füllstand im SBB auf um die 5 m und befand sich damit unterhalb des oberen Kerngitters. Bei diesem geringen Primärkreisinventar erfolgte die Wärmeabfuhr im Dampferzeuger, ohne dass sich größere Mengen Kondensat in den U-Rohren ansammelten. Der Wasseranteil im heißen Strang hing stark von der Heizleistung im SBB ab. Bei einer Heizleistung von nur 150 kW hat sich praktisch kein Kondensat im heißen Strang angesammelt, so dass dort kein relevanter Füllstand gemessen wurde. Bei höheren Heizleistungen ab 180 kW hat sich hingegen ein Füllstand von etwa 4 bis 5 cm im heißen Strang ausgebildet.

Ab 15850 s wurde dann das Kühlmittelinventar wieder in mehreren Stufen erhöht. Dabei wurde eine Einspeiserate von 0,4 kg/s gewählt, nur zwischen 45800 s und 47110 s wurde die doppelte Einspeiserate verwendet. Bei ca. 20000 s und einem Wasserinventar von 875 kg begannen sich in den U-Rohren messbare Mengen von Kondensat anzusammeln. Zu diesem Zeitpunkt war auf der Sekundärseite schon der stabile Zustand mit einem Druck von 2 bar im Dampferzeuger erreicht.

Mit steigendem Füllstand in den U-Rohren erhöhte sich auch der Primärkreisdruck, bis sich bei ca. 27000 s ein stabiler Zustand einstellte. Kurz darauf wurde das Primärkreisinventar um ca. 55 kg erhöht, was einen entsprechenden Druckanstieg und kurz danach bei ca. 28000 s und einem Primärkreisdruck von ca. 6 bar in einem ersten Überlaufen eines kurzen U-Rohrs resultierte. Der kurzzeitig einsetzende (intermittierende) Naturumlauf erlaubte eine deutlich verbesserte Wärmeabfuhr und führte daher zu einem Absinken des Primärkreisdrucks auf ca. 4,5 bar bei ca. 30000 s. Der Naturumlauf führte zu einer Unterkühlung des Wassers im SBB und unterband eine ausreichende Dampfproduktion, so dass der Naturumlauf zusammenbrach.

Danach wiederholten sich der Druckanstieg und das Überlaufen der U-Rohre im Zeitraum bis 34000 s, wobei der Primärkreisdruck jedoch nur noch auf 5 bar absank. Ab ca. 38000 s wurde das Primärkreisinventar auf 980 kg erhöht. Dies hatte einen weite-

ren Anstieg des Primärkreisdrucks auf ca. 8 bar zur Folge, wonach sich ein quasistabiler Zustand einstellte. Bevor dieser sich stabilisieren konnte und es zu einem erneuten Einsetzen des Naturumlafs kommen konnte, wurde der Füllstand erneut auf ca. 1090 kg erhöht. Schon während der Wasserzuspeisung kam es ab etwa 43000 s zu einem intermittierenden Überlaufen einzelner U-Rohre. Dies führte dann bei ca. 11 bar zum Wiedereinsetzen des Naturumlafs, der sich stabilisierte. Daraufhin wurde durch kontinuierliche Wassereinspeisung das Inventar auf ca. 1280 kg erhöht. Die dadurch ausgelöste Unterkühlung ließ bei ca. 46000 s den Naturumlauf wieder zusammenbrechen, so dass anschließend eine rasche Aufheizung auf ca. 18 bar stattfand. Während dieser Phase sind nur geringe Mengen Wasser aus den U-Rohren übergelaufen, ein Naturumlauf konnte nicht beobachtet werden.

Abschließend wurde ab ca. 49000 s eine schnelle Reduktion des Inventars auf ca. 1020 kg eingeleitet. Dadurch sank auch der Druck im Primärkreis schnell ab. Die dadurch bedingte Expansion des Wasserdampfes lieferte eine hinreichende treibende Kraft für einen erneuten Naturumlauf über kurze U-Rohre, so dass bei ca. 7 bar ein Stabilisierungspunkt erreicht wurde, mit dem der Versuchslauf beendet wurde.

Der Versuchslauf G1.1a ergänzt zwei weitere quasi-stationäre Zustände. Er zeichnet sich vor allem dadurch aus, dass in den ersten ca. 28000 s keine Veränderungen am Kühlmittelinventar vorgenommen worden sind. Der Füllstand im Primärkreis befindet sich auf $\frac{3}{4}$ -Loop-Niveau. Nachdem mit Beginn des Tests die Nachwärmeabfuhr ausgeschaltet wurde, beginnt durch die praktisch konstant gehaltene Heizleistung von ca. 183 kW die Aufheizung des Primärkreises. Als Wärmeübergangsmechanismus stellt sich im Dampferzeuger ein Reflux-Condenser Modus mit zunehmend größeren Pfropfen unterkühlten Wassers in der heißen Seite der U-Rohre ein. Weil damit nicht die gesamte Heizleistung über die Dampferzeuger abgeführt werden kann, geht dies mit einem kontinuierlichen primärseitigen Druckaufbau einher.

Etwa 19000 s nach Versuchsbeginn kommt es auf Grund von Füllstandsschwankungen in den U-Rohren das erste Mal zu einem spontanen Überlaufen eines kurzen U-Rohres und bedingt durch den dadurch verbesserten Wärmeübergang zu einem signifikanten Druckabbau von ca. 25 bar auf ca. 8 bar. Gleichzeitig wird damit so viel Wärme abgeführt, dass das Wasser im SBB kurzzeitig unterkühlt wird, so dass der Naturumlauf nach kurzer Zeit zusammenbricht. Danach stellt sich erneut der Reflux-Condenser Modus mit Pfropfen unterkühlten Wassers in den U-Rohren ein. Bei ca. 25000 s und einem Primärkreisdruck von ca. 23 bar erfolgte erneut ein Überlaufen der

U-Rohre. Aus dem Druckverlauf wird deutlich, dass trotz eines schnellen Abbaus des Systemdrucks auf etwa 10 bar ein kontinuierlicher zweiphasiger Naturumlauf über mindestens ein kurzes U-Rohr vorgelegen hat. Der Naturumlauf konnte sich aufrechterhalten, weil es anders als beim ersten Überlaufen keine so starke Abkühlung des Kernbereichs gegeben hat, dass die Dampfproduktion dort zusammengebrochen ist.

In der zweiten Versuchsphase wurde bei Naturumlauf über mindestens ein kurzes U-Rohr das Kühlmittelinventar schrittweise erhöht. Die einzelnen Schritte können der Tab. 4.2-5 entnommen werden. Durch die Erhöhung des Primärkreisinventars wandelt sich der zweiphasige Naturumlauf in einen einphasigen Naturumlauf. Gleichzeitig sinkt die Wärmeabfuhr über den Dampferzeuger, so dass sich bei einem Primärkreisinventar von etwa 1400 kg, was einem Füllstand oberhalb der Kühlmittelleitungen entspricht, ein Primärkreisdruck von etwa 30 bar einstellt. Die Anzahl der U-Rohre, über die ein einphasiger Naturumlauf stattfindet, erhöht sich jedoch zunächst anscheinend nicht. Ab ca. 47000 s wird dann das Primärkreisinventar wieder in etwa auf den Ausgangswert abgesenkt. Dies führt zunächst zurück zu zweiphasigem Naturumlauf – verbunden mit einer Druckabsenkung auf ca. 10 bar – und kurz danach zu einem Zusammenbruch des Naturumlaufs. Wegen der kurz darauf folgenden starken Absenkung des Primärkreisinventars auf 640 kg kommt es dann zu einem Zusammenbruch des Naturumlaufs. In der letzten Versuchsphase ab ca. 50000 s stellt sich eine Wärmeabfuhr im Reflux-Condenser-Betrieb ohne unterkühlte Pfropfen unter stabilem Druck von ca. 6 bar ein.

Tabelle 4.2-4 PKL-III G1.1: Primärkreisinventar

Beginn	Ende	Primärkreisinventar [kg] +/- 20 kg
0 s	440 s	1060 kg
2090 s	15850 s	670 kg
17560 s	19160 s	780 kg
20710 s	27060 s	875 kg
27930 s	37720 s	930 kg
38510 s	41320 s	980 kg
42990 s	45500 s	1090 kg
47110	49250 s	1280 kg
49620 s	50990 s	1020 kg

Tabelle 4.2-5 PKL-III G1.1a: Primärkreisinventar

Beginn	Ende	Primärkreisinventar [kg] +/- 20 kg
0 s	28160 s	1060 kg
29925 s	32300 s	1170 kg
33785 s	42230 s	1360 kg
43530 s	44540 s	1455 kg
44935 s	45445 s	1480 kg
46980 s	48120 s	1010 kg
49685 s	51770 s	640 kg

4.2.3.4 Ergebnisse der Nachrechnungen der Versuche G1.1 und G1.1a

Die Nachrechnungen der Versuchsläufe G1.1 und G1.1a bestanden aus einer Referenzrechnung und einigen Parameterstudien, in denen die Auswirkung des Stickstoffs auf die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten sowie der Unsicherheit bei der Bestimmung des Kühlmittelinventars im Primärkreis auf die Rechenergebnisse untersucht wurde /WIE 10/. Die wesentlichen Ergebnisse werden mit Hilfe der Abb. 4.2-48 bis 4.2-70 zusammenfassend beschrieben. In diesen Bildern werden die einzelnen Rechnungen mit den in Tab. 4.2-6 aufgelisteten Bezeichnungen gekennzeichnet.

Zusätzliche Parameterstudien wurden durchgeführt, in denen der Einfluss einer zweikanaligen Nodalisierung des heißen Strangs bzw. der U-Rohre sowie der Berechnung der Zwischenphasenreibung für vertikale Leitungen untersucht wurden /WIE 10/. Diese Varianten haben keine nennenswerten Verbesserungen der Rechenergebnisse gebracht, und werden hier nicht weiter beschrieben.

Ergebnisse für den Versuchslauf G1.1

In Abb. 4.2-49 ist der Druckverlauf im Stabbündelbehälter für die vier Nachrechnungen und die Messwerte von MST 241 aufgetragen. Es fällt auf, dass in der ersten Versuchsphase bis ca. 20000 s eine sehr gute Übereinstimmungen aller Nachrechnungen mit den Versuchsergebnissen besteht. Wie in Abschnitt 4.2.3.3 erläutert, war in dieser Versuchsphase das Primärkreisinventar deutlich niedriger als das Loop-Niveau. Dadurch stellt sich ein stabiler Reflux-Condenser-Modus ein, bei dem sich in den U-Rohren keine Pfropfen unterkühlten Wassers bilden können. Dies wird von ATHLET in allen untersuchten Varianten korrekt simuliert (Abb. 4.2-52 und 4.2-53). Dabei folgt der von ATHLET berechnete Wärmetransport im kondensatarmen Reflux-Condenser Modus den Änderungen der Heizleistung bis ca. 13000 s. Dabei ist bemerkenswert, dass dies in den Nachrechnungen vor allem dadurch gelingt, dass sich die effektive Wärmeübergangslänge der U-Rohre vergrößert, d.h. mehr Kontrollvolumina der U-Rohre signifikant zum Wärmetransport beitragen. In dieser Phase berechnet ATHLET einen stabilen zweiphasigen Wärmeübergang, wobei insbesondere der Wärmeübergangskoeffizient fast konstant bleibt.

Die von ATHLET berechnete Temperaturverteilung auf der heißen Seite der U-Rohre stimmt in dieser Phase mit guter Genauigkeit mit den Messwerten überein (Abb. 4.2-57). Dagegen wird die Temperatur der Sekundärseite leicht unterschätzt (Abb. 4.2-58), bis nach ca. 7500 s die Abblaseventile das erste Mal ansprechen. Danach stimmen die sekundärseitigen Temperaturen in den Nachrechnungen mit den entsprechenden Messwerten für die heiße Seite des Dampferzeugers gut überein. Bedingt durch die einkanalige Nodalisierung kann die Temperaturdifferenz zwischen heißer und kalter Seite nicht nachgebildet werden. Diese beträgt im Versuchslauf G1.1 zwischen ca. 4 K im Eintrittsbereich und ca. 5 K knapp oberhalb der U-Rohre. Dies ist insofern relevant, als dass im Versuchslauf G1.1 die kurzen U-Rohre bevorzugt am Wärmetransport teilgenommen haben /SCL 09/. Dies wird verständlich, wenn man die Anordnung der U-Rohre im Dampferzeuger berücksichtigt (vgl. Abb. 4.2-47). An die kurzen U-Rohre gelangt – aufgrund der turbulenten Vorgänge im Dampferzeuger – tendenziell mehr kälteres Wasser von der Austrittsseite der Dampferzeuger. Die dadurch hervorgerufene etwas größere Temperaturdifferenz zwischen Primär- und Sekundärseite führt dann zu dem oben beschriebenen Phänomen, was ohne eine weitaus detailliertere Nodalisierung der Sekundärseite von ATHLET nicht erfasst werden kann.

Wie Abb. 4.2-50 zu entnehmen ist, berechnet ATHLET in der ersten Versuchsphase den Füllstand im SBB insgesamt mit befriedigender Genauigkeit. Dabei ist die Übereinstimmung für die beiden Nachrechnungen mit reduziertem Primärkreisinventar erkennbar besser. Bedingt durch die leichte Überschätzung des SBB-Füllstands in dieser Phase kann die im Versuch beobachtete teilweise Freilegung der Heizstäbe und die anschließende Produktion von überhitztem Dampf nicht simuliert werden. Aus den Messwerten für den Füllstand im heißen Strang kann man ablesen, dass es – abhängig von Füllstand und Heizleistung – dort zu mehr oder weniger großen Wasserransammlungen gekommen ist (Abb. 4.2-51). Dies kann mit ATHLET in allen vier Rechenläufen nicht mit befriedigender Genauigkeit nachgerechnet werden. Diese Ergebnisse erklären auch die Überschätzungen des SBB-Füllstands durch ATHLET in den Phasen bis ca. 5000 s, um ca. 9000 s und ab etwa 15000 s. Dabei ist interessant, dass im Versuchslauf eine höhere Heizleistung im SBB und die Füllstandserhöhung ab ca. 16000 s zu etwa gleichen Verhältnissen im heißen Strang geführt haben, was von allen vier Nachrechnungen nicht richtig erfasst wird. Dies beeinflusst den Wärmetransport und damit den Druckverlauf jedoch nicht merklich negativ. Daneben ist bemerkenswert, dass die Nachrechnungen in dieser Phase den Füllstand im Pumpenbogen unterhalb des Dampferzeuges signifikant unterschätzen (vgl. Abb. 4.2-55), was darauf hinweist,

dass entweder die Druckverluste in der Anlage für diesen Zustand nicht korrekt simuliert werden, oder dass die Wassermasse im Pumpenbogen nicht der im Versuch entspricht.

Um den Zeitpunkt von 20000 s wird das Primärkreisinventar auf 875 kg erhöht (vgl. Abb. 4.2-48). Dies entspricht bei kalter Anlage einem Füllstand unterhalb des Loop-Niveaus. Dadurch wird der Rückfluss von Kondensat in den SBB behindert, so dass sich Kondensat im heißen Strang zu sammeln beginnt. Zu diesem Zeitpunkt beginnen die Nachrechnungen – mit bedingter Ausnahme von Nachrechnung g11.w25ncor – deutlich von den Ergebnissen der Nachrechnung abzuweichen, wie u.a. bei dem zum Teil steilen Anstieg des Primärkreisdrucks (Abb. 4.2-49) deutlich wird. Bemerkenswert sind hier vor allem die folgenden Beobachtungen:

- in den Nachrechnungen wie im Versuch befinden sich signifikante Mengen unterkühlten Wassers auf der heißen Seite der U-Rohre (Abb. 4.2-52 und 4.2-53);
- nur die Rechnungen mit reduziertem Inventar von ca. 850 kg in dieser Phase erreichen eine gute Nachbildung des Füllstands in den U-Rohren, die beiden anderen Rechnungen überschätzen die Kondensatmenge in den U-Rohren übereinstimmend;
- in den Rechnungen ohne Stickstoffeinfluss auf den Wärmetransport in den U-Rohren bildet sich ein Wasserpfropfen im heißen Strang unterhalb des Dampferzeugereintritts aus. (Abb. 4.2-51). Damit wird der Füllstand in diesem Bereich signifikant überschätzt. Die beiden Rechnungen mit Stickstoffeinfluss auf den Wärmeübergang berechnen dagegen den Füllstand im heißen Strang mit befriedigender Genauigkeit;
- der Füllstand im Pumpenbogen unterhalb der Pumpe (Abb. 4.2-56) wird von allen Nachrechnungen signifikant unterschätzt. Gleichzeitig wird jedoch auch der Füllstand unterhalb des Dampferzeugers tendenziell unterschätzt und jedenfalls nicht überschätzt (Abb. 4.2-55). Dies deutet darauf hin, dass die Wassermasse im Pumpenbogen in dieser Phase unterschätzt wird;
- die Rechnungen mit abgeschaltetem Einfluss des Stickstoffs auf den Wärmetransport im U-Rohr liefern in dieser Phase jeweils deutlich bessere Ergebnisse für den Primärkreisdruck (Abb. 4.2-49) jedoch nicht für den Füllstand in den U-Rohren (Abb. 4.2-52);

- die Rechnungen mit reduziertem Wasserinventar liefern ebenso bessere Ergebnisse für den Primärkreisdruck und für den Füllstand in den U-Rohren;
- die Temperaturverteilungen im Dampferzeugereintritt und auf der heißen Seite der U-Rohre, insbesondere die Temperaturen im mittleren und oberen Bereich der U-Rohre, werden mit befriedigender Genauigkeit nachgerechnet.

Insgesamt ergibt sich damit ein sehr uneinheitliches Bild. Offensichtlich hängt in den Nachrechnungen die Wärmetransportkapazität in den U-Rohren empfindlich vom Wassergehalt ab. Je mehr Wasser sich dort befindet, desto geringer ist die Wärmetransportkapazität in den U-Rohren. Diese Relation gilt zwar auch für den Versuchslauf G1.1, jedoch wird von ATHLET die Verringerung der Wärmetransportkapazität signifikant überschätzt.

Die Absenkung der Wassermasse in Rechenlauf g11.w25 reduziert zwar – erwartungsgemäß – den Druckaufbau im Primärkreis, jedoch gelingt auch damit keine befriedigende Nachrechnung des Wasseranteils in den U-Rohren (vgl. Abb. 4.2-52 und 4.2-53). Die Kombination mit einer Abschaltung des Stickstoffeinflusses in Rechenlauf g11.w25ncor liefert zwar die besten Ergebnisse für den Druckverlauf, insbesondere weil dann der Wassergehalt in den U-Rohren besonders gering ist. Allerdings berechnet ATHLET ohne Stickstoffeinfluss eine falsche Kondensatverteilung im heißen Strang. Eine Identifikation von dafür verantwortlichen möglichen Schwächen in den ATHLET-Modellen konnte bei dieser Validierungsrechnung nicht geleistet werden.

Mit dem Erscheinen von Pfropfen unterkühlten Wassers in den U-Rohren setzen sehr turbulente Prozesse ein. Diese führen dazu, dass ATHLET für den Wärmetransportmechanismus – in Abhängigkeit vom Wasseranteil im CV – zwischen den Modellen für einphasigen und zweiphasigen Wärmeübergang schwankt. Die turbulenten Vorgänge sorgen dann für starke Schwankungen der Wärmeübergangskoeffizienten in den einzelnen CV der U-Rohre. Ob diese Schwankungen realistisch sind, kann mit den vorliegenden Versuchsergebnissen nicht bewertet werden.

Für den von ATHLET berechneten Wärmeübergang ist die Fluidtemperatur maßgeblich /ATH 09/. Diese wird aus dem mit den Massen gewichteten Mittel der beiden Phasen gebildet. Wegen der vorhandenen Druckverhältnisse ist die Massendifferenz zwischen flüssiger und gasförmiger Phase relativ groß, so dass die Fluidtemperatur in diesen Nachrechnungen praktisch der Temperatur der Wasserphase entspricht. Da die ge-

naue Wasser-Dampf-Verteilung in den U-Rohren im Versuch nicht bekannt ist, bleibt unklar, ob dort die höhere Temperatur der Gasphase einen von ATHLET nicht berücksichtigten Beitrag zum Wärmeübergang in den U-Rohren geliefert hat.

Im weiteren Verlauf der Nachrechnungen steigt in allen vier Rechnungen der Druck im Primärkreis weiter an, ohne dass sich wie im Versuchslauf G1.1 ein quasi-stationärer Zustand einstellt. Ab ca. 27500 s wird im Versuchslauf G1.1 das Primärkreisinventar nochmals angehoben, was ein erstes Überlaufen von (kurzen) U-Rohren mit folgendem Naturumlauf hervorruft. In den Nachrechnungen gelingt es nicht, das Überlaufen und den folgenden Naturumlauf zu simulieren. Stattdessen wird von ATHLET ein weiterer Druckanstieg berechnet (Abb. 4.2-49). Für dieses Problem ist neben der fehlerhaften Berechnung der Wärmetransportkapazität vermutlich auch die vereinfachte Nodalisierung der Sekundärseite verantwortlich. Ohne eine Bevorzugung der kurzen U-Rohre beim Wärmetransport befinden sich in allen (modellierten) U-Rohren im Schnitt etwa gleich hohe Wassersäulen. Mit dieser Wasserverteilung benötigt man wesentlich größere Druckschwankungen, um den Naturumlauf über die kurzen U-Rohre spontan auslösen zu können, als dies bei asymmetrischer Verteilung wie im Versuchslauf der Fall ist. Aufgrund der sich entwickelnden sehr großen Abweichungen vom Versuchsablauf muss man feststellen, dass die Nachrechnungen ab diesem Zeitpunkt gescheitert sind.

Aus der Analyse der Nachrechnungsergebnisse ab ca. 30000 s gewinnt man noch einige Einsichten in die Probleme von ATHLET mit den in der Versuchsserie PKL III G1.1 untersuchten Zuständen. So gelingt in der Nachrechnung g11std zum Beispiel kurzzeitig eine vergleichsweise gute Simulation des Füllstands in den U-Rohren (Abb. 4.2-52), nachdem bei ca. 39000 s das Primärkreisinventar nochmals erhöht worden ist. Anders als im Versuchslauf gelingt es ATHLET aber in allen Rechnungen nicht, ein Überlaufen von U-Rohren zu simulieren, so dass der Druck unkontrolliert weiter ansteigt und zum Teil Spitzenwerte von über 60 bar erreicht. Davor tritt jedoch in allen Rechnungen ein fast vollständiger Zusammenbruch des Wärmetransports über den Dampferzeuger ein. Dies korreliert damit, dass sich die kalten Seiten der U-Rohre mit Wasser füllen – was von ATHLET in den Nachrechnungen mit normalem Primärkreisinventar bemerkenswerterweise mit befriedigender Genauigkeit simuliert wird (Abb. 4.2-54). Zu diesem Zeitpunkt werden die Gaspolster in den U-Rohren so eingeschlossen, dass es auch auf der heißen Seite so gut wie keine turbulenten Prozesse mehr gibt. Dies bedingt dann, dass sich die Kondensatpfropfen auf der heißen Seite allmäh-

lich vergrößern und so die für den Wärmetransport zur Verfügung stehende effektive U-Rohrlänge immer mehr abnimmt.

In einigen Rechnungen kann man sogar beobachten, dass als alternativer – unrealistischer Wärmeabfuhrmechanismus – die Erwärmung des im Pumpenbogen unterhalb des Dampferzeugers eingeschlossenen Wassers durch eine Dampfströmung im kalten Strang berechnet wird. Diese Situation ändert sich erst durch eine zusätzliche Einspeisung von Wasser in den Primärkreis ab ca. 46000 s. Dadurch wird sowohl im Versuchslauf wie auch in den Nachrechnungen ein stabiler Naturumlauf induziert. Dies hat dann zur Folge, dass sich die Nachrechnungen langsam wieder an die beobachteten Zustände annähern. Diese Phase wird jedoch mit der schnellen Inventarreduktion bei ca. 49000 s – vor einer Angleichung von Nachrechnungen und Versuchslauf – beendet. Den Druckeinbruch im Primärkreis berechnet ATHLET jedenfalls wieder mit befriedigender Genauigkeit.

Ergebnisse für den Versuchslauf G1.1a

Die erste Phase des Versuchslaufs G1.1a zeichnet sich dadurch aus, dass es im Zuge der Aufheizung des Systems bei konstanter Heizleistung von ca. 183 kW zu einem kontinuierlichen Druckanstieg kommt. Damit ähnelt dieser Zustand der Versuchsphase von G1.1 um etwa 25000 s. Aus dem Druckverlauf der Nachrechnungen für G1.1a in Abb. 4.2-60 kann man deutlich erkennen, dass die Aufheizphase zunächst mit zum Teil befriedigender Genauigkeit simuliert werden kann. Der Druckaufbau im Primärkreis wird vor allem in den beiden Nachrechnungen ohne Stickstoffeinfluss auf die Kondensationsrate in den U-Rohren um wenige bar unterschätzt. Dagegen erfolgt in der Referenznachrechnung eine tendenzielle Überschätzung des Drucks.

Weiterhin gelingt es auch, den Füllstand im SBB mit befriedigender Übereinstimmung nachzurechnen (Abb. 4.2-61). Dagegen hat ATHLET schon in dieser frühen Phase Schwierigkeiten, die Vorgänge im heißen Strang und im Pumpenbogen, die für den weiteren Verlauf der Nachrechnung einen entscheidenden Einfluss haben, korrekt zu reproduzieren. Wie schon in Versuchslauf G1.1 gelingt es in den Rechnungen g11a.ncor und g11a.25ncor nicht, den Füllstand im heißen Strang unterhalb des Dampferzeugers korrekt zu berechnen – dieser wird stark überschätzt. Die anderen beiden Rechnungen wiederum unterschätzen diesen Füllstand tendenziell (Abb. 4.2-

62). Eine vermutlich fehlerhafte Berechnung zweiphasiger Gegenströmungen führt dann dazu, dass die Druckdifferenz über SBB und Dampferzeuger nicht korrekt berechnet werden kann. Im Versuchslauf G1.1a erfolgte ab ca. 4500 s ein Austrag von Wasser aus dem SBB über den kalten Strang in den Pumpenbogen. In den Rechnungen – mit Ausnahme von g11a.w25ncor – gelangt eine zu große Menge Wasser in den Pumpenbogen (Abb. 4.2-66). Dies führt dann dazu, dass sich die Dampferzeuger-Austrittskammer und die kalte Seite der U-Rohre zu früh mit Wasser füllen (Abb. 4.2-65). Dadurch wird der Stickstoff früher als im Versuchslauf in den U-Rohren eingeschlossen. In den Nachrechnungen bilden sich dann stabile Kondensatpfropfen in den drei U-Rohren aus. Dass sich dieses Phänomen im Versuchslauf erst deutlich später zeigt, hat jedoch keinen entscheidenden Einfluss auf den weiteren Druckaufbau in den Nachrechnungen. Es gibt aber einen weiteren Hinweis darauf, dass in den ATHLET-Modellen noch Schwächen bei der Berechnung von Druckverlusten bei zweiphasigen Gegenströmungen vorhanden sind.

In der frühen Phase von G1.1a gelingt mit allen Rechnungen eine befriedigende bis gute Nachbildung der Füllstände auf der heißen Seite der U-Rohre (Abb. 4.2-63 und 4.2-64) sowie der Temperaturen in den U-Rohren (Abb. 4.2-68) und auf der Sekundärseite. Für letztere ist der verzögerte Temperaturanstieg (Abb. 4.2-70) eine Konsequenz der vereinfachten Nodalisierung. Im Versuch wurde, anders als in den Nachrechnungen, das sekundärseitige Inventar nicht gleichmäßig erwärmt.

In der Phase um ca. 17000 s nähern sich für die Referenznachrechnung g11astd wichtige Kennwerte wie zum Beispiel Druck im Primärkreis (Abb. 4.2-60), Füllstände in den U-Rohren (Abb. 4.2-63 und 4.2-65) und im Pumpenbogen (Abb. 4.2-67) sowie primärseitige Temperaturen relativ gut den Versuchsergebnissen an. Dagegen wird insbesondere der Druck im Primärkreis von den anderen Nachrechnungen unterschätzt. Diese Situation unterscheidet sich deutlich von den Verhältnissen bei den Nachrechnungen für PKL G1.1 in der Phase um 25000 s, bei denen eine Reduktion des Wasserinventars und die Änderungen hinsichtlich des Stickstoffeinflusses die Nachrechnungsergebnisse zum Teil positiv beeinflussen konnten.

Der Grund für diesen Unterschied liegt wahrscheinlich in dem um ca. 100 kg höheren Inventar im Versuchslauf G1.1, das zu einer Blockade der kalten Seite der U-Rohre führt. In /SCL 09/ wird dargestellt, dass es mit diesem Ereignis im Versuchslauf G1.1 zu einer (relativ) gleichmäßigen Verteilung der Dampfströmung auf die verschiedenen U-Rohre gekommen ist. In den Nachrechnungen besteht dagegen mit der verwendeten

Nodalisierung keine Möglichkeit, vor dem Einsetzen des Naturumlaufs eine unsymmetrische Wärmeabfuhr zu simulieren.

Die sich im Versuchslauf G1.1a einstellende relativ symmetrische und quasistabile Situation ist dagegen einer Berechnung mit ATHLET deutlich einfacher zugänglich, was wohl vor allem daran liegt, dass durch den in den U-Rohrbögen eingeschlossenen Stickstoff eine gute Dämpfung von Druckschwankungen über den Dampferzeuger erreicht wird und sich relativ stabile Wasserpfropfen auf der heißen Seite ausbilden können. Mit stabilen Randbedingungen für die Gegenströmung im unteren Bereich der U-Rohre gelingt ATHLET erkennbar eine bessere Simulation der physikalischen Vorgänge. Darüberhinaus führt die Blockade der U-Rohre auch dazu, dass die leicht unterschiedlichen sekundärseitigen Temperaturen an den U-Rohren anders als im Versuchslauf G1.1 keine signifikanten Auswirkungen auf den Versuchsablauf gehabt haben, so dass es diesbezüglich keine Probleme mit den Nachrechnungen gegeben hat.

Die Rechnung g11a.w25 mit reduziertem Primärkreisinventar weicht ab ca. 13000 s deutlich von den Versuchsergebnissen ab und unterschätzt den Primärkreisdruck signifikant (Abb. 4.2-60). Dies verdeutlicht zum Einen die Sensitivität der in diesen Versuchen eingestellten Zustände auf Inventaränderungen, zum Anderen ist es ein starker Hinweis darauf, dass für den Versuchslauf G1.1a ein reduziertes Wasserinventar ausgeschlossen werden kann. Auch die beiden Rechnungen mit abgeschaltetem Stickstoffeinfluss auf den Wärmeübergang unterschätzen den Primärkreisdruck in dieser Phase leicht und überschätzen damit die Wärmetransportkapazität. Dabei ist nach den Ausführungen zu g11a.w25 und den Ergebnissen zu G1.1 bemerkenswert, dass die Versuchsläufe g11a.ncor und g11a.w25ncor sich in dieser Phase nicht wesentlich unterscheiden. Eine Ursache dafür konnte im Rahmen dieser Nachrechnungen nicht ermittelt werden, wahrscheinlich ist dies jedoch eine Folge der schon für G1.1 beobachteten und auch in G1.1a reproduzierten falschen Wasserverteilung im heißen Strang. Dabei ist vor allem die Ausbildung eines Wasserpfropfens im heißen Strang unterhalb des Dampferzeugers besonders auffällig (Abb. 4.2-62).

In den ersten Phasen der Nachrechnungen wird von ATHLET je nach Wasseranteil das Wärmeübergangsmodell für ein- bzw. zweiphasigen Wärmeübergang gewählt. Dies führt, wie auch bei vergleichbaren Zuständen im Versuchslauf G1.1 zu starken Schwankungen des Wärmeübergangskoeffizienten. Die Temperaturdifferenzen zwischen Dampf- und Wasserphase steigen mit zunehmendem Wasseranteil in den Kontrollvolumina, wobei der Stickstoffgehalt in der Dampfphase deren Temperatur wesent-

lich beeinflusst. Wie schon in der Nachrechnung des Versuchslaufs G1.1 festgestellt wurde, kann ein Einfluss der höheren Gastemperaturen auf lokale Wärmetransportmechanismen im Versuch nicht ausgeschlossen werden.

Bei ca. 19000 s setzte im Versuchslauf G1.1a bei einem Primärkreisdruck von ca. 25 bar das erste Mal der Naturumlauf ein (Abb. 4.2-60). In den Nachrechnungen werden Zeitpunkt und Druckverhältnisse nur in der Referenznachrechnung g11astd in etwa erfasst. Die Nachrechnung g11ancor simuliert dieses Phänomen deutlich zu spät und bei einem Druck von ca. 48 bar, was eine inakzeptable Abweichung darstellt. In der Nachrechnung g11a.w25ncor setzt der Naturumlauf sogar erst im Zuge der ersten Füllstandserhöhung ab ca. 30000 s ein, was ein Scheitern der Nachrechnung bedeutet. Dagegen setzt in der Nachrechnung g11a.w25 der Naturumlauf zwar etwa bei dem korrekten Primärkreisdruck jedoch mit ca. 27500 s inakzeptabel zu spät ein. Immerhin gelingt es jedoch in drei Nachrechnungen – anders als in denen für G1.1 – das Einsetzen von Naturumlauf zu beobachten.

Interessant sind weiterhin die Abweichungen zwischen Nachrechnung und Versuchslauf im Systemverhalten beim Einsetzen des Naturumlaufs. Aus Abb. 4.2-69 wird deutlich, dass im Versuch der Naturumlauf zwar vermutlich über die kurzen U-Rohre eingesetzt hat, die folgende Druckentlastung durch Expansion des Wasserdampfs im System eine so hohe treibende Kraft generierte, dass in der Folge kurzzeitig ein Naturumlauf mindestens über einige mittlere U-Rohre erfolgte (vgl. auch Abb. 4.2-64). In den Nachrechnungen erfolgt der Naturumlauf dagegen stets ausschließlich über das kurze U-Rohr (Abb. 4.2-63). Deswegen kann in der Nachrechnung g11a.std das kalte Wasser aus dem Pumpenbogen nicht vergleichbar schnell in den Kernbereich eingeschoben werden, welches darüberhinaus wegen der Abweichungen im Druck auch noch wärmer als im Versuchslauf ist. Dies führt in Verbindung mit der berechneten Unterschätzung des Primärkreisdrucks dazu, dass es signifikant länger dauert, bis die zur Aufrechterhaltung des Naturumlaufs notwendige Dampfproduktion im Kernbereich zusammenbricht.

Nur in Nachrechnung g11astd erfolgt der Abbruch des Naturumlaufs so rechtzeitig, dass sich eine ungestörte Phase des Wiederaufheizens beobachten lässt. Hier fällt auf, dass in der Nachrechnung ein signifikant schnellerer Druckanstieg als im Versuchslauf berechnet wird (Abb. 4.2-60). Anders als im Versuchslauf kommt es in der Nachrechnung jedoch nicht mehr zu einem Wiedereinsetzen des Naturumlaufs über die kurzen U-Rohre. Stattdessen steigt der Primärkreisdruck – u.a. auch wegen der beginnenden

Inventarerhöhung ab ca. 28000 s – auf weit über 60 bar an. Erst danach setzt wieder ein stabiler Naturumlauf verbunden mit starkem Druckabbau auf ca. 7 bar ein.

In der Folge gelingt mit allen Nachrechnungen keine zumindest befriedigende Simulation des Versuchsablaufs mehr, so dass sich eine detaillierte Diskussion des weiteren Verlaufs erübrigt. Die weiteren Ergebnisse werden daher nur qualitativ diskutiert.

Ab ca. 30000 s stellte sich im Versuchslauf G1.1a zunächst ein stabiler zweiphasiger Naturumlauf über einige kurze U-Rohre ein, der sich im Zuge einer weiteren Inventarerhöhung vor 35000 s in einen stabilen einphasigen Naturumlauf wandelte. Dieses Verhalten kann in den Nachrechnungen zumindest qualitativ zutreffend modelliert werden. Bemerkenswert ist, dass in den Rechnungen g11astd und g11a.w25ncor trotz fortbestehendem Naturumlauf über das kurze U-Rohr ein kurzer Druckanstieg zwischen ca. 32000 s und ca. 33000 s beobachtet werden kann. Allen Nachrechnungen ist gemeinsam, dass die Wärmetransportkapazität für den Naturumlauf unter diesen Randbedingungen signifikant überschätzt wird. Dazu tragen mindestens zwei Effekte bei:

- anders als im Versuch /SCL 09/ kommt es zu keiner signifikanten Abnahme der Strömungsgeschwindigkeit über die kurzen U-Rohre mit steigendem Primärkreisinventar. Dadurch kann die Wärmetransportkapazität des Naturumlaufs in dieser Phase überschätzt werden;
- aus den Versuchsdaten kann nicht eindeutig geklärt werden, ob der Naturumlauf über alle sechs kurzen U-Rohre stattgefunden hat. Bedingt durch die für die Nachrechnungen gewählte Nodalisierung der U-Rohre sind alle sechs kurzen U-Rohre zu einer Gruppe zusammengefasst. Dies kann dann zu einer ggf. deutlichen Überschätzung der Wärmetransportkapazität führen.

Insgesamt gelingt es mit den Nachrechnungen nicht, diese Versuchsphase korrekt nachzubilden, so dass für diese Phase ein Scheitern der Nachrechnungen festgestellt werden muss.

4.2.3.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Auswertung der Nachrechnungen der PKL-Versuche G1.1 und G1.1a zeigt /WIE 10/, dass ATHLET den Wärmeübergang im Reflux-Condenser-Mode mit einem sehr geringen Wasseranteil im heißen Strang bzw. in den U-Rohren mit guter bis sehr guter Genauigkeit wiedergeben kann. Zur Güte der Ergebnisse hat eine detaillierte Nodalisierung am Eintritt des aufsteigenden Asts der U-Rohre wesentlich beigetragen.

Mit dem Anstieg des Gemischspiegels innerhalb der U-Rohre wird die Wärmeübertragung zur Sekundärseite jedoch zunehmend unterschätzt. Bilden sich Pfropfen unterkühlten Wassers in den U-Rohren unterschätzt ATHLET systematisch die Wärmeübertragung im Dampferzeuger. Je größer die Pfropfen werden, desto schlechter wird der berechnete Wärmetransport. ATHLET berechnet zutreffend, dass es zum Aufbau von quasi-stationären Wasserpfropfen im mittleren Bereich des aufsteigenden Asts der U-Rohre kommt, wodurch der Stickstoff in den U-Rohren eingeschlossen und die Wärmeübertragung auf den unteren Bereich der U-Rohre beschränkt wird. Das Rechenprogramm unterschätzt jedoch zum Teil erheblich die zum Wärmetransport zur Verfügung stehende effektive U-Rohr-Länge.

In den Versuchsläufen kommt es immer wieder zum intermittierenden Überlaufen von U-Rohren und mehr oder weniger anhaltenden zweiphasigen Naturumlauf über einzelne U-Rohre. Eine Aufteilung der U-Rohre in drei Gruppen mit unterschiedlichen Längen reicht nicht aus, um das Überlaufen einzelner U-Rohre realitätsnah wiederzugeben. Zwar wird auch von ATHLET in vielen Fällen ein Überlaufen der U-Rohre berechnet, jedoch erfolgt dies bei stark abweichenden Systemparametern. Auch das Zusammenbrechen des Naturumlafs wird in der Regel nicht korrekt nachgebildet, so dass die Nachrechnungen für diese Zustände keine befriedigenden Ergebnisse lieferten.

Die Nachrechnungen haben weiter gezeigt, dass das Diffusionsmodell von ATHLET erfolgreich zur Beschreibung von konvektiven Transportvorgängen bei einkanaliger Nodalisierung wie z. B. im Deckelraum verwendet werden kann. Das Modell hat jedoch keinen nennenswerten Einfluss auf die Berechnung der Wärmeübertragung im Dampferzeuger. Für eine effektive Nutzbarkeit dieses Modells sollte ein neues PW im CW OBJECT definiert werden, mit dem für jedes TFO – ggf. sogar in Abhängigkeit von der Aufteilung in CVs – die Stärke der Diffusionskonstante vorgegeben werden kann.

Hinsichtlich einer Übertragung der in diesen Nachrechnungen gewonnenen Erkenntnisse in Rechnungen für Leistungsreaktoren lassen sich die folgenden Schlüsse ziehen:

- Angesichts der Vielzahl von U-Rohren ist die Zusammenfassung von U-Rohren zu Gruppen für Leistungsreaktoren unausweichlich. Bei der Definition der Gruppengröße sollten für die kürzesten U-Rohre tendenziell mindestens zwei relativ kleine Gruppen gewählt werden;
- Die Dampferzeuger von Leistungsreaktoren verfügen auf der Sekundärseite ebenso wie die Dampferzeuger der PKL-Anlage nicht über eine effektive strömungstechnische Trennung zwischen Eintrittsseite und Austrittsseite. Daher wird sich auch dort im Reflux-Condenser-Modus eine ungleichmäßige Temperaturverteilung einstellen. Sollte es sich als notwendig herausstellen, dass diese für eine korrekte Nachrechnung berücksichtigt werden muss, werden mehrkanalige Modelle für die Sekundärseite benötigt.

Tabelle 4.2-6 PKL-III G1.1: Durchgeführte Rechnungen

Bezeichnung	Beschreibung
g11.std g11a.std	Referenznachrechnung mit aktiviertem Diffusionsmodell mit $PP=5.0E-3$.
G11.nccor g11a.nccor	Eingabedatensatz wie für g11std, jedoch mit modifizierter ATHLET-Version. Über die geänderte Routine MHTCN1 wird der Einfluss des Stickstoffs auf den Wärmeübergangskoeffizienten im U-Rohr ausgeschaltet.
G11.w25 g11a.w25	Programmversion und Nodalisierung wie für g11std, jedoch um 25 kg verringertes Primärkreisinventar.
G11.w25ncor g11a.w25ncor	Programmversion und Nodalisierung wie für g11.nccor, jedoch um 25 kg verringertes Primärkreisinventar

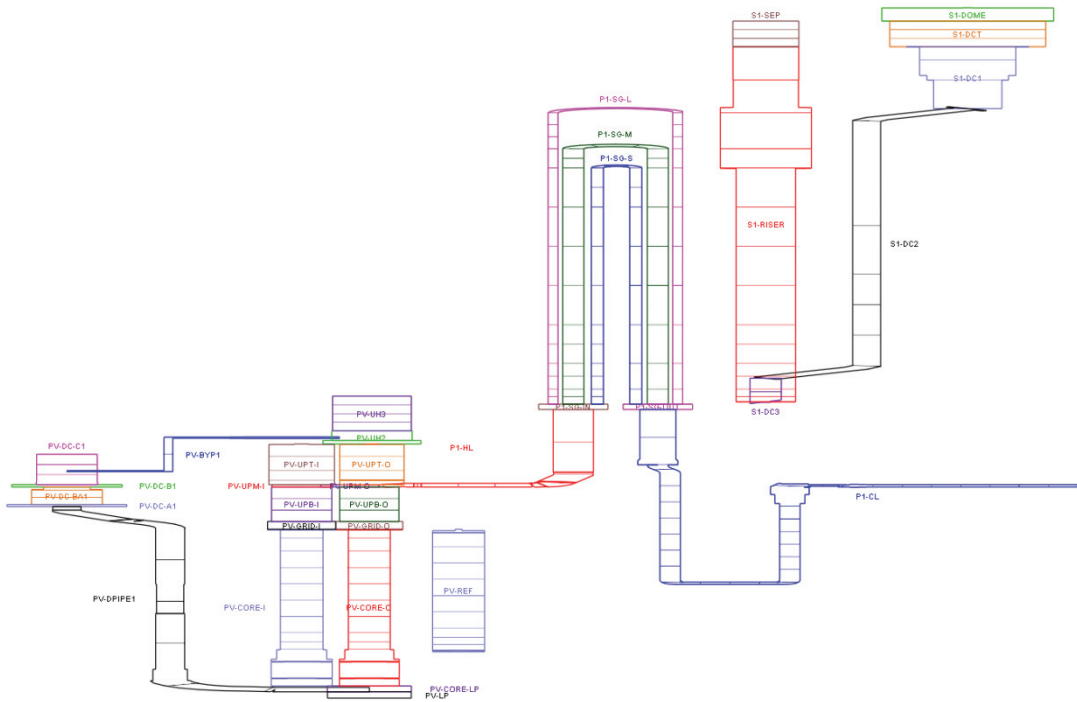


Bild 4.2-47: ATHLET Nodalisierung für PKL-III Test G1.1

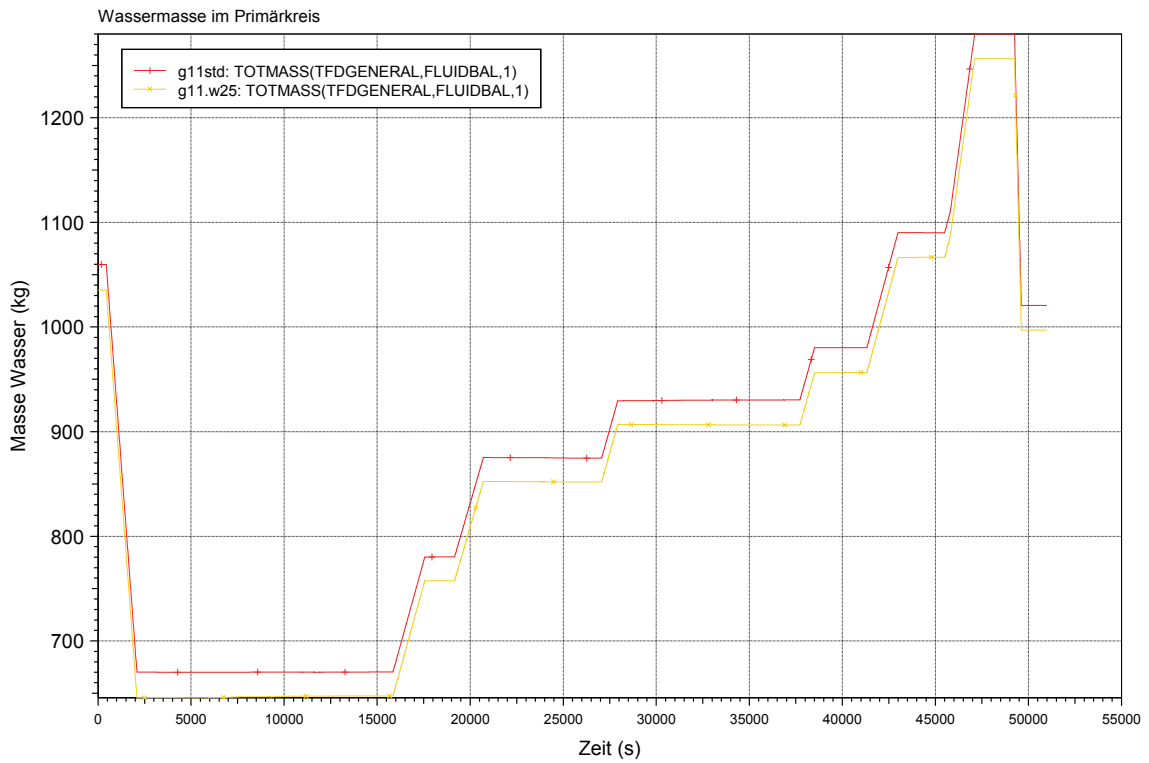


Bild 4.2-48: PKL-III Test G1.1: Kühlmittelinventar im Primärkreis

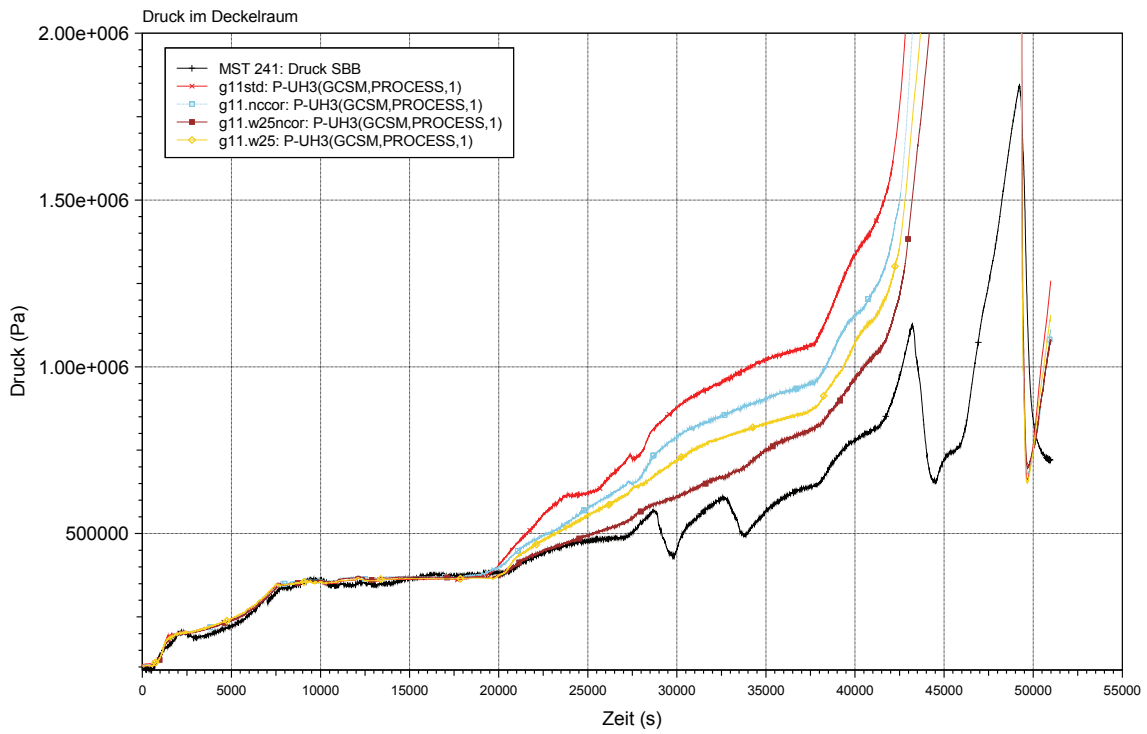


Bild 4.2-49: PKL-III Test G1.1: Druck im Stabbündelbehälter

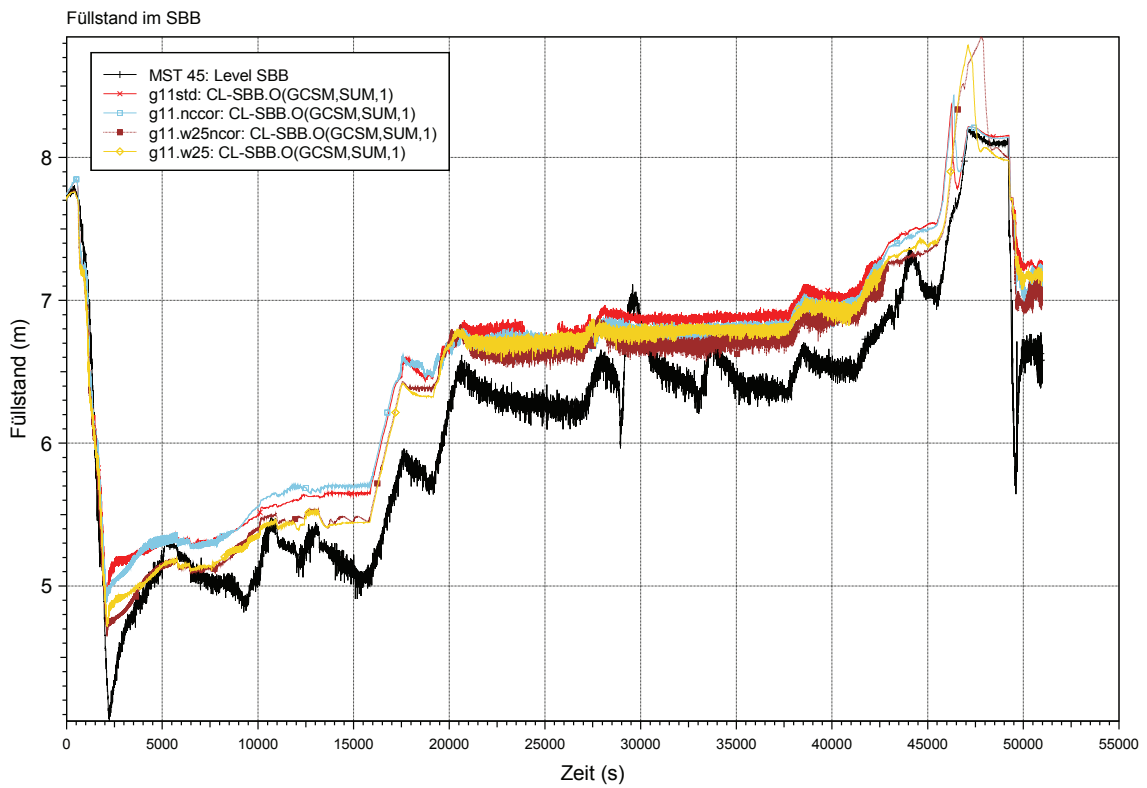


Bild 4.2-50: PKL-III Test G1.1: Füllstand im Stabbündelbehälter

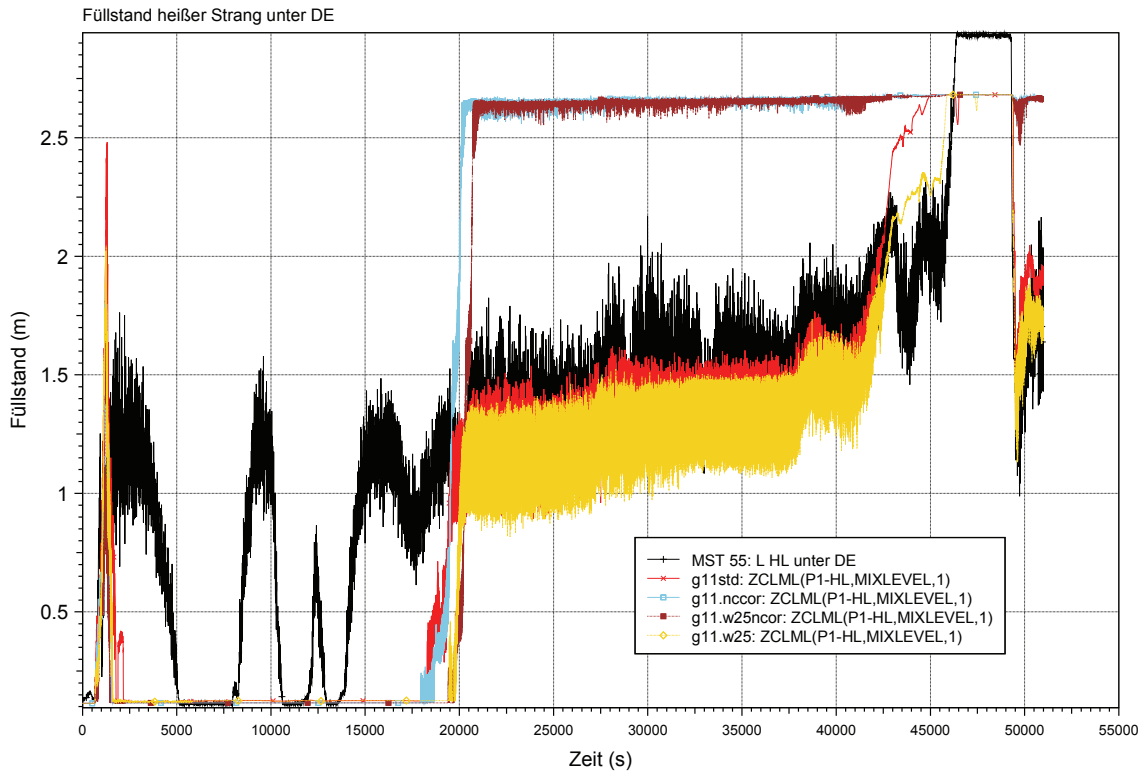


Bild 4.2-51: PKL-III Test G1.1: Füllstand im heißen Strang unterhalb des DE-Eintritts

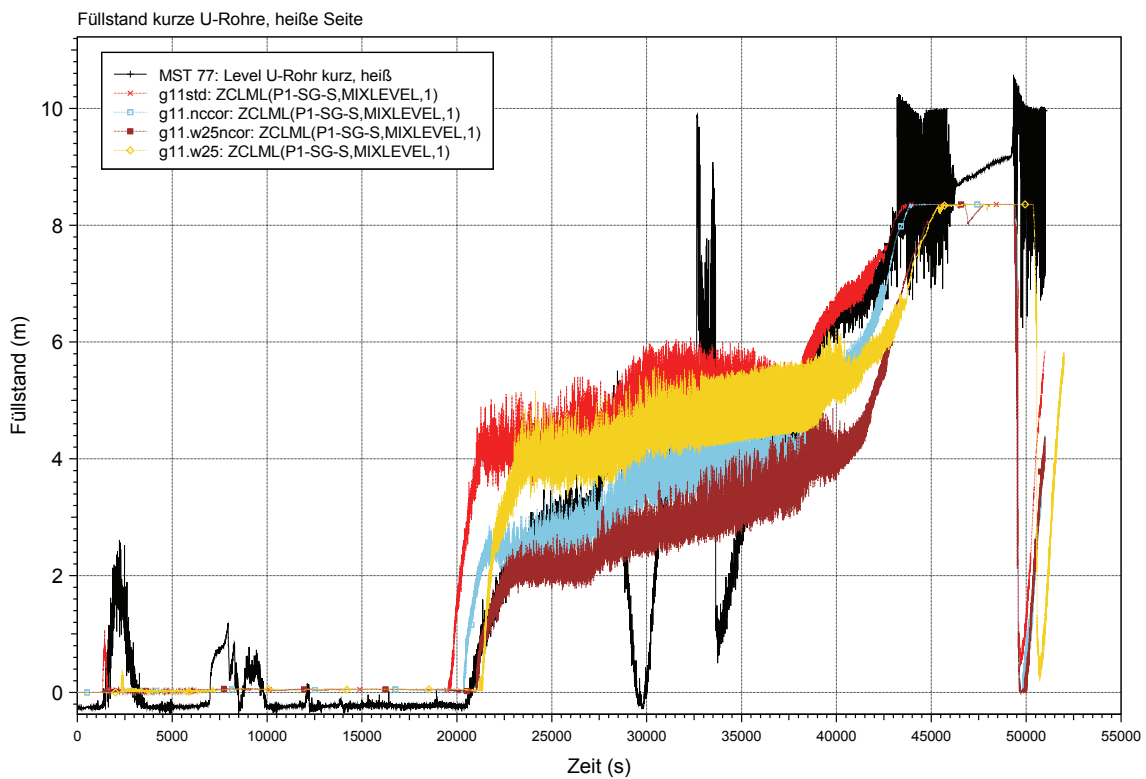


Bild 4.2-52: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den kurzen U-Rohren, heiße Seite

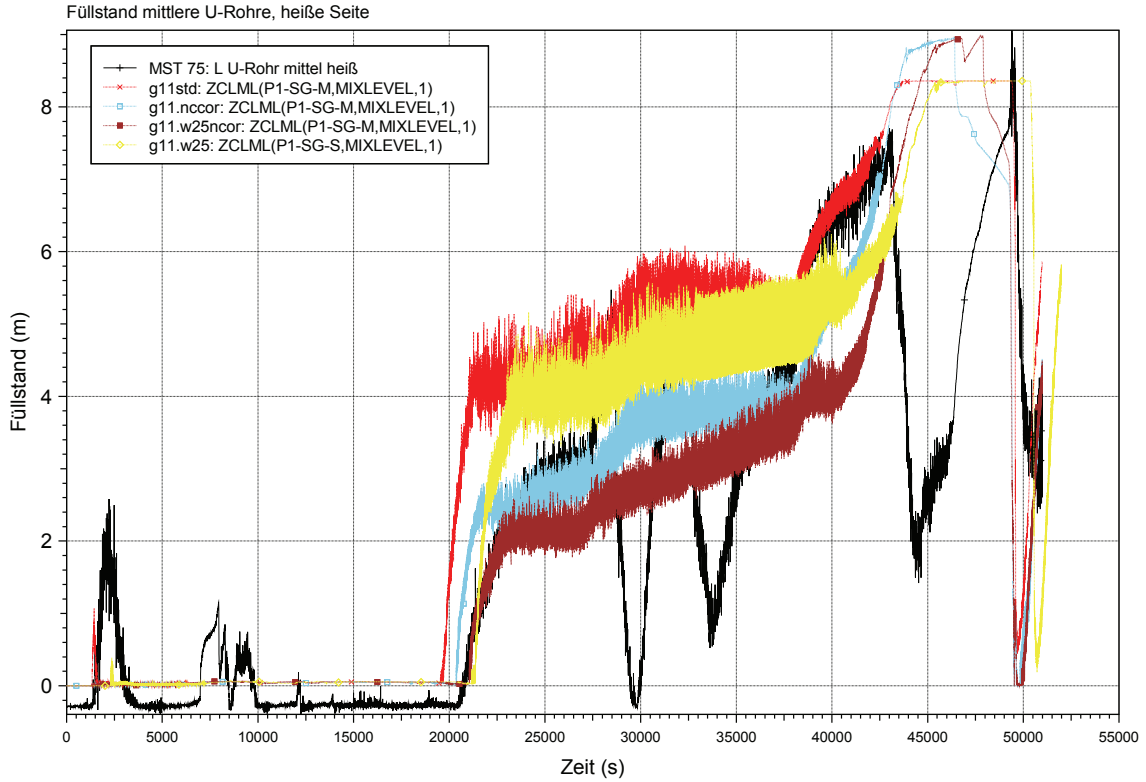


Bild 4.2-53: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den mittleren U-Rohren, heiße Seite

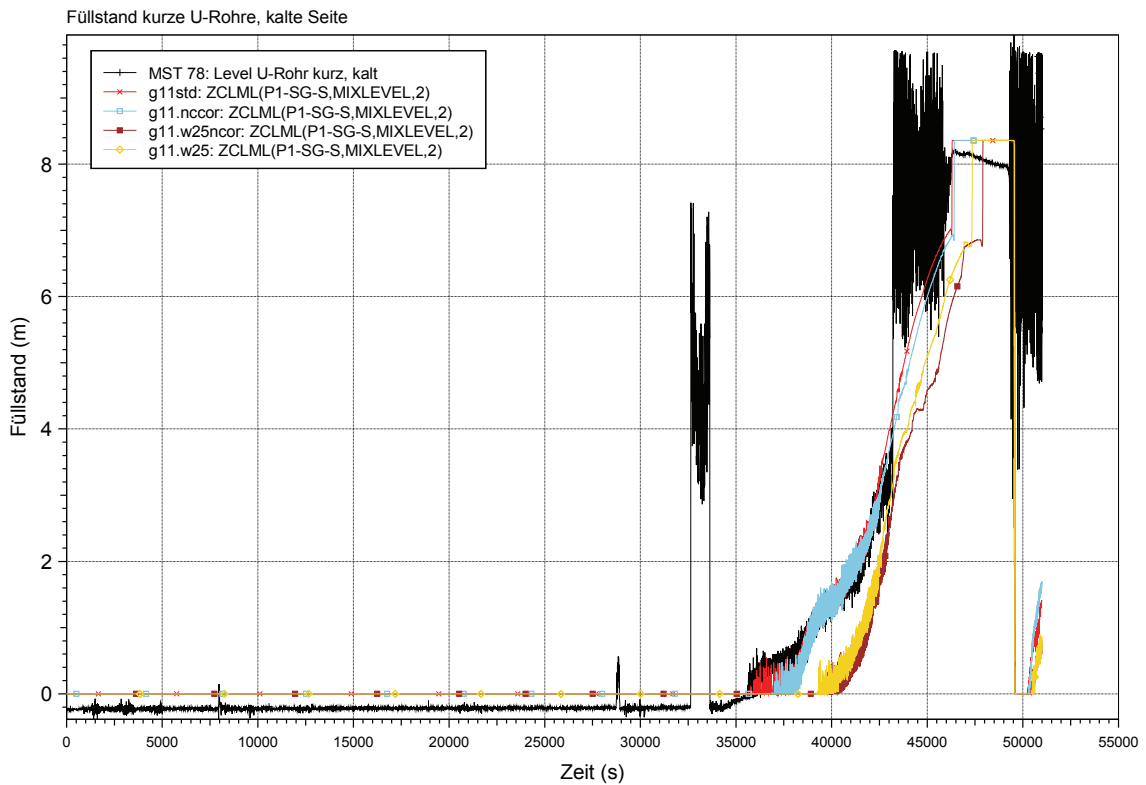


Bild 4.2-54: PKL-III Test G1.1: Füllstand in den kurzen U-Rohren, kalte Seite

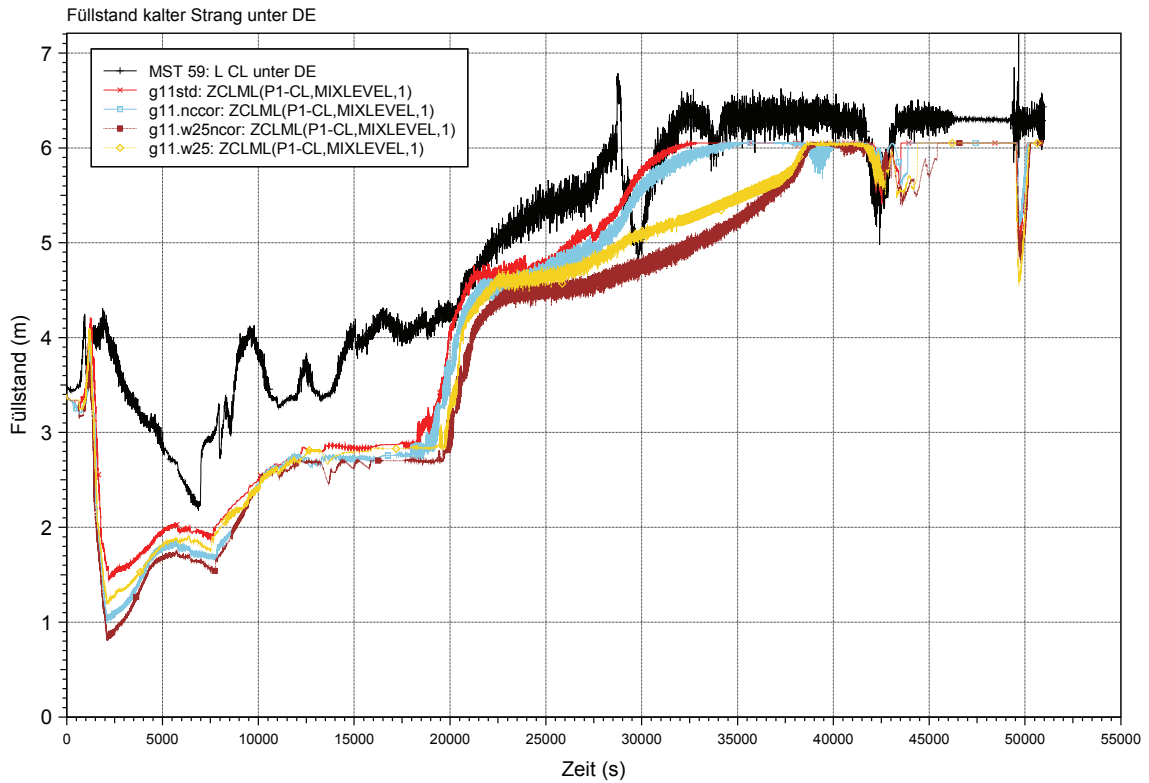


Bild 4.2-55: PKL-III Test G1.1: Füllstand im kalten Strang unterhalb des Dampferzeugers

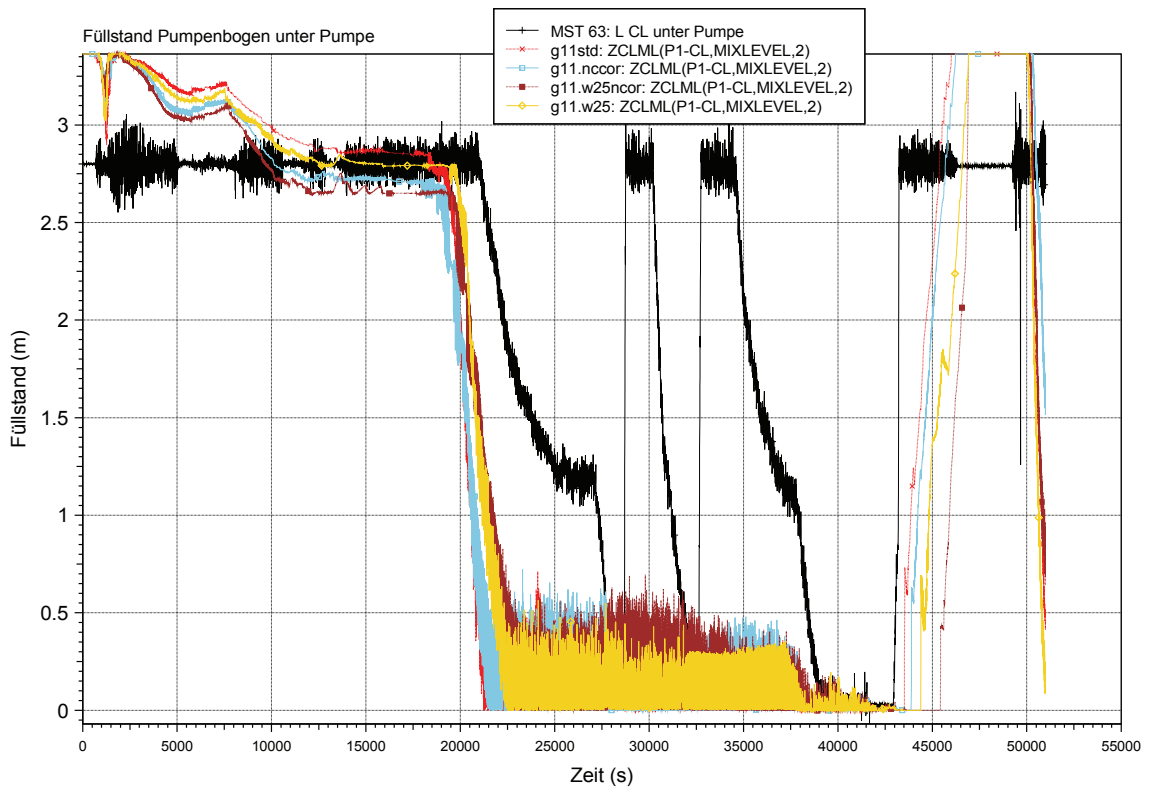


Bild 4.2-56: PKL-III Test G1.1: Füllstand im Pumpenbogen unterhalb der Pumpe

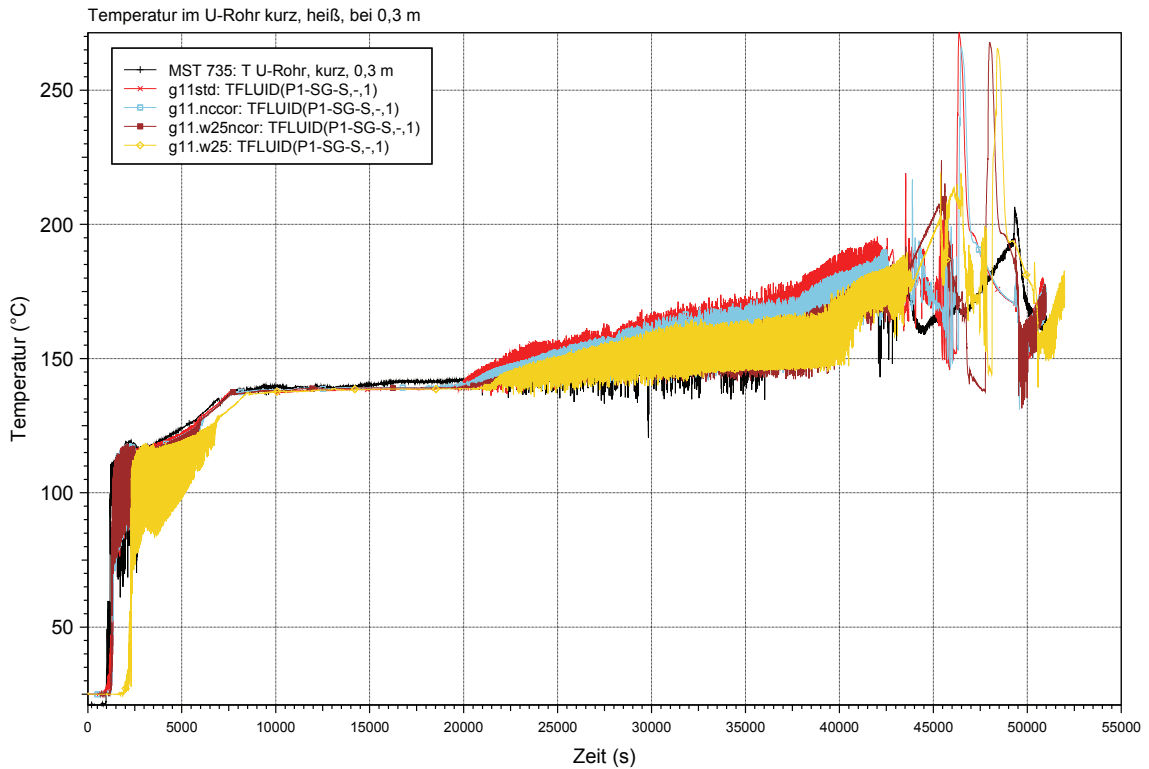


Bild 4.2-57: PKL-III Test G1.1: Fluidtemperatur in den kurzen U-Rohren, heiße Seite – 0,3 m

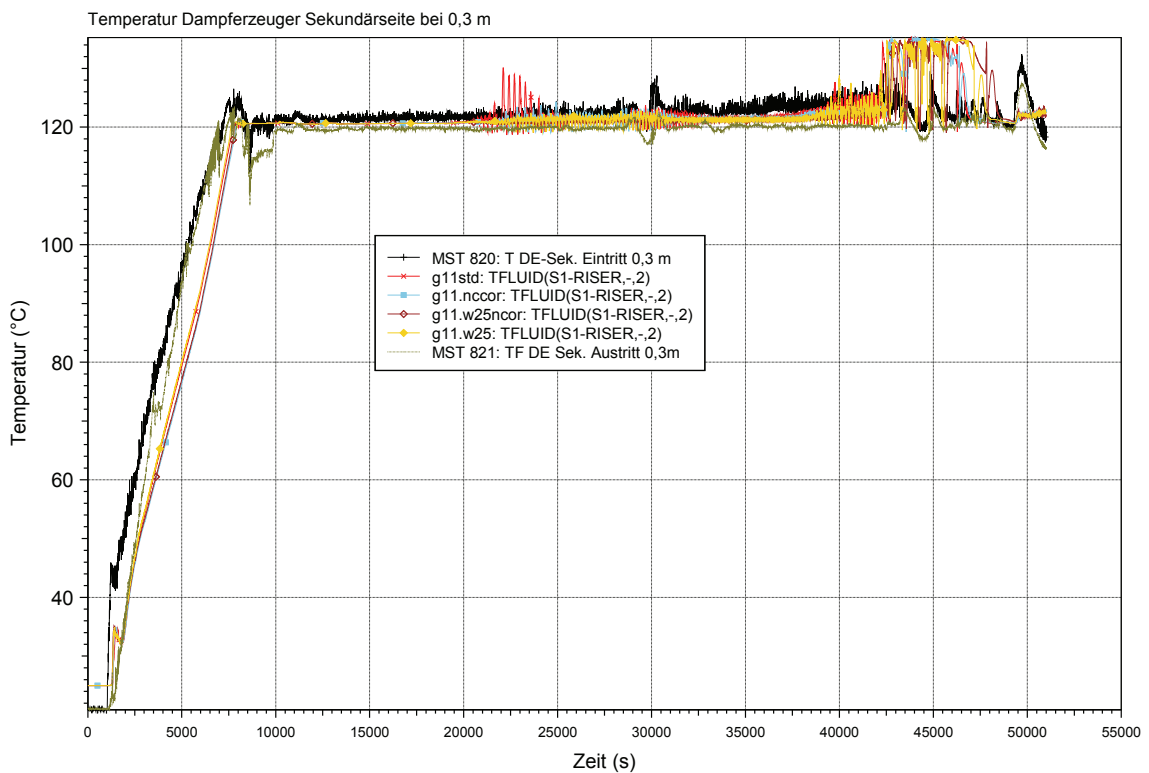


Bild 4.2-58: PKL-III Test G1.1: Fluidtemperaturen – DE-Sekundärseite bei 0,3 m

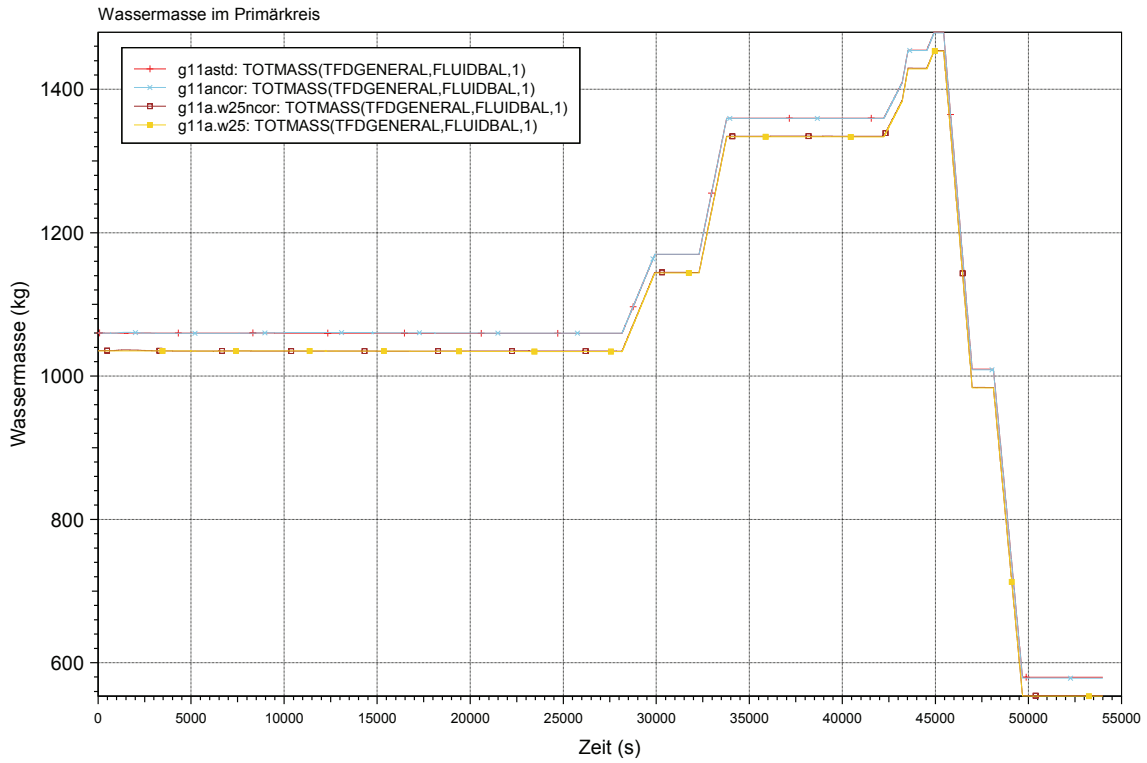


Bild 4.2-59: PKL-III Test G1.1a: Kühlmittelinventar im Primärkreis

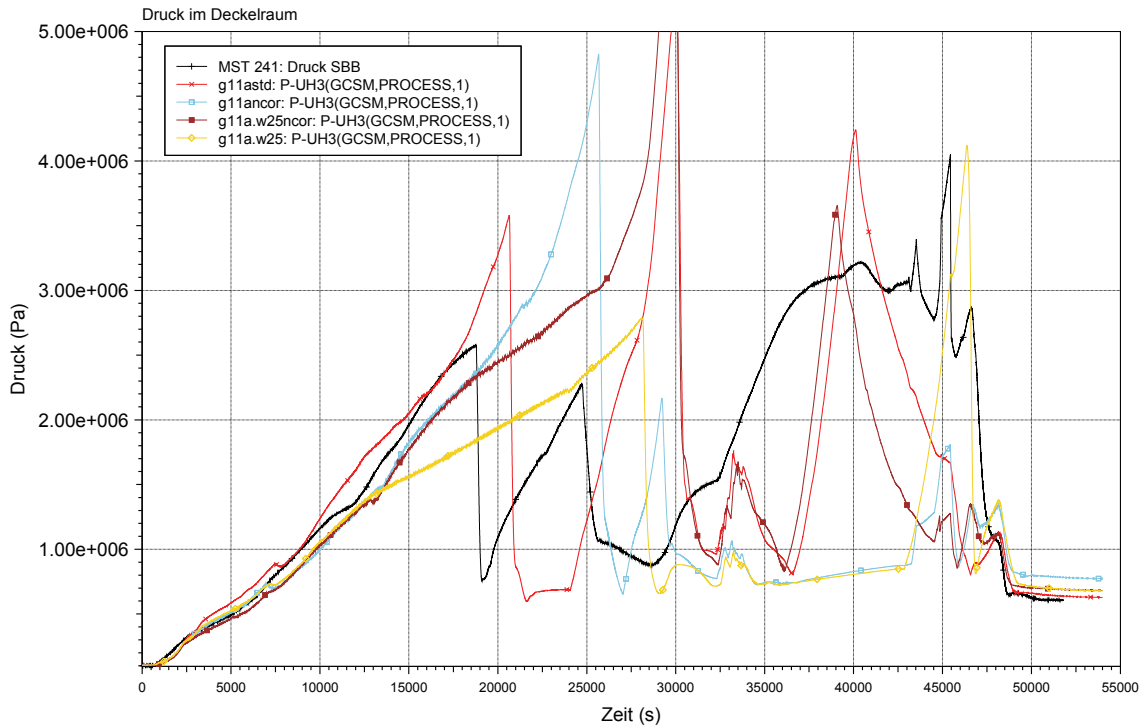


Bild 4.2-60: PKL-III Test G1.1a: Druck im Stabündelbehälter

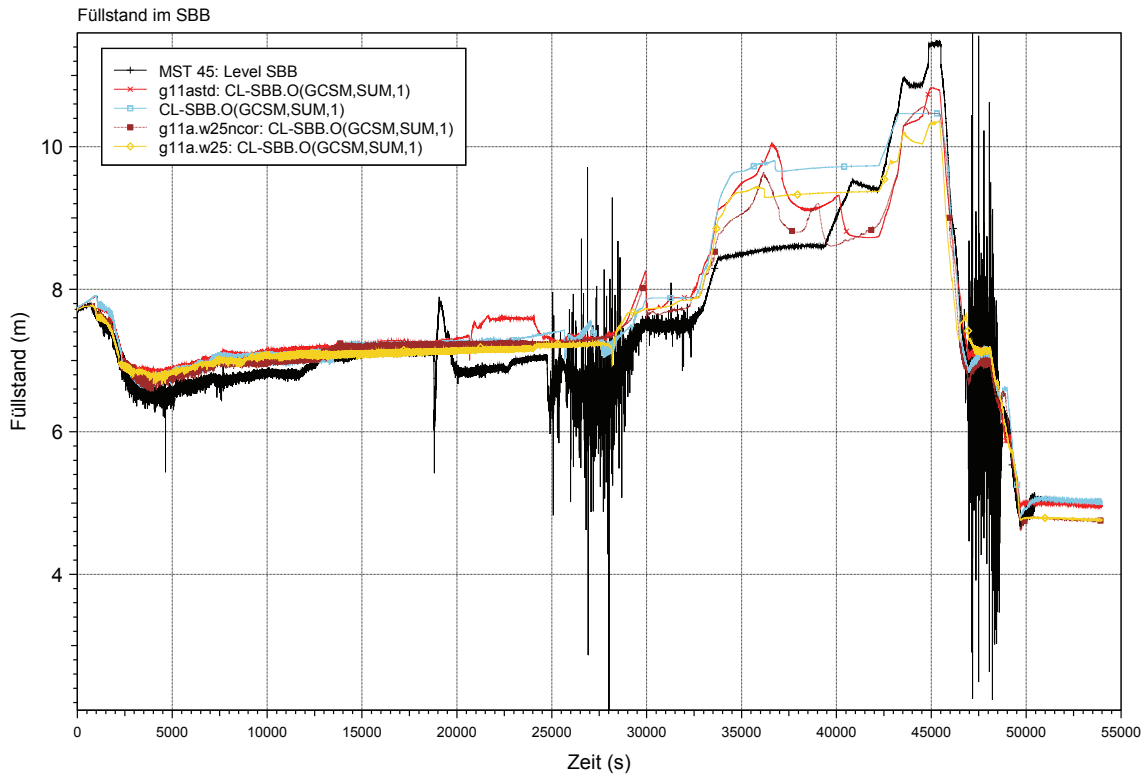


Bild 4.2-61: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im Stabbündelbehälter

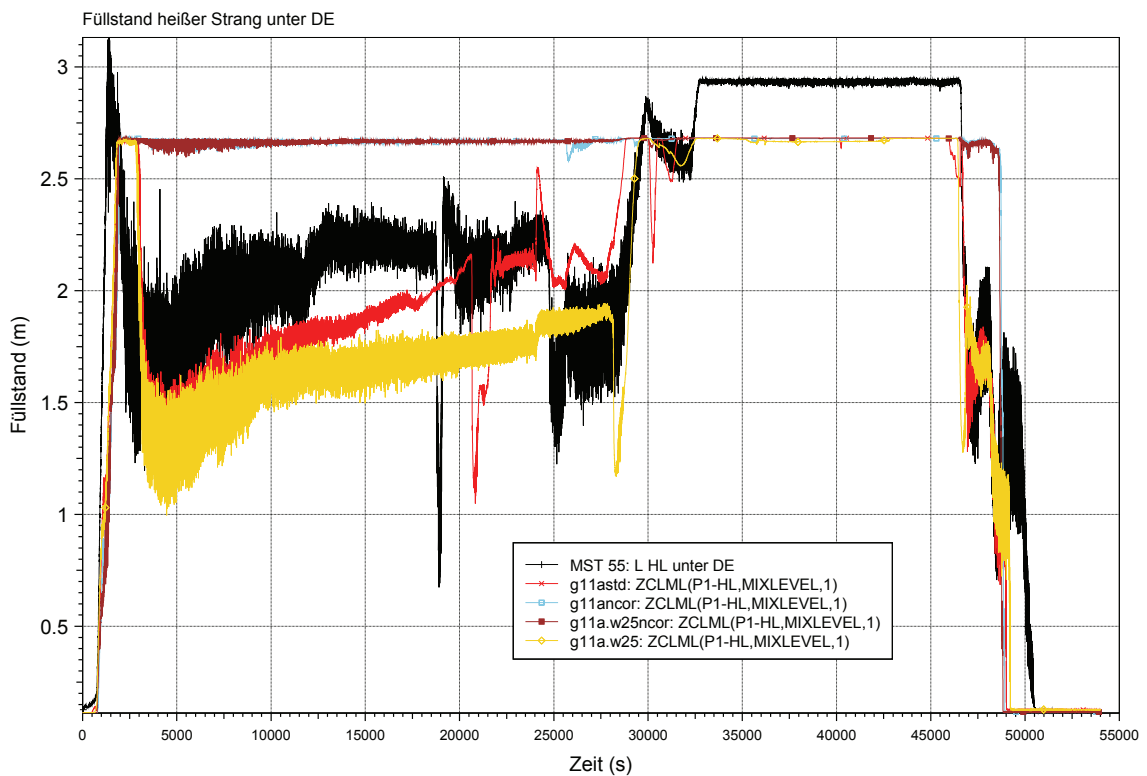


Bild 4.2-62: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im heißen Strang unterhalb des DE-Eintritts

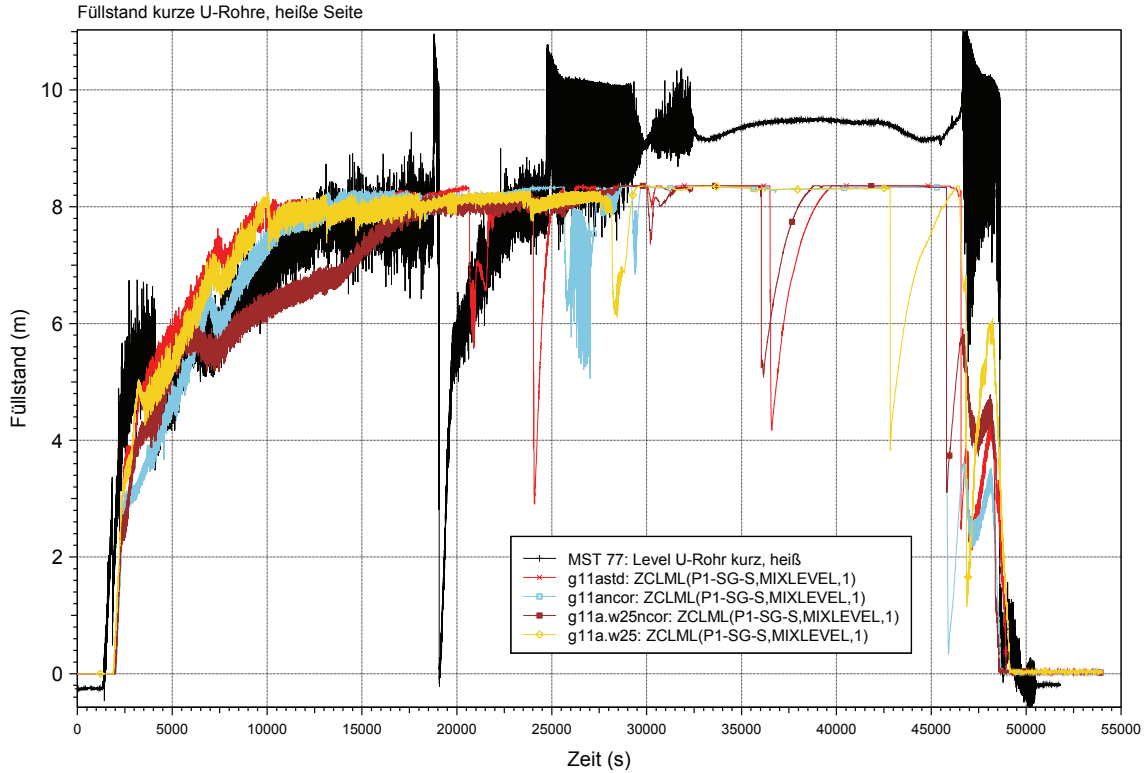


Bild 4.2-63: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den kurzen U-Rohren, heiße Seite

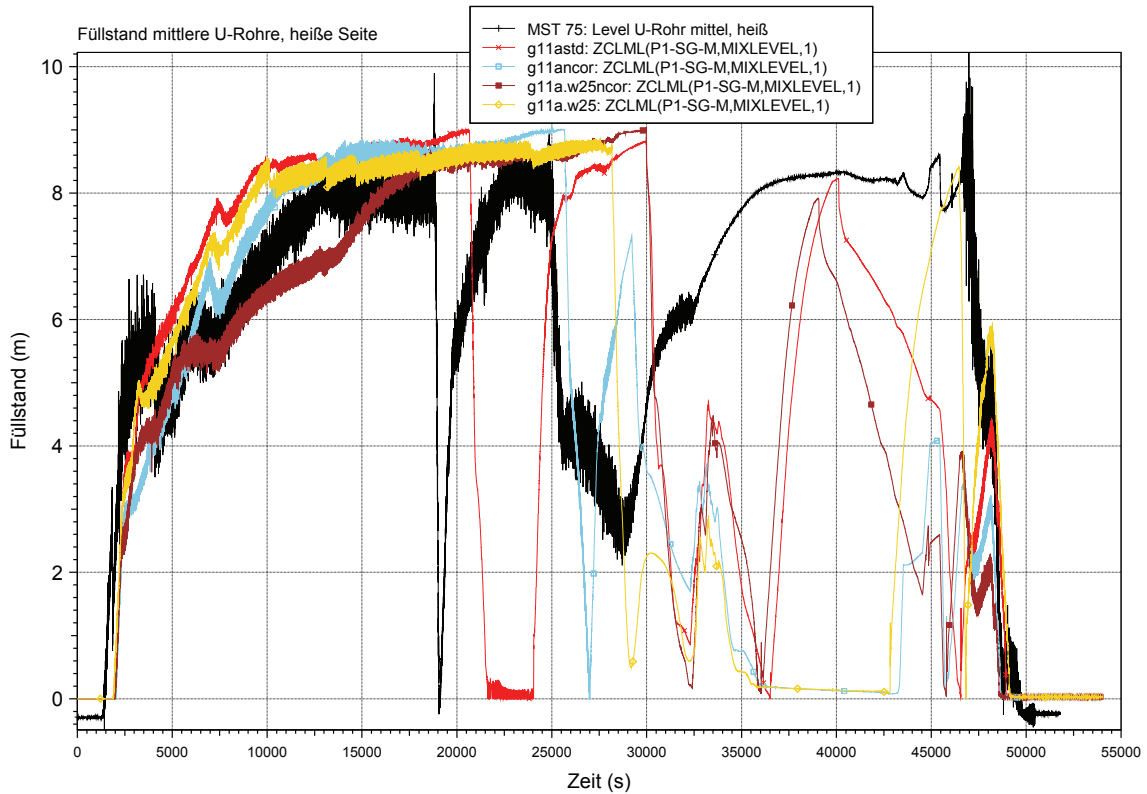


Bild 4.2-64: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den mittleren U-Rohren, heiße Seite

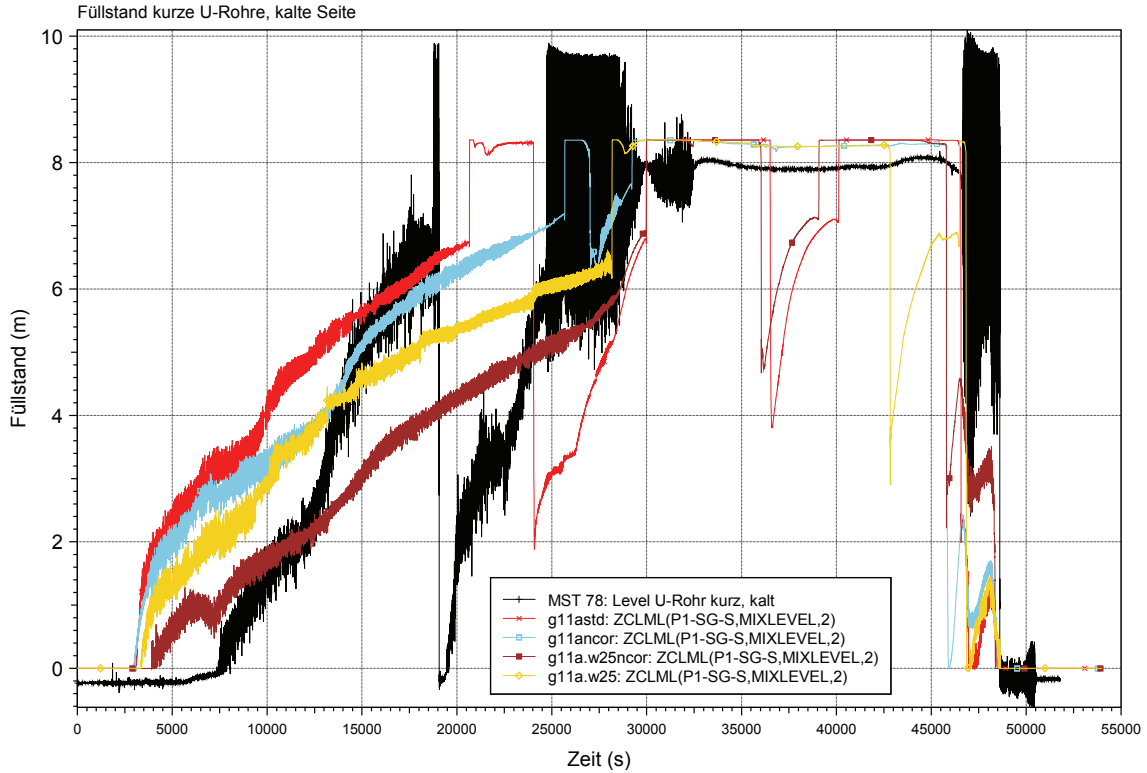
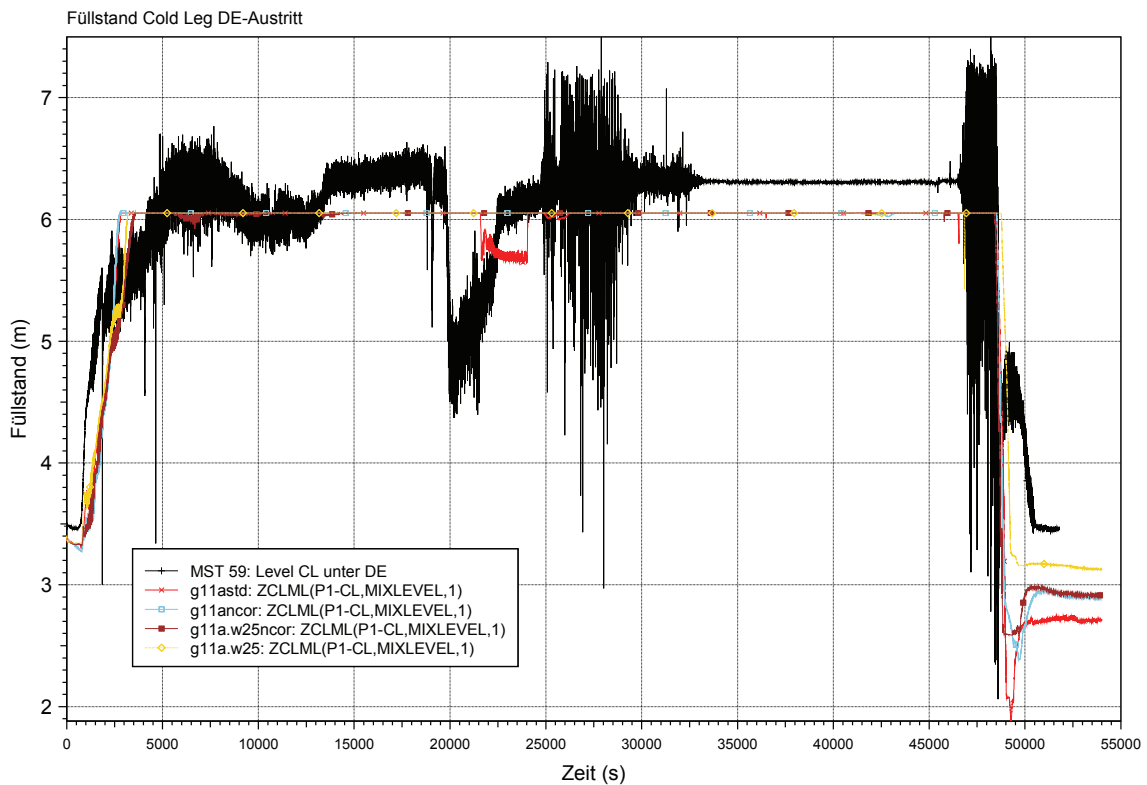


Bild 4.2-65: PKL-III Test G1.1a: Füllstand in den kurzen U-Rohren, kalte Seite



**Bild 4.2-66: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im kalten Strang unterhalb des Dampf-
erzeugers**

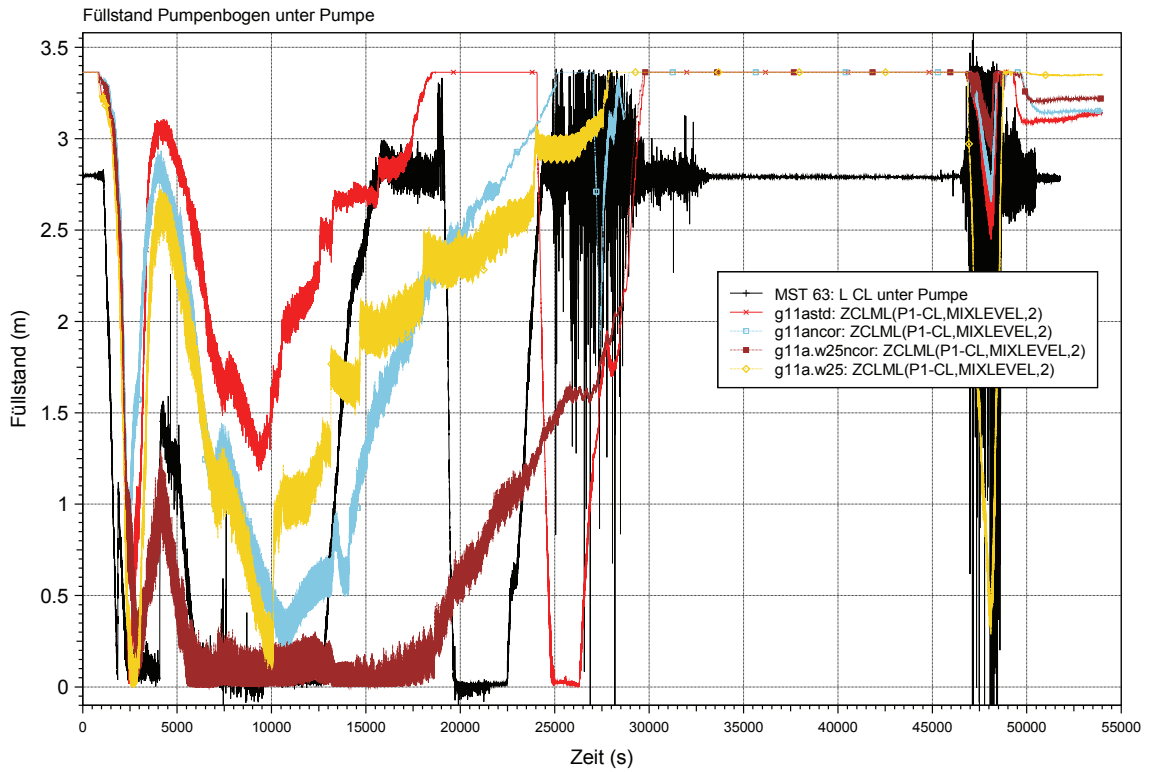


Bild 4.2-67: PKL-III Test G1.1a: Füllstand im Pumpenbogen unterhalb der Pumpe

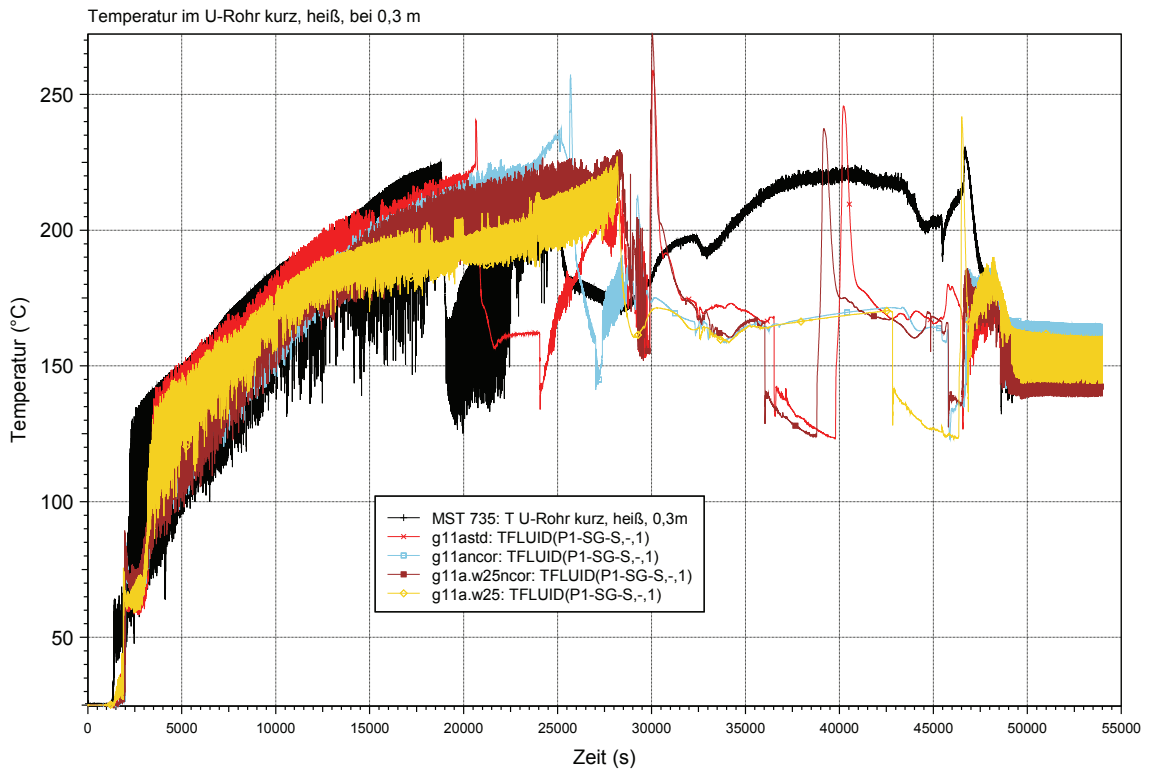


Bild 4.2-68: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in den kurzen U-Rohren, heiße Seite, bei 0,3 m

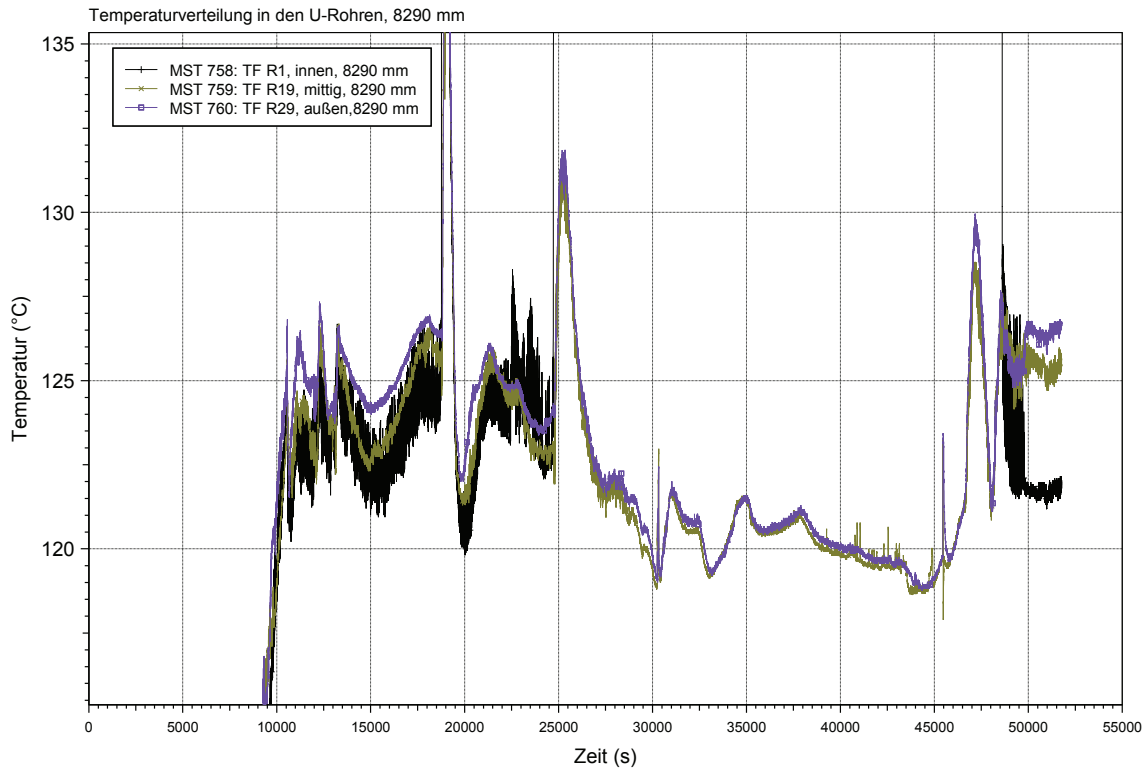


Bild 4.2-69: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in den U-Rohren bei 8,3 m

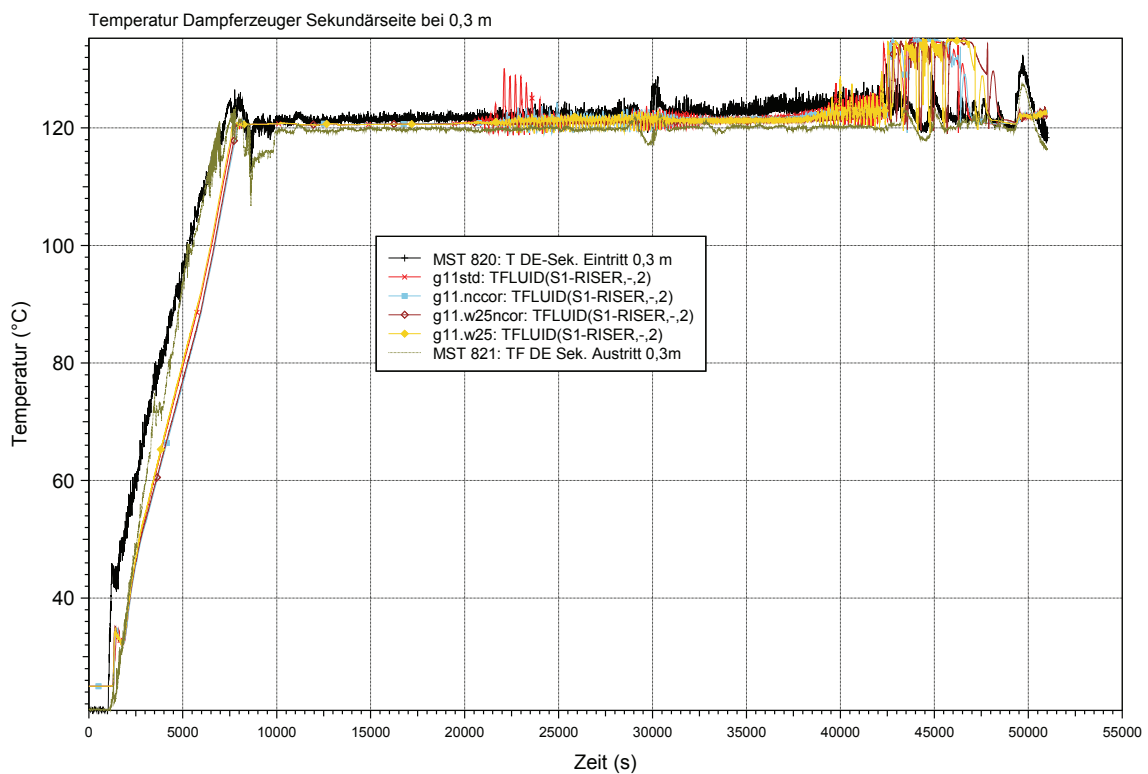


Bild 4.2-70: PKL-III Test G1.1a: Fluidtemperaturen in DE-Sekundärseite bei 0,3 m

4.3 Absicherung der vorhandenen thermohydraulischen Modelle

Fünf Nachrechnungen trugen zur Absicherung der vorhandenen thermohydraulischen Modelle in ATHLET bei:

- Nachrechnung des ROSA/LSTF-Versuchs SB-PV-09 (kleines Leck im Deckelraum des Reaktordruckbehälters mit Totalausfall der Hochdruckeinspeisung und sekundärseitiger Druckentlastung als Notfallschutzmaßnahme) mit ATHLET Mod 2.1 Cycle A.
- Nachrechnung des PKL-III Versuchs F4.2 (Systematische Untersuchung zur Borverdünnung bei kleinem Leck für das Szenarium heiß/heiß) mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
- Nachrechnung des PKL-III Versuchs F4.1 (Inhärente Borverdünnung durch Reflux-Condenser-Bedingungen in Abhängigkeit vom Kühlmittelinventar im Primärkreis bei erhöhtem Primärdruck) mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
- Nachrechnung des Versuchs FIST 6PMC1 (Schließung eines Isolationsventils ohne Reaktorschnellabschaltung in einem Siedewasserreaktor) mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
- Nachrechnung des FIST Naturumlaufversuchs 6PNC1 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B.

4.3.1 Nachrechnung des LSTF-Versuchs SB-PV-09

4.3.1.1 Einleitung

Der Versuch ROSA/LSTF SB-PV-09, der im Rahmen des OECD/CSNI ROSA Programms durchgeführt worden ist /ROS 07/, diente der Untersuchung der Auswirkungen von symptom-orientierten Notfallschutzmaßnahmen auf das thermohydraulische Verhalten im Primärkreislauf. Von besonderem Interesse für den Versuch, aber auch für die Nachrechnung ist die Auswirkung des Wasserspiegels im Deckelraum auf die Bruchausströmraten und auf die Druckabsenkung im Primärkreis.

Weitere Ziele der Nachrechnung waren die Überprüfung des Thermofluidodynamik-Modells auf der Basis von 6 Grundgleichungen, insbesondere im Hinblick auf die Kühlmittelverteilung im Primärkreis, und die Überprüfung der Anwendbarkeit einer Parallelkanalmodellierung zur Beschreibung mehrdimensionaler Strömungsvorgänge im Druckbehälter.

Diese Nachrechnung wurde als Referenzrechnung für die im Abschnitt 6.2 beschriebene Unsicherheitsanalyse herangezogen.

4.3.1.2 Versuchsdurchführung

Gegenstand des Versuchs SB-PV-09 war ein kleines Leck im Deckelraum, das dem Bruch eines Steuerstabantriebsstutzens in der Referenzanlage entspricht. Das Leck wurde durch eine Blende mit einem Innendurchmesser von 13,8 mm simuliert. Die Ausströmfläche der Blende entspricht 1,9% des skalierten Strömungsquerschnitts im kalten Strang der Referenzanlage.

Folgende Randbedingungen wurden für den Versuch definiert:

- Totalausfall der Hochdruckeinspeisung.
- Notstromfall gleichzeitig mit der Reaktorschnellabschaltung.
- Start der sekundärseitigen Hilfsspeisewassereinspeisung unmittelbar nach der Bildung des Notkühlsignals bei einem Primärdruck von 12,27 MPa. Der sekundärseitige Wasserspiegel wird bei Einleitung der Notfallschutzmaßnahme oberhalb der U-Rohre gehalten.
- Als Notfallschutzmaßnahme vorgesehen ist eine schnelle Druckabsenkung der Sekundärseiten der Dampferzeuger durch das manuelle Öffnen der Abblaseventile unmittelbar nachdem die gemessene Temperatur am Kernaustritt den Wert 623 K erreicht.
- Einspeisung von nicht-kondensierbarem Gas (N_2) aus den Druckspeichern.
- Erhöhung der Grenztemperatur für das Kernschutz- und Leistungsregelungssystem um 50 K.

Der Versuch wurde durch das Öffnen des Bruchventils eingeleitet. Nach einer Druckentlastung auf 12,97 MPa Primärdruck löste das RESA-Signal die Reaktorschnellab-

schaltung aus, wobei die Heizleistung gemäß der vorgegebenen Nachzerfallskurve abgefahren wurde. Mit dem RESA-Signal erfolgte ferner der Abschluss der Frischdampfleitungen, die Turbinenumleitstation wurde auf Grund des Notstromfalls nicht aktiviert. Gleichzeitig löste das RESA-Signal die Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen und der Hauptspeisewasserpumpen aus. Die auslaufenden Hauptkühlmittelpumpen wurden 276 s nach Bruchöffnung gestoppt.

Nach dem Unterschreiten von 12,27 MPa Primärdruck wurde das Notkühlsignal gebildet, jedoch wurde der Ausfall der Hochdruckeinspeisepumpen angenommen. Nach dem Ansprechen des Notkühlsignals wird der Wasserstand in den Sekundärseiten der Dampferzeuger um den Wert 10,3 m durch Einspeisung der Hilfsspeisewasserpumpen geregelt. Der Anstieg des Sekundärdruckes wurde durch ein mehrmaliges Ansprechen der Druckentlastungsventile auf etwa 8,0 MPa begrenzt.

Die Bruchausströmraten wurden maßgeblich vom Wasserstand im Deckelraum bestimmt. Das im oberen Plenum vorhandene Kühlmittel floss über die Steuerstabführungsrohre in den Deckelraumbereich ein, bis der Wasserspiegel im oberen Plenum unterhalb der Durchdringungslöcher im unteren Teil der Steuerstabführungsrohre sank.

Die verhältnismäßig große Bruchfläche führte zu einer raschen Druckabsenkung im Primärkreis, besonders nach 700 s, als nur noch Dampf durch das Leck ausströmte. Der Primärdruck sank unter den Sekundärdruck bei etwa 800 s, gleichzeitig mit dem Beginn der Kernfreilegung.

Mit den steigenden Temperaturen im oberen Kernbereich wurde der Grenzwert (623 K) zur Durchführung der vorgesehenen Notfallschutzmaßnahme etwa 1090 s nach Bruchöffnung erreicht. Die sekundärseitige Druckentlastung wurde durch das manuelle Öffnen der Abblaseventile eingeleitet. Die Maßnahme war jedoch nicht wirksam, da in dieser Phase der Primärdruck niedriger als der Sekundärdruck lag. Die Hüllrohrtemperaturen stiegen weiter, bis der Grenzwert zum Ansprechen des LSTF-Reaktorschutzsystems (958 K) erreicht wurde, was zu einer automatischen Reduktion um ca. 75% der vorgegebenen Kernleistung bei $t = 1200$ s führte.

Nach etwa 1300 s wurde der Ansprechdruck der Druckspeicher (4,5 MPa) erreicht. Die darauffolgende Dampfkondensation in den kalten Strängen führte zum Ausblasen der Pumpenbogen, was die Wiederauffüllung des Reaktorkerns begünstigte. Etwa 1400 s

nach Bruchöffnung war der größte Teil des Kerns wiederbenetzt. Durch die erhöhte Dampferzeugung im Kern stieg der Druck kurzzeitig um ca. 0,5 MPa.

Im weiteren Verlauf der Transiente sank der Primärdruck wieder, bis zum Erreichen des Ansprechdrucks der Niederdruckeinspeisung (1,2 MPa), 2900 s nach Bruchöffnung. Der Versuch wurde mit dem Schließen des Bruchventils bei $t = 3265$ s beendet.

4.3.1.3 Darstellung und Diskussion der Rechenergebnisse

Die Nachrechnung des Versuchs SB-PV-09 wurde mit der Programmversion ATHLET Mod 2.1 Cycle A durchgeführt /AUS 07/. Der verwendete Eingabedatensatz entspricht weitgehend dem im Kap. 4.2.2.3 beschriebenen Datensatz, bis auf die folgenden Änderungen:

- Simulation der Bruchleitung am oberen Teil des RDB-Deckelraums;
- Anwendung des Gemischspiegelmodells im Deckelraum;
- Aufteilung der DE U-Rohre in zwei Gruppen: eine mit 57 und eine mit 84 U-Rohren;
- Berücksichtigung einer im Versuch gemessenen Leckage über die Entlüftungsleitung am Deckelraum.

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung sind in den Abb. 4.3-1 bis 4.3-12 den entsprechenden Meßwerten gegenübergestellt. In den Graphiken sind die Messergebnisse als rote, gestrichene Linien dargestellt und mit den in /ROS 06/ bezeichneten Messstellen gekennzeichnet. Für die Definition der Codierung für die Messstellen, ihre genaue Positionierung in der Testanlage und das Messverfahren sei auf /ROS 03/ verwiesen.

Die Nachrechnung wurde bis zum Beginn der Niederdruckeinspeisung, als der Druck im unteren Plenum den Grenzwert 1,21 MPa unterschritt, durchgeführt. Zu diesem Zeitpunkt war der Kern wieder benetzt, und die wesentlichen zu untersuchenden Vorgänge abgeschlossen. Der Versuch wurde ca. 300 s später mit der Schließung des Bruchventils beendet.

Die berechneten Bruchausströmraten (Abb. 4.3-1) im unterkühlten Bereich sind beträchtlich höher als die gemessenen Werte (ein Maximum von 15,7 kg/s im Vergleich zu etwa 12,5 kg/s im Experiment), was zu einer früheren Auslösung der RESA- und

Notkühlsignale und zu einer raschen Entleerung des Druckhalters führt ($t = 40$ s, im Vergleich zu 50 s im Versuch). Zwischen 50 und etwa 700 s nach Bruchöffnung herrscht eine Zwei-Phasen-Strömung in der Bruchleitung. Während dieser Zeitspanne wird die Bruchausströmung durch die Höhe des Gemischspiegels im Deckelraum bestimmt.

Wesentlich für eine korrekte Wiedergabe der Ausströmraten in dieser Phase ist eine adäquate Modellierung des Strömungswiderstands zwischen dem oberen Plenum und dem Deckelraum, nicht nur innerhalb der Steuerstabführungsrohre sondern auch für die Abwärtsströmung zwischen den Stutzen der heißen Stränge und der Kernkopfplatte.

Ein maßgebender Beitrag zu der guten Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messungen war die Änderung der Modelloption zur Bestimmung der Zwischenphasen-Reibung als Funktion der relativen Phasengeschwindigkeiten im Bereich des oberen Plenums: Statt der üblichen Korrelation für Bündelgeometrien (Eingabe JDRIFT = 2), welche zu erhöhter Zwischenphasen-Reibung und daher zu einem erhöhten Widerstand gegen die Kühlmittelströmung aus den Schleifen in Richtung Steuerstabführungsrohre führt, wurde die Korrelation für Rohrgeometrien (Eingabe JDRIFT = 1) verwendet.

Der Einfluss der Schwankungen des Gemischspiegels im Deckelraum und der daraus resultierenden Schwankungen der Kühlmitteldichte in der Bruchleitung (Abb. 4.3-2) auf die Bruchausströmraten wurde vom Rechenprogramm zufriedenstellend wiedergegeben. Diese Schwankungen werden von dem zyklischen Öffnen und Schließen der DE-Entlastungsventile verursacht.

Die Bilder 4.3-3 und 4.3-4 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreis. Nach einer raschen Druckabsenkung bei unterkühlter Bruchausströmung erreichen die oberen Bereiche des Primärkreises den Sättigungszustand, 50 s nach Beginn der Transienten. Der Primärdruck stabilisiert sich dann um den Wert 8,3 MPa, bis zum Übergang von zweiphasiger Strömung auf einphasige Dampfausströmung bei etwa 700 s. Danach sinkt der Primärdruck schneller, und wird niedriger als der Sekundärdruck bei $t = 800$ s. Die Druckspeichereinspeisung startet bei $t = 1312$ s, als der Primärdruck den Wert 4,51 MPa erreicht. Bedingt durch eine starke Kondensation, insbesondere in den Kontrollvolumina des Ringraums unterhalb der Eintrittsstutzen der kalten Stränge, sinkt der berechnete Primärdruck deutlich schneller als der gemessene Druck, was zu ei-

nem deutlich früheren Zeitpunkt des Beginns der Niederdruckeinspeisung im Vergleich zum Experiment führt.

Mit dem Schließen der Isolationsventile im Sekundärkreis nach der Auslösung des RESA-Signals am Beginn des Versuchs steigt der Sekundärdruck rasch bis zum Ansprechdruck der Entlastungsventile (Abb. 4.3-4). Dieser Anstieg wird dann durch ein mehrmaliges Ansprechen der Entlastungsventile auf etwa 8,0 MPa begrenzt, bis die sekundärseitige Druckentlastung durch das manuelle Öffnen der Ventile eingeleitet wird. Diese Maßnahme wirkt sich jedoch nicht auf die Druckabsenkung im Primärkreis aus, solange der Sekundärdruck höher als der Primärdruck liegt. Im weiteren Verlauf werden die gemessenen Druckabsenkungsraten im Sekundärkreis von ATHLET gut wiedergegeben.

Der berechnete Zeitpunkt zur Einleitung der Notfallschutzmaßnahme (Kernaustrittstemperatur = 623 K) stimmt gut mit dem experimentellen Wert überein. Der Beginn der Kernfreilegung und die daraus resultierende Aufheizung der Heizstäbe werden allerdings um etwa 100 s später vom Rechenprogramm berechnet (Abb. 4.3-5). Diese Verspätung wird jedoch durch einen schnelleren Anstieg der Austrittstemperaturen im inneren Kernring kompensiert (Abb. 4.3-6).

Nach der Einleitung der AM-Maßnahme sinkt der Wasserspiegel im Kern kontinuierlich ab, bis zum Beginn der Druckspeichereinspeisung bei $t = 1313$ s (Abb. 4.3-5). Die durch die Druckspeichereinspeisung verursachte Dampfkondensation in den kalten Strängen führt zu einem steilen Abfall des Wasserspiegels. Erst nach dem Ausblasen der Pumpenbögen, bei $t = 1400$ s, wird der Kern wieder aufgefüllt.

Abb. 4.3-7 zeigt die berechnete Einhüllende der Hüllrohrtemperaturen im gesamten Kernbereich. Das Ansprechen des LSTF-Kernschutzsystems bei einer Hüllrohrtemperatur von 958 K findet in der Rechnung bei $t = 1300$ statt, etwa 100 s später als im Versuch. Danach wird die Kernleistung auf etwa 15% der vordefinierten Nachzerfallskurve verringert (Abb. 4.3-8). Diese Reduktion, zusammen mit der Notkühleinspeisung, reicht aus, um die Heizstäbe bis zur Sättigungstemperatur abzukühlen.

Die größte Abweichung zwischen Rechnung und Experiment bezieht sich auf den Beginn der Kernfreilegung, was auf eine inkorrekte Berechnung der Verteilung des Kühlmittelinventars im Primärkreis, insbesondere innerhalb des Druckbehälters, hinweist, trotz der guten Übereinstimmung der Bruchausströmrat.

Die Abb. 4.3-9 und 4.3-10 zeigen die gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment in Bezug auf die Wasserstände im heißen bzw. im kalten Strang der Schleife mit dem Druckhalter (Loop A). Der Wasserspiegel im heißen Strang bleibt in einer Höhe von etwa 0,12 m bis zur raschen Entleerung bei $t = 700$ s. Dampf bildet sich im kalten Strang ab $t = 270$ s. Der kalte Strang entleert sich bei $t = 550$ s, und wird im weiteren Verlauf durch die Notkühlein speisung wieder aufgefüllt (Abb. 4.3-10).

Die berechnete Massenverteilung im Druckbehälter stimmt jedoch nicht mit den experimentellen Werten ab $t = 500$ s überein. ATHLET überschätzt die Kühlmittelmasse im Ringraum zwischen 500 und 700 s. (Abb. 4.3-11) sowie im oberen Plenum zwischen 700 und 900 s (Abb. 4.3-12). Solange sich das obere Plenum nicht entleert, kann der Kern nicht freigelegt werden.

Ein Grund zur Abweichung der Kernfreilegung liegt möglicherweise in der Modellierung der Kernbypässe. Parameterstudien, die diese Nachrechnung begleitet haben /AUS 07/, zeigen, dass der angenommene Wert für den Formdruckverlust der Sprühdüsen zwischen dem Ringraum und dem Deckelraum den berechneten Zeitpunkt zum Beginn der Kernfreilegung stark beeinflussen kann. Für die hier vorgestellte Rechnung wurde der Formverlustkoeffizient der entsprechenden Leitungen in den Objekten PV-DC-A-4 und PV-DC-B4 von $5 \times 10^7 \text{ m}^{-4}$ auf $1 \times 10^7 \text{ m}^{-4}$ reduziert. Dieser Wert ergibt einen Bypass-Massenstrom von ca. 0,19 kg/s bzw. 0,38% des gesamten Kernmassenstroms im Nennbetrieb, etwas höher als der für den Versuch spezifizierte Wert von 0,3%. Der tatsächliche Bypass-Massenstrom wurde im Versuch nicht gemessen.

Darüber hinaus konnte der errechnete Zeitpunkt zum Beginn der Kernfreilegung nur durch die Annahme eines zusätzlichen Bypass-Pfads zwischen dem oberen Teil des Ringraums und dem oberen Plenum erreicht werden. Dies weist darauf hin, dass entweder die Bypass-Strömung durch die Sprühdüsen beträchtlich höher als der spezifizierte Wert war, oder eine unvorhergesehene Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum vorhanden war. Die ursprünglich in der Kernumfassung (core support barrel) vorhandenen 28 Löcher (s. Abb. 5.2-13 in /ROS 03/) wurden zwar seit längerer Zeit geschlossen, eine Leckage in diesem Bereich ist jedoch nicht auszuschließen.

4.3.1.4 Zusammenfassende Bewertung

Der Vergleich zwischen den gerechneten und den experimentellen Ergebnissen zeigt, dass mit ATHLET die wesentlichen physikalischen Vorgänge simuliert werden konnten. Der Einfluss des Wasserstands im Deckelraum auf den Bruchmassenstrom wurde korrekt erfasst. Sowohl der berechnete Zeitpunkt zur Einleitung der Notfallschutzmassnahme als auch der zum Beginn der Notkühleinspeisung stimmen gut mit den experimentellen Werten überein.

Die Rechenergebnisse sind aber stark abhängig von der Modellierung der Kernbypässe. Die gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messungen war erst mit der Annahme eines zusätzlichen, im Versuchsbericht nicht spezifizierten Kernbypasses zwischen Ringraum und dem oberen Bereich des oberen Plenums möglich.

Die im Versuch beobachteten mehrdimensionalen Strömungsvorgänge in den oberen Bereichen des Druckbehälters konnten durch eine Parallelkanalmodellierung im Kern und im oberen Plenum zufrieden stellend simuliert werden. Eine Ausnahme bildet die vom Rechenprogramm berechnete verspätete Entleerung des oberen Plenums nach der Freilegung der Durchdringungslöcher im unteren Bereich der Steuerstabführungsrohre, was zu dem verspäteten Beginn der Kernfreilegung im Vergleich zum Versuch geführt hat.

ATHLET konnte die experimentell ermittelte Kühlmittelverteilung in den Schleifen gut und im Druckbehälter zufrieden stellend nachbilden. Damit wurden die Modelle zur Berechnung der Zwischenphasen-Reibung für verschiedene Geometrien und Strömungsbedingungen mit Erfolg überprüft.

Die vom Rechenprogramm berechnete starke Primärdruckabsenkung nach dem Beginn der Notkühleinspeisung und die daraus resultierenden größeren Einspeisemengen sind auf eine deutlich höhere Kondensationsrate insbesondere in den oberen Teilen des Ringraums zurückzuführen. Eine Überarbeitung des Kondensationsmodells in diesem Bereich wird empfohlen.

ATHLET 2.1B – Post Test Calculation of ROSA–LSTF Test SB–PV–09

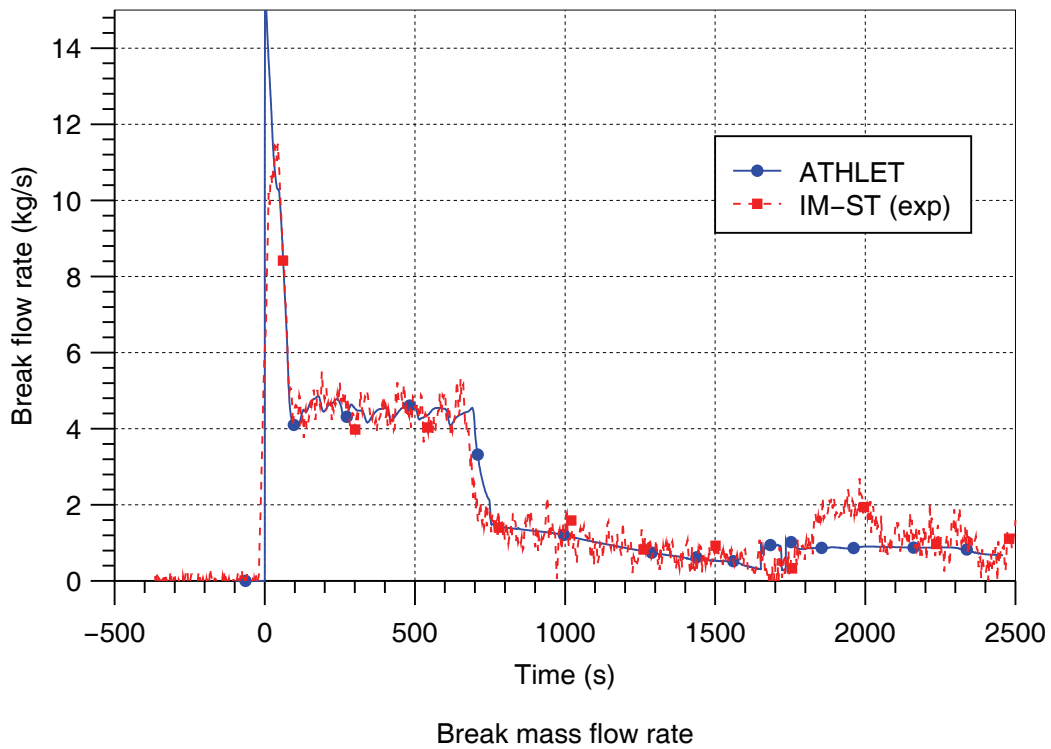


Bild 4.3-1: LSTF SB-PV-09: Bruchmassenstrom

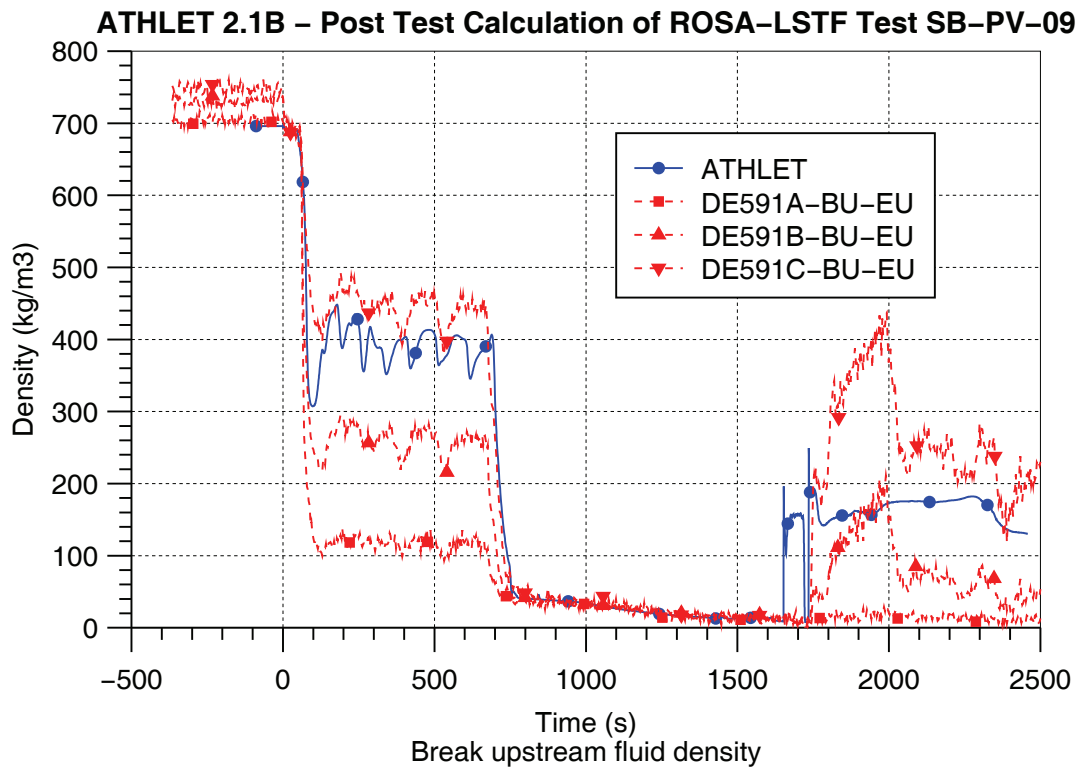


Bild 4.3-2: LSTF SB-PV-09: Kühlmitteldichte stromaufwärts vom Bruch

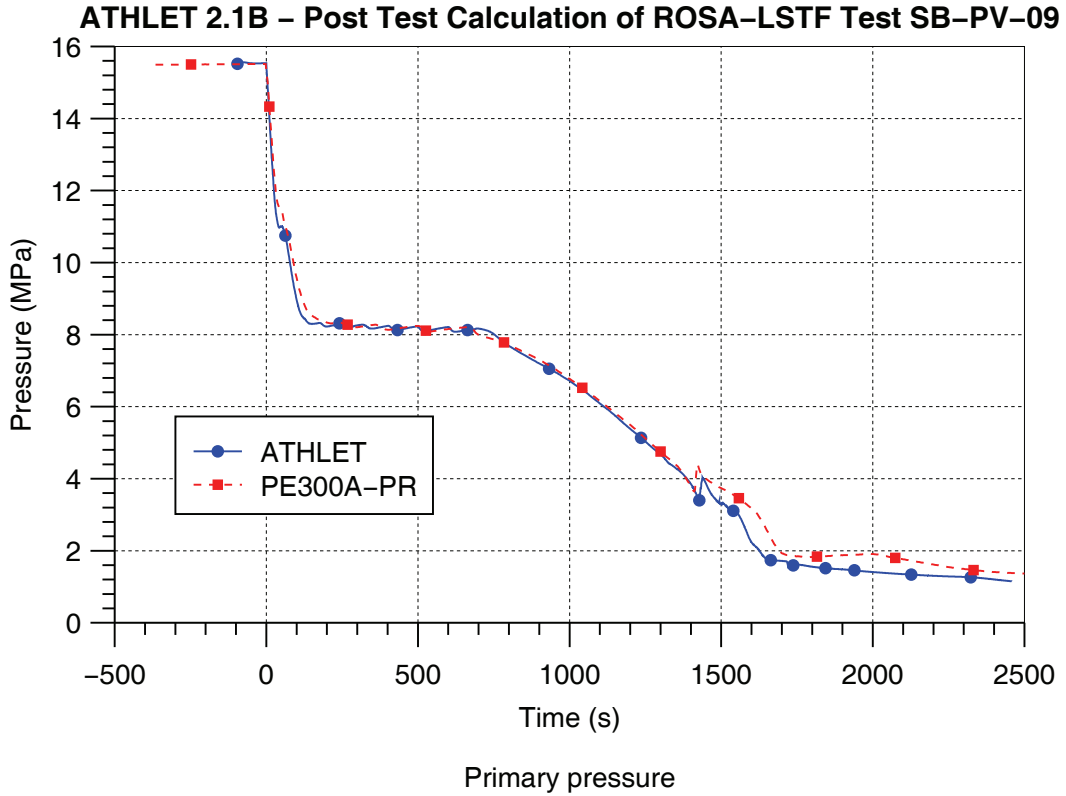


Bild 4.3-3: LSTF SB-PV-09: Primärdruck

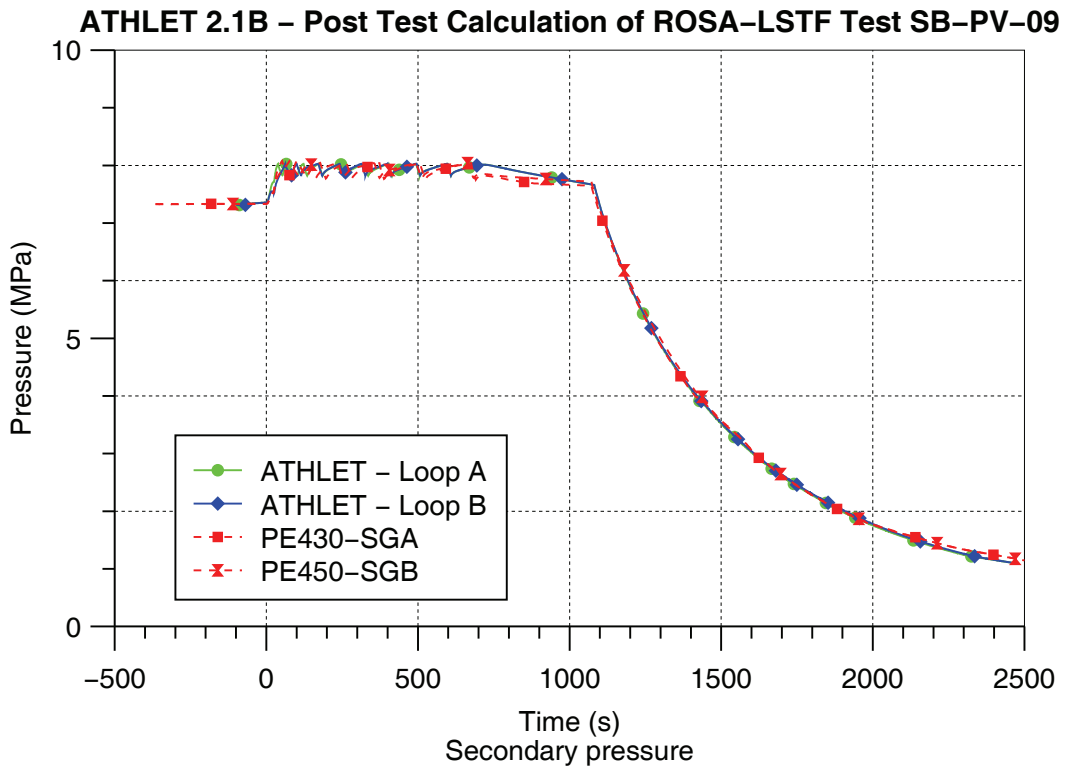


Bild 4.3-4: LSTF SB-PV-09: Sekundärdruck

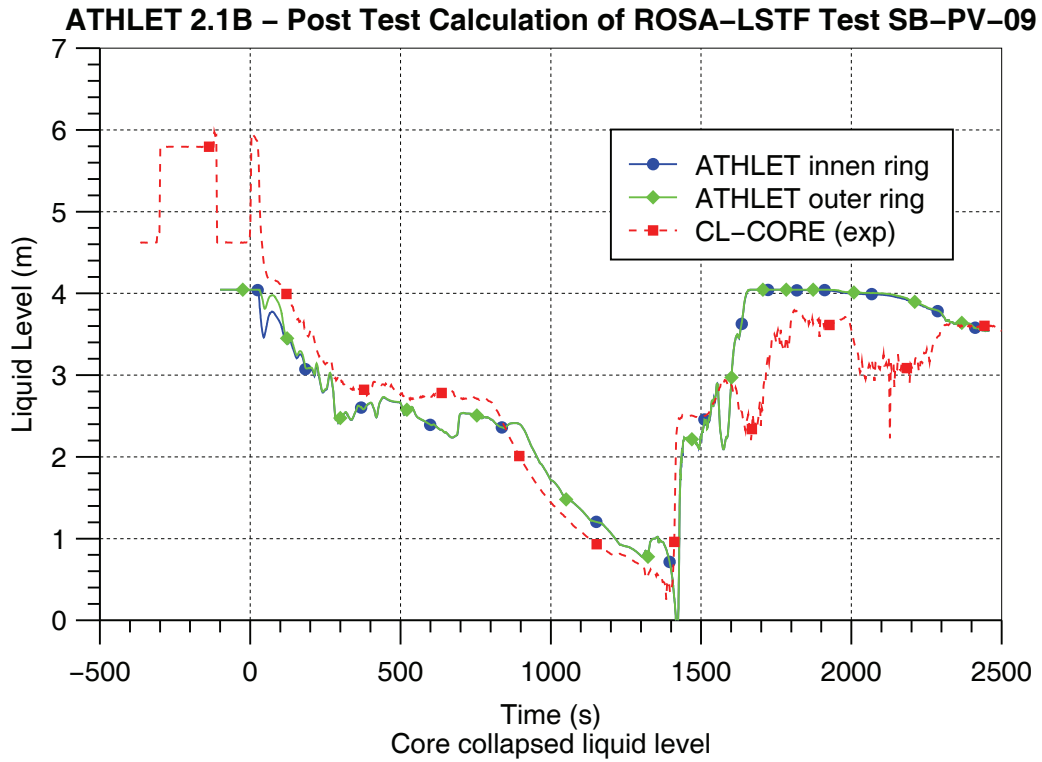


Bild 4.3-5: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im Kern

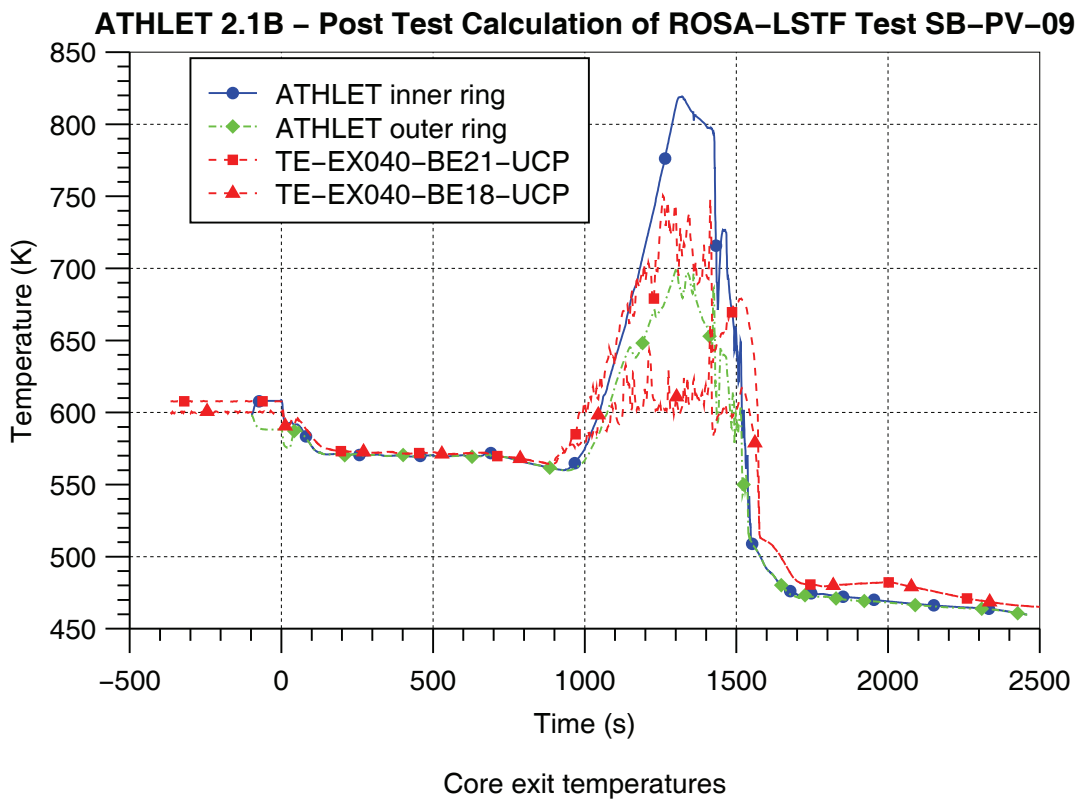


Bild 4.3-6: LSTF SB-PV-09: Kernaustrittstemperaturen

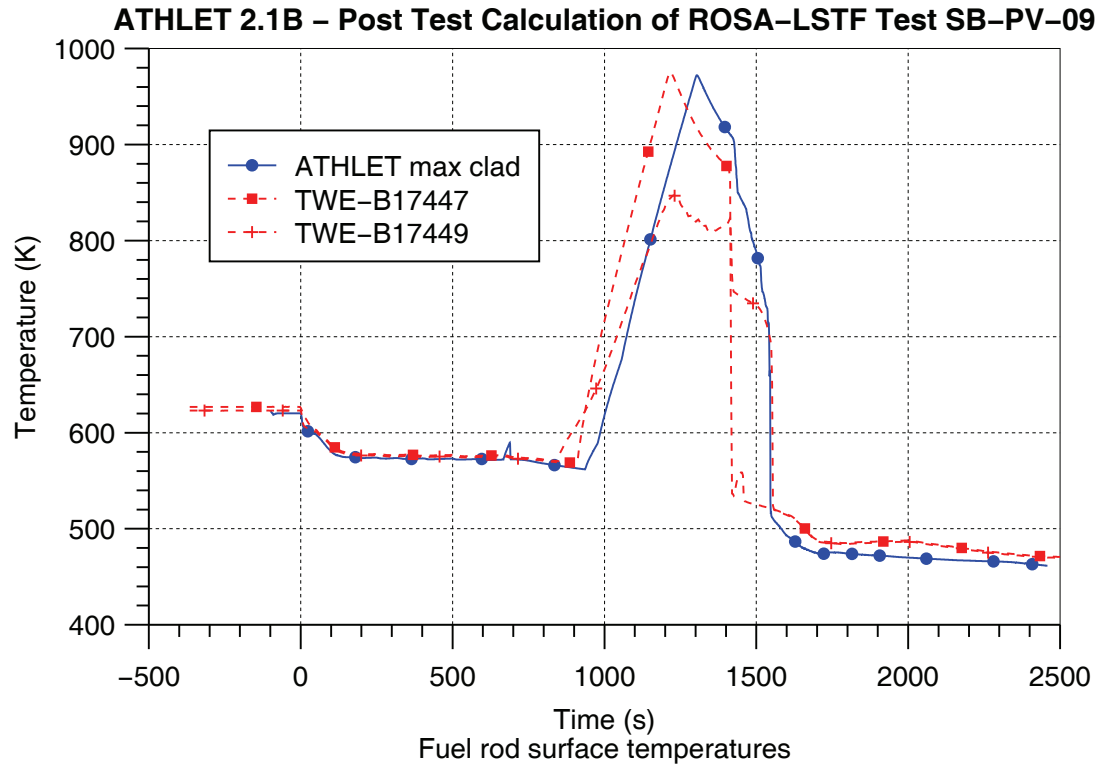


Bild 4.3-7: LSTF SB-PV-09: Maximale Hüllrohrtemperaturen

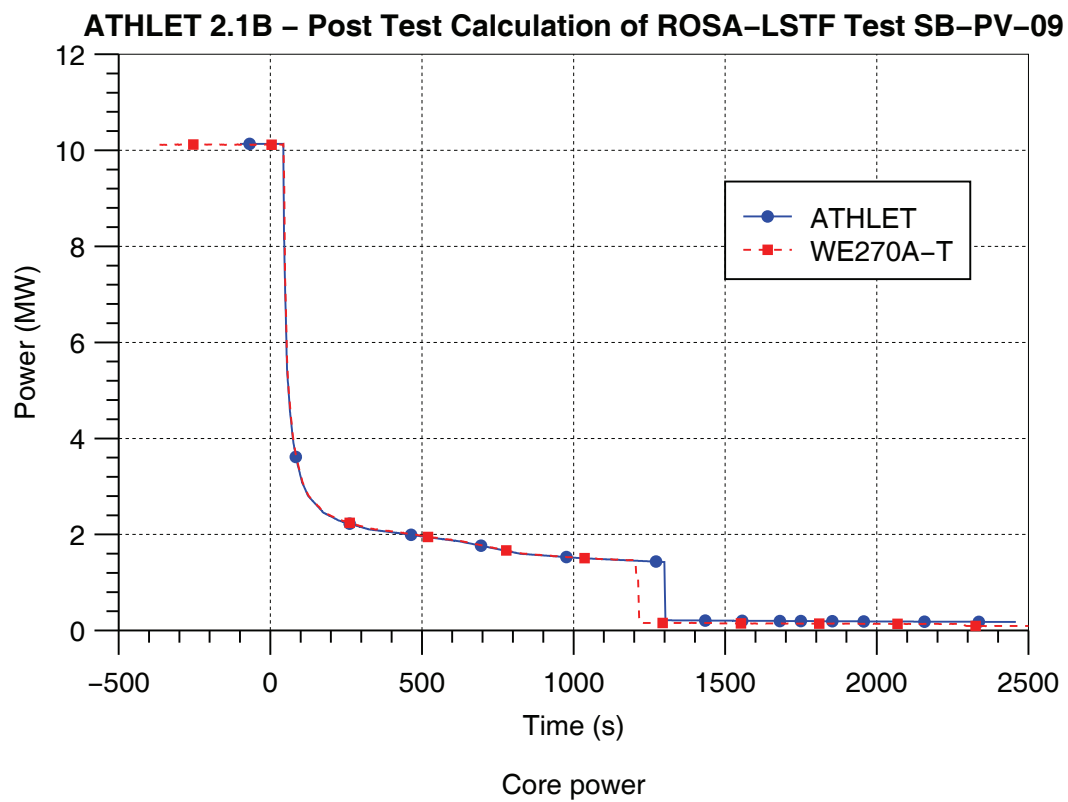


Bild 4.3-8: LSTF SB-PV-09: Bündelleistung

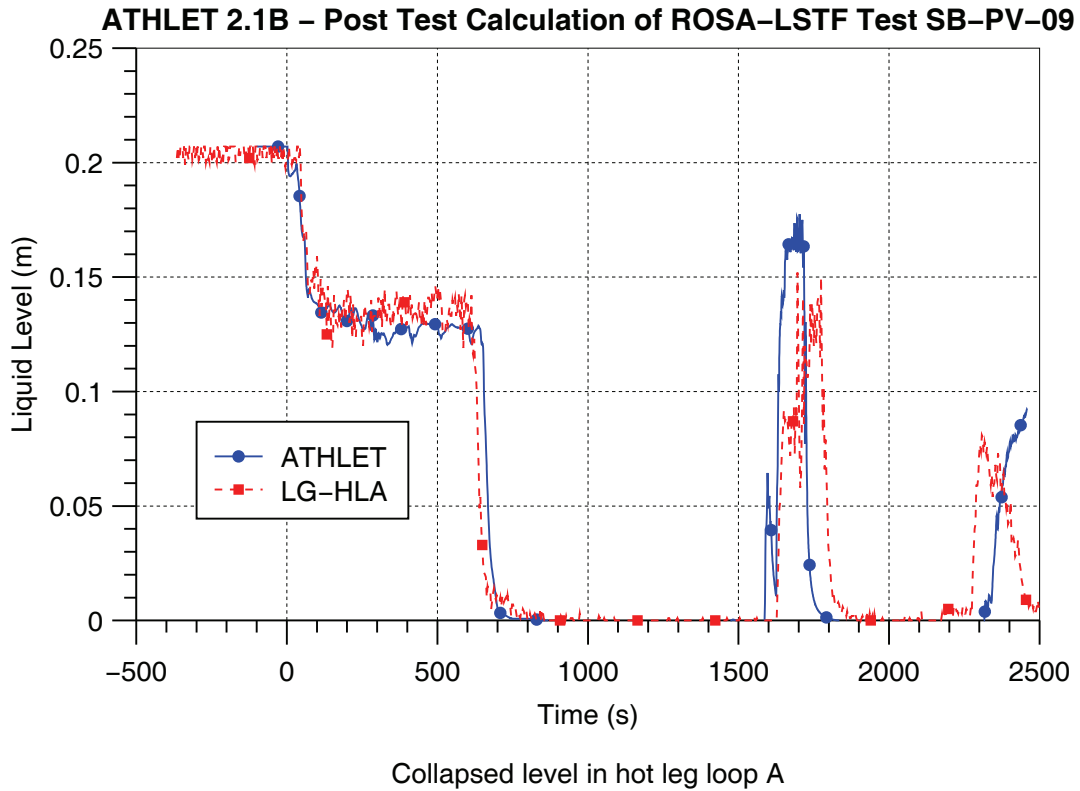


Bild 4.3-9: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im heißen Strang – Loop A

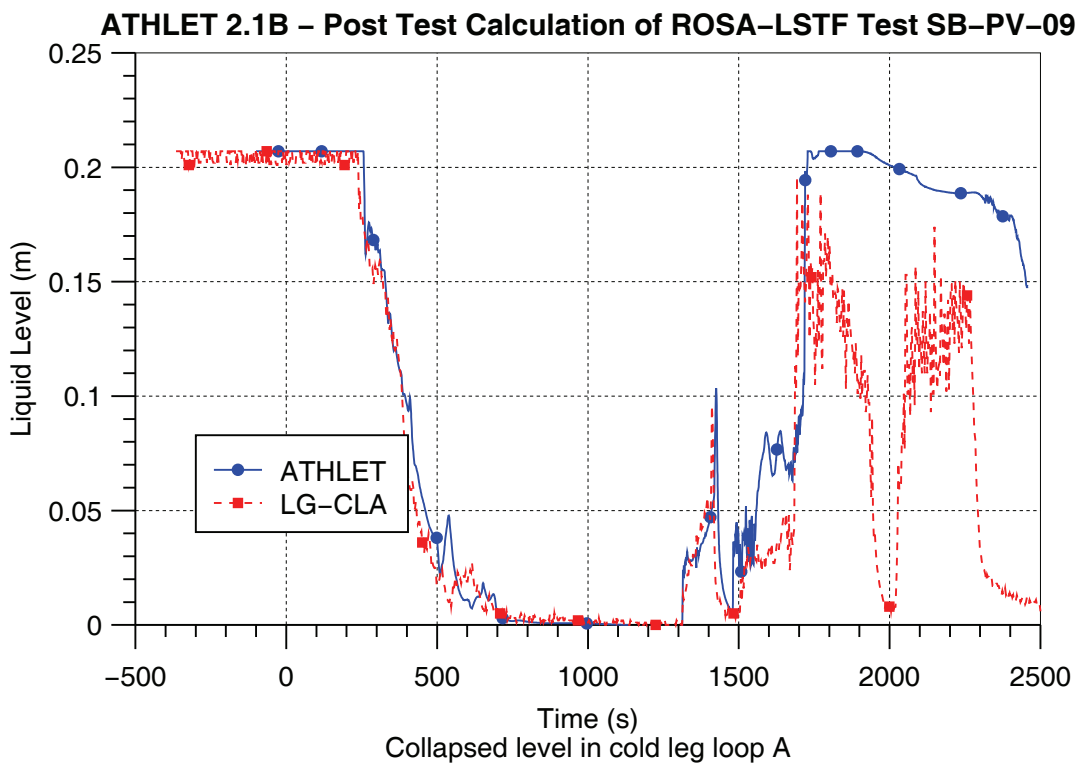
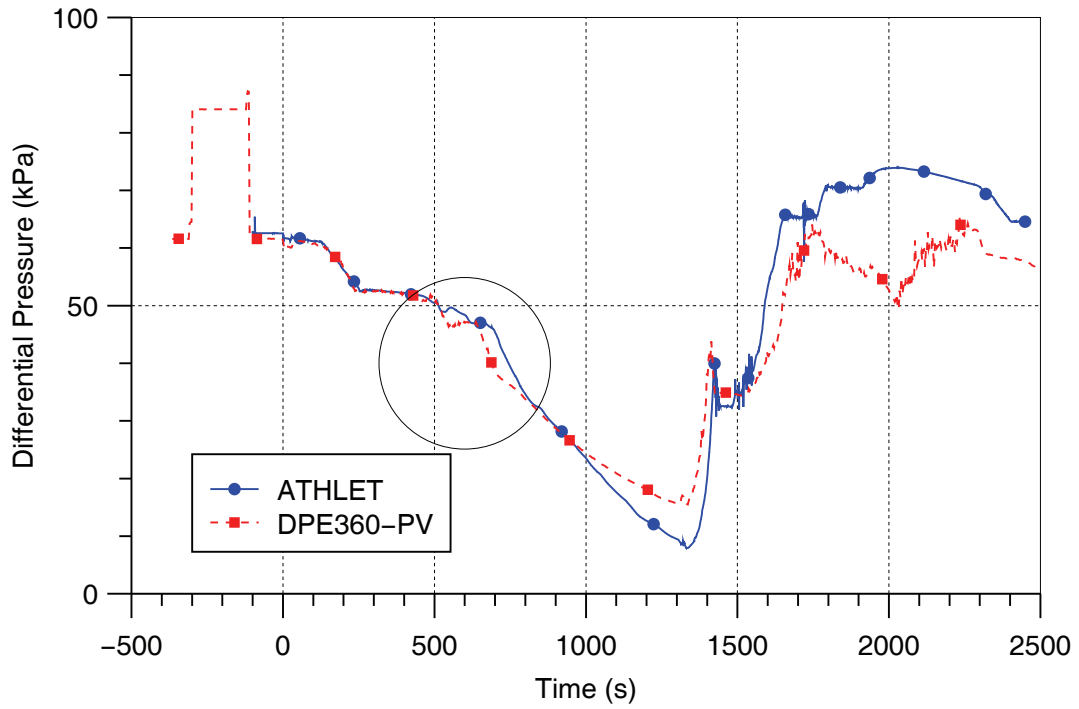


Bild 4.3-10: LSTF SB-PV-09: Wasserstand im kalten Strang – Loop A

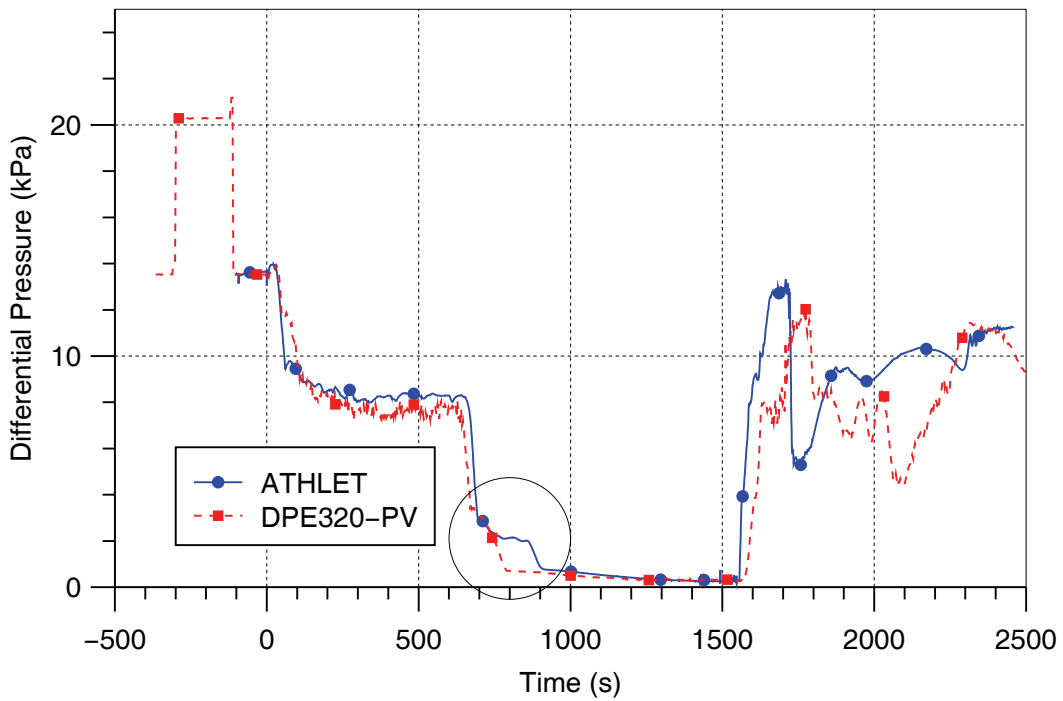
ATHLET 2.1B – Post Test Calculation of ROSA–LSTF Test SB–PV–09



Differential pressure across downcomer

Bild 4.3-11: LSTF SB-PV-09: Druckdifferenz im Ringraum

ATHLET 2.1B – Post Test Calculation of ROSA–LSTF Test SB–PV–09



Differential pressure across upper plenum

Bild 4.3-12: LSTF SB-PV-09: Druckdifferenz im oberen Plenum

4.3.2 Nachrechnung des PKL-Versuchs F4.2

4.3.2.1 Einleitung

Zum Abschluss des Versuchsprogramms PKL III F wurde Anfang Juni 2007 der Versuch F4.2 in der PKL-Experimentalanlage in Erlangen durchgeführt. Wesentliche Ziele dieses Versuchs waren das Naturumlaufverhalten bei einem heißseitigen Leck mit heißseitiger Hochdruckeinspeisung zu untersuchen und Randbedingungen zu bestimmen, bei denen während des Leckstörfalls der Naturumlauf in den nicht bespeisten Kühlkreisläufen abreißt und in den bespeisten Kühlkreisläufen erhalten bleibt. Dieser Zustand ist für Deborierungsereignisse bei kleinen Lecks von Bedeutung, da sich bei diesem Anlagenzustand niedrig boriertes Kondensat im Pumpenbogen ansammeln kann (das sog. GRS/LOBI-Szenarium).

Der Versuch F4.2 bestand aus zwei Versuchsläufen. Im ersten Lauf (Run 1) wurden parametrische Untersuchungen unter quasi-stationären Bedingungen durchgeführt. Dabei wurden verschiedene Kombinationen der wichtigsten Parameter (Kernleistung, Leckgröße, Einspeiserate) für das Auftreten des GRS/LOBI-Szenariums bei konstantem Primärdruck gefahren /ARE 07a/. Im zweiten Versuchslauf (Run 3), ausgehend von einem Zustand mit reduziertem Inventar und Naturumlauf in allen vier Kreisläufen, wurde das Abfahren der Sekundärseiten mit 100 K/h bei konstanter Kernleistung eingeleitet /ARE 07b/.

Die Nachrechnung des Versuchs F4.2 mit ATHLET war Teil der analytischen Begleitung zur Spezifikation eines geplanten Versuchs zum GRS/LOBI-Szenarium /SCL 07/. Sie sollte die Fähigkeit von ATHLET aufzeigen, dieses in der LOBI-Versuchsanlage und bei Reaktorrechnungen erkannte Phänomen auch im Vergleich mit PKL-Versuchsergebnissen realistisch wiederzugeben.

4.3.2.2 Versuchsdurchführung

F4.2 Run 1

Bei diesem Versuchslauf handelte es sich um eine Parameterstudie, bei der für das sog. GRS-LOBI-Szenario, d.h. heißseitige Einspeisung und heißseitiges Leck, stationäre Versuchspunkte mit Variationen der Bündelleistung, Leckgröße und Einspeiserate gefahren wurden, um die daraus resultierenden Strömungsverhältnisse im Primärkreis zu untersuchen /ARE 07a/. Mit dem Versuch F4.2 Run 1 ist keine Störfalltransiente nachgebildet worden.

Im Versuch wurden insgesamt 13 Versuchspunkte eingestellt, wobei in zwei Versuchsabschnitte unterteilt werden kann, einen ohne bzw. mit geringem Dampfanteil im Kern (Steps 1 bis 6) und einen mit größerem Dampfanteil im Kern (Steps 7 bis 13). In den Bildern 4.3-13 und 4.3-14 sind für die einzelnen Versuchspunkte die eingestellten Randbedingungen dargestellt. Im ersten Versuchsabschnitt wurde vor den Steps 1, 4 und 6 jeweils wieder einphasiger Naturumlauf mit symmetrischer Wärmeabfuhr in allen vier Loops eingestellt. Vor den übrigen Steps wurden die im Primärkreis vorliegenden Strömungsverhältnisse beibehalten. Im zweiten Versuchsabschnitt wurden nur vor dem Step 7 wieder einphasiger Naturumlauf mit symmetrischer Wärmeabfuhr über alle vier Loops eingestellt und danach die Versuchspunkte 7 bis 13 fortlaufend gefahren.

Zwischen einzelnen Versuchspunkten wurde aus dem Druckhalter von unten Primärkühlmittel abgelassen, da sich der Druckhalter zu diesen Zeitpunkten weitgehend aufgefüllt hatte. Während des Versuchs wurde der Primärdruck über den Sekundärdruck bei 40 bar geregelt, solange dies möglich war.

F 4.2 Run 3

Der Versuchslauf F4.2 Run 3 bildet eine Transiente mit heißseitigem Leck und heißseitiger Einspeisung nach, bei der die Sekundärseiten mit 100 K/h abgefahren werden /ARE 07b/. Die Bündelleistung und die Einspeiserate der Sicherheitseinspeisepumpen (heißseitig in die Loops 1 und 3) blieben während des Versuchs konstant. Die Lage des Lecks (im heißen Strang 1, nach unten gerichtet) war genauso gewählt wie im Versuchslauf F4.2 Run 1.

Die wesentlichen Randbedingungen des Versuchs waren:

- Abfahren mit 100 K/h über alle Dampferzeuger
- Bündelleistung: 690 kW (konstant)
- Einspeisung mit den Sicherheitseinspeisepumpen heißseitig in die Loops 1 und 3 mit konstant 0,41 kg/s per Loop
- Keine Druckspeicher-Einspeisung
- Keine Niederdruck-Einspeisung.

Der zeitliche Ablauf der durchgeführten Maßnahmen ist in der Tabelle 4.3-1 dargestellt. Die angegebenen Zeiten beziehen sich auf den Versuchsbeginn, mit dem Einleiten des sekundärseitigen Abfahrens.

Tabelle 4.3-1 Zeitlicher Ablauf des Versuchs PKL F4.2 Run 3

Zeit (s)	Maßnahme
-1190 s	Bündelleistung bei 880 kW eingestellt
-635 s	Leck geöffnet (21 cm ² /145), im heißen Strang nach unten gerichtet
-530 s	HD-Einspeisung zugeschaltet mit 2x0,20 kg/s (Loops 1 und 3)
-175 s	HD-Einspeisung auf 2x0,41 kg/s erhöht
-90 s	Bündelleistung auf 690 kW reduziert
0 s	Versuchsbeginn: Beginn 100 K/h-Abfahren Bündelleistung (690 kW) und HD-Einspeiserate (0,41 kg/s) konstant bis Versuchsende
20 s	Leckquerschnitt auf 41 cm ² /145 vergrößert (über Bypass-Leitung)
3789 s	Versuchsende

4.3.2.3 Modellierung der PKL-Anlage mit ATHLET

Als Grundlage für die Modellierung der PKL-Anlage zur Nachrechnung des Versuchs F4.2 diente der ATHLET-Eingabedatensatz, der zur Nachrechnung des Versuchs F2.1 verwendet und in Kap. 4.2.1 beschrieben wurde. Der Datensatz wurde lediglich mit der Nachbildung der am heißen Strang im Loop 1 angeschlossenen Bruchleitung und der zusätzlichen Bypass-Leitungen ergänzt (Bild 4.3-15).

Für die Nachrechnung wurde die Programmversion ATHLET Mod 2.1 Cycle B verwendet. Wesentlich zur Nachbildung der Auswirkungen der heißseitiger Einspeisung auf das Naturumlaufverhalten in den Kühlkreisläufen ist die Anwendung des Hutzen-Modells. In diesem Modell wird der Gegenstrom vom Notkühlwasser in Richtung des oberen Plenums $J_{NKW \rightarrow OP}^*$ mit dem Wasserstrom am Eintritt des heißen Stranges $J_{HS,W}^*$ korreliert /ATH 09/:

$$J_{NKW \rightarrow OP}^* = \left[1,6 - 2 \sqrt{J_{HS,W}^*} \right]^2$$

Diese Beziehung wurde auf der Basis von experimentellen Daten aus der UPTF-TRAM Anlage abgeleitet. Für die Hutzen-Geometrie in der PKL-Anlage wurde diese Korrelation wie folgt modifiziert (Subroutine DSCOOP):

$$J_{NKW \rightarrow OP}^* = \left[0,63 - 0,7 \sqrt{J_{HS,W}^*} \right]^2$$

Bei der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 1 wurde festgestellt, dass ab einem bestimmten Dampfvolumenteil im Kernbereich die von ATHLET ermittelte Dichte am Kernaustritt unterschätzt wird. Daraufhin wurde für die Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 3 eine modifizierte Subroutine DVERB zur Berechnung der Drift-Geschwindigkeit in Bündelgeometrien verwendet, die auch bei früheren Rechnungen zu PKL-Experimenten /STE 06, WIE 08/ Anwendung fand.

4.3.2.4 Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 1

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung sind in den Bildern 4.3-16 bis 4.3-30 zusammenfassend dargestellt. Eine ausführlichere Diskussion der Rechenergebnisse ist aus /POI 08/ zu entnehmen.

Das Bild 4.3-16 zeigt das Kühlmittelinventar des Primärkreislaufes. Das berechnete Kühlmittelinventar wurde in der Abbildung um 50 kg reduziert, um die Kühlmittelinventare zu Beginn des ersten Versuchspunkts in Deckung zu bringen. Die Abweichung zwischen 7000 s und 10000 s wurde dadurch verursacht, dass während der Durchführung der Analyse in diesem Zeitraum die Verringerung des Kühlmittelinventars um 50 kg nicht berücksichtigt wurde. Die gute Übereinstimmung zwischen der gemessenen und berechneten Inventarkurve kommt dadurch zustande, dass über einen variablen Einschnürfaktor (0,78 bis 0,9) der Bruchmassenstrom und der Drainagemassenstrom so angepasst wurden, dass die Messung und Rechnung zur Deckung kamen (Abb. 4.3-17).

Ein Unterschied beim Drainagemassenstrom ergibt sich bei 26000 s. In der Analyse musste im Gegensatz zum Versuch in diesem Zeitbereich (sekundärseitiger Druckanstieg von 22 bar auf 32 bar) Kühlmittel abgezogen werden, um das gemessene Kühlmittelinventar nachvollziehen zu können. Aus dem Vergleich des gemessenen und gerechneten Bruchmassenstroms kann jedoch der zusätzliche Bedarf an der Drainage nicht abgeleitet werden.

In der ATHLET-Analyse wird im heißen Strang nur eine mittlere Temperatur (Bild 4.3-18) berechnet. Durch die Umlenkung des Einspeisemassenstroms an der Hutze bildet sich bei den Versuchspunkten 1 bis 6 (kein bzw. geringer Dampfgehalt im Primärkreislauf) eine Temperaturschichtung um 100 K aus, bei den Versuchspunkten 7 bis 13 (hoher Dampfgehalt) von bis 50 K. Die berechnete mittlere Temperatur liegt bei den Versuchspunkten 1 bis 5 zu hoch. Bei den restlichen Versuchspunkten etwa in der Mitte der Messwerte. Ungenauigkeiten bei der Ermittlung der Kühlmitteltemperatur vor dem Bruch können den Variationsbedarf beim Einschnürfaktor am Leck für den Bruchmassenstrom beeinflusst haben.

Der Druckhalterfüllstand (Bild 4.3-19) folgt weitgehend den Schwankungen beim Kühlmittelinventar (Bild 4.3-16). Die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung ist weitgehend gut. Eine große Abweichung ist zu Beginn des ersten Versuchspunktes

(2150 s) erkennbar. In der Analyse entleert sich der Deckelraum im Druckbehälter gleich mit Beginn der Lecköffnung. Im Versuch erfolgte dies in einem Zeitraum von 3000 s. Eine Ursache hierfür könnte ein zu großer Wärmeeintrag aus den Strukturen in der Rechnung sein. Eine weitere Ursache könnte die berechnete Druckbegrenzung über ein Time-Dependent-Volume auf 40.4 bar sein. Die Dampfenahme bei 40.4 bar aus dem Druckhalter könnte die Verlagerung des Kühlmittels vom Deckelraum zum Druckhalter beschleunigt haben.

Der Druck im Primärkreis wird weitgehend vom Füllstandsverhalten im Druckhalter (Bild 4.3-20) bestimmt. Beim Füllstandsanstieg steigt der Druck und wird im Versuch auf 40.4 bar im Druckhalter begrenzt. Beim Füllstandsabfall fällt auch der Druck. Die Druckhalterheizung kann den Druckabfall nicht begrenzen, allerdings kann sie langfristig (siehe z. B. bei 11000 s) den Druck wieder auf 40 bar anheben, ohne dass das Kühlmittelinventar bzw. der Druckhalterfüllstand angehoben wird.

Die Bilder 4.3-21 bis 4.3-24 zeigen einen Vergleich der gerechneten und gemessenen Massenströme in den 4 Kühlmittelschleifen. Die bespeisten Kühlmittelschleifen 1 und 3 (Bilder 4.3-21 und 4.3-22) zeigen ein unterschiedliches Verhalten zu den unbespeisten Kühlmittelschleifen 2 und 4 (Bild 4.3-23 und 4.3-24).

Die unbespeisten Kühlmittelschleifen 2 und 4 zeigen das typische Naturumlaufverhalten in Abhängigkeit vom Kühlmittelinventar (Anstieg des Umlaufs bei Absenken des Kühlmittelinventars und Zweiphasenströmung und Abriss des Naturumlafs bei niedrigem Inventar). Die Übereinstimmung des berechneten und gemessenen Umlaufstroms ist für die unbespeisten Kühlmittelschleifen sehr gut.

Die bespeisten Kühlmittelschleifen 1 und 3 (Bild 4.3-21 und 4.3-22) werden stark von der Einspeisung über die Hutze beeinflusst. Bei den Versuchspunkten 1 bis 6 (kein Dampf in den heißen Strängen) wird der Naturumlauf durch den Impuls des Einspeisewassers und dem Aufstau von kaltem Wasser (Bild 4.3-25 und 4.3-26) bis in die aufsteigenden U-Rohre (Mitriss des kalten Einspeisewassers zu Beginn der Einspeisung) auf Null abgebremst. Die Abbremsung des Naturumlafs wurde in der Analyse unterschätzt. Ob die Ursache ein zu geringer Impulsübertrag an der Hutze oder die etwas zu hohe Temperatur im Aufstaubereich ist, konnte nicht geklärt werden. In der Analyse könnte eine Stagnation in den bespeisten Kühlkreisläufen bei den Versuchspunkten 1 bis 6 durch die Erhöhung des Impulsübertrags erzielt werden. Bei niedrigem Kühlmittelinventar (Abriss des Naturumlafs in den unbespeisten Kühlkreis-

läufen) steigt der Naturumlauf in den bespeisten Kühlkreisläufen stark an (Versuchspunkt 13). Durch die Kondensation des Dampfes bleibt in den bespeisten Kühlkreisläufen das Kühlmittel einphasig und der erhöhte Dampfgehalt im Kern (Bild 4.3-29) führt zu einem verstärkten Antrieb des Naturumlafs. Der Versuchspunkt 13 spiegelt die Zustände des GRS/LOBI Szenarios (Reflux-Condenser-Betrieb in den unbespeisten Kühlkreisläufen, Naturumlauf in den bespeisten Kühlkreisläufen) wider. Dieser Versuchspunkt konnte sowohl von der Massenstromverteilung (Abb. 4.3-21 bis 4.3-24) als auch vom Kühlmittelinventar (Bild 4.3-16) gut in der Analyse bestimmt werden.

Die Kühlmitteltemperaturen am Dampferzeugereintritt und –austritt für die vier Kühlmittelschleifen sind in den Bildern 4.3-25 bis 4.3-28 dargestellt.

In den unbespeisten Kühlmittelschleifen 2 und 4 (Abb. 4.3-27 und 4.3-28) entspricht die Dampferzeugereintrittstemperatur weitgehend der Sättigungstemperatur im Primärkreis und die Dampferzeugeraustrittstemperatur der Sättigungstemperatur der Sekundärseite.

In den bespeisten Kühlkreisläufen ist die Kühlmitteltemperatur im Dampferzeugereintritt und –austrittsplenum von der Größe des Naturumlafs und von dem mitgerissenen Einspeisewasser (Versuchspunkt 7 bis 13) abhängig (Bild 4.3-25, 4.3-26). Bei den Versuchspunkten 1 bis 6 ist erkennbar, dass im Versuch vor dem Rückgang des Naturumlafs auf Null kaltes Einspeisewasser von der heißen Seite über die U-Rohre auf die kalte Seite strömt. Die Kühlmitteltemperatur im Dampferzeugeraustrittsplenum liegt mit einer Temperatur von 180 °C bis 200 °C weit unterhalb der Sättigungstemperatur der Sekundärseite von 210 °C bis 230 °C. Die Temperatur im Dampferzeugeraustrittsplenum wurde in der Analyse trotz eines berechneten Naturumlafs (Abb. 4.3-21 und 4.3-22) nahezu entsprechend der Messwerte berechnet. Eine Erklärung für die gemessene Temperaturtransiente in den Dampferzeugeraustrittsplena ohne Umlaufströmung ist nicht möglich. Zusätzlich ist die Temperatur in den Downcomerrohren im Versuch im Schnitt um 6 °C geringer als in den Dampferzeugeraustrittsplena der unbespeisten Kühlmittelstränge mit Naturumlauf (Abb. 4.3-29).

Aus den obigen Temperaturvergleichen kann geschlossen werden, dass im Versuch der Naturumlauf in den bespeisten Kühlkreisläufen 1 und 3 (Abb. 4.3-21 und 4.3-22) während der Versuchspunkte 1 bis 6 nicht vollständig zum Erliegen kam. Allerdings wurde der Naturumlauf in der Analyse überschätzt, da die Temperatur in den

Downcomerrohren im Schnitt um etwa 6 °C im Vergleich zu den Messwerten unterschätzt wurde.

Bild 4.3-30 zeigt die Kühlmitteldichten am Kernaustritt. In der Anfangsphase bis 10000 s werden die Dichten leicht überschätzt. Ursache hierfür ist die zu geringe Temperatur unten im Downcomerohr (Bild 4.3-29). Nach 25000 s (Versuchspunkte 7 bis 13 mit hohem Dampfanteil im Primärkreislauf) werden die Dichten um etwa 50 kg/m³ in der Rechnung unterschätzt, obwohl die Temperatur unten im Downcomer (Bild 4.3-29) und die Umlaufmassenströme in den vier Kühlmittelschleifen (Bild 4.3-21 bis 4.3-24) weitgehend den gemessenen entsprechen. Dies deutet auf eine Überschätzung der Phasenseparation im Kern von PKL bzw. eine Unterschätzung der Zwischenphasenreibung bei Anwendung des „Flooding based Drift“ Modells für Bündelgeometrien hin.

Die Übereinstimmung der wesentlichen Prozessparameter ist gut bis befriedigend. Die Mängel der Nachrechnung (zu großes Kühlmittelinventar zu Beginn der Transiente, Unterschätzung des Abbremsseffekts des Impulses der Notkühleinspeisung, zu geringer Energieausstrag am Leck / Druckhalter beim Versuchspunkt 13 und die zu schnelle Entleerung des Deckelraums) sollten bei zukünftigen Nachrechnungen berücksichtigt werden. Eine Wiederholung der Nachrechnung ist jedoch nicht erforderlich.

4.3.2.5 Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run 3

Der gewählte Zeitpunkt zum Beginn der Nachrechnung des transienten Versuchs F4.2 Run 3 entspricht dem der Lecköffnung im Versuch (t = -635 s). Zur Anpassung der Anfangsbedingungen zu diesem Zeitpunkt wurde eine Einstellrechnung mit Hilfe des Analysesimulators ATLAS durchgeführt.

Der Ausgangszustand für diese Rechnung bestand aus einem gefüllten Primärkreis (Anfangsinventar: 2413 kg) und einer primär- und sekundärseitigen Strömungsstagnation mit abgeschalteten Heizungen, Kühlern und Reglern. Der Primärkreisdruck betrug 40 bar, der Sekundärdruck 30 bar.

Zur Einstellung der experimentellen Anfangsbedingungen wurde die folgende Prozedur verwendet:

- Erhöhung der Kernleistung in zwei Schritten (420 kW, 880 kW);
- Öffnung des Ventils V-LINEUH, um den Primärdruck auf 40 bar zu regeln; Drainage des Primärkühlmittels aus dem Druckhalter (0.5 kg/s) mit Hilfe des Fill-Objektes PR-DRAIN bis der DH-Füllstand ca. 0.7 m erreicht;
- danach Drainage aus dem unteren Plenum durch das Fill-Objekt PV-DRAIN mit 0.5 kg/s, bis das Primärinventar ca. 1930 kg erreicht;
- danach Schließung des Ventils V-LINEUH, Anpassung der Anlagenkonfiguration (Deckelraum-Stützheizung, DH-Heizung, DE-Bypassheizung und HKMP-Kühlung) entsprechend den Versuchsdaten, und Fortsetzung der Rechnung für ca. 200 s, um die Stabilität des stationären Anfangszustands zu überprüfen.

Am Ende der Einstellrechnung wurde eine Restart-Datei erzeugt, die die Anfangsbedingungen für die eigentliche Nachrechnung des Versuchs enthält. Die erzeugte Restart-Datei dient als Startpunkt für die Versuchsnachrechnung. Die vor dem Versuchsbeginn durchgeführten Maßnahmen, wie Lecköffnung und Zuschaltung der HD-Einspeisung (vgl. Tab. 4.3-1), sowie die Einleitung des sekundärseitigen Abfahrens bei $t = 0$ s wurden mit Hilfe von GCSM Signalen modelliert, so dass die Nachrechnung offline erfolgen konnte.

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs F4.2 Run3 sind in den Bildern 4.3-31 bis 4.3-44 zusammengefasst. In diesen Bildern sind die Messergebnisse als rote, gestrichene Linien dargestellt und mit den entsprechenden Messstellen gekennzeichnet. Für die Definition der Codierung der Messstellen und ihre genaue Positionierung in der Testanlage sei auf /ARE 07b/ verwiesen.

Die Vortransiente beginnt mit der Öffnung des Lecks ($21 \text{ cm}^2/145$) im heißen Strang 1 bei $t = -635$ s. Danach sinken der Druck (Bild 4.3-31) und das Kühlmittelinventar im Primärkreis (Bild 4.3-33), was zu einer Erhöhung des zweiphasigen Naturumlaufs in allen 4 Kreisläufen führt (Abb. 4.3-35 bis 4.3-38). Dadurch verbessert sich die Wärmeübertragung über die Dampferzeuger, und der Sekundärdruck beginnt langsam zu steigen (Bild 4.3-32).

Bei $t = -530$ s wird die HD-Einspeisung mit $2 \times 0,20$ kg/s in die heißen Stränge 1 und 3 zugeschaltet. Sowohl die daraus resultierende Abbremsung des Naturumlaufs in den

bespeisten Loops (Bilder 4.3-35 und 4.3-36) als auch die erhöhte Unterkühlung stromaufwärts vom Bruch (Bild 4.3-43) werden vom Rechenprogramm richtig erfasst.

Die Notkühlein speisung reicht nicht aus, um die Leckausströmung zu kompensieren (Bild 4.3-34). Erst mit der Erhöhung der Einspeiseraten auf $2 \times 0,40 \text{ kg/s}$ bei $t = -175 \text{ s}$ steigt das Kühlmittelinventar im Primärkreis wieder (Bild 4.3-33). Auch in dieser Phase kann ATHLET die Auswirkungen der HD-Einspeisung auf die Umlaufmassenströme (Bilder 4.3-35, 4.3-36) und auf die Temperaturen (Bilder 4.3-39, 4.3-40) in den bespeisten Loops gut wiedergeben.

Bei $t = 0 \text{ s}$ wird das sekundärseitige Abfahren mit 100 K/h eingeleitet (Bild 4.3-32). Mit dem sekundärseitigen Abfahren sinkt der Primärdruck kontinuierlich (Bild 4.3-31). Ab $t \sim 1000 \text{ s}$, dem Zeitpunkt zum Beginn der Wiederauffüllung des Primärkreis, wird die Druckabsenkungsrate vom Rechenprogramm leicht überschätzt. Am Ende des Versuchs liegt der berechnete Primärdruck ca. $1,6 \text{ bar}$ unter dem gemessenen Wert. Eine mögliche Ursache dafür ist eine höhere Dampfproduktion im Kern (Bild 4.3-44), die zu erhöhten Umlaufmassenströmen in den nicht bespeisten Loops 2-4 (Bilder 4.3-37, 4.3-38) und zu verstärkter Wärmeabfuhr über die entsprechenden Dampferzeuger im Vergleich zum Versuch führt.

Zusätzliche Sensitivitätsstudien mit Variationen um $\pm 50\%$ der primärseitigen Wärmeverluste haben gezeigt, dass die Modellierung der Wärmeverluste keinen nennenswerten Einfluss auf den berechneten Druckverlauf aufweist.

Bild 4.3-33 zeigt den Verlauf des Kühlmittelinventars im Primärkreis. ATHLET kann den experimentell ermittelten Verlauf zufrieden stellend wiedergeben. Das errechnete Inventarminimum beim Ausgleich zwischen Einspeiseraten und Leckausströmraten ($t \sim 1000 \text{ s}$) betrug ca. 1710 kg , ca. 30 kg weniger als im Versuch. Diese Abweichung war zum Beginn des Abfahrens schon vorhanden. Aufgrund des niedrigeren Primärdrucks und daher der niedrigeren Ausströmraten wird das Kühlmittelinventar während der Wiederauffüllung in der Rechnung leicht überschätzt. Das errechnete Inventar am Ende des Versuchs erreicht ca. 2195 kg , ca. 60 kg bzw. 3% mehr als im Versuch.

Die berechneten Ausströmraten in der Leckleitung ($21 \text{ cm}^2/145$) und in der Leck-Bypassleitung ($20 \text{ cm}^2/145$) sind im Bild 4.3-34 dargestellt. Die entsprechenden Messwerte sind für einen Vergleich nicht vorhanden. Die berechnete Dampfausströmung am Ende der Leckleitung stimmt jedoch gut mit den gemessenen Werten an der

Abblaseleitung des Abscheidebehälters 1 (MST 33) überein. Für die gesamte Transiente werden kritische Ausströmbedingungen an den Leckblenden ermittelt. Die für die Nachrechnung notwendige Verwendung eines Einschnürfaktors von 0,70 für das Bypass-Leck deutet darauf hin, dass die im Datensatz vorgegebenen Strömungsdruckverluste für die Bypass-Leitung zu niedrig sind.

Die Umlaufmassenströme in den Kühlmittelschleifen werden in den Bildern 4.3-35 bis 4.3-38 dargestellt. Bis zur Wiederauffüllung des Primärkreises werden die gemessenen Massenströme sowohl in den bespeisten Schleifen 1 und 3 als auch in den nicht bespeisten Schleifen 2 und 4 gut bis sehr gut vom Rechenprogramm wiedergegeben. Es ist dabei anzumerken, dass der Messbereich der Instrumente auf ca. 3,5 kg/s begrenzt ist.

Unter den vorgegebenen Randbedingungen führt ein Abfahren mit 100 K/h zwar zu einer Reduzierung, aber nicht zur Unterbrechung des Umlaufs in den nicht bespeisten Kreisläufen.

Durch die im Vergleich zum Versuch erhöhte Dampfproduktion im Kern werden die zweiphasigen Umlaufmassenströme in den Kühlmittelschleifen während der Wiederauffüllphase in der Rechnung überschätzt. Die Diskontinuitäten in den Kurvenverläufen entsprechen dem Wiederauffüllen der aufsteigenden Äste der kurzen U-Rohre in den Dampferzeugern der nicht bespeisten Schleifen 2 und 4 ($t \approx 2400$ s im Versuch bzw. 2800 s in der Rechnung).

Die Bilder 4.3-39 bis 4.3-42 zeigen die Kühlmitteltemperaturen in den Eintritts- bzw. Austrittsplena der Dampferzeuger. In diesen Bildern werden auch die berechneten Sättigungstemperaturen als schwarze, gestrichene Linien aufgetragen. Im Verlauf der Transienten herrschen in den bespeisten Kühlkreisläufen einphasige Bedingungen. Die entsprechenden Dampferzeuger wirken als zusätzliche Wärmequelle für den Primärkreis. Die DE-Eintrittstemperaturen sind von der Größe des Naturumlafs und vom mitgerissenen Einspeisewasser abhängig. Die Anpassung des Hutzen-Modells an die PKL-Geometrie, wie im Kap. 4.3.2.3 beschrieben, hat zu der guten Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Werten insbesondere im Kreislauf 3 (Bild 4.3-40) beigetragen. Im Kreislauf 1 wird jedoch die DE-Eintrittstemperatur zwischen $t \sim 500$ s und $t \sim 2500$ s in der Rechnung um ca. 5 K überschätzt.

In den unbespeisten Kühlmittelschleifen 2 und 4 findet zweiphasiger Naturumlauf statt (Bilder 4.3-41, 4.3-42). Die DE-Eintrittstemperaturen entsprechen der Sättigungstemperatur im Primärkreis und die Austrittstemperaturen der Sättigungstemperatur der Sekundärseite.

Die Temperaturen im heißen Strang 1, stromaufwärts von der Leckleitung, wurden vom Rechenprogramm korrekt wiedergegeben (Bild 4.3-43). Der Unterkühlungsgrad betrug ca. 20 K für längere Zeit während des Versuchs.

Im Bild 4.3-44 ist die Kühlmitteldichte am Kernaustritt dargestellt. Die Anwendung der modifizierten Subroutine DVERB hat dazu beigetragen, die Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Dichten in den ersten Phasen des Versuchs deutlich zu verbessern. Sie hat aber keinen nennenswerten Einfluss auf die Güte der Rechenergebnisse während der Wiederauffüllung.

Insgesamt zeigen die Ergebnisse der Nachrechnung, dass ATHLET in der Lage ist, die wesentlichen Vorgänge des Versuchs PKL-III F4.2 Run3, insbesondere die Umlaufmassenströme und Temperaturverteilungen beim Absinken des Kühlmittelinventars, nachzubilden. Der Einfluss der Notkühlein speisung auf den Naturumlauf wurde korrekt erfasst. Die Abweichungen während der Wiederauffüllung des Primärkreises weisen auf die Notwendigkeit weiterer Parameterstudien und ggf. Modellverbesserungen hin, sie sind aber nicht maßgebend für die Simulation der Phänomene, die das GRS/LOBI-Szenarium kennzeichnen.

4.3.2.6 Zusammenfassende Bewertung

Der Versuch PKL-III F4.2 diente einer systematischen Untersuchung zur Borverdünung bei kleinem Leck im heißen Strang und heißseitiger Notkühleinspeisung, insbesondere zur Klärung der Frage, ob das sog. GRS/LOBI-Szenarium (Naturumlauf in den bespeisten Loops, Reflux-Condenser-Betrieb in den nicht bespeisten Loops) unter reaktorrelevanten Bedingungen auftreten kann.

Der Versuch wurde in zwei Etappen durchgeführt. Der Versuchslauf F4.2 Run 1 bestand aus einer Abfolge stationärer Punkte, in deren Verlauf verschiedene Kombinationen der wesentlichen Parameter für das Auftreten des GRS/LOBI-Szenariums, wie Kernleistung, Leckgröße, Einspeiseraten und Kühlmittelinventar, gefahren wurden.

Die Nachrechnung dieses Versuchslaufes zeigte weitgehend eine gute Übereinstimmung zwischen den gerechneten und gemessenen Parametern /POI 08/. Das Naturumlaufverhalten der Kühlkreisläufe erfasste alle Phänomene. Insbesondere wurde der für das GRS/LOBI-Szenarium wichtige Versuchspunkt 13 richtig berechnet. Die Bremswirkung des Einspeiseimpulses an der Hutze auf den Naturumlauf wurde insgesamt etwas unterschätzt.

Der Versuchslauf F4.2 Run 3 diente als Orientierungsversuch unter transienten Bedingungen zum GRS/LOBI-Szenarium. Ausgehend vom Anfangszustand des einphasigen Naturumlaufs in den bespeisten Loops und des zweiphasigen Naturumlaufs in den nicht bespeisten Loops wurde bei konstanter Kernleistung ein sekundärseitiges Abfahren mit 100 K/h eingeleitet.

Die wesentlichen Vorgänge dieses transienten Versuchs wurden vom Rechenprogramm zufrieden stellend nachgebildet. Insbesondere wurden die Auswirkungen von heißseitiger Einspeisung und der Reduzierung des Kühlmittelinventars auf das Naturumlaufverhalten in den Kühlkreisläufen vom Rechenprogramm richtig erfasst /POI 08/.

Insgesamt zeigten diese Nachrechnungen, dass das Rechenprogramm ATHLET und die verwendete Modellierung der PKL-Anlage geeignet sind, die wesentlichen Phänomene des GRS/LOBI-Szenariums realistisch zu simulieren.

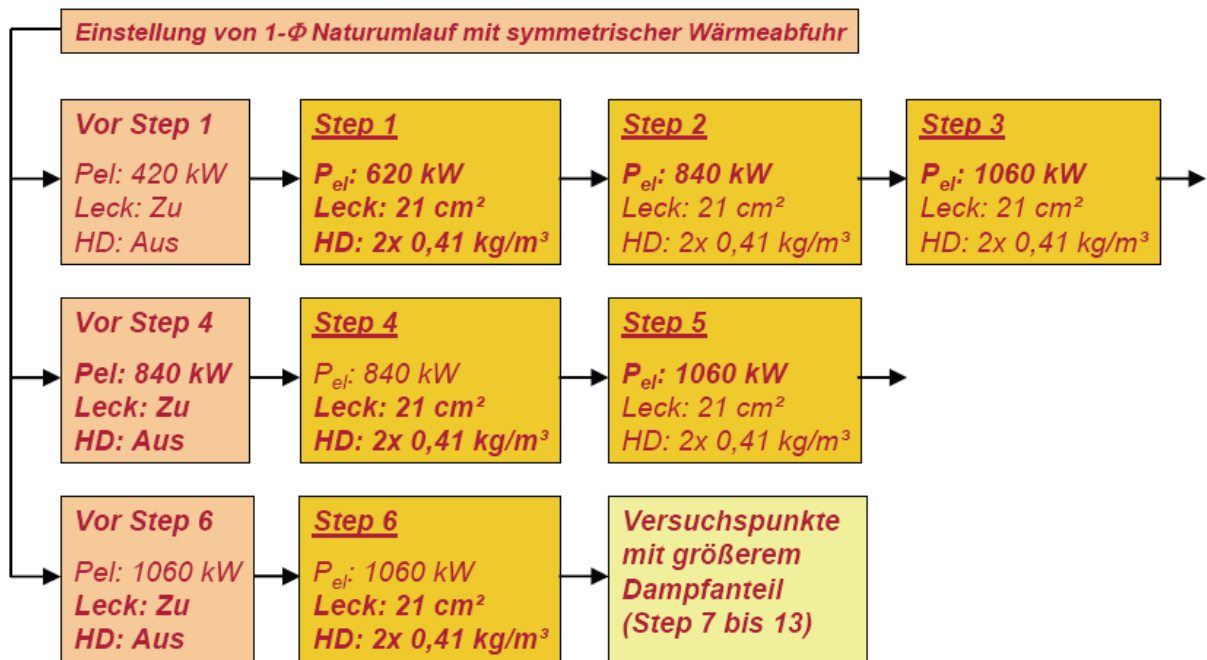


Bild 4.3-13: PKL F4.2 Run 1: Versuchspunkte mit geringem / ohne Dampfanteil

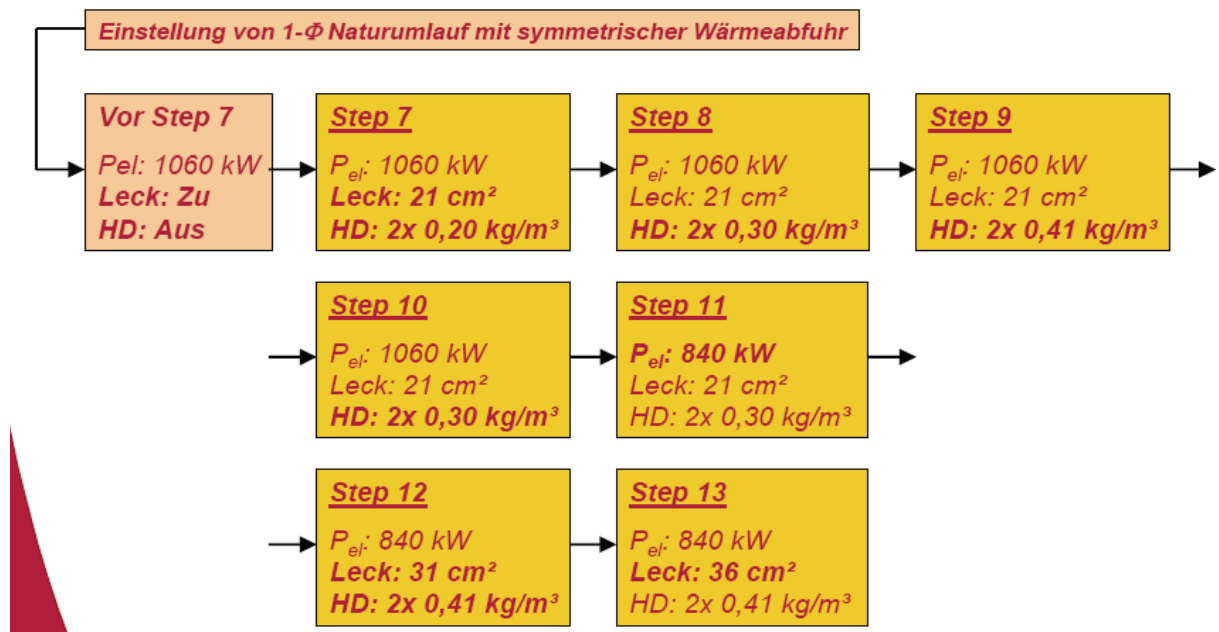


Bild 4.3-14: PKL F4.2 Run 1: Versuchspunkte mit größerem Dampfanteil

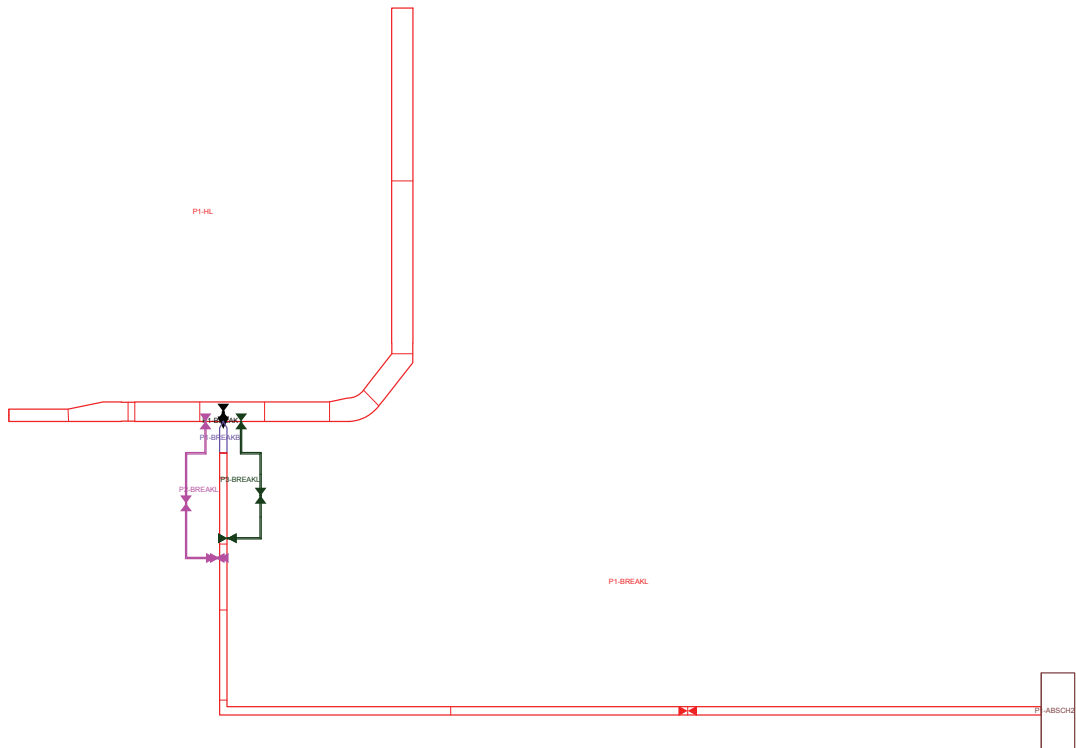


Bild 4.3-15: PKL F4.2 Run 1: Bruchkonfiguration im Loop 1

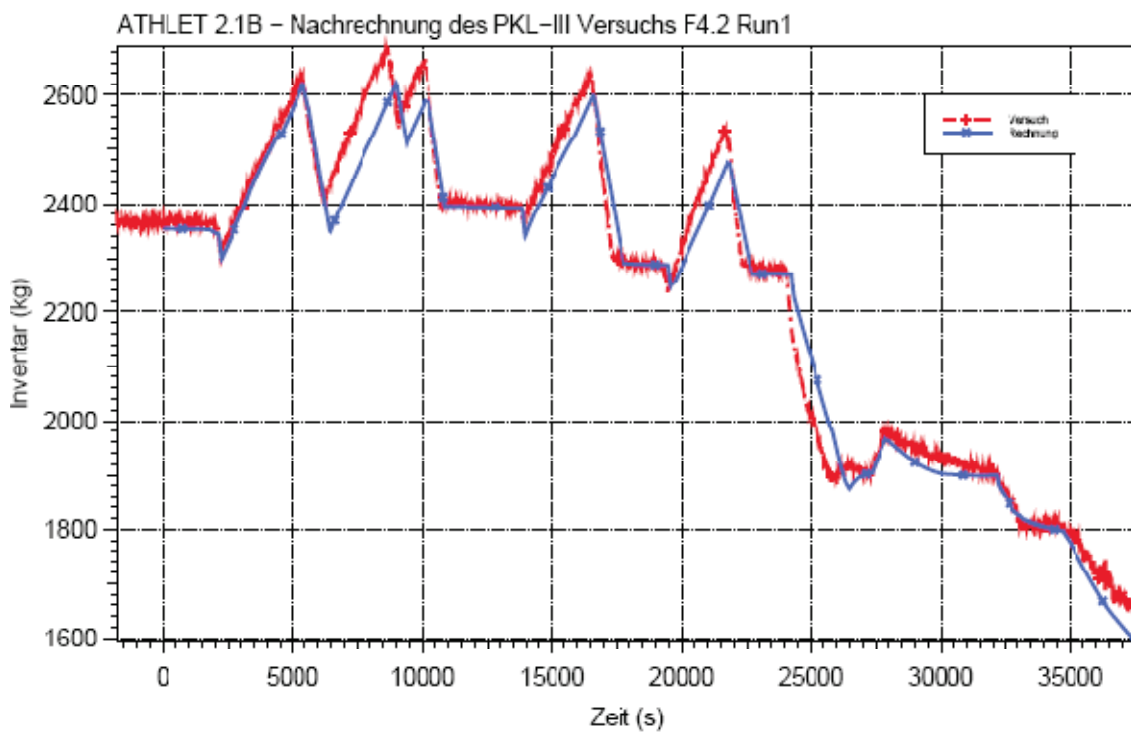


Bild 4.3-16: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis

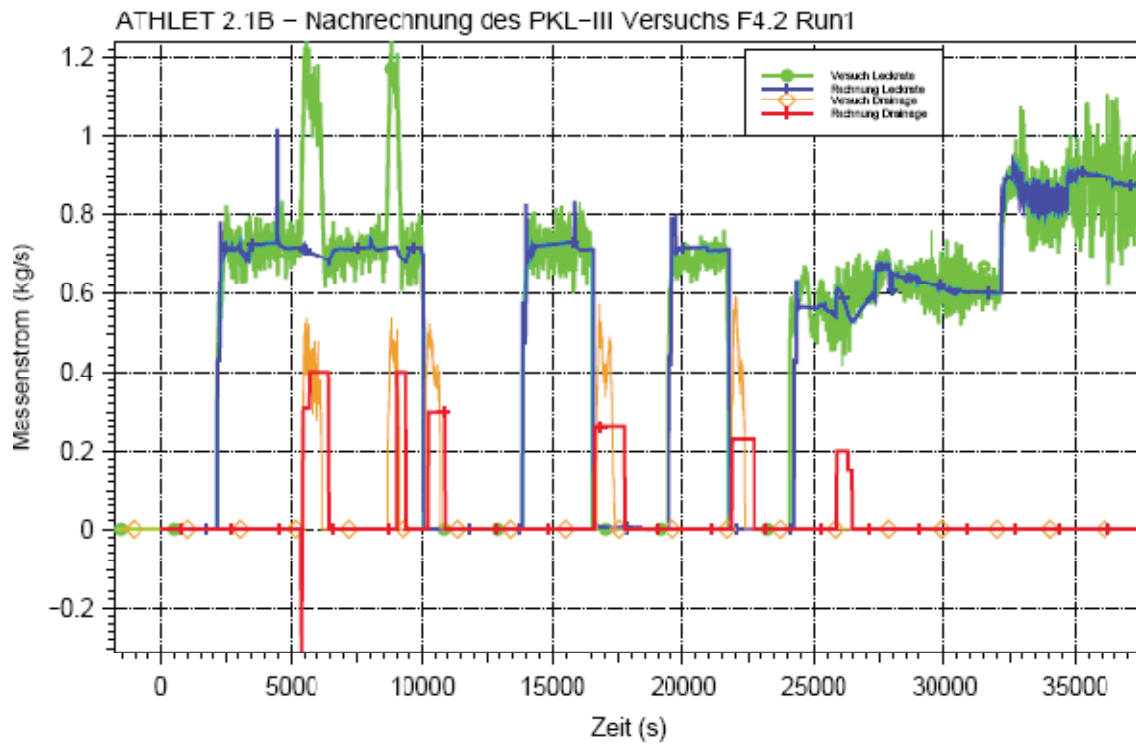


Bild 4.3-17: PKL F4.2 Run 1: Bruchmassenstrom und Drainagemassenstrom

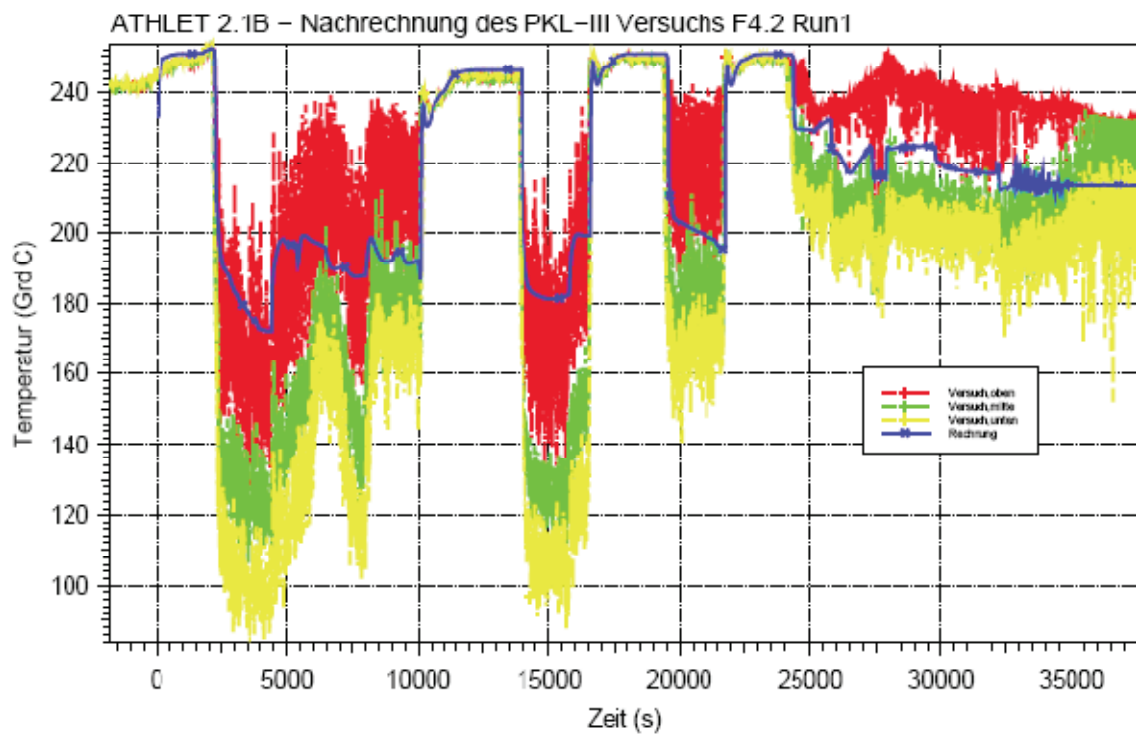


Bild 4.3-18: PKL F4.2 Run 1: Temperatur im heißen Strang vor dem Bruch

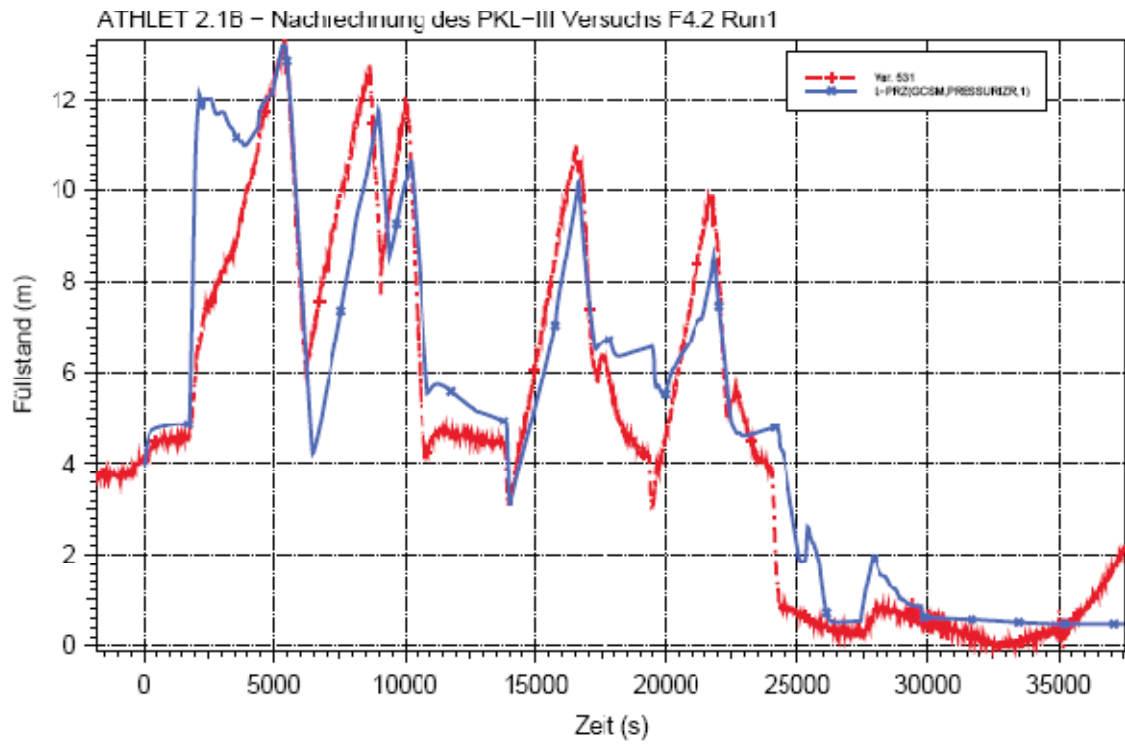


Bild 4.3-19: PKL F4.2 Run 1: Füllstand im Druckhalter

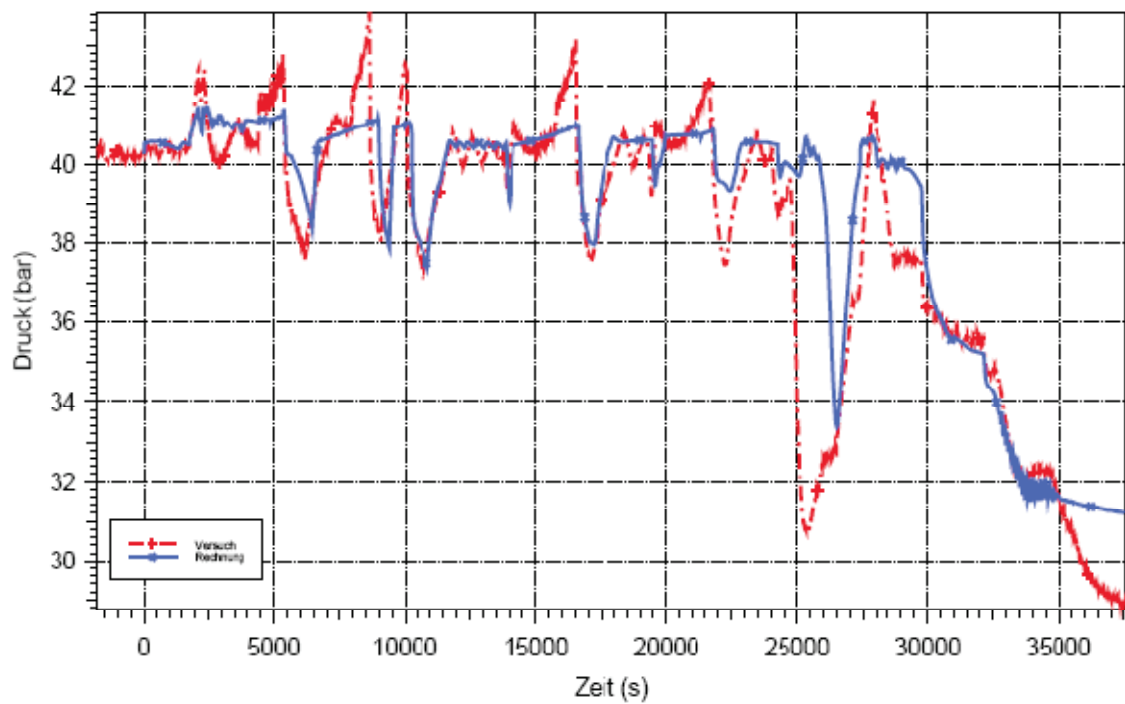


Bild 4.3-20: PKL F4.2 Run 1: Druck im Druckbehälter

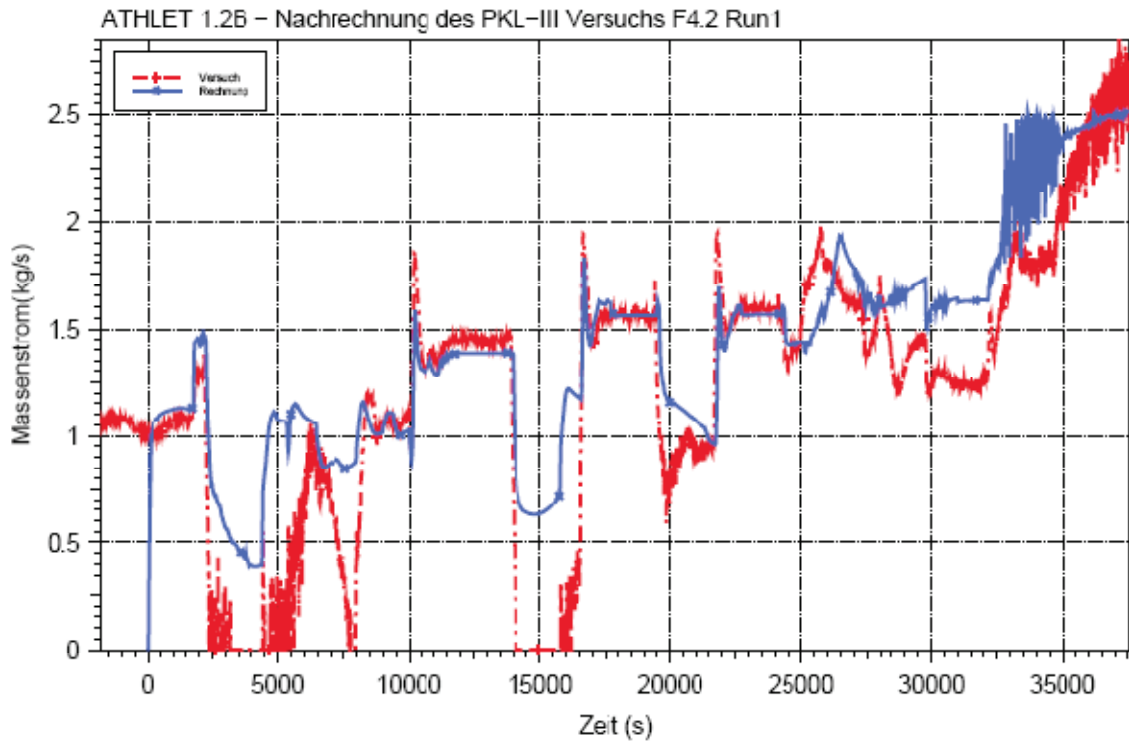


Bild 4.3-21: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 1

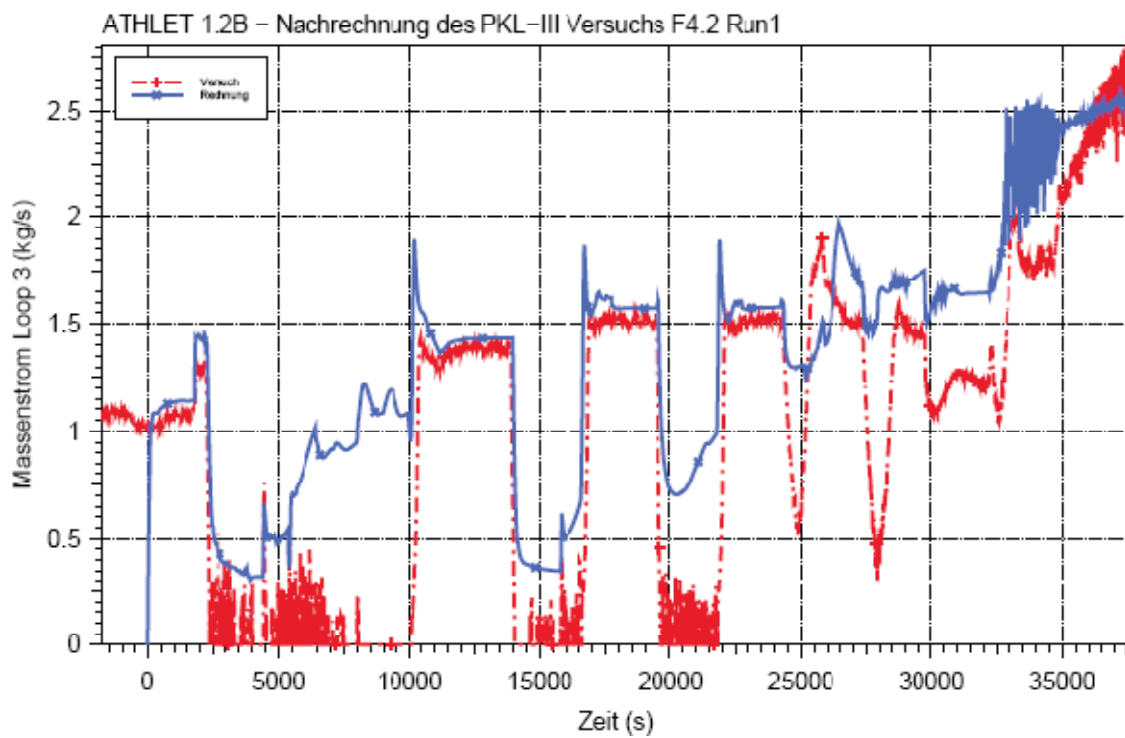


Bild 4.3-22: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 3

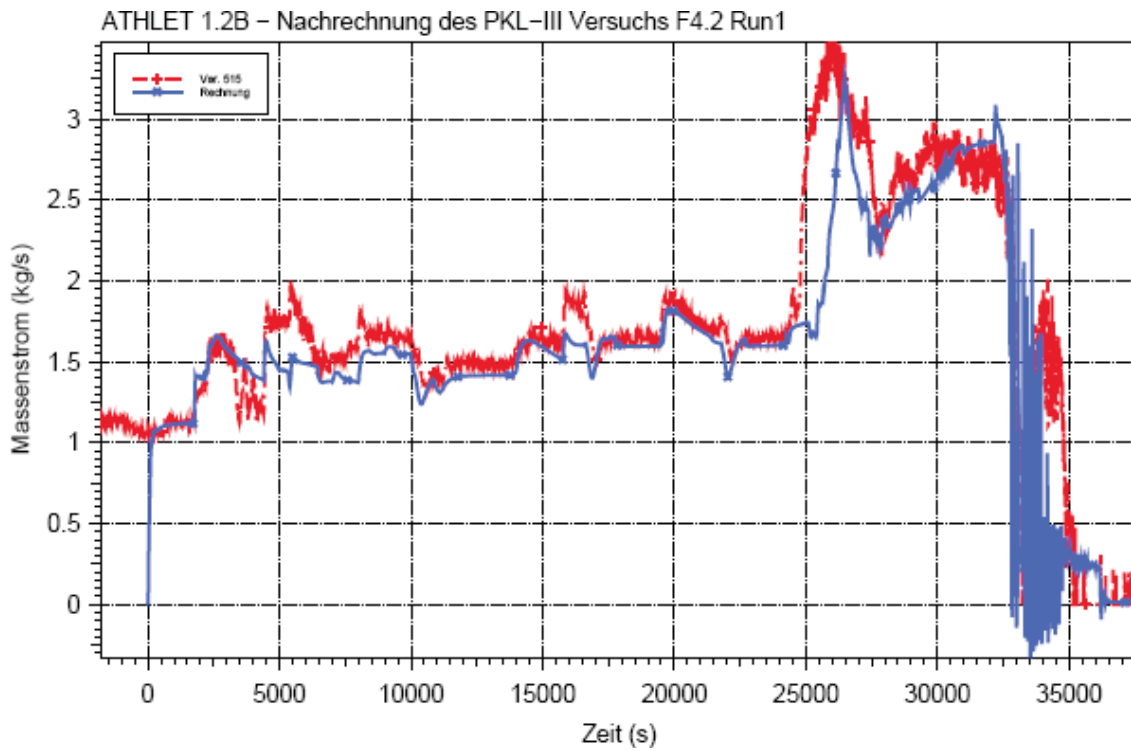


Bild 4.3-23: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 2

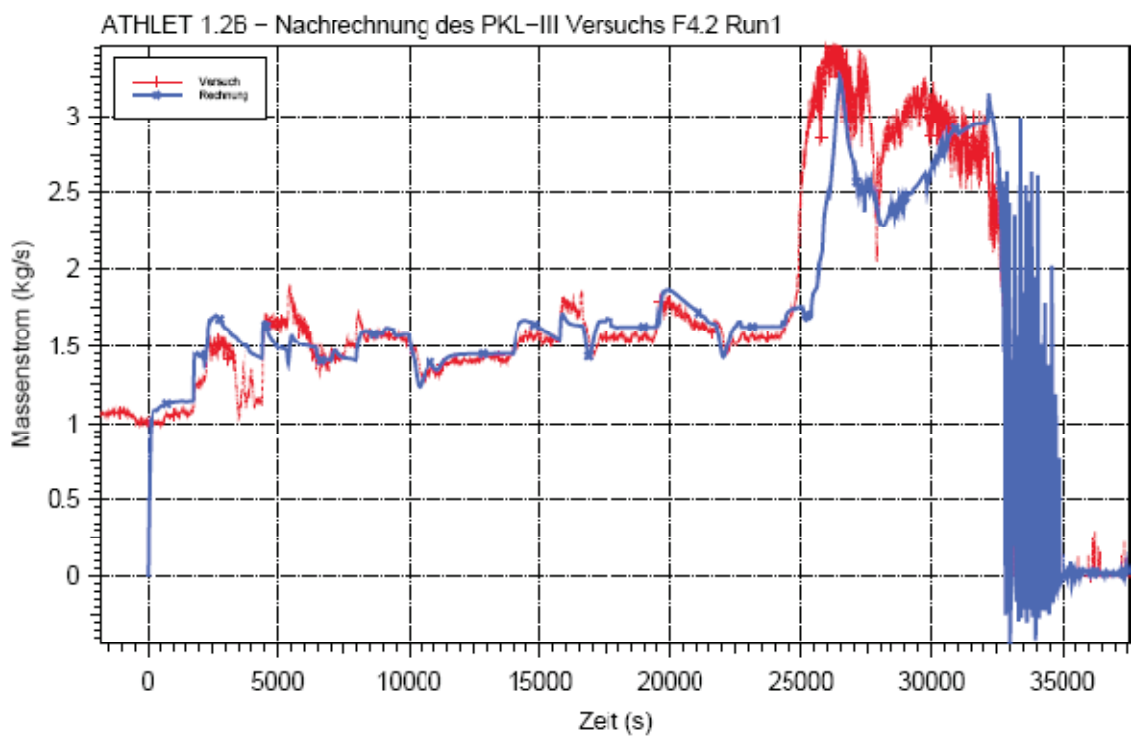


Bild 4.3-24: PKL F4.2 Run 1: Kühlmittelmassenstrom im Loop 4

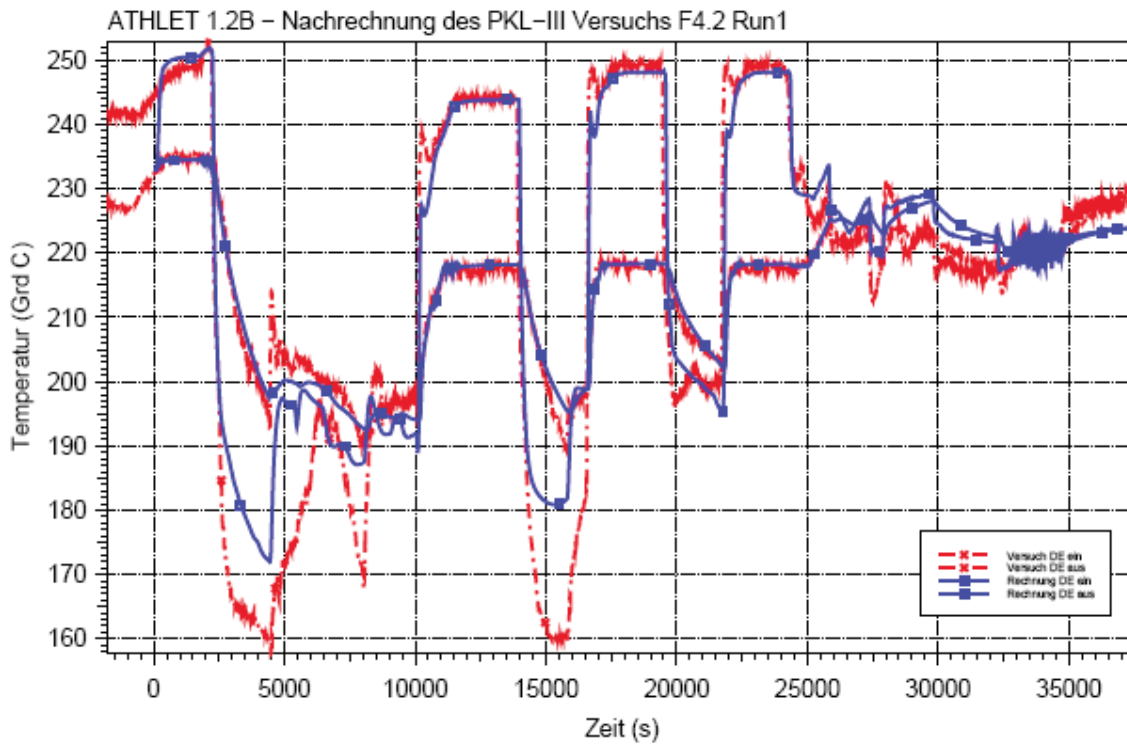


Bild 4.3-25: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 1

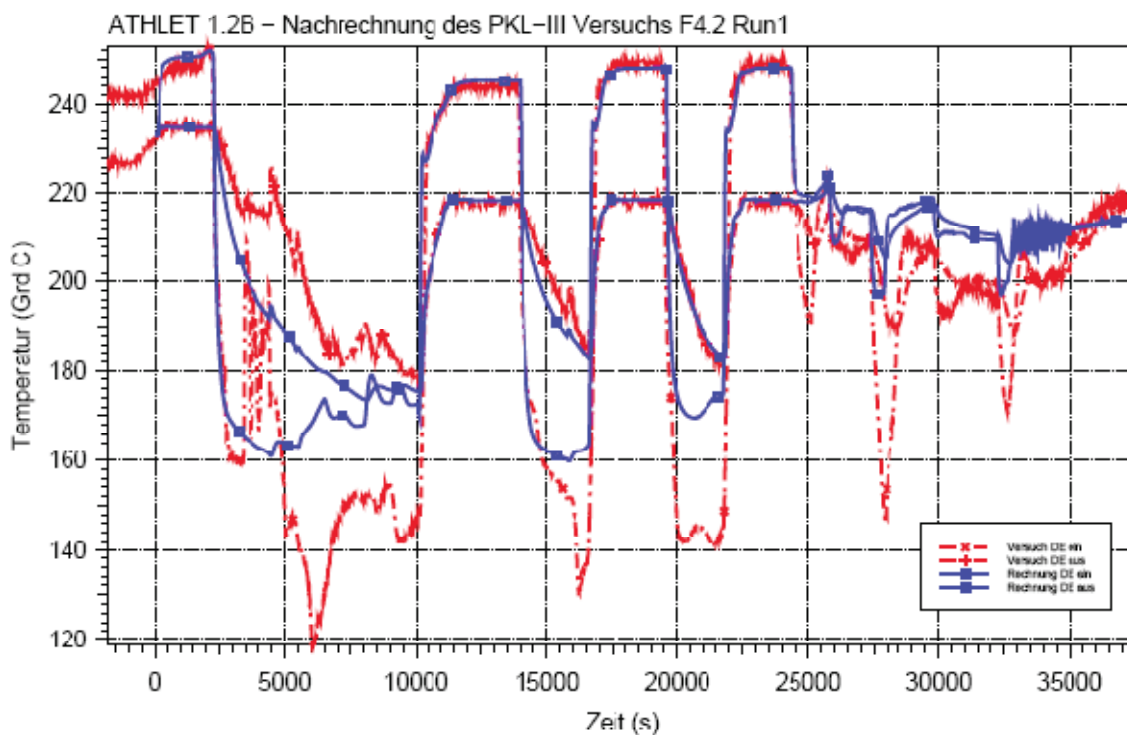


Bild 4.3-26: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 2

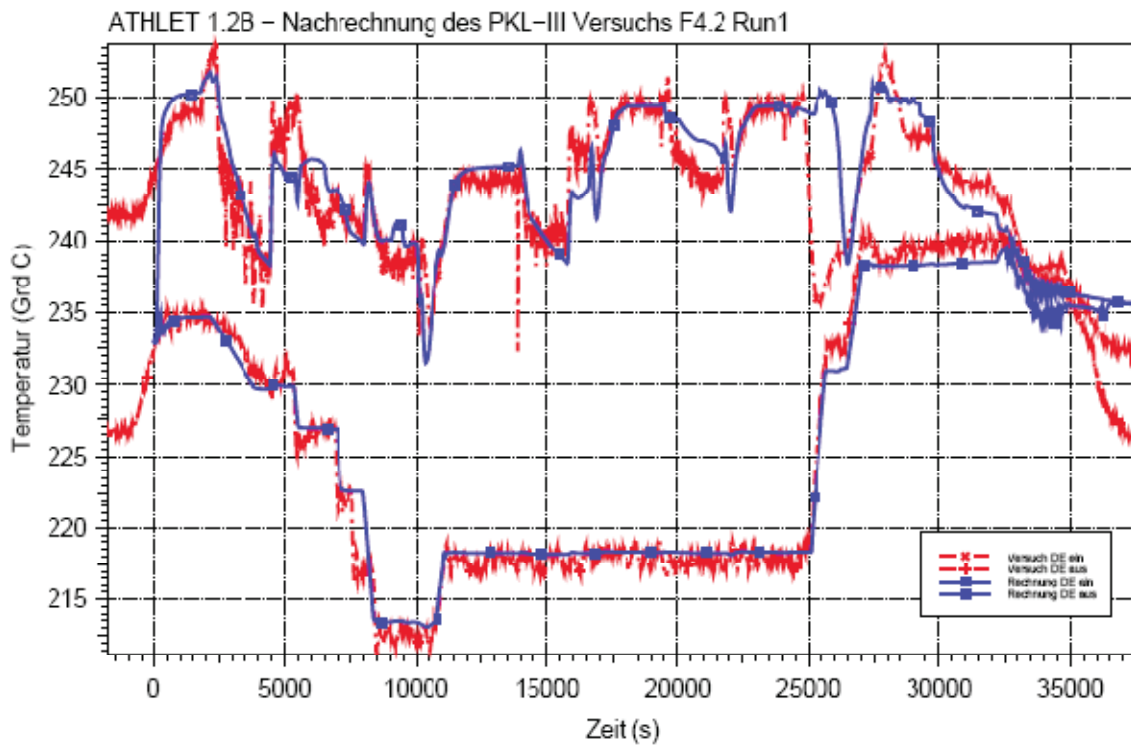


Bild 4.3-27: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 2

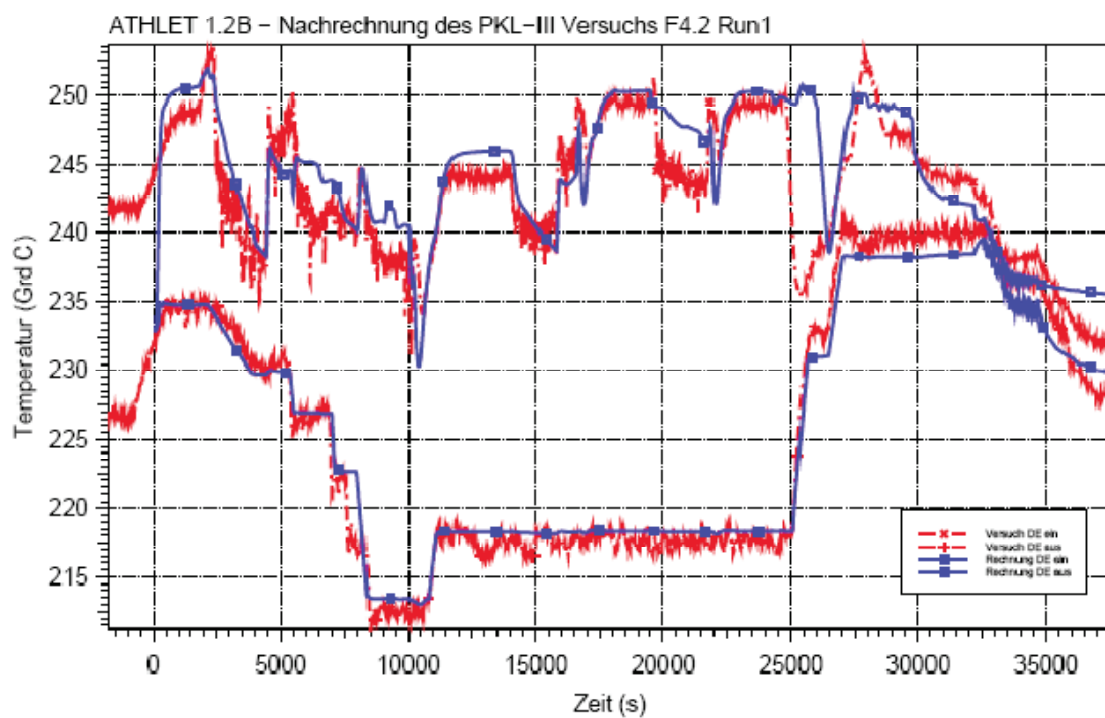


Bild 4.3-28: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen am Dampferzeuger im Loop 4

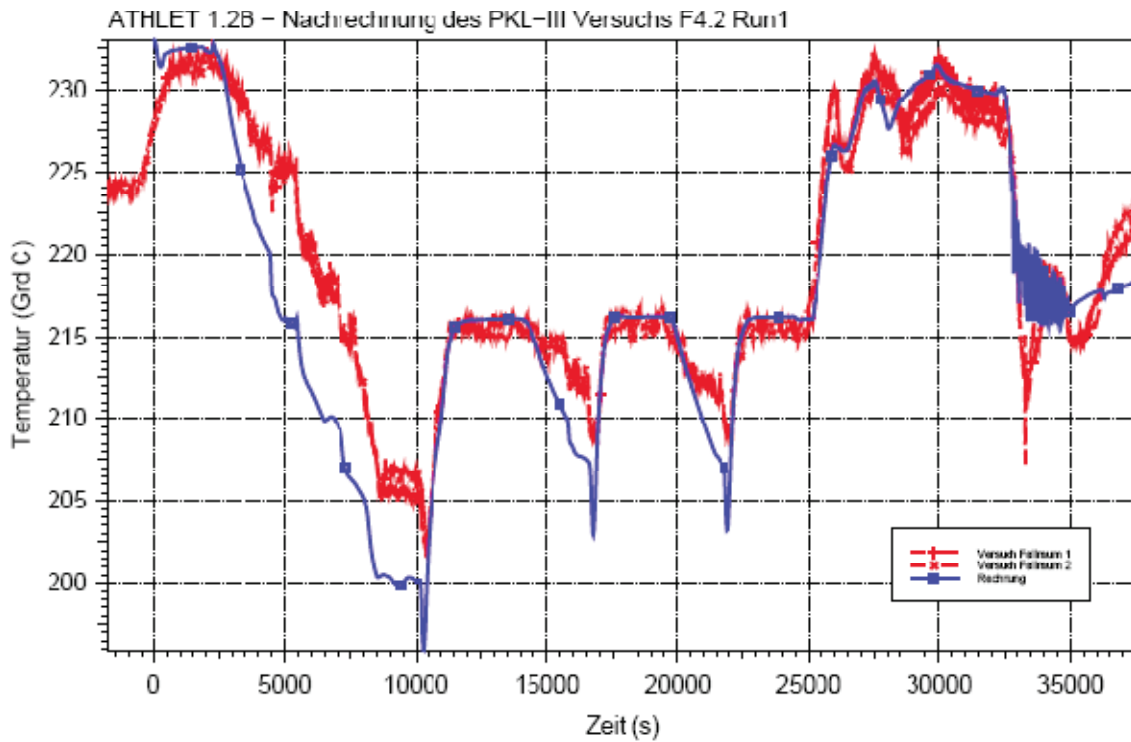


Bild 4.3-29: PKL F4.2 Run 1: Temperaturen im Downcomer-Rohr (unten)

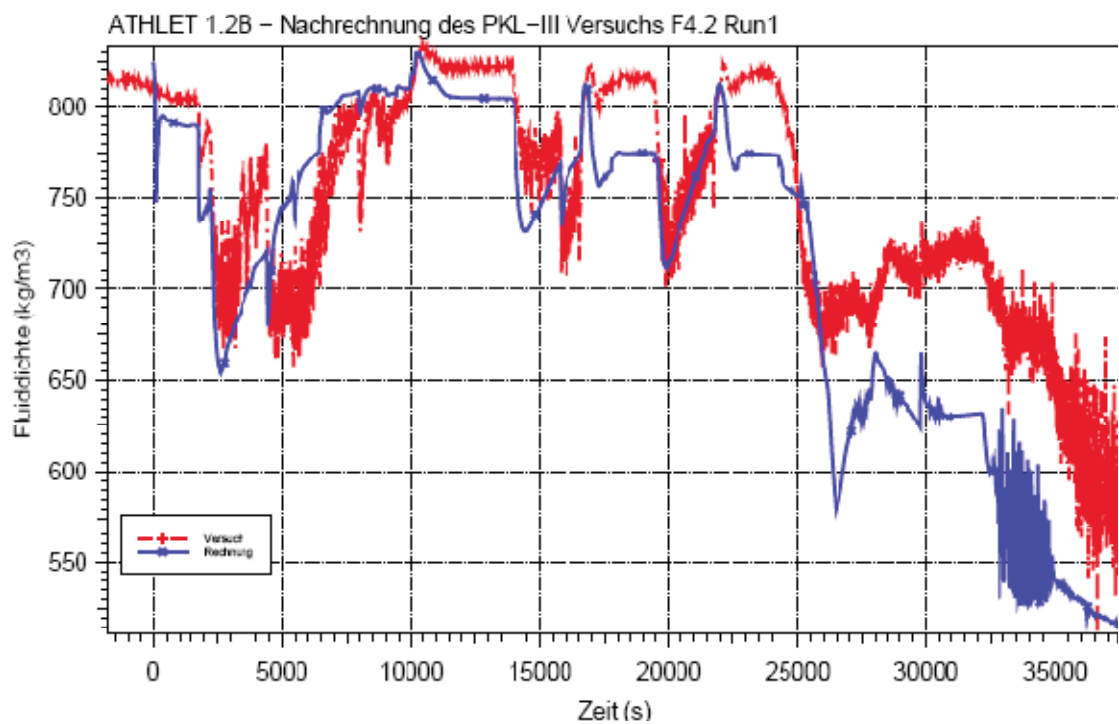


Bild 4.3-30: PKL F4.2 Run 1: Kühlmitteldichte am Kernaustritt

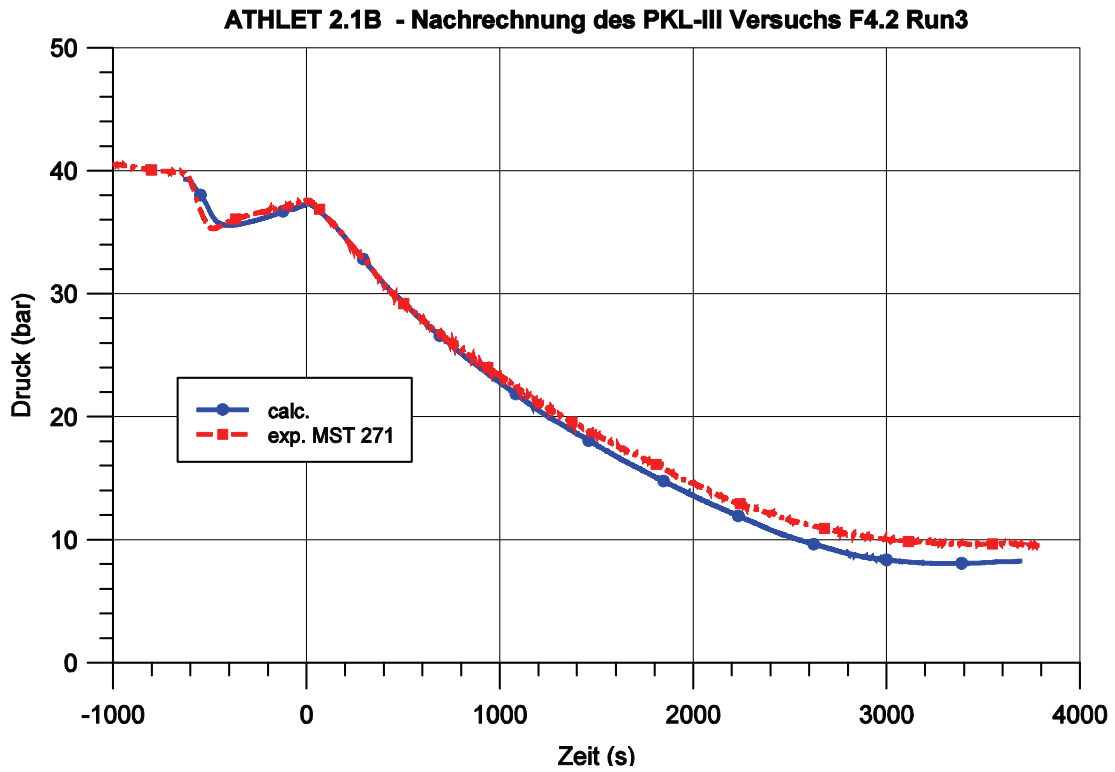


Bild 4.3-31: PKL F4.2 Run 3: Druck im Primärkreis

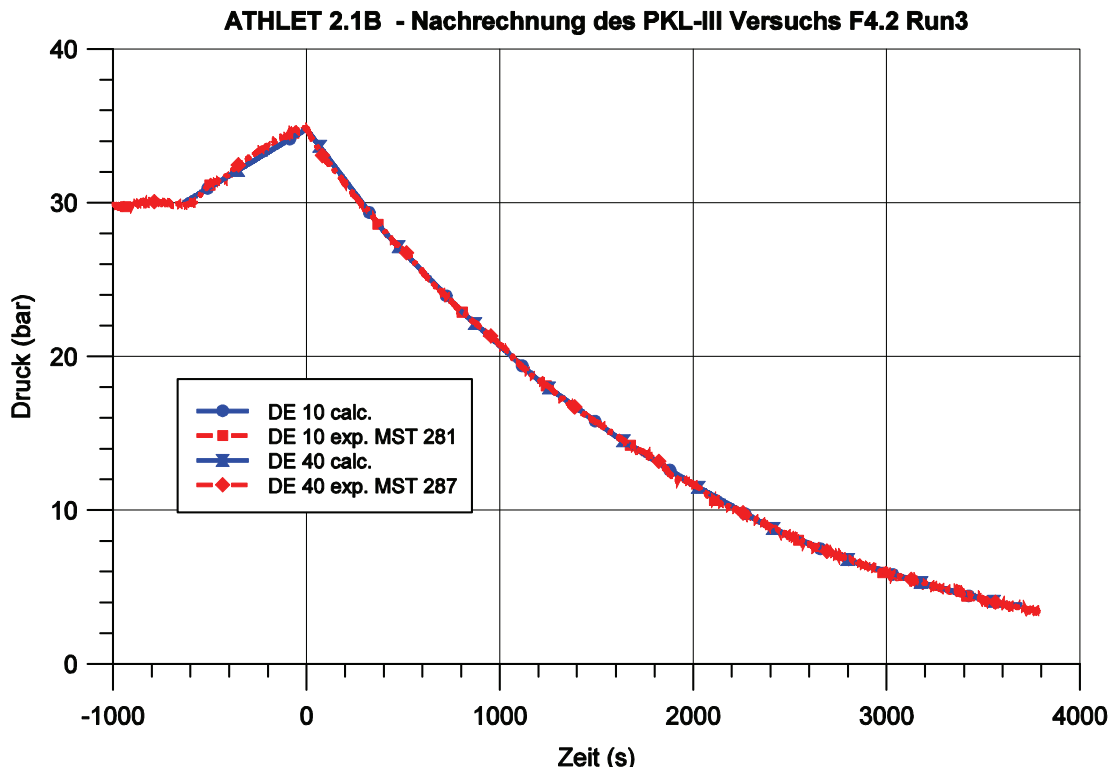


Bild 4.3-32: PKL F4.2 Run 3: Druck im Sekundärkreis – Loops 1 und 4

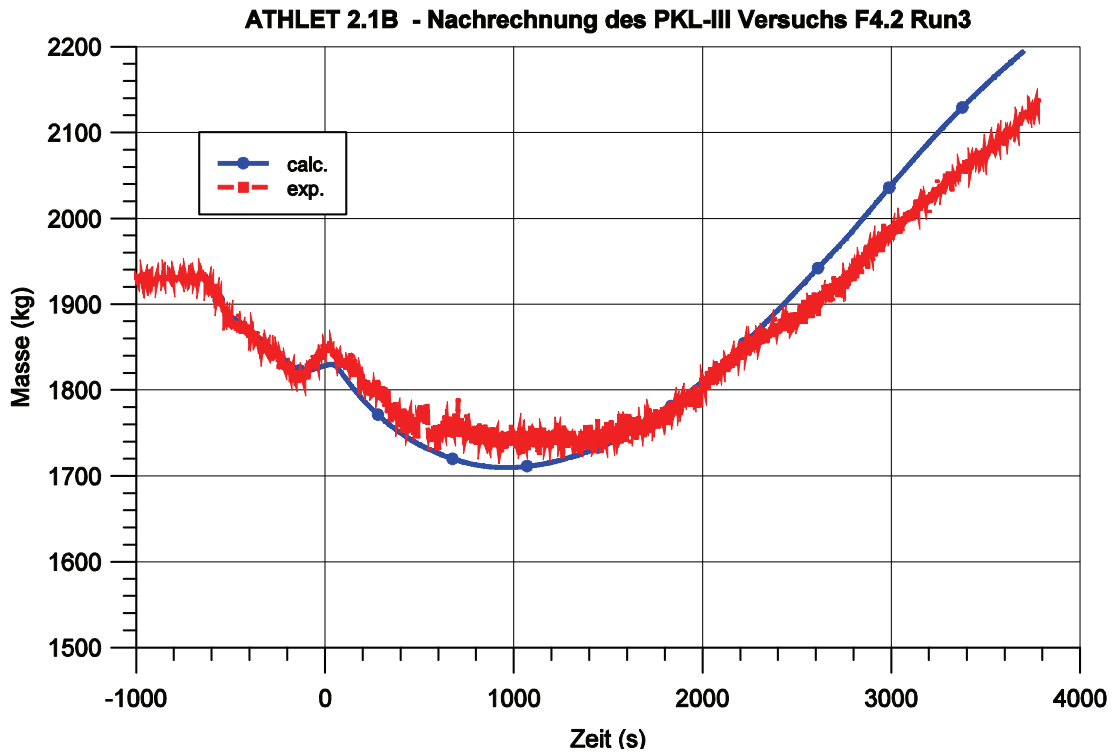


Bild 4.3-33: PKL F4.2 Run 3: Kühlmittelinventar im Primärkreis

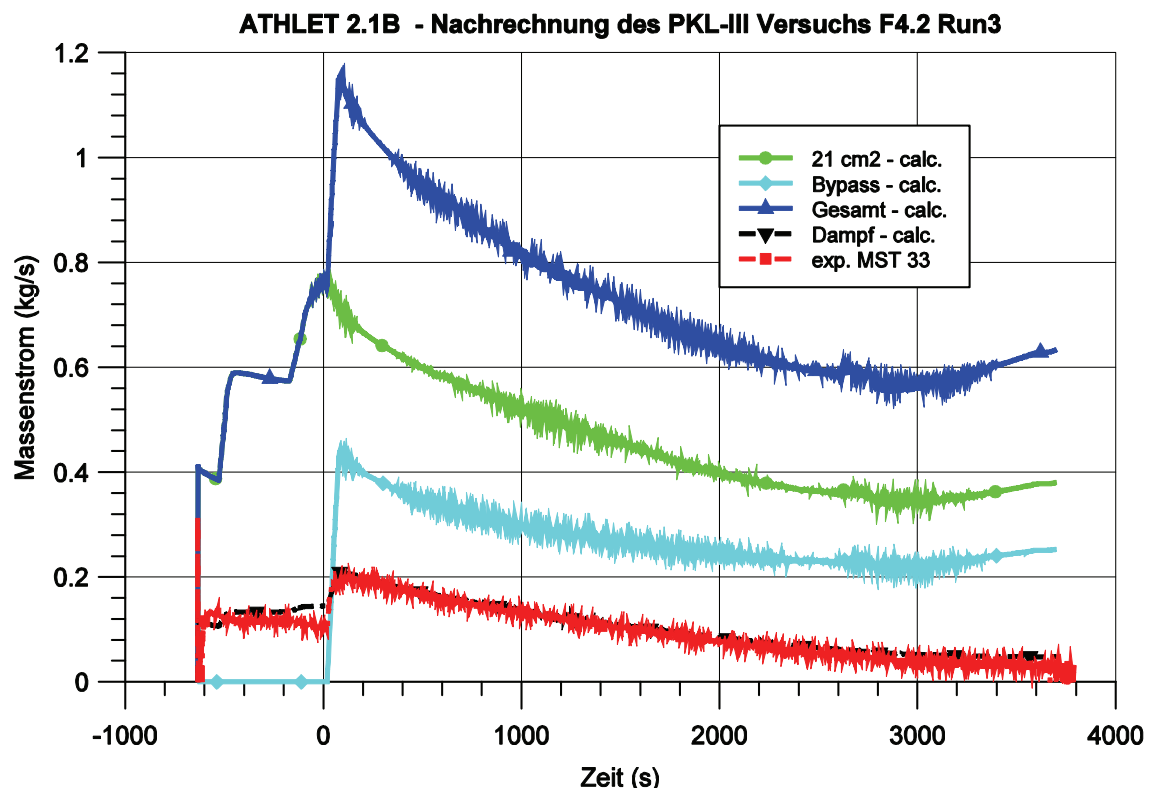


Bild 4.3-34: PKL F4.2 Run 3: Bruchmassenströme

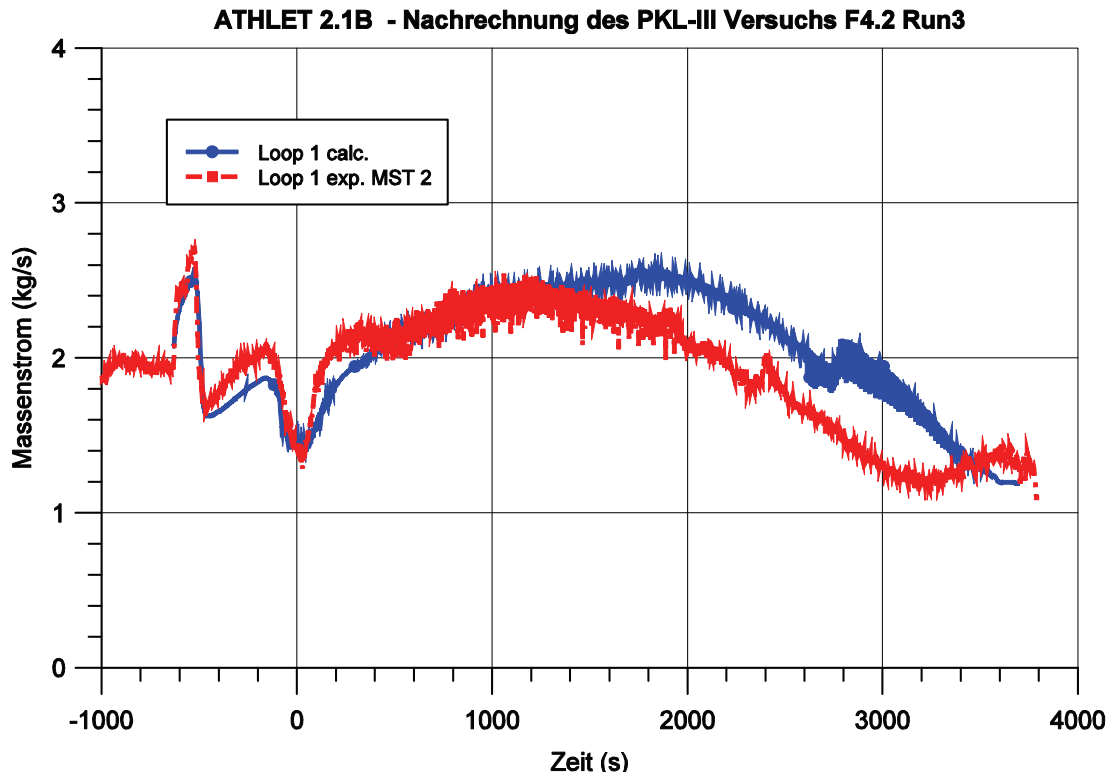


Bild 4.3-35: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 1

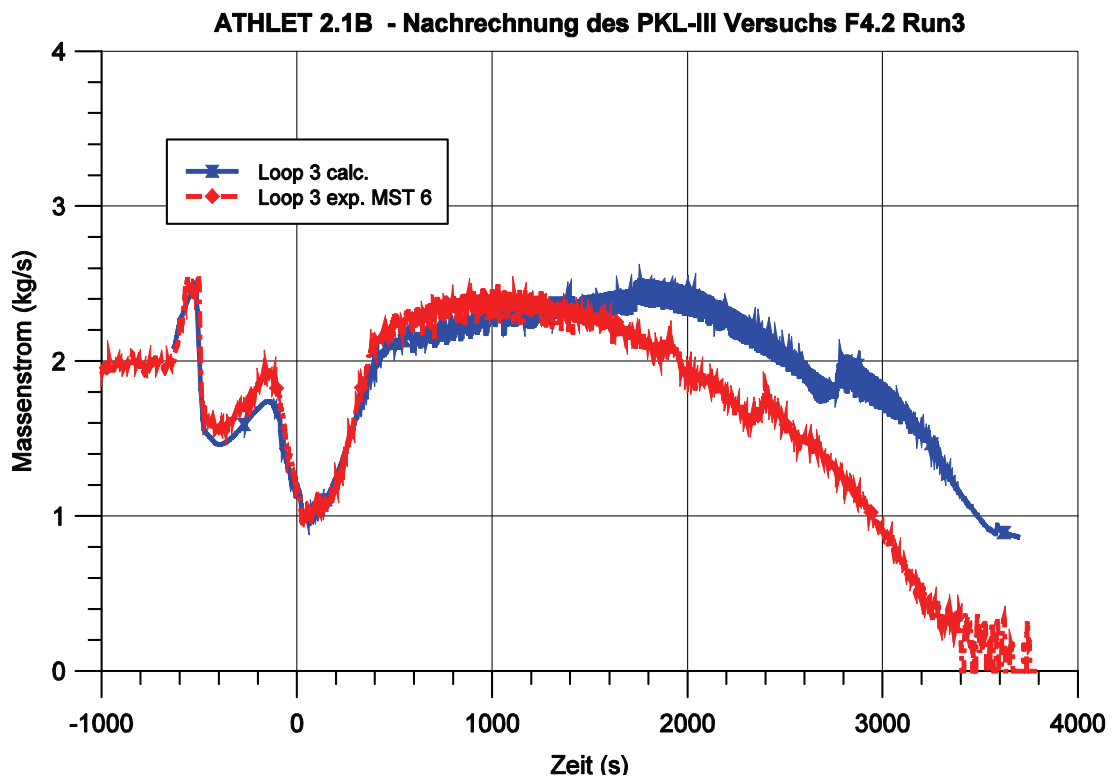


Bild 4.3-36: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 3

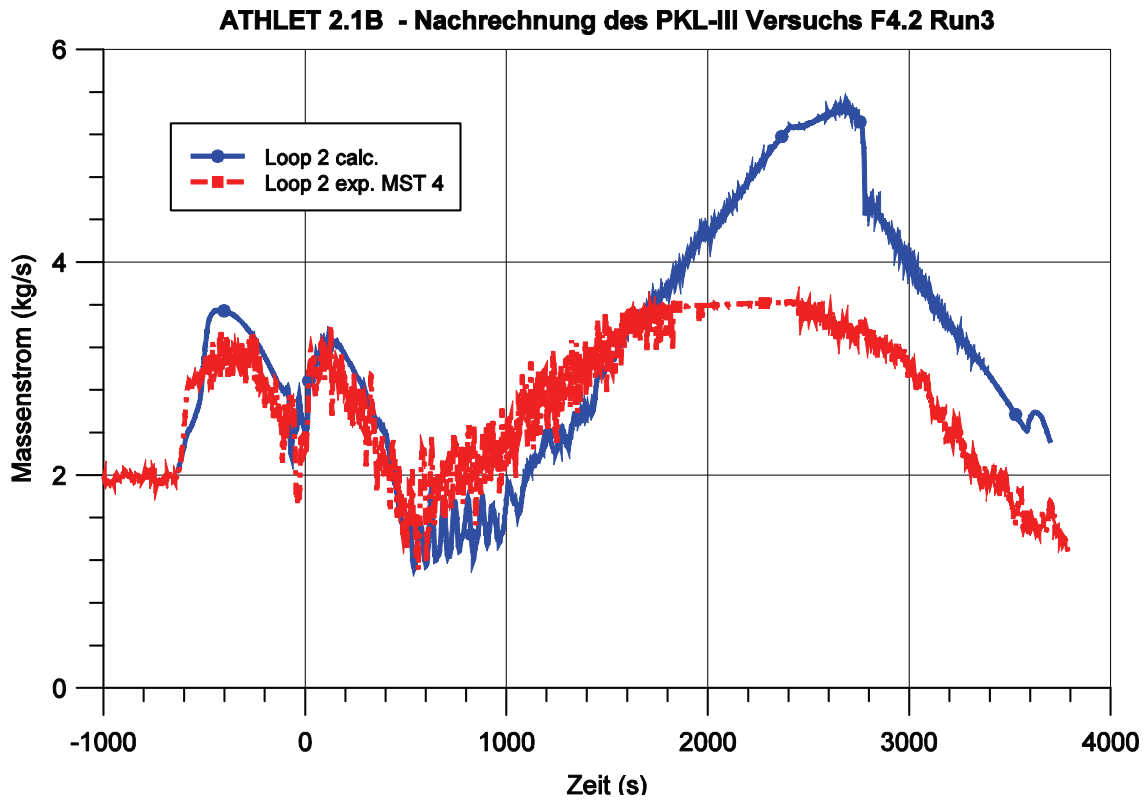


Bild 4.3-37: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 2

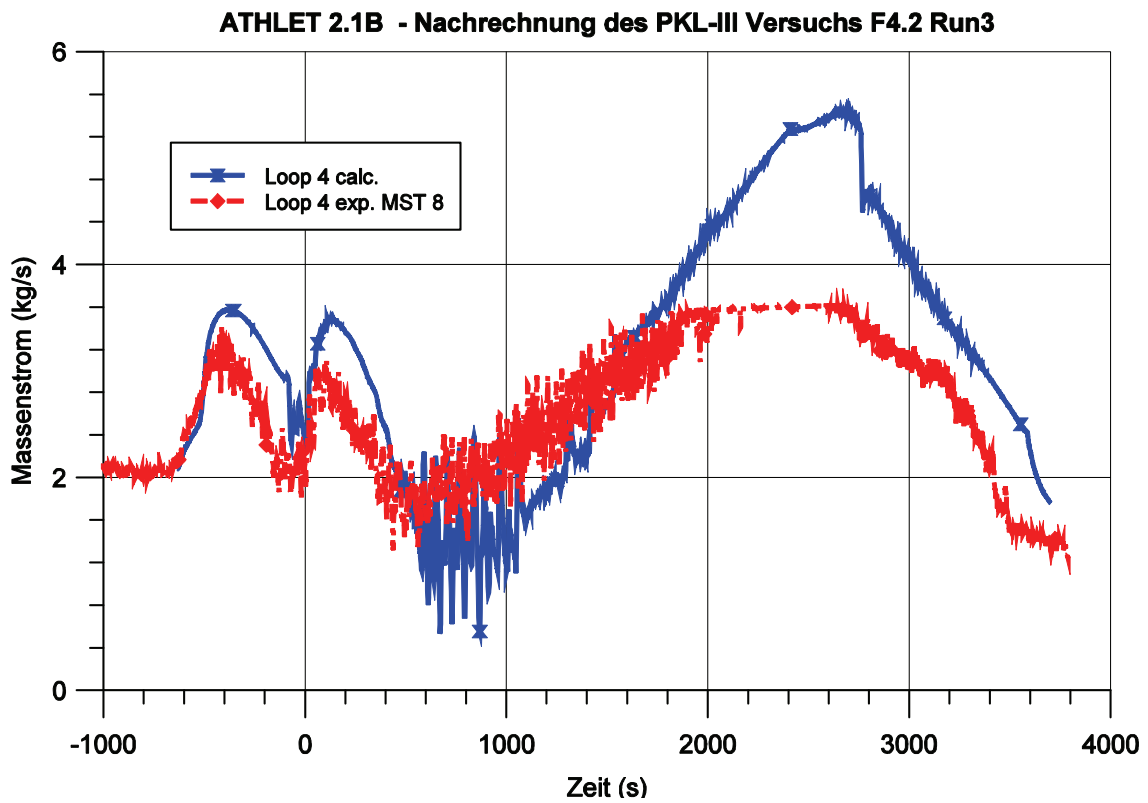


Bild 4.3-38: PKL F4.2 Run 3: Massenstrom – Loop 4

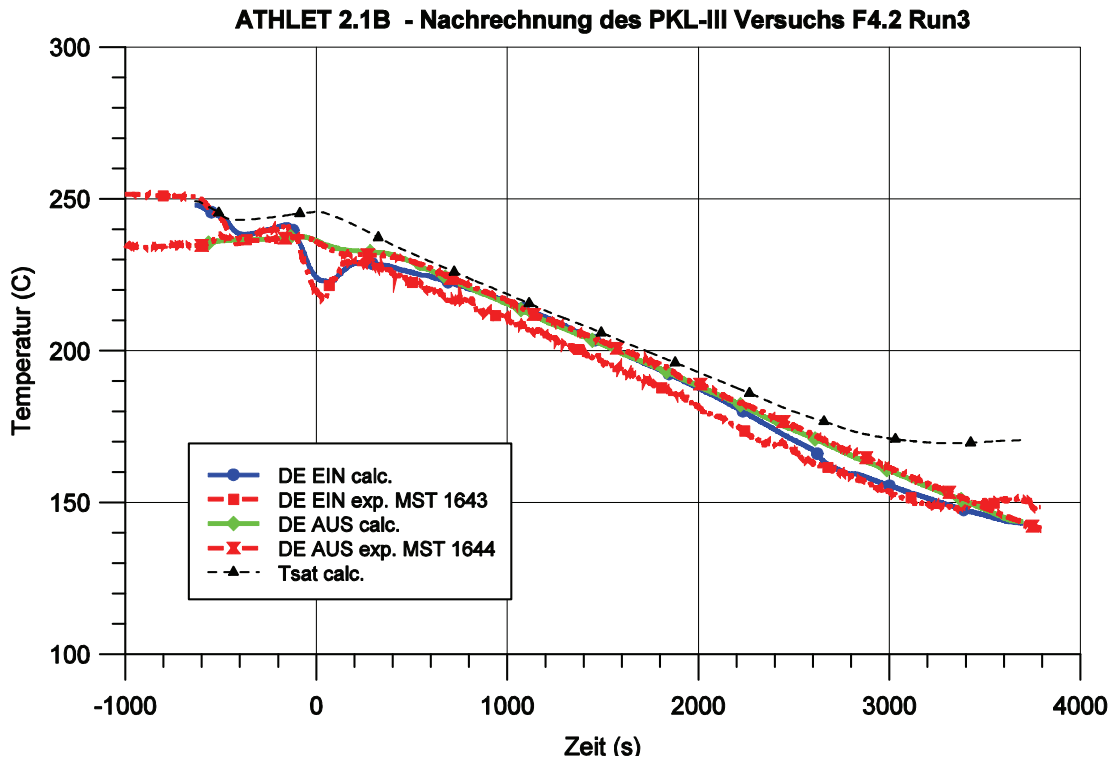


Bild 4.3-39: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 1

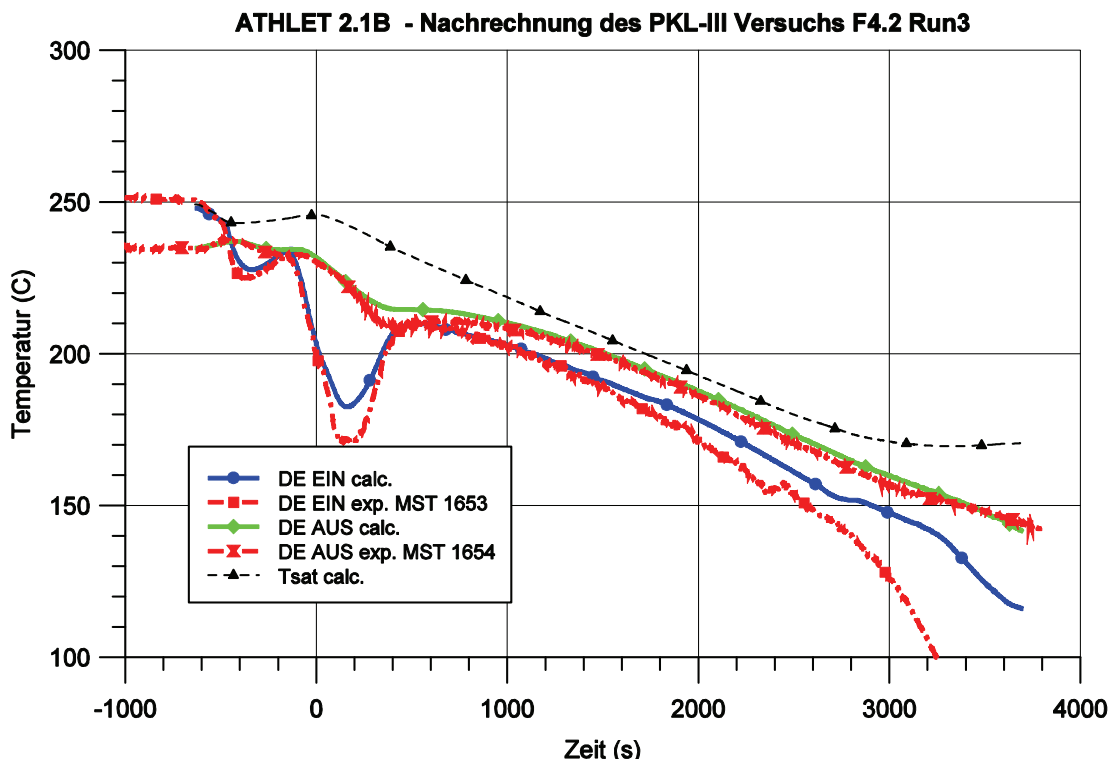


Bild 4.3-40: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 3

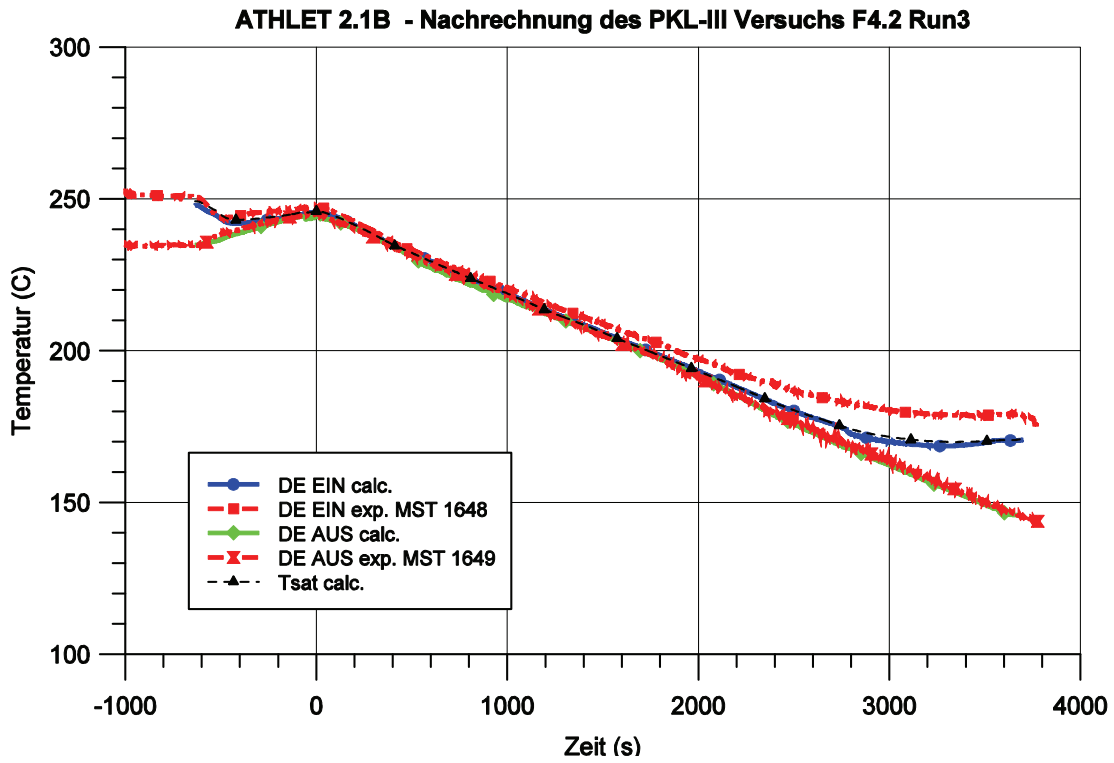


Bild 4.3-41: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 2

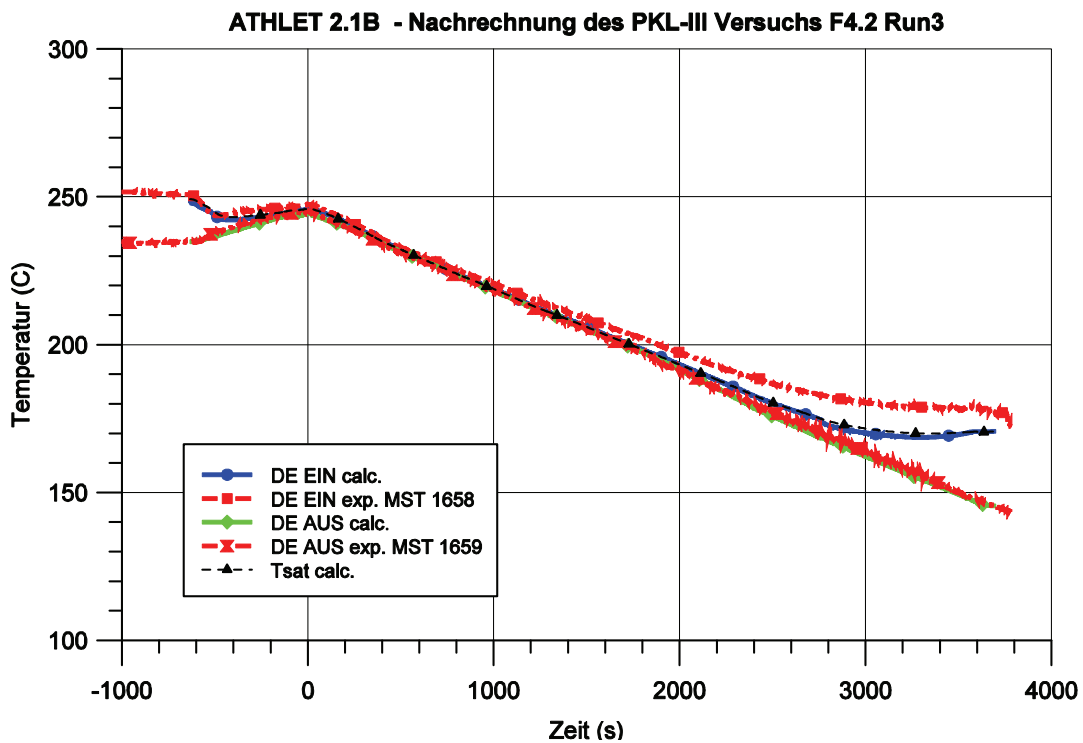


Bild 4.3-42: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteltemperaturen – Loop 4

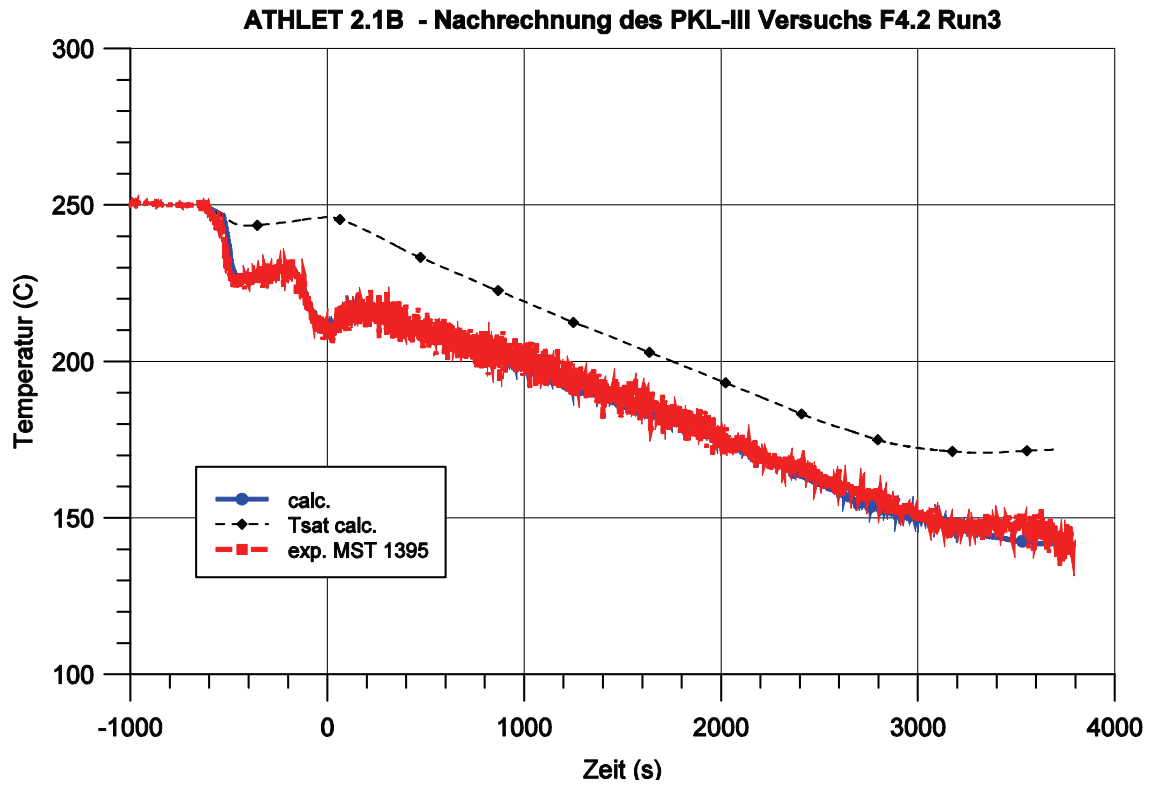


Bild 4.3-43: PKL F4.2 Run 3: Temperaturen im heißen Strang vor dem Bruch

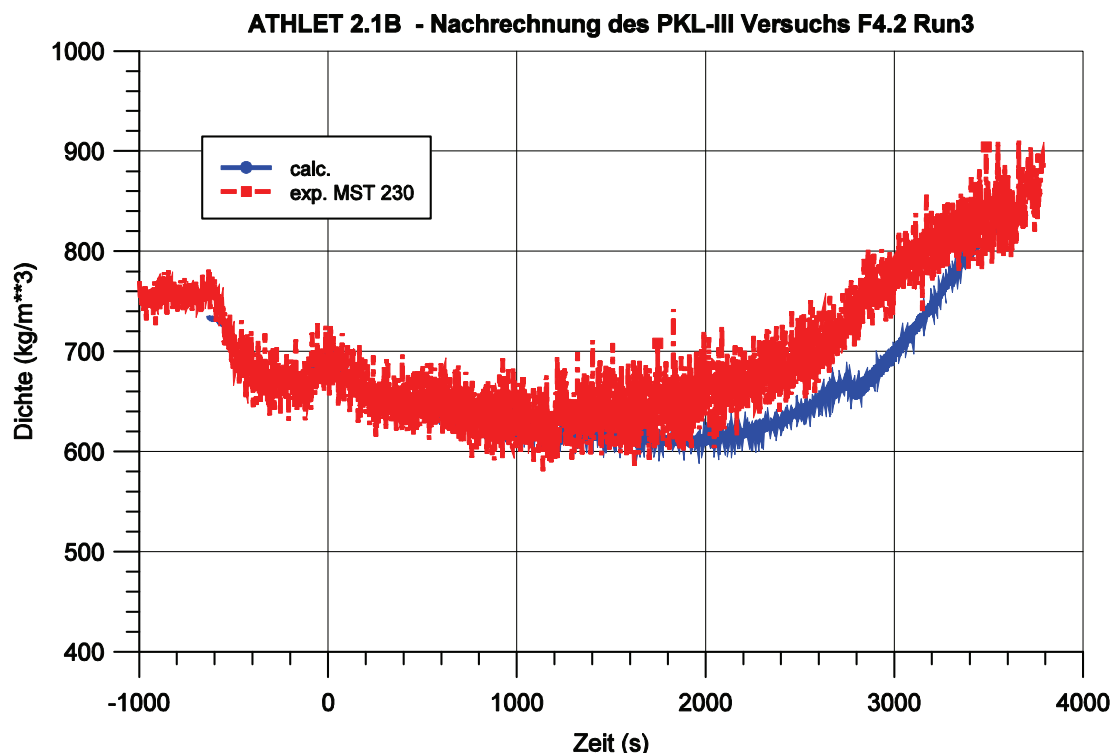


Bild 4.3-44: PKL F4.2 Run 3: Kühlmitteldichte am Kernaustritt (Messebene 1)

4.3.3 Nachrechnung des PKL-Versuchs F4.1

Der Versuch PKL-III F4.1 diente der Untersuchung der Zusammenhänge zwischen Kühlmittelinventar und Auftreten von Strömungsformen, die zum Transport von borierterem Kühlmittel bzw. zur Bildung vom Kondensat führen, bei erhöhtem Primärdruck /SCL 07a/. Ein ähnliches Experiment, F1.2, wurde bei einem Druck von 1,2 MPa bereits durchgeführt.

Der Versuch bestand aus zwei Versuchsläufen, die jeweils eine Entleerungs- und eine Auffüllphase bei konstantem Primärdruck (Run 1: 3 MPa, Run 2: 4 MPa) abdecken.

Im Rahmen der Mitarbeit im OECD PKL Projekt wurde der Versuchslauf 1 nachgerechnet. Ziel der Nachrechnung war die Überprüfung der ATHLET-Modelle zur Beschreibung der Borverdünnungsvorgänge sowie des zweiphasigen Naturumlafs in Abhängigkeit vom Kühlmittelinventar im Primärkreis. Dafür wurden die gleiche Programmversion und Eingabedatensatz verwendet wie bei der im letzten Abschnitt beschriebenen Nachrechnung des Versuchs PKL F4.2. Geändert wurden lediglich die über GCSM definierten Randbedingungen, entsprechend dem Versuchsablauf.

Zum Beginn des Versuchs F4.1 Run1 war die Versuchsanlage vollständig mit Wasser gefüllt, das eine homogene Borkonzentration von 2000 ppm aufwies. Auf der Primärseite bestand unterkühlter, symmetrischer Naturumlauf in den Kühlmittelschleifen. Die Drücke betragen 3,02 MPa auf der Primärseite und 1,92 MPa auf der Sekundärseite. Die Kernleistung wurde im gesamten Versuchsverlauf bei 600 kW konstant gehalten /SCL 07a/.

Zur schrittweisen Reduktion des Primärkreisinventars wurde Kühlmittel aus dem unteren Plenum, d. h. seitlich aus dem Stabbündelbehälter auf der Höhe der Kernunterkannte entnommen (Abb. 4.3-45). Zur schrittweisen Ergänzung des Inventars wurde Kühlmittel mit 2000 ppm aus dem Volumenregelsystem in die unterste Sektion beider Fallrohre des Stabbündelbehälters eingespeist (Abb. 4.3-46).

Um die geplante Inventarreduzierung ohne Einbruch des Primärdrucks durchführen zu können, wurde 920 s nach Versuchsbeginn der Frischdampfdruck in allen Dampferzeugern vorübergehend erhöht und bis 2900 s auf ca. 2,05 MPa geregelt, so dass die

Sekundärtemperatur und damit auch die Primärtemperatur anstiegen. Die Temperatur am Kernaustritt erreichte Sättigung und es kam zu Dampfbildung. Als der Druckhalterfüllstand auf 6,9 m angestiegen war, wurde der Druckhalter durch Schließen des Absperrventils vom Primärkreis isoliert.

Die Prozedur der Versuchsführung war während des gesamten Versuchs darauf ausgerichtet, Gleichgewichtszustände hinsichtlich der primärseitigen Strömungsbedingungen und des Wärmeübertrags einzustellen. Deshalb wurden die Frischdampf- und Speisewassermassenströme manuell auf konstanten Werten gehalten. Bei der Simulation wurde die Speisewassereinspeisung über die sekundärseitige Füllstandsregelung gesteuert. Der Sekundärdruck wurde entsprechend der Messdaten mit Hilfe eines Time-Dependent-Volumens vorgegeben.

Die wichtigsten Ergebnisse der Nachrechnung sind in den Bildern 4.3-47 bis 4.3-58 zusammenfassend dargestellt.

Während der Entleerungsphase werden sowohl der einphasige als auch der zweiphasige Naturumlauf als Funktion des Primärinventars von ATHLET gut bis sehr gut wiedergegeben (Abb. 4.3-47, 4.3-48). Der zweiphasige Naturumlauf erreicht seinen Maximalwert, ca. 3,0 kg/s je Kühlmittelschleife, bei $t = 13000$ s und einem Kühlmittelinventar von etwa 1840 kg (79 %).

Die weitere Reduktion des Primärinventars und die damit verbundenen sinkenden Gemischspiegel in den U-Rohren (Abb. 4.3-49, 4.3-50) führen zum Übergang von kontinuierlichem zu intermittierendem Naturumlauf mit stark schwankenden Füllständen in den U-Rohren. In dieser Phase wird weiterhin ausreichend boriertes Kühlmittel von der Ein- zur Austrittsseite transportiert, und es tritt keine Absenkung der Borkonzentration am Dampferzeugeraustritt auf (Abb. 4.3-51).

In dieser Phase kann ATHLET den Verlauf der Füllstände in den U-Rohren gut wiedergeben, mit Ausnahme der raschen Entleerung einzelner kurzer U-Rohre (Abb. 4.3-49).

Während der Reduktion des Inventars von 1550 (67%) auf 1470 kg (64%) reißt der zweiphasige Naturumlauf ab, etwa 24000 s nach Versuchsbeginn. Sowohl der Abbruch des Naturumlaufes als auch der Beginn des Reflux-Condenser-Betriebs wurden vom Rechenprogramm ausreichend genau erfasst. Ab diesem Zeitpunkt verringert sich allmählich die Borkonzentration am Dampferzeugeraustritt (Abb. 4.3-51).

Anders als im Versuch wird die Bildung eines Deionatpfropfens in den Pumpenbogen ab etwa 32000 s berechnet. Trotz zunehmender Kondensatbildung bzw. Übertrag in den langen und mittleren U-Rohren blieb im Versuch die Borkonzentration bei Werten um 1500 ppm bis $t = 34000$ s stabil, infolge des in den kurzen Rohren mitgerissenen borierten Kühlmittels. Dieses Phänomen konnte vom Rechenprogramm nicht simuliert werden.

Bei $t = 37000$ s wurde die Simulation abgebrochen, und die Anfangsbedingungen für die Auffüllphase in einer Restart-Datei eingestellt. Die Zeitskalen der Bilder 4.3-53 bis 4.3-58 sind entsprechend angepasst.

Bei der Simulation der Auffüllphase konnte ATHLET das Wiederanlaufen des Naturumlaufs, mit einem intermittierenden Umlauf ab 65200 s und einem kontinuierlichen Umlauf ab 66700 s, gut nachbilden (Abb. 4.3-53, 4.3-54). Erhebliche Abweichungen hinsichtlich der Wiederauffüllung der U-Rohre, insbesondere der kurzen U-Rohre, wurden jedoch festgestellt (Abb. 4.3-55, 4.3-56).

Der Anstieg der Borkonzentrationen in den Pumpenbogen, der von mitgerissenem Kühlmittel in den U-Rohren verursacht wird, wird ab $t = 64000$ s berechnet (Abb. 4.3-57). Im Versuch fand der allmähliche Anstieg der Borkonzentrationen wesentlich früher statt, aufgrund des stärkeren Mitrisses in den kurzen U-Rohren.

Insgesamt zeigt diese Nachrechnung eine gute bis sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen hinsichtlich des einphasigen und zweiphasigen Naturumlaufs in Abhängigkeit vom Primärinventar. Sowohl der Abbruch als auch das Wiederanlaufen des Naturumlaufs wurden vom Rechenprogramm richtig erfasst. Einen wichtigen Beitrag dazu hat die Anwendung der modifizierten Subroutine DVERB (Berechnung der Zwischenphasen-Reibung in Bündelgeometrien) geleistet, die zu einer realitätsnahen Nachbildung der Dampfausströmung aus dem Bündelbereich geführt hat (Abb. 4.3-52 und 4.3-58).

Die im Versuch beobachtete, verspätete Borverdünnung, die vom intermittierenden Überlaufen einzelner kurzer U-Rohre verursacht wurde, konnte vom Rechenprogramm nicht nachgebildet werden. Die Aufteilung der U-Rohre in 3 Gruppen mit unterschiedlichen Längen reicht nicht aus, um dieses Phänomen zu simulieren.

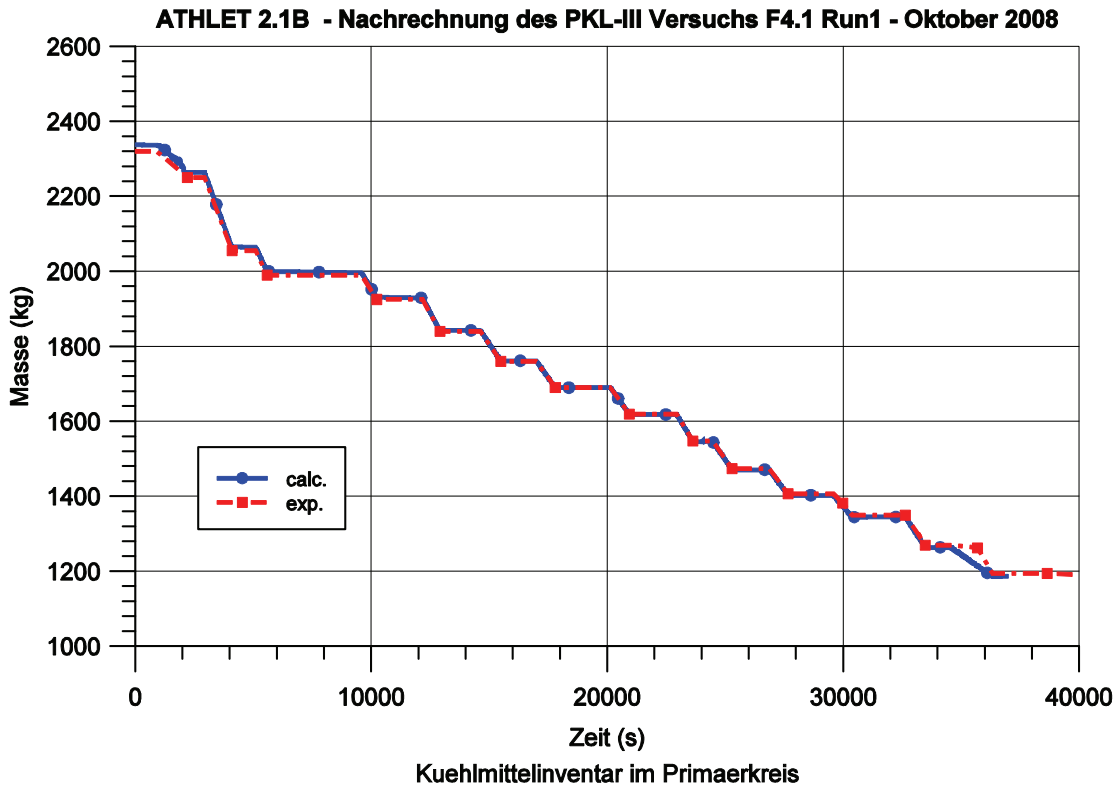


Bild 4.3-45: PKL F4.1 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis (Drainage)

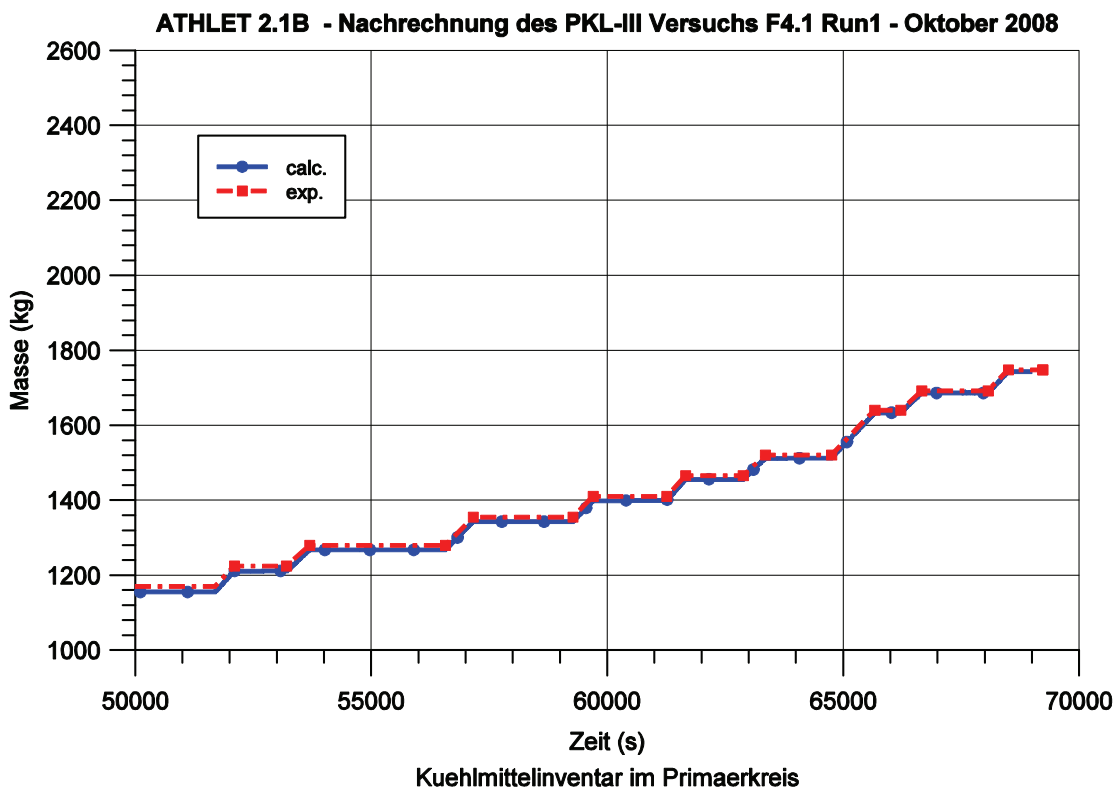
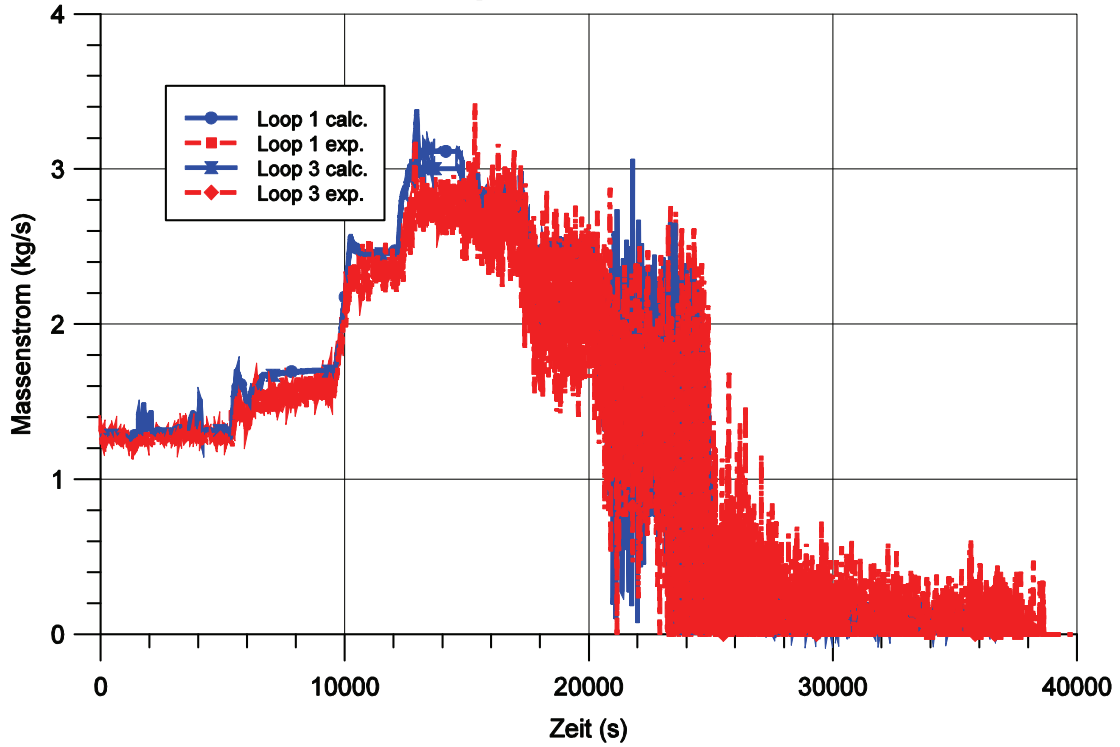


Bild 4.3-46: PKL F4.1 Run 1: Kühlmittelinventar im Primärkreis (Wiederauffüllung)

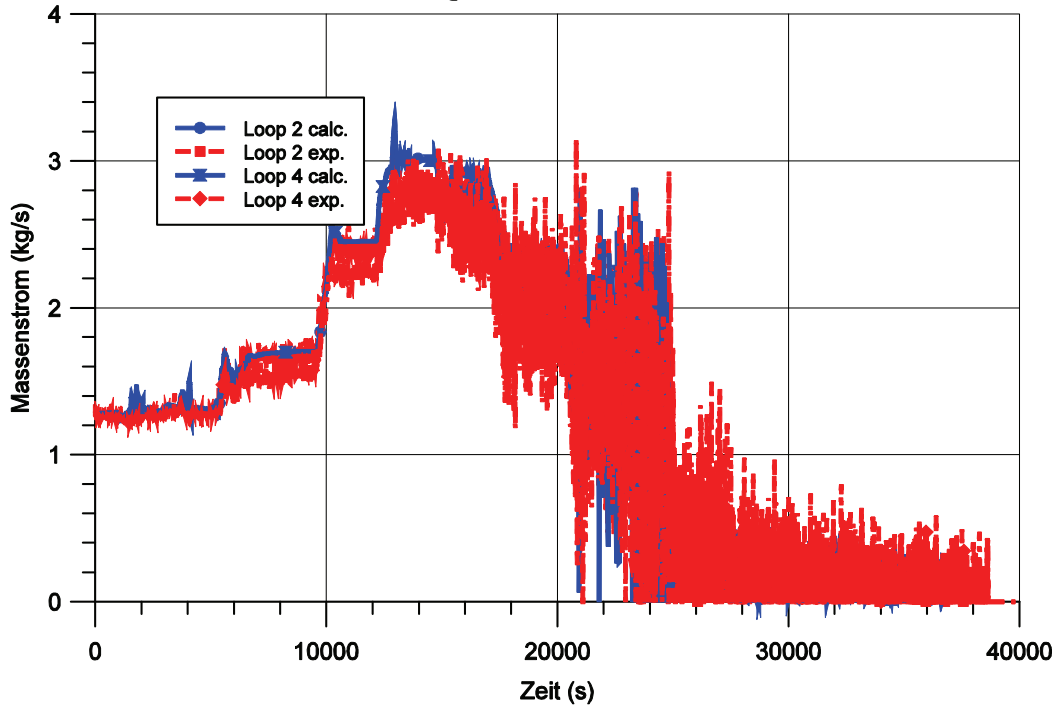
ATHLET 2.1B - Nachrechnung des PKL-III Versuchs F4.1 Run1 - Oktober 2008



Massenstrom im Primärkreis Loops 10-30

Bild 4.3-47: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 10-30 (Drainage)

ATHLET 2.1B - Nachrechnung des PKL-III Versuchs F4.1 Run1 - Oktober 2008



Massenstrom im Primärkreis Loops 20-40

Bild 4.3-48: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 20-40 (Drainage)

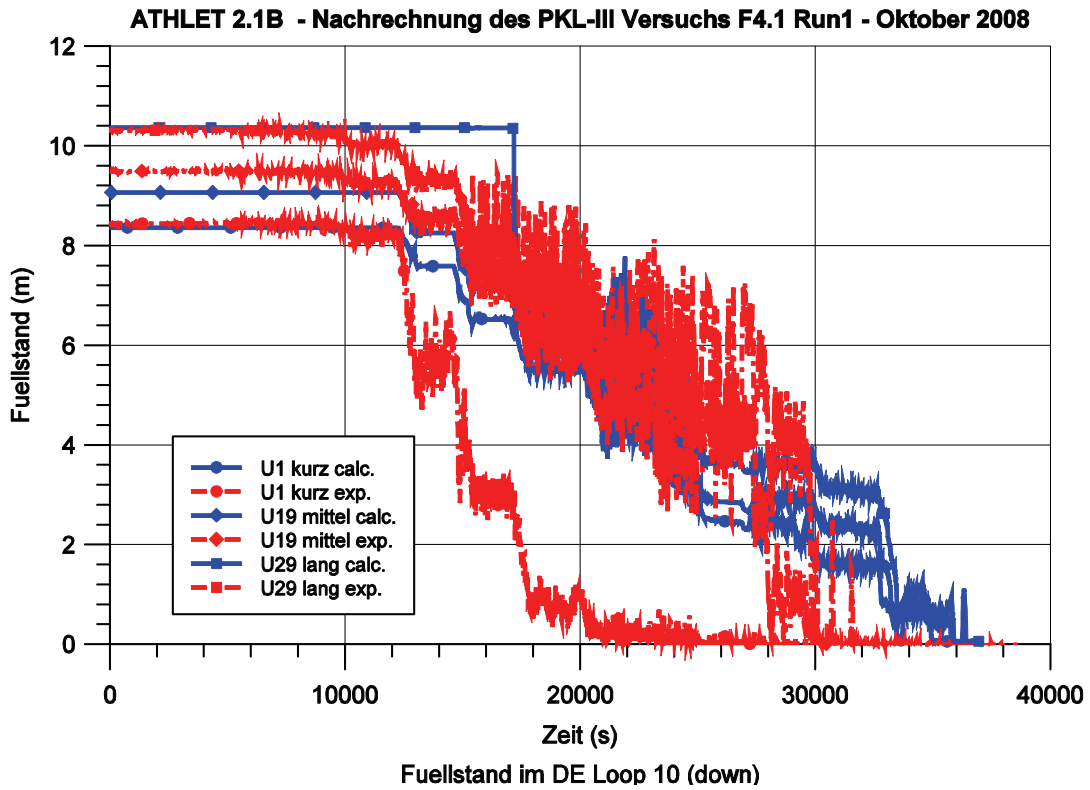


Bild 4.3-49: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 10 (Drainage)

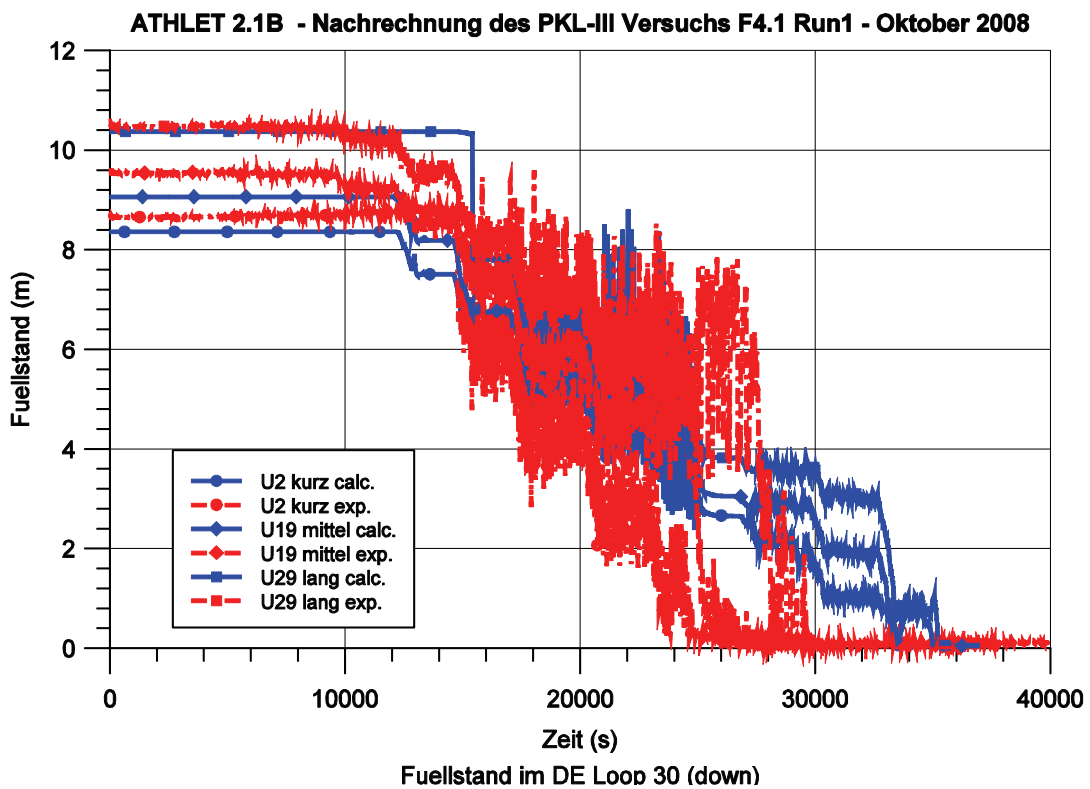


Bild 4.3-50: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 30 (Drainage)

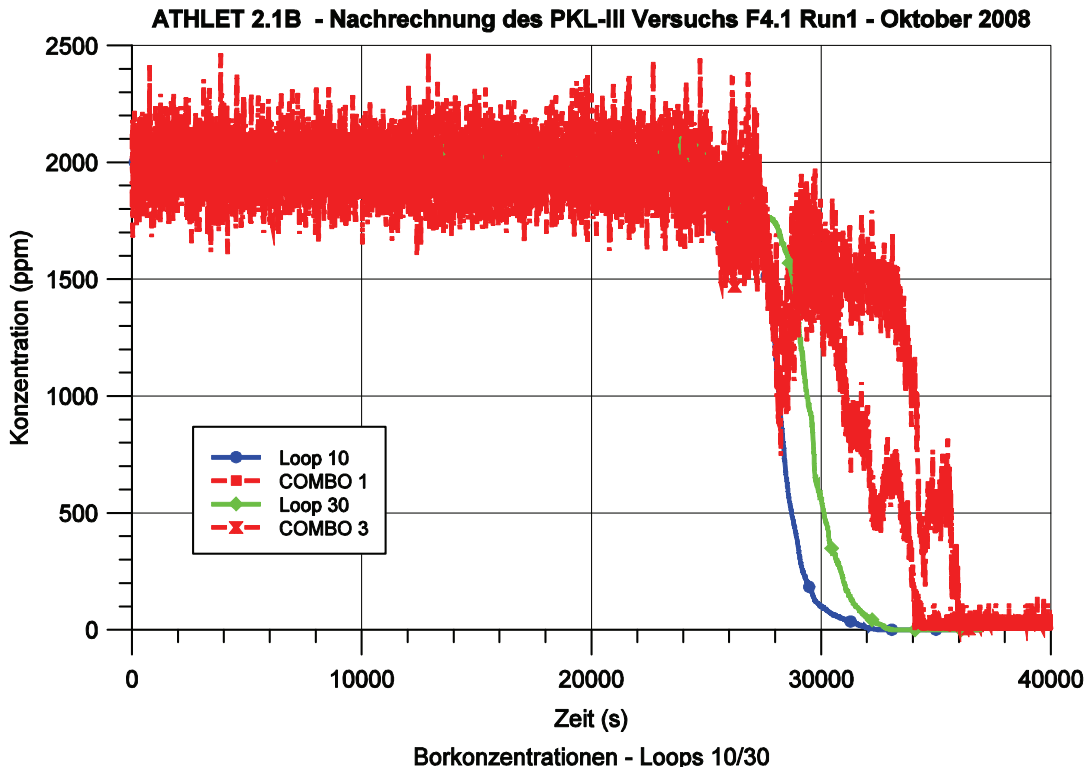


Bild 4.3-51: PKL F4.1 Run 1: Borkonzentrationen – Loops 10-30 (Drainage)

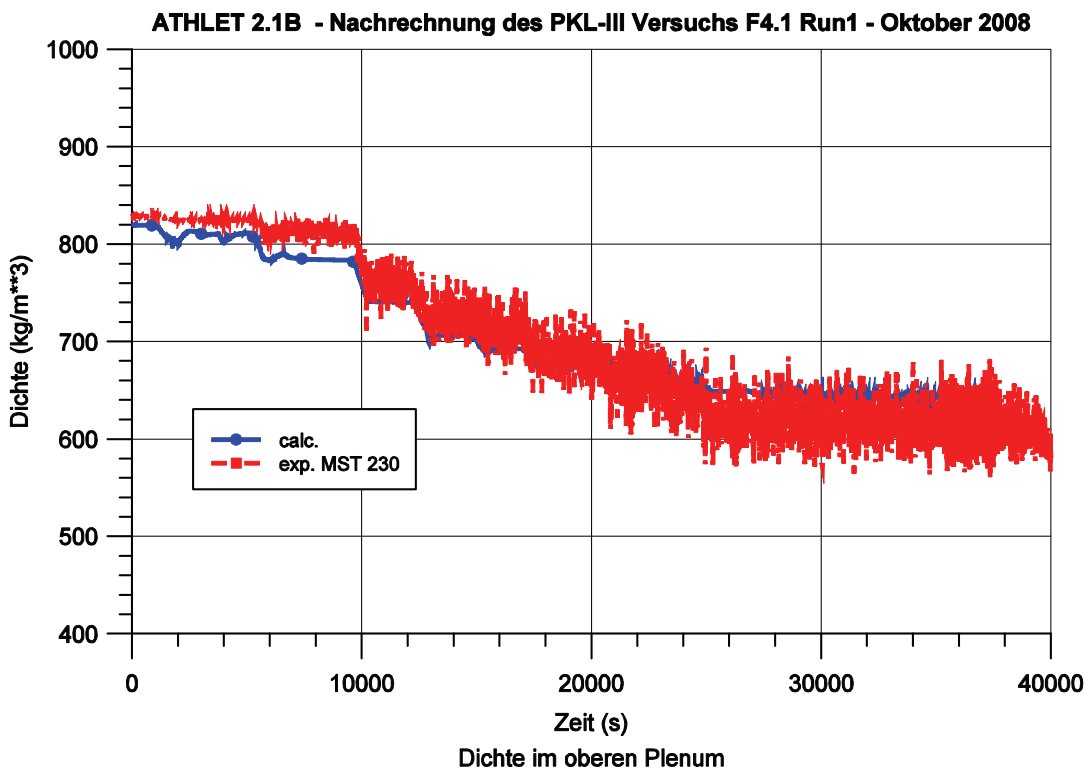


Bild 4.3-52: PKL F4.1 Run 1: Dichte am Kernaustritt (Drainage)

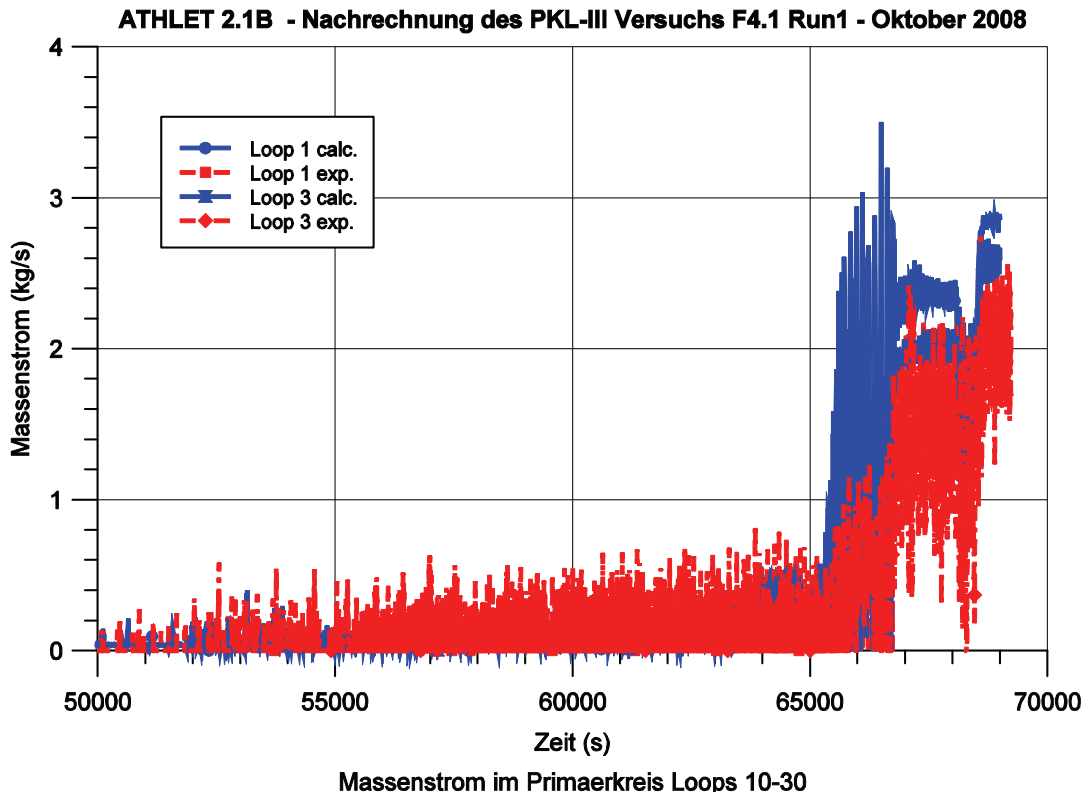


Bild 4.3-53: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 10-30 (Wiederauffüllung)

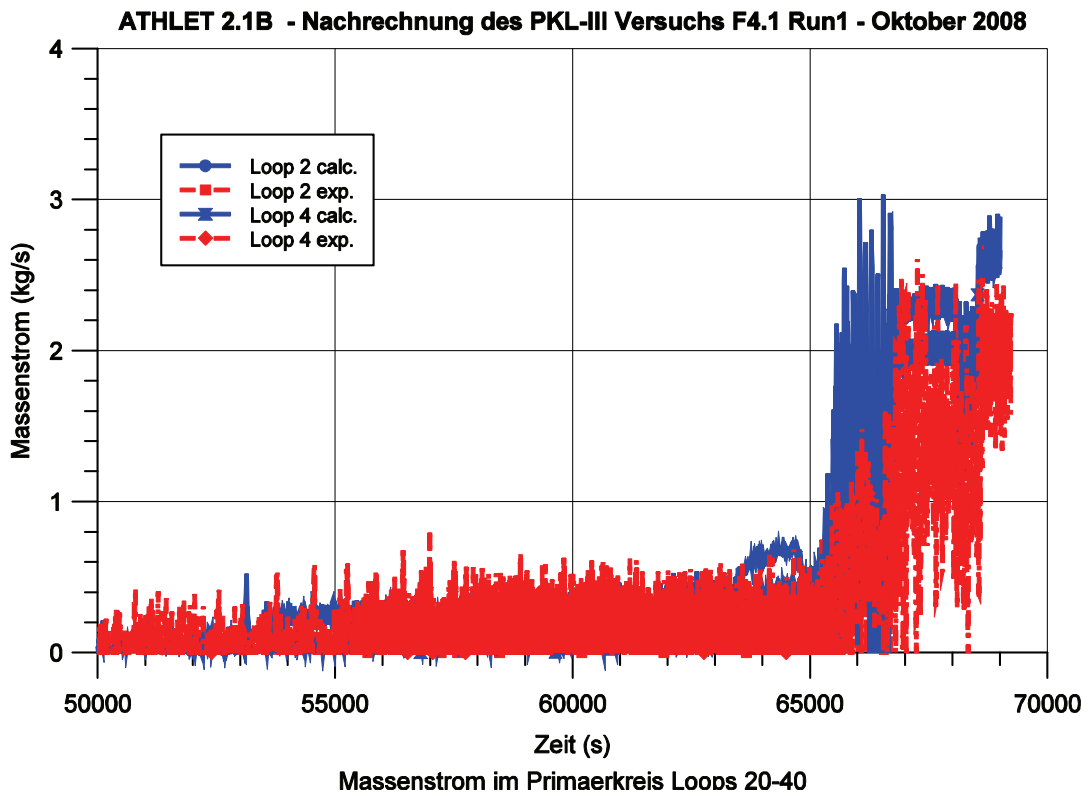


Bild 4.3-54: PKL F4.1 Run 1: Massenstrom im Primärkreis Loops 20-40 (Wiederauffüllung)

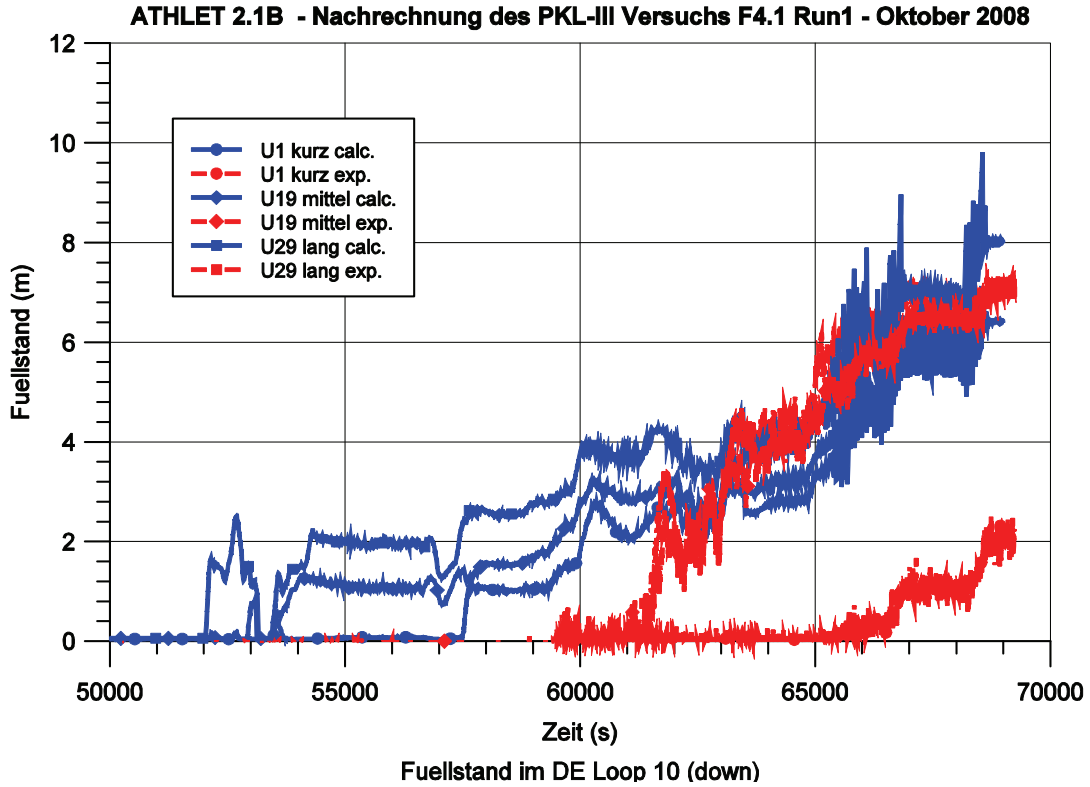


Bild 4.3-55: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 10 (Wiederauffüllung)

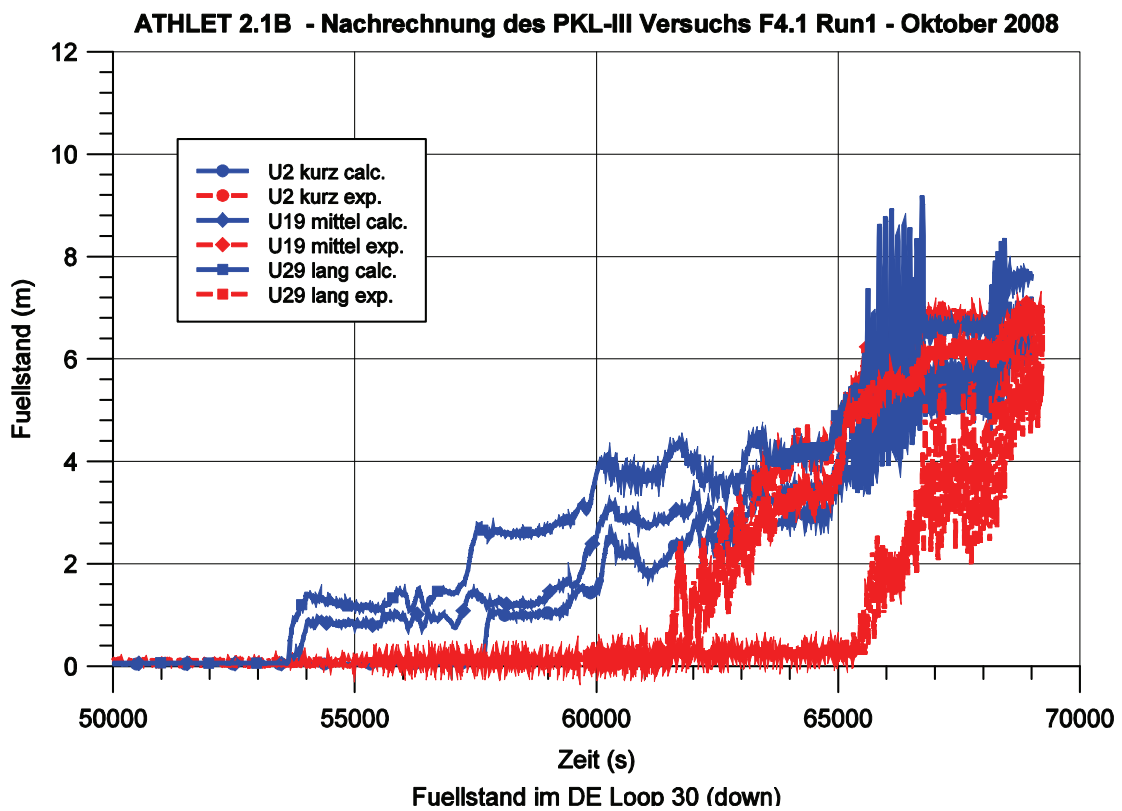


Bild 4.3-56: PKL F4.1 Run 1: Füllstand im DE Loop 30 (Wiederauffüllung)

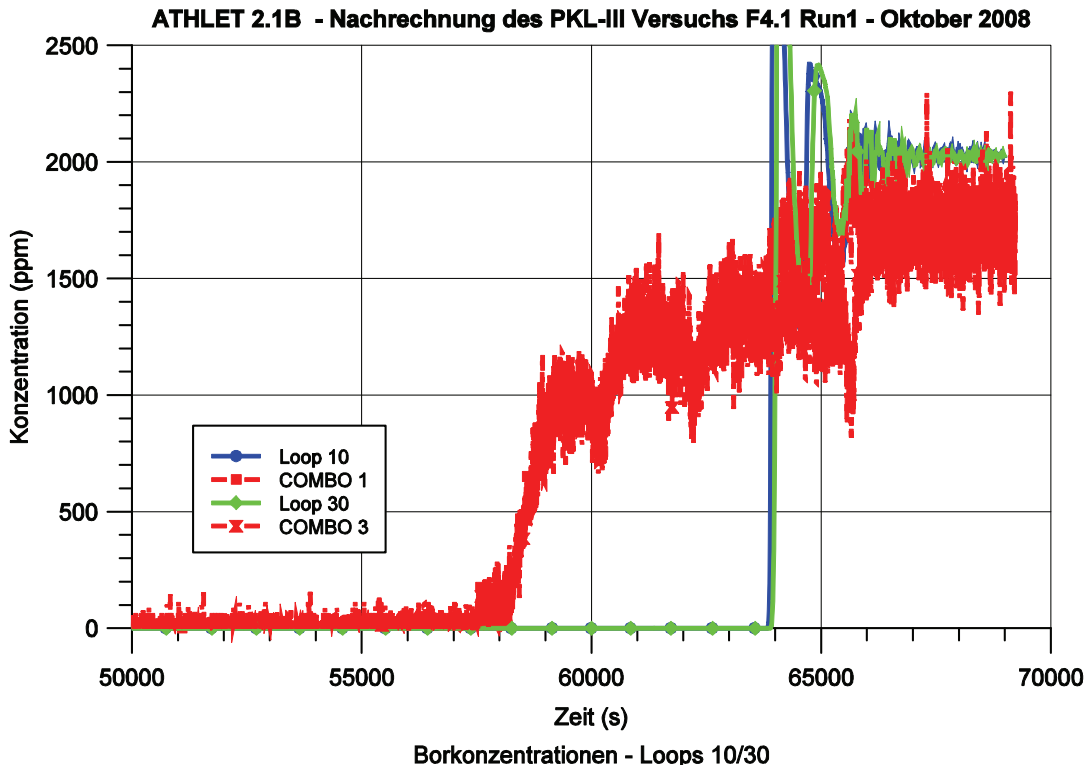


Bild 4.3-57: PKL F4.1 Run 1: Borkonzentrationen – Loops 10-30 (Wiederauffüllung)

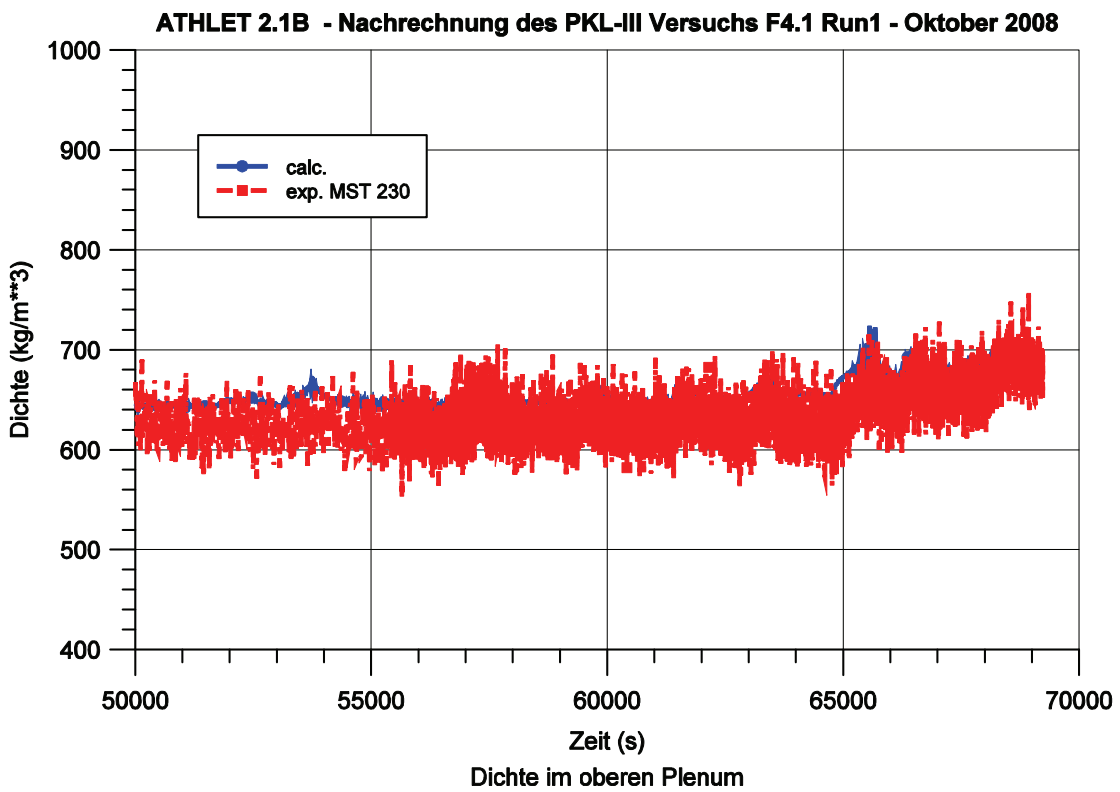


Bild 4.3-58: PKL F4.1 Run 1: Dichte am Kernaustritt (Wiederauffüllung)

4.3.4 Nachrechnung der FIST-Versuche 6PMC1 und 6PNC1

4.3.4.1 Einleitung

Zur Überprüfung der Modellierung des zweiphasigen Naturumlaufs und der Thermo- hydraulik im Kernbereich von Siedewasserreaktoren wurde das Integralexperiment FIST 6PMC1 herangezogen /SCH 08a/. Dieser Versuch simuliert die thermohydraulischen Vorgänge in einem amerikanischen Siedewasserreaktor des Typs BWR/6-218 nach dem Schließen der Frischdampfabsperrentile ohne Auslösen der Reaktor- schnellabschaltung (ATWS) /HWA 83/. Hauptziel des Versuchs war der Nachweis einer ausreichenden Kühlung des Kerns durch die verfügbaren Notkühlein- speisesysteme.

Als Ergänzung zur Nachrechnung des Versuchs 6PMC1 wurde auch der in der FIST- Anlage durchgeführte Naturumlaufversuch 6PNC1 simuliert. Dabei wurde untersucht, inwieweit ATHLET das Naturumlaufverhalten in einer typischen SWR-Konfiguration realistisch wiedergeben kann.

4.3.4.2 Modellierung der FIST-Anlage mit ATHLET

Die Basis zur Modellierung der FIST-Anlage bildete ein ATHLET Datensatz, der bereits für Validierungsrechnungen mit der Programmversion ATHLET Mod 1.1 Cycle A Verwendung fand /HRU 95/. Der Datensatz wurde an die aktuelle Programmversion ATHLET Mod 2.1 Cycle B angepasst und entsprechend den Erfordernissen des Versuchs 6PMC1 erweitert. Die Erweiterungen betreffen insbesondere die Geometrie und Steuerung der Sicherheitsventile auf der Frischdampfleitung, die verfügbaren Noteinspeisesysteme und deren Regelung sowie die Geometrie des Separators. Soweit möglich wurde für alle TFO mit dem 6-Gleichungsmodell gerechnet. Für alle Objekte wurde das „flooding based drift“-Modell zur Berechnung der Zwischenphasenreibung und ein Wandreibungsmodell nach Martinelli-Nelson mit konstanter, von der Reynoldszahl unabhängiger Darcy-Weissbach-Reibungszahl verwendet.

Abb. 4.3-59 zeigt das Modell des Wasser-Dampf-Kreislaufs mit den zugehörigen Höhenangaben. Zu erkennen sind der Druckbehälter mit Ringraum, unterem Plenum (beide blau), Kern, Separator und Dampfdom (rot) sowie die beiden Treibwasserschlei-

fen (grün). Auf die Darstellung einiger Single-Junction-Pipes wurde aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet.

Der Ringraum erstreckt sich über die Objekte PV-DC-T, PV-DC-B, DCU2, DCU1, DCUU und DCUBRA sowie JET-P-I(G) und DIFFUSOR-I(G), wobei letztere die beiden Jetpumpen abbilden. Die heiße und kalte Speisewasserversorgung erfolgt im oberen Bereich des Ringraums (PV-DC-T) über das Single Junction Pipe F-SPW (FILL). Außerdem sind im Ringraum im Bereich der Diffusoren die Jetpumpen modelliert. Deren Druckgewinn wird über GCSM-Signale gesteuert und ist derart gewählt, dass die Druckdifferenz zwischen den Objekten DCU1 und UPLENUM-C mit den experimentellen Daten zu Versuchsbeginn übereinstimmt.

Die beiden Treibwasserschleifen mit Umwälzpumpen sind über die Branchobjekte DCUBRA und JET-P-I beziehungsweise JET-P-G mit dem Ringraum verbunden. Die in der Versuchsanlage vorhandenen geometrischen Abweichungen der G-Schleife von der I-Schleife sind im Datensatz nicht berücksichtigt, da sie auf den Verlauf der Transiente keinen Einfluss haben. Die mit konstanter Drehzahl betriebenen Umwälzpumpen werden in ATHLET durch einen über GCSM-Signale vorgegebenen Druckgewinn simuliert, der die Anfangsbedingungen in der Anlage korrekt wiedergibt. Die vereinfachte Darstellung ist ausreichend, da die Pumpen zu Beginn der Transiente abgeschaltet und die Treibwasserschleifen kurze Zeit später isoliert werden. Hierzu sind im Objekt TWS-I(G) entsprechende Ventile modelliert.

Das untere Plenum umfasst die Objekte UPLENUM-C, LOPL-LEFT, LOPL-LERI, LOPL-RIGHT und GUIDE-TUBE. Eine in der Versuchsanlage vorhandene Querverbindung zwischen U-PLENUM-C und LOPL-RIGHT wurde nicht berücksichtigt, da der Anfangswert für den Massenstrom in dieser Verbindung nicht korrekt eingestellt werden konnte und der Einfluss der Verbindung während der Transiente gering ist.

Im Bereich des Kerneintritts sind alle Strömungswege zwischen unterem Plenum (LOPL-RIGHT) und Guide-Tube einerseits sowie Kernbündel (CO4BUNDLE) und Kernbypass (CO-BYPASS) andererseits abgebildet. Über zwei Single-Junction-Pipes und das Objekt LOPL-CORE besteht somit eine Querverbindung zwischen Bündel und Bypass, die die Simulation des im Experiment beobachteten internen Naturumlaufs ermöglicht. Das Kernbündel mit 8x8 Heizstäben wird im Objekt CO4BUNDLE (mit FPARO=64) abgebildet. Die geometrische Verengung des Strömungsquerschnitts im Bereich der Gitterplatten wurde bei der Modellierung der Kernkanäle entsprechend der

Empfehlung in /ATH 09/ durch erhöhte Reibungsbeiwerte zur Berechnung der Formverluste berücksichtigt. Auf die explizite Angabe des verringerten Strömungsquerschnitts für wenige Zentimeter des Strömungswegs wurde dagegen verzichtet, da ATHLET den Strömungsquerschnitt zur Berechnung der Phasengeschwindigkeiten in der gesamten Zone verwendet. Eine mögliche Abbildung der Gitterplatten durch eine sehr feine Nodalisierung würde in Verbindung mit den im übrigen Simulationsgebiet deutlich größeren Zellen Stabilitätsprobleme zur Folge haben.

Der Wasser-Dampf-Separator wird durch das TFO PV-SP-IN in Verbindung mit der Modelloption SEPARATOR simuliert, wobei auf die in ATHLET enthaltenen Standardkorrelationen zur Berechnung der Phasenseparation zurückgegriffen wird. Im Außenraum des Separators wird ein Gemischspiegel simuliert, der über die Objekte PV-SP-TOP, PV-SP-OUT und PV-DC-T reicht. Oberhalb des Separators schließt der Trockner, bestehend aus den Objekten PV-DR-IN und PV-DR-OUT, an. Die Entwässerungsleitung aus dem Außenbereich des Trockners zum Ringraum ist durch das Single-Junction-Pipe PV-SP/DR abgebildet. Die Leitung wird erst während der Nulltransiente über ein Ventil geöffnet, da keine Informationen zu den Anfangsmassenströmen vorliegen. Die Trocknerschürze, die Verbindung zwischen Dampfdom und Ringraum (in Abb. 4.3-59 nicht dargestellt), bleibt während der gesamten Simulation geschlossen, da zu Beginn der Transiente unrealistisch große Mengen Wasser über diesen Weg zur Frischdampfleitung transportiert werden.

Die im Versuch 6PMC1 verwendeten Notkühlssysteme, Hochdrucksprühung und RCIC, sind im Datensatz nachgebildet. Die Steuerung der Notkühlung erfolgt über den kollabierten Wasserstand in den Objekten PV-SP-OUT und PV-DC-TOP im Ringraum. Die RCIC-Einspeisung läuft über das Objekt F-SPW. Die Notkühleinspeisung mit dem Hochdruckspray erfolgt über das Single-Junction-Pipe F-HPCS (FILL) in das Branchobjekt DECKAR in Abhängigkeit von dem dort vorherrschenden Druck gemäß der über GCSM vorgegebenen Pumpencharakteristik. Die mit der Sprühung einhergehenden Kondensationsvorgänge sind mangels einer geeigneten Modellierung in ATHLET nicht abgebildet.

Die Frischdampfleitung schließt an den Dampfdom (Objekt PV-SD-B) an und ist in Abb. 4.3-60 dargestellt. Am Ende der Frischdampfleitung befindet sich ein Single-Junction-Pipe (FDFILL), über das während der Startrechnung mittels der Modelloption LEAK ein konstanter Dampfmassenstrom als Massenausstrag aus dem System simuliert wird. Die Geometrie des Frischdampfabsperrentils, das sich an dieser Stelle in der Versuchsan-

lage befindet, ist nicht nachgebildet. Von der Frischdampfleitung zweigen fünf Leitungen mit Sicherheitsventilen ab, die in einem Sammler (STEAMCOL) enden, der an einen Abblasetank (FLASHDRM) unter Atmosphärenbedingungen angeschlossen ist. Das Öffnen und Schließen der Sicherheitsventile erfolgt über GCSM-Regler in Abhängigkeit vom Druck im TFO PV-SD-T. Zur Berechnung des kritischen Massenstroms wird das Moody Modell verwendet, das für reine Dampfmassenströme geeignet ist. Die modellbedingte Überschätzung des Massenstroms wird durch einen Kontraktionsfaktor von 0,9 ausgeglichen.

4.3.4.3 Nachrechnung des Versuchs 6PMC1

Der FIST Versuch 6PMC1 simuliert eine Transiente mit Schließen der Frischdampfleitung ohne Einfahren der Steuerstäbe (ATWS). Eine Versuchsbeschreibung findet sich in /HWA 83/. Folgende Anfangsbedingungen charakterisieren den Versuch:

- Kernleistung: 4,645 MW
- Massenstrom am Kerneintritt: 17,1 kg/s
- Unterkühlung am Kerneintritt: 12 °C
- Frischdampfmassenstrom: 2,45 kg/s
- Druck im Rückströmraum: 7,2 MPa
- Temperatur im Rückströmraum: 277,0 °C

Die Transiente wird durch das Starten der vorgegebenen Heizleistung und das Schließen des Frischdampfabsperrentils eingeleitet. Unmittelbar darauf werden die Treibwasserpumpen abgeschaltet. Die Speisewasserversorgung endet nach 3 s (kalt) beziehungsweise nach 8 s (heiß).

Die vorgegebene Kernleistung bewirkt eine Erhöhung des Dampfgehalts und einen Druckanstieg im System. Durch den Druckanstieg kommt es nach 1,5 s zum Öffnen aller fünf Sicherheits- und Entlastungsventile. Aufgrund des Massenaustrags sinkt der Wasserspiegel im Rückströmraum. Nach Unterschreiten der Marke „Level 2“ (22 s) wird mit einer Verzögerung von 28 s das Hochdruck-Kernsprühsystem sowie die RCIC-Einspeisung aktiviert. Durch weiteres Absinken des Wasserspiegels im Rückströmraum kommt es nach etwa 100 s zur teilweisen Freilegung der Jetpumpen. Danach verringert sich auch die Kühlmitteldichte im Kernbypass. Aufgrund der andau-

ernden Notkühlmitteleinspeisung kommt es nach 750 s zum Wiederauffüllen des Ringraums. Nach Überschreiten der Marke „Level 8“ (1355 s) werden die Notkühlsysteme wieder ausgeschaltet. Die Leistung des Heizstabbündels endet nach 1580 s.

Das Kernbündel bleibt während der gesamten Transiente von einem Wasser-Dampf-Gemisch bedeckt. Während der ersten Versuchsphase, solange der Wasserspiegel im Rückstrom fällt, erfolgt die Kühlmittelversorgung des Kerns durch natürliche Konvektion aus dem unteren Plenum. Anschließend wird das Kernbündel durch internen Naturumlauf aus dem Kernbypass gespeist. Eine Kernaufheizung findet nicht statt.

Abb. 4.3-61 bis 4.3-72 zeigen die wesentlichen mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B erzielten Ergebnisse der Validierungsrechnung zu Versuch 6PMC1 /SCH 08a/. Alle Messergebnisse sind durch gestrichelte Kurven mit gefüllten Symbolen dargestellt und mit der Kennung des zugehörigen Messaufnehmers versehen. Alle übrigen Kurven stellen Simulationsergebnisse dar. Der gesamte messtechnisch erfasste Zeitraum von 1600 s, ergänzt um eine Nulltransiente von 100 s, wurde nachgerechnet.

Den Systemdruck, erfasst im oberen Bereich des Dampfdoms, zeigt Abb. 4.3-61. Nach Schließen des Frischdampfventils steigt der Druck sprunghaft von 72 auf 85 bar an. Durch das Auslösen der fünf Sicherheitsventile oszilliert der Druck anschließend zwischen 65 und 75 bar, bevor er nach dem Fluten des Druckbehälters deutlich absinkt.

Den Massenstrom innerhalb der Frischdampfleitung zeigt Abb. 4.3-62. Während der Nulltransiente bei geöffneter Frischdampfleitung beträgt er 2,45 kg/s. Unmittelbar nach dem Schließen des Frischdampfventils kommt es zum Abblasen über die fünf Sicherheitsventile. Die kritischen Massenströme werden von der Simulation betragsmäßig sehr gut wiedergegeben. Nach etwa 1000 s ist der Druck in der Anlage unter den Auslösedruck der Sicherheitsventile abgesunken. Insgesamt sind die Ventile in der Simulation jedoch etwas häufiger und länger geöffnet. Dies belegt der über den Versuchszeitraum integrierte Frischdampfmassenstrom (Abb. 4.3-63). Während der Massenverlust über die Frischdampfleitung innerhalb der ersten 50 s in Experiment und Simulation vergleichbar ist, liegt er zum Ende der Transiente in der Simulation etwa 55 kg (20%) höher. Dies bedeutet, dass in der Nachrechnung zu viel Dampf im System erzeugt wird. Grund hierfür kann eine zu geringe Kondensation an der Hochdrucksprühung sein, die nach 50 s aktiviert wird.

Es sei angemerkt, dass die Massenstrommessung in der Frischdampfleitung aufgrund möglicherweise aufgetretener Zweiphasenströmungen fehlerbehaftet sein kann. Eine zum Vergleich durchgeführte Auswertung der Massenströme über die fünf Frischdampfventile liefert zwar einen höheren Wert für den über die Versuchszeit integrierten Massenaustrag, bestätigt aber die Vermutung zu großer berechneter Ströme über die Sicherheitsventile. Der Unterschied zwischen Experiment und Simulation beträgt etwa 25 kg (9%) für den gesamten Versuchszeitraum.

Den Wasserstand im Rückströmraum zeigt Abb. 4.3-64. Nach dem Abschalten der Speisewasserzufuhr und aufgrund des Abblasens von Inventar über die Frischdampfsicherheitsventile kommt es zu Beginn der Transiente zu einem raschen Absinken des Füllstands. Dies ist sowohl im Experiment als auch in der Simulation zu beobachten, wobei die beiden in Abb. 4.3-64 dargestellten Messkurven aufgrund ihres beschränkten Messbereichs nicht den gesamten Wasserspiegelabfall darstellen können. Nach etwa 70 s ist der Füllstand bis auf Höhe der Jetpumpen gesunken, wobei die berechnete Dichte im Bereich der Jetpumpen etwas geringer ist als im Experiment (Abb. 4.3-65). Die Diffusoren bleiben sowohl im Experiment als auch in der Simulation überwiegend mit Wasser gefüllt.

Durch den nach 50 Sekunden beginnenden kontinuierlichen Zufluss von Notkühlmittel kommt es im Experiment ab etwa 700 s zu einem Wiederansteigen des Wasserspiegels. In der Simulation geschieht dies etwas verspätet und von einem etwas niedrigeren Füllstandsniveau aus startend. Grund hierfür ist der oben beschriebene größere Inventarverlust über die Frischdampfleitung. Der Wiederanstieg des Füllstands in Abb. 4.3-64 erfolgt in Experiment und Simulation mit näherungsweise gleichem Gradienten. Dies ist gleichbedeutend mit einer korrekten Abbildung der Charakteristik der Hochdruckspray-Einspeisepumpe, was auch der Vergleich der Kühlmittelmassenströme in Abb. 4.3-66 belegt. Da Beginn und Ende der Notkühlung füllstandsabhängig sind, wird die Kühlmittelzufuhr in der Simulation wegen des größeren Massenaustrags über die Sicherheitsventile erst 80 s später eingestellt. Durch das längere Arbeiten der Notkühlsysteme werden in der Nachrechnung etwa 34 kg Notkühlmittel mehr eingespeist. Davon entfallen 27 kg auf die Hochdrucksprühung und 7 kg auf die RCIC-Einspeisung.

Abb. 4.3-67 zeigt die Massenströme im Ringraum, unteren Plenum und Kern innerhalb der ersten 100 Sekunden der Transiente. Bis zum Zeitpunkt 60 s im Versuch beziehungsweise 70 s in der Simulation erfolgt die Kühlung des Kerns durch natürliche Konvektion über das untere Plenum. Dies zeigen die positiven, wenn auch rasch sinken-

den Massenströme im unteren Plenum. Während dieser Zeit sinkt der Füllstand im Ringraum rasch ab.

Anschließend erfolgt nach /HWA 83/ die Kühlung des Kerns durch internen Naturumlauf über den Kernbypass. Der Massenstrom im Bypass ändert nach etwa 50 s seine Richtung und erreicht nach 70 s einen näherungsweise stationären Wert, der betragsmäßig dem aufwärts strömenden Massenstrom im Kern entspricht. Gleichzeitig geht der Massenstrom im unteren Plenum auf beinahe Null zurück, das heißt der Kern wird wie im Experiment über den Bypass gekühlt. Die zuverlässige Abbildung des internen Naturumlafs in der Simulation belegt auch der zwischen Kerneintritt und oberem Plenum berechnete Differenzdruck, der gut mit dem experimentellen Ergebnis übereinstimmt (Abb. 4.3-68).

Die Speisung des Kernbypasses erfolgt durch die Hochdrucksprühung und den im oberen Plenum kondensierten Dampf. Ein Vergleich der Temperaturen im Bypass (Abb. 4.3-69) ergibt eine deutlich zu starke Unterkühlung in der Simulation. Ursächlich hierfür ist eine zu geringe Kondensation im oberen Plenum, was Folge des fehlenden Kondensationsmodells für Sprühungen in ATHLET ist. Ein Vergleich der Dichten im Bypass (Abb. 4.3-70) bestätigt dies und zeigt insbesondere für den Zeitraum zwischen 400 s und 700 s zu wenig Flüssigkeit im oberen Bypass-Bereich. Erst nach dem Fluten des Kerns steigt hier die Dichte wieder an.

Auch im Kernbündel liegt die berechnete Dichte zeitweise unter den Messwerten. Dies gilt im Besonderen für die kurzzeitigen Dichteeinbrüche im oberen Kernbereich, die in Abb. 4.3-71 für das Kontrollvolumen sechs (von insgesamt acht von unten nach oben durchnummerierten Kontrollvolumina) dargestellt ist. Der Dampfvolumenteil erreicht kurzzeitig Werte bis 1,0.

Exemplarisch sind in Abb. 4.3-72 vier auf der Außenseite der Heizstäbe erfasste Temperaturverläufe dargestellt. Es konnte keine Aufheizung und somit kein Austrocknen beobachtet werden. Dies gilt unabhängig vom Heizstabmodell, von der Heizstabposition im Kernelement und von der axialen Position der Messung. Demgegenüber treten in der Simulation kleinere Temperaturpeaks innerhalb der oberen drei Volumen (sechs bis acht) des Hezelement-Objekts auf. Die maximale lokale Hüllrohrtemperatur beträgt etwa 325°C. In den betroffenen Hüllrohrbereichen kommt es bei sehr hohen Dampfvolumentgehalten nahe bis gleich 1,0 zum Austrocknen, ohne dass hierbei die kritische

Heizflächenbelastung überschritten wird. Sobald es zur Wiederbenetzung kommt, fällt die Wandtemperatur unmittelbar wieder ab.

Höhere Kondensationsraten im oberen Plenum würden eine bessere Kernkühlung ermöglichen. Das Austrocknen im oberen Kernbereich könnte insbesondere durch einen direkten Wassermassenstrom aus dem oberen Plenum über den oberen Rost in den Kern verhindert werden. In der Simulation ist am Kernaustritt fast ausschließlich Wassermittels zu beobachten, das heißt eine Kühlung von oben findet nicht statt. Für eine detailliertere Untersuchung dieses Einzeleffekts sind die Messdaten unzureichend.

Nach dem Fluten des Kerns fallen die Hüllrohrtemperaturen zunächst deutlich ab, bevor sie nach Beendigung der Notkühlein speisung wieder etwas ansteigen.

4.3.4.4 Nachrechnung des Versuchs 6PNC1

Als Ergänzung zur Nachrechnung des Versuchs 6PMC1 wurde auch der in der FIST-Anlage durchgeführte Naturumlaufversuch 6PNC1 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B simuliert. Dabei wurde untersucht, inwieweit ATHLET das Naturumlaufverhalten in einer typischen SWR-Konfiguration realistisch wiedergeben kann.

Der Versuch 6PNC1 bestand aus sieben Versuchsläufen bei konstantem Systemdruck von 7,17 MPa. Die Bündelleistung wurde zwischen 0,5 und 3,0 MW variiert. Sechs Versuchsläufe wurden mit der Einspeisung von gesättigtem Speisewasser durchgeführt.

Ausgehend von einem quasi-stationären Zustand bei nominellem Wasserstand im Fallraum (etwa 5,33 m oberhalb der Bündeloberkante), wurde bei jedem Versuchslauf das Speisewasser so gedrosselt, dass der Wasserstand im Fallraum langsam absank. Die Versuchsläufe wurden bei einem Wasserstand in der Nähe der Bündeloberkante beendet.

Als Basis zur Nachrechnung des Versuchs 6PNC1 diente der Datensatz, der zur Nachrechnung des Versuchs 6PMC1 verwendet wurde, ergänzt durch:

- eine vereinfachte Druckregelung, um den Systemdruck konstant zu halten. Stellgröße ist der Dampfmassenstrom, als Randbedingung für das Fill-Objekt FDFILL

- eine vereinfachte Füllstandsregelung auf der Basis eines PI-Reglers, mit dem Wasserstand im Fallraum als Regelgröße und dem Speisewassermassenstrom als Stellgröße.

Der Ausgangszustand für die Simulation der sechs Versuchsläufe 6PNC1-1 bis -6 war eine abgeschaltete Anlage bei 7,17 MPa. Zur Einstellung der experimentellen Anfangsbedingungen wurde die folgende Prozedur verwendet:

- rampenförmige Erhöhung der Bündelleistung auf den gewünschten stationären Wert mit gleichzeitiger Erhöhung der Speisewasserzufuhr entsprechend der Dampferzeugungsrate im Bündelbereich
- Inbetriebnahme der Füllstandsregelung nach Erreichen eines quasi-stationären Zustands, um den Wasserstand im Fallraum auf den gewünschten Anfangswert zu führen.

Danach wird die eigentliche Simulation der Versuchsläufe mit der Absenkung des Füllstand-Sollwerts mit 1,27 cm/s eingeleitet.

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung der sechs Versuchsläufe sind in Abb. 4.3-73 bis 4.3-75 zusammengefasst. Bei konstanter Leistung bilden sich zwei Naturumläufe in der Anlage. Der primäre Umlauf umfasst den Fallraum, den Bündelbereich, den Dampfseparator und zurück zum Fallraum, während ein sekundärer Umlauf zwischen Bypass und Bündel gebildet wird. Der gesamte Bündelmassenstrom ist die Summe beider Umläufe.

Abb. 4.3-73 zeigt den berechneten primären Naturumlauf (Objekt LOPL-LEFT, Node 1 in Abb. 4.3-59) als Funktion des Wasserstandes im Fallraum für Bündelleistungen zwischen 0,5 und 3,0 MW. Zur Entstehung des Naturumlaufs muss die Dampferzeugung im Bündelbereich ausreichend sein, um den Gemischspiegel bis zur Höhe des Dampfabscheiders aufzuheben und um die Druckdifferenz zu erzeugen, die zur Erhaltung des Naturumlaufs notwendig ist.

Mit der Absenkung des Wasserstands im Fallraum verringert sich die Druckdifferenz und somit der primäre Naturumlauf. Dessen Beitrag zum Reibungsdruckverlust im Bündelbereich wird kleiner, was zu einer Erhöhung des Bypass-Massenstroms führt (Abb. 4.3-74).

Bei einem bestimmten Wasserstand im Fallraum, etwa in der Höhe der Bündeloberkante, wird kein Wasser mehr im Separator abgeschieden. Der gesamte Wasserstrom aus dem Fallraum wird im Bündel verdampft. Bei niedrigen Bündelleistungen ($\leq 1,0$ MW) bleibt der Bypass-Massenstrom nun konstant. Bei höheren Leistungen verringert sich der Bypass-Massenstrom schon bei höheren Wasserständen im Fallraum, da der Wassermittelsdruck im Bündelbereich stärker ist und vom primären Naturumlauf kompensiert wird. Dieses experimentell beobachtete Verhalten wurde auch in der Nachrechnung wiedergegeben (Abb. 4.3-74).

Abb. 4.3-75 zeigt einen Vergleich zwischen den berechneten und den gemessenen Umlaufmassenströmen als Funktion der Bündelleistung für vier verschiedenen Wasserstände im Fallraum (DL = +50 ″, 0 ″, -50 ″ und -100 ″ im Bezug auf den so genannten SWR-Nullwasserstand, entsprechend den Höhen 13,72 m, 12,45 m, 11,18 m und 9,91 m in ATHLET). Die experimentellen Daten werden als Balken mit den dazu gehörenden Messunsicherheiten dargestellt. Der Vergleich zeigt, dass ATHLET den gemessenen Naturumlauf in Abhängigkeit sowohl von der Bündelleistung als auch vom Wasserstand im Fallraum zufriedenstellend wiedergeben kann. Die Umlaufmassenströme bei niedrigen Wasserständen werden zwar leicht überschätzt, die Abweichungen sind jedoch geringer als 15%.

4.3.4.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs FIST 6PMC1 zeigen, dass ATHLET die wesentlichen physikalischen Phänomene der Transiente wie Druckentlastung, Absinken des Ringraumfüllstands und Naturumlauf zuverlässig wiedergeben kann.

Das integrale Anlagenverhalten konnte in der Nachrechnung insgesamt gut reproduziert werden. Die Druckentlastung über die Sicherheitsventile konnte insbesondere in der Anfangsphase der Transiente sehr gut nachgebildet werden. Dies gilt ebenso für das Absinken des Ringraumfüllstands. Der externe Naturumlauf mit Kernkühlung über das untere Plenum wurde von ATHLET zuverlässig berechnet. Auch der anschließende Wechsel zum internen Naturumlauf mit Kühlung des Kerns über den Bypass konnte von ATHLET gut reproduziert werden. Allerdings ergab die Simulation für diese Versuchsphase kurzzeitig leicht erhöhte Hüllrohrtemperaturen, die im Versuch nicht beobachtet werden konnten. Hierbei wurde die kritische Heizflächenbelastung jedoch nicht

überschritten. Das Auffüllen des Druckbehälters wurde in der Simulation gut, wenn auch mit einer zeitlichen Verzögerung von etwa 100 s, wiedergegeben.

Ein detaillierter Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten liefert folgende Abweichungen:

- Es wird etwas zu viel Frischdampf aus dem System transportiert.
- Der Wasserstand fällt etwas zu weit ab und steigt erst verspätet wieder an.
- Für das Auffüllen des Druckbehälters wird zu viel Notkühlmittel eingespeist.
- Die Fluidichte im oberen Bereich des Kernbypasses ist während der Phase des internen Naturumlaufts zu gering.
- Das Fluid im Kernbypass ist während des internen Naturumlaufts zu stark unterkühlt.
- Im oberen Bereich der Heizstäbe kommt es während des internen Naturumlaufts kurzzeitig zum Austrocknen und infolgedessen zu leicht erhöhten Hüllrohrtemperaturen.

Alle Abweichungen weisen auf eine zu geringe Kondensation im oberen Plenum für den Zeitraum der Hochdrucksprühung hin. Dies zeigt, dass die thermohydraulischen Vorgänge an der Einspeisestelle des Hochdrucksprays ohne ein spezielles Kondensationsmodell für Sprühungen mit ATHLET nur unzureichend abgebildet werden können.

Insgesamt werden sowohl der interne Naturumlauf über den Kernbypass als auch der externe Naturumlauf über das untere Plenum von der Rechnung gut wiedergegeben. Allerdings liefert der Versuch für beide Vorgänge nur wenige Messwerte. Inwieweit ATHLET das Naturumlaufverhalten von SWR-Anlagen tatsächlich beschreiben kann, lässt sich somit nicht vollständig beantworten. Daher wurde eine weiterführende Untersuchung anhand des Naturumlaufversuchs FIST 6PNC1 durchgeführt.

Die ergänzende Nachrechnung des Versuchs 6PNC1 bestätigte, dass ATHLET den gemessenen Naturumlauf in Abhängigkeit sowohl von der Bündelleistung als auch vom Wasserstand im Fallraum realitätsnah wiedergeben kann. Die Umlaufmassenströme bei niedrigen Wasserständen werden zwar leicht überschätzt, die Abweichungen sind jedoch geringer als 15% /SCH 08a/.

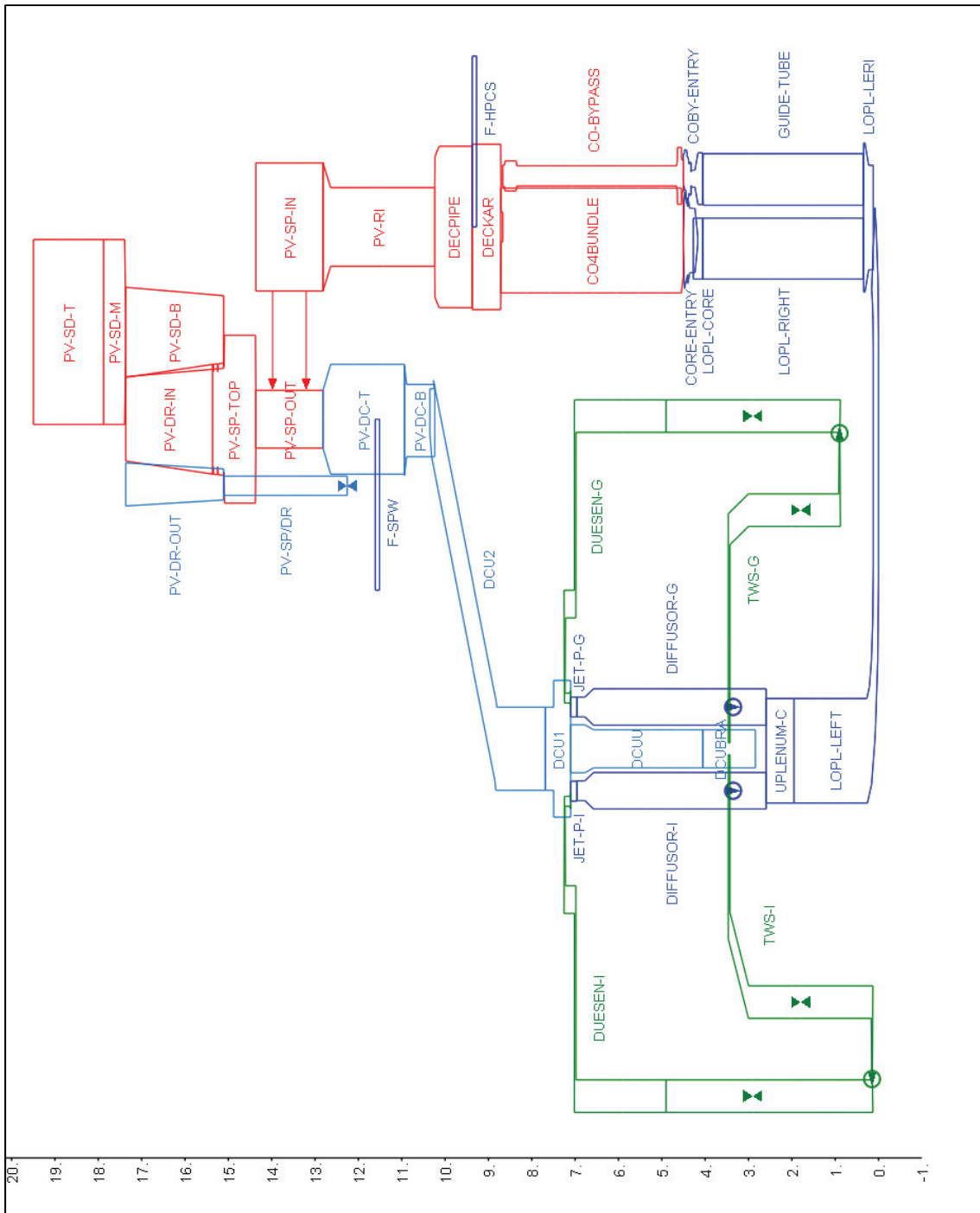


Bild 4.3-59: Schematische Darstellung der FIST-Anlage mit ATHLET

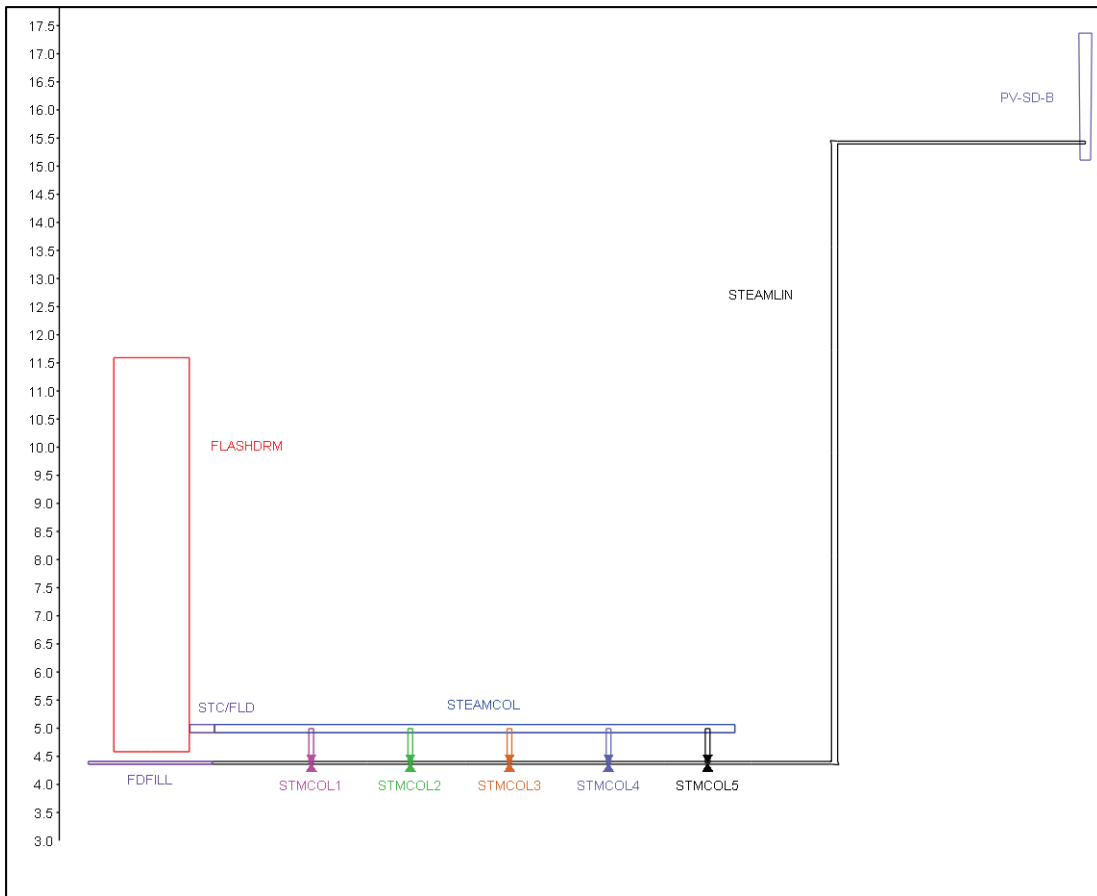


Bild 4.3-60: Schematische Darstellung des Frischdampfsystems mit ATHLET

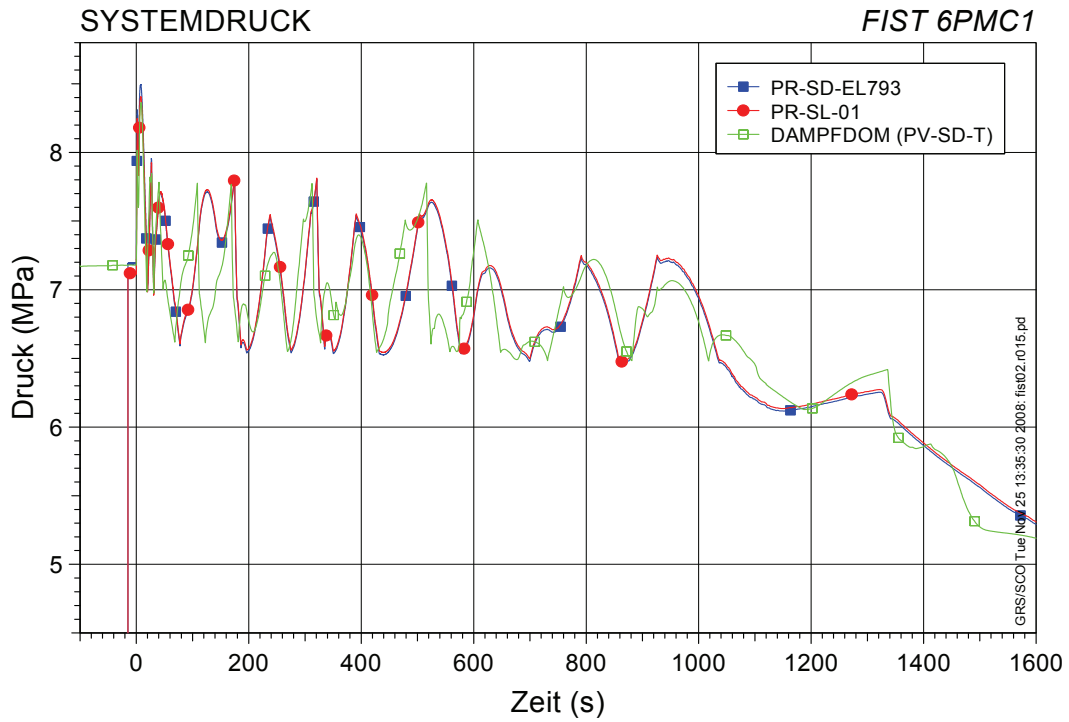


Bild 4.3-61: FIST 6PMC1: Systemdruck

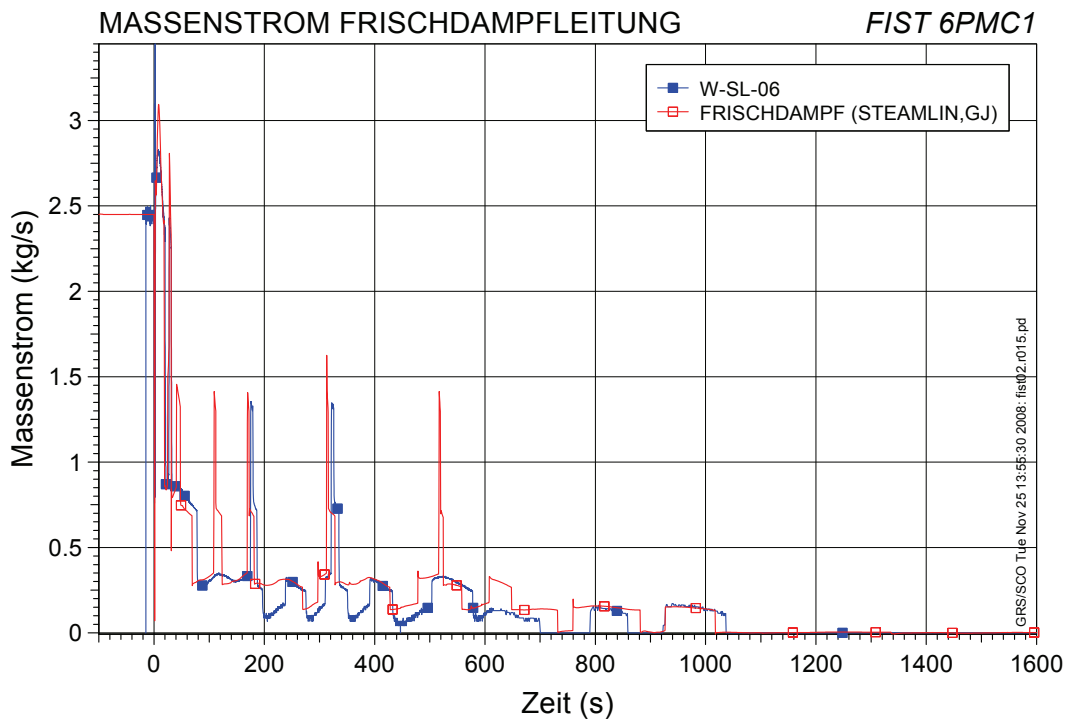


Bild 4.3-62: FIST 6PMC1: Massenstrom in der Frischdampfleitung

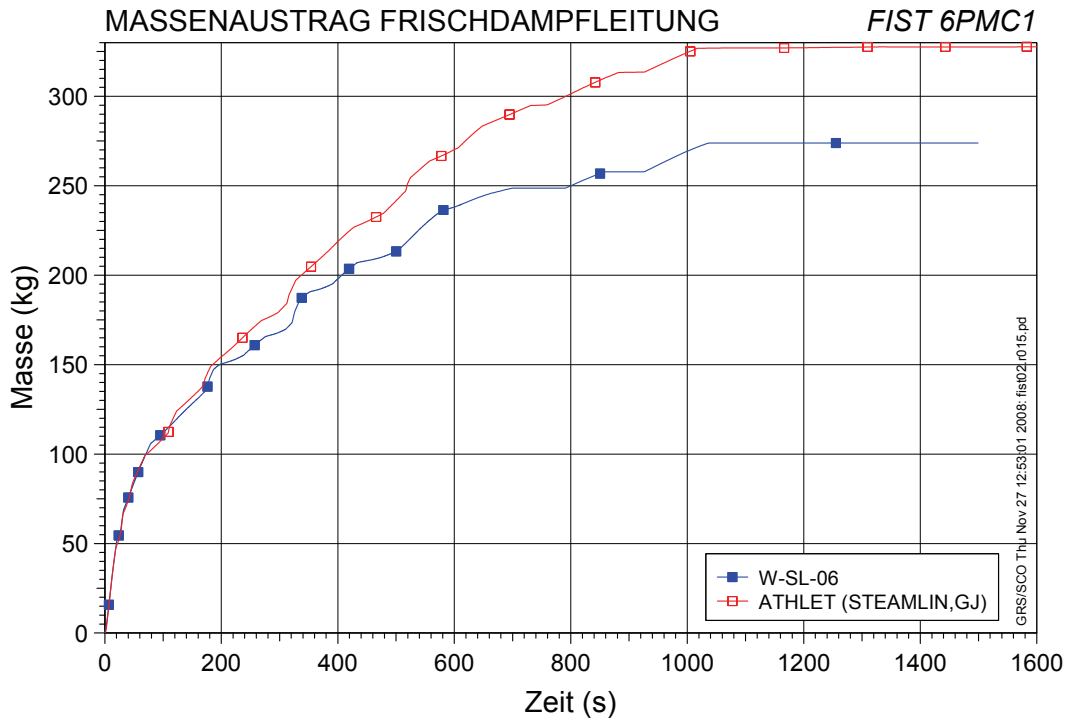


Bild 4.3-63: FIST 6PMC1: Über die Zeit integrierter Massenstrom in der Frischdampfleitung

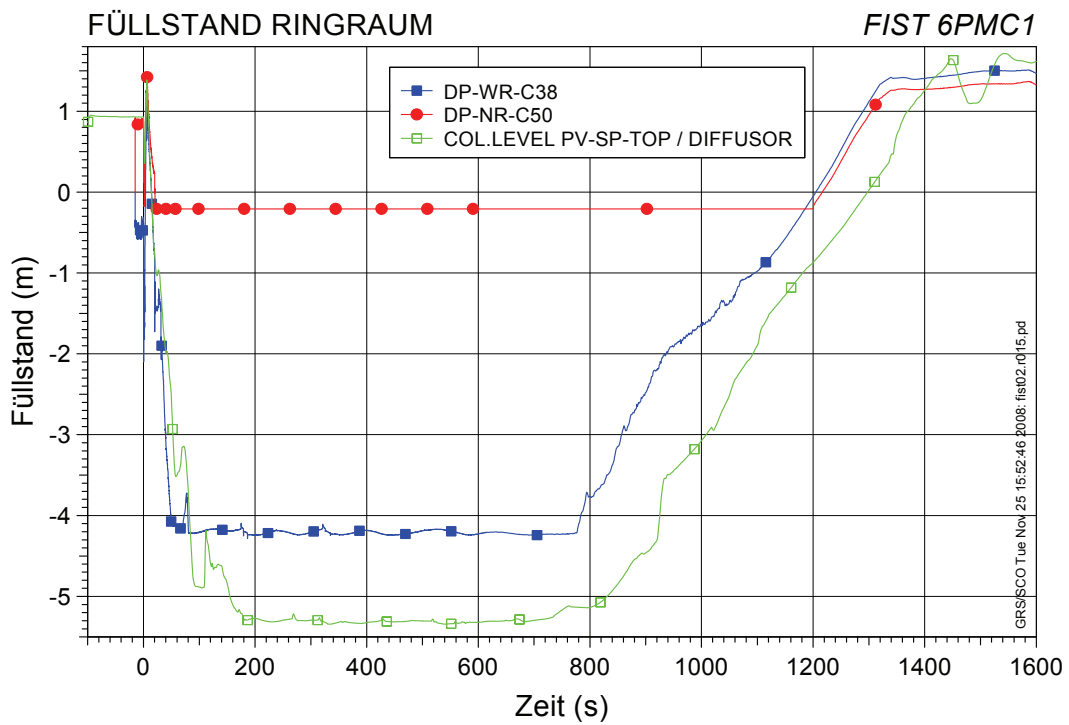


Bild 4.3-64: FIST 6PMC1: Füllstand im Ringraum

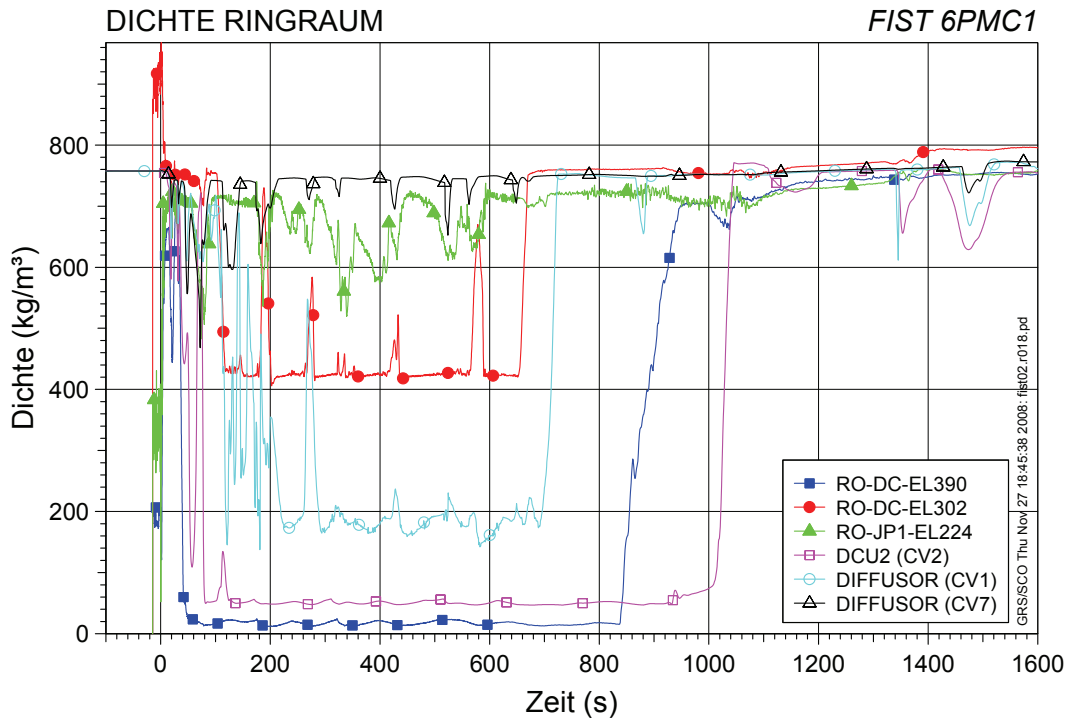


Bild 4.3-65: FIST 6PMC1: Dichte im Ringraum

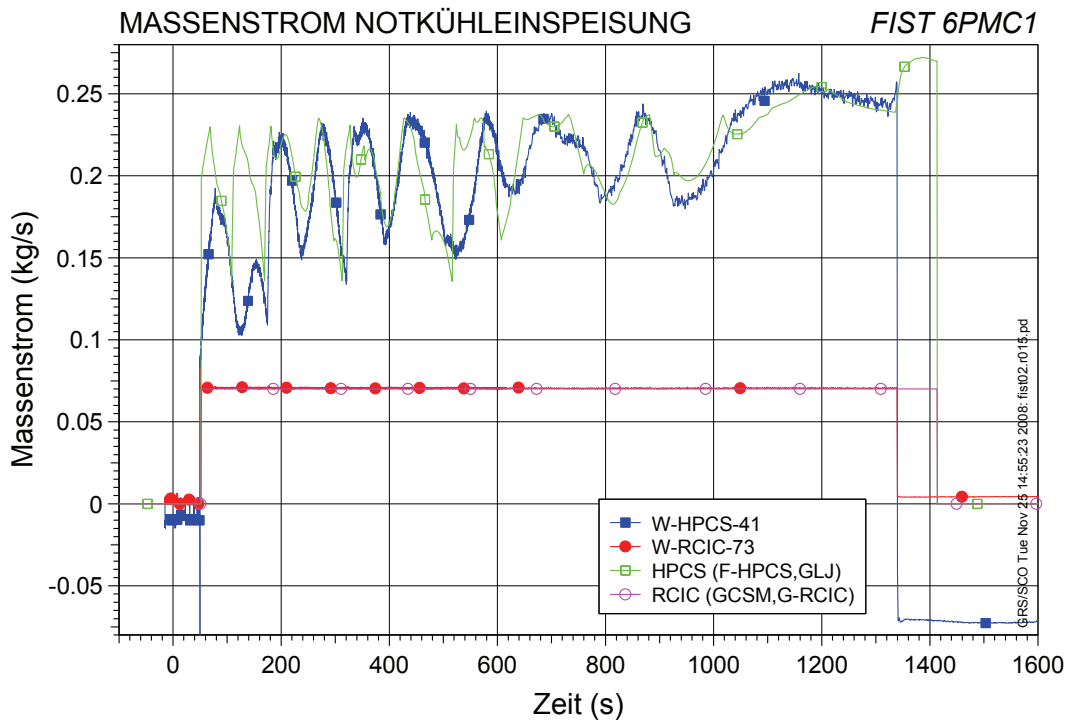


Bild 4.3-66: FIST 6PMC1: Notkühleinspeisung

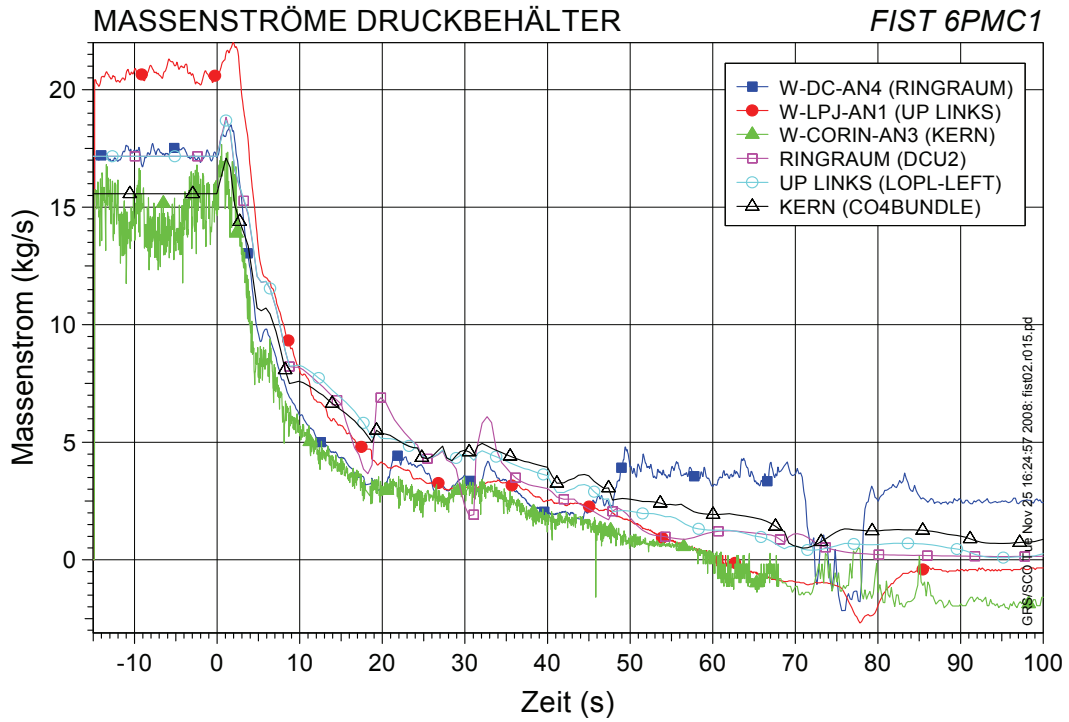


Bild 4.3-67: FIST 6PMC1: Massenströme im Ringraum, unteren Plenum und Kern

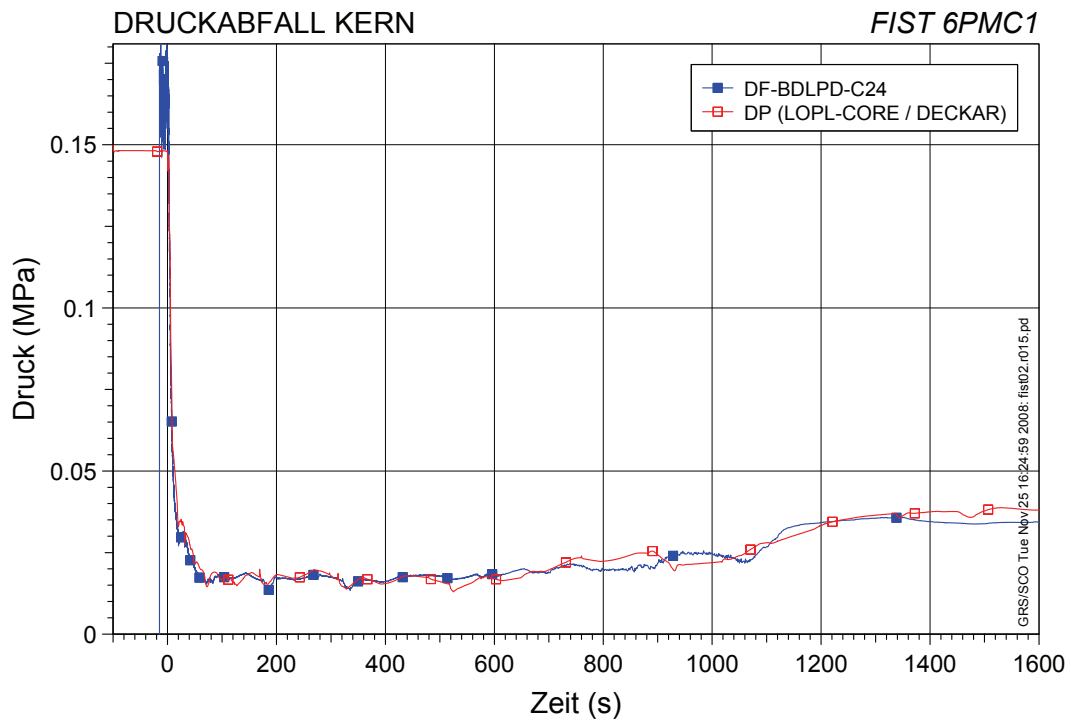


Bild 4.3-68: FIST 6PMC1: Druckdifferenz zwischen Kerneintritt und oberem Plenum

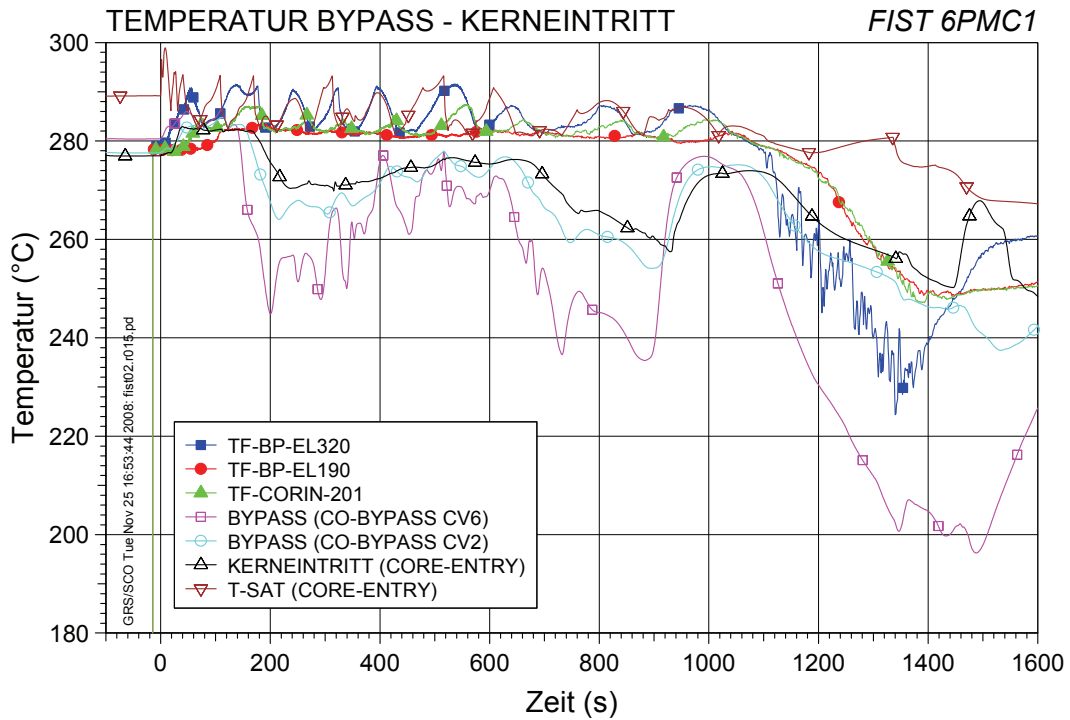


Bild 4.3-69: FIST 6PMC1: Fluidtemperaturen im Kernbypass und am Kerneintritt

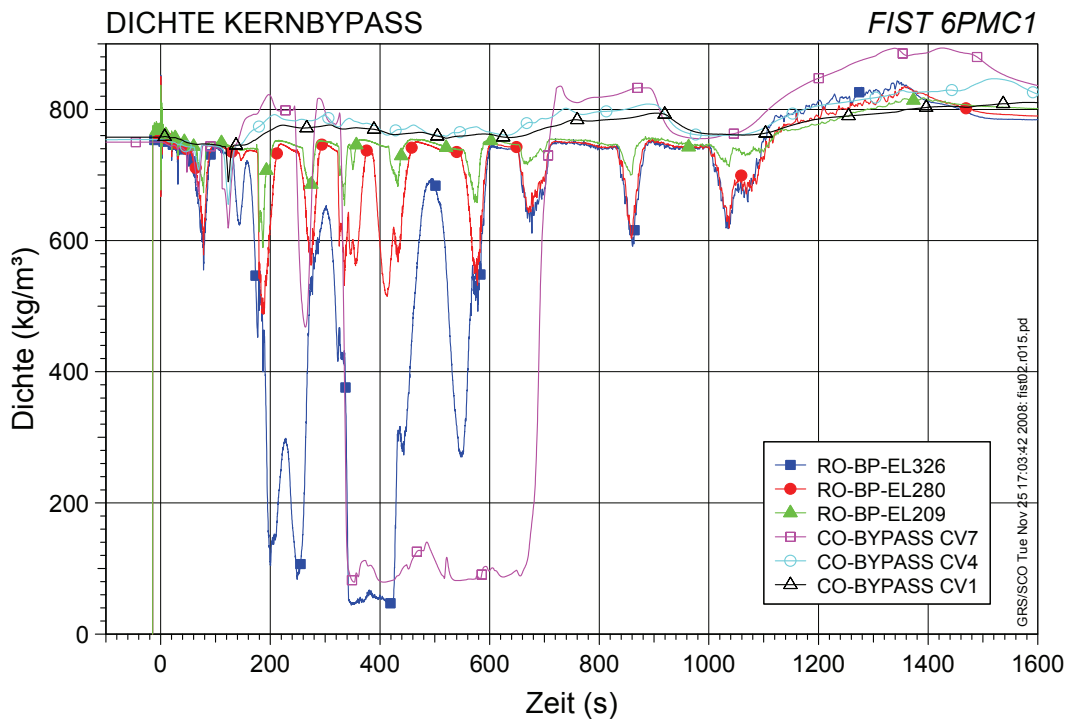


Bild 4.3-70: FIST 6PMC1: Dichte im Kernbypass für verschiedene axiale Positionen

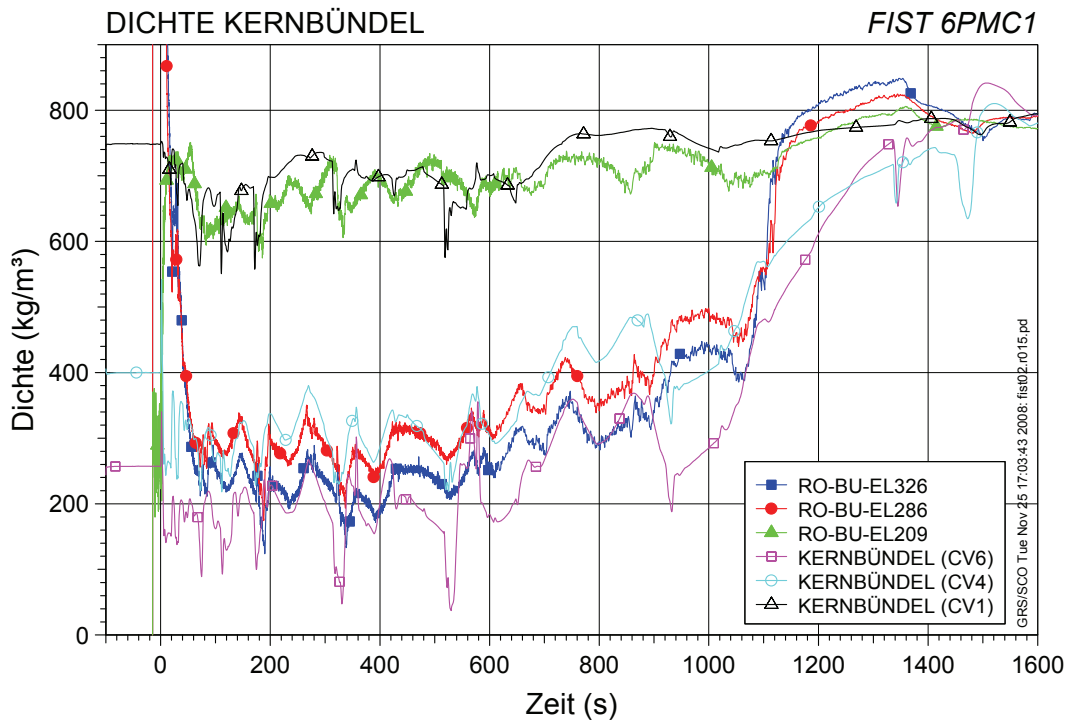


Bild 4.3-71: FIST 6PMC1: Dichte im Kernbündel für verschiedene axiale Positionen

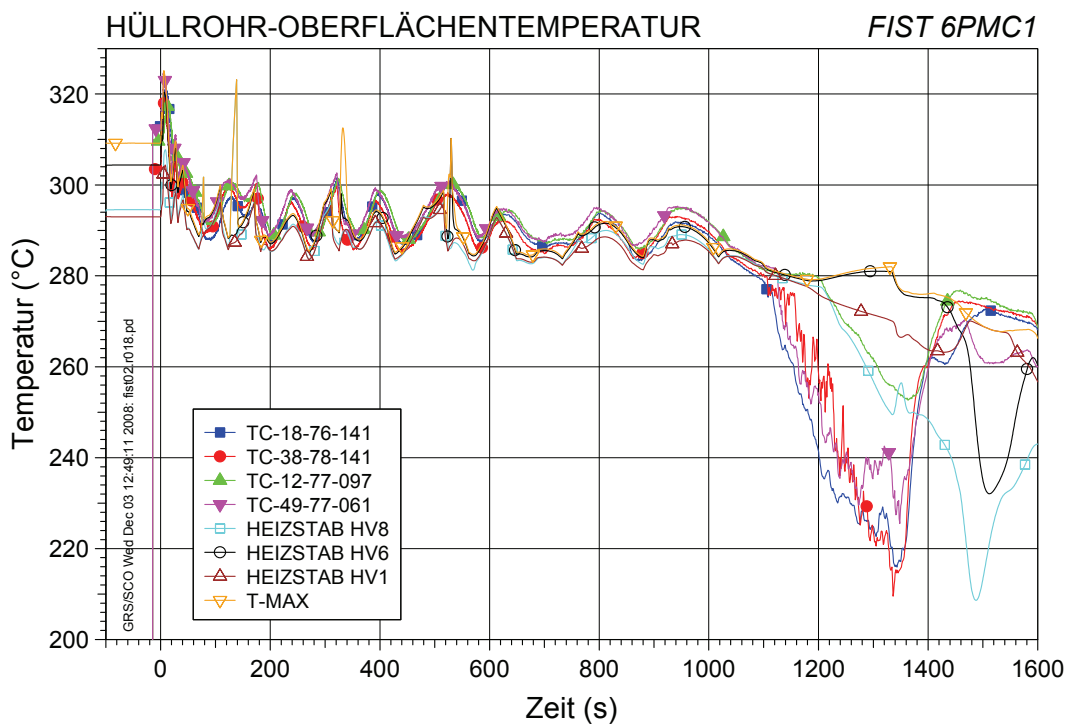


Bild 4.3-72: FIST 6PMC1: Hüllrohrtemperatur an unterschiedlichen Positionen

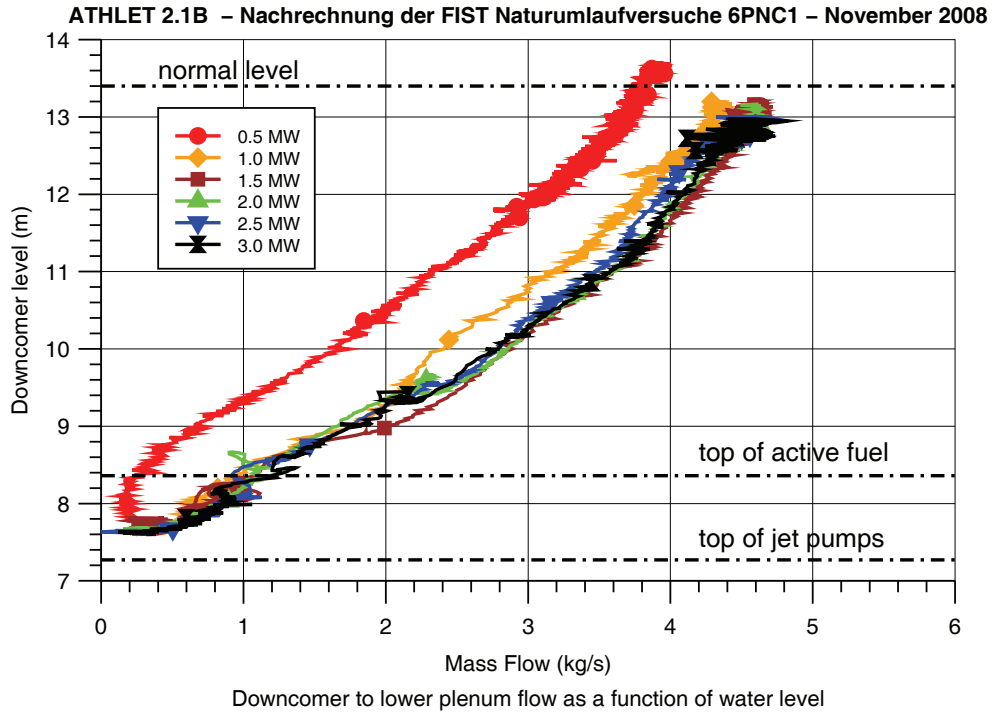


Bild 4.3-73: FIST 6PNC1: Primärer Naturumlauf als Funktion des Wasserstands im Ringraum

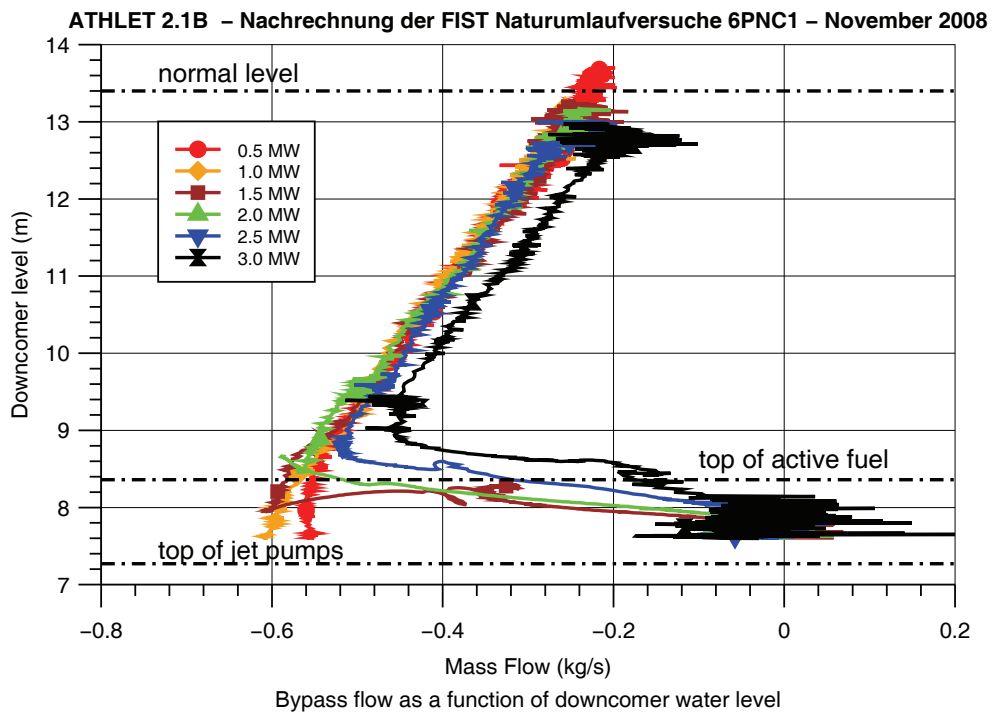


Bild 4.3-74: FIST 6PNC1: Bypass-Massenstrom als Funktion des Wasserstands im Ringraum

ATHLET 2.1B – Nachrechnung der FIST Naturumlaufversuche 6PNC1 – November 2008

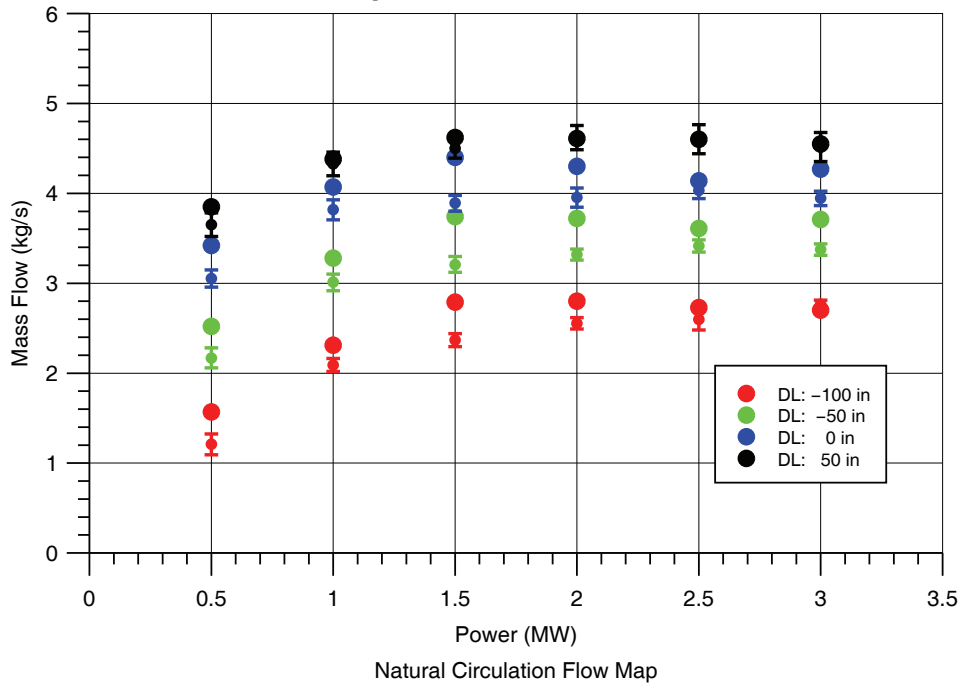


Bild 4.3-75: FIST 6PNC1: Naturumlauf als Funktion der Bündelleistung und des Wasserstands im Ringraum

4.4 Teilnahme am Internationalen Standardproblem ISP-50

In einer Sitzung des NEA Committee 261st Safety of Nuclear Installation (CSNI) in Dezember 2008 wurde die Durchführung eines neuen Internationalen Standardproblems im Bereich Thermohydraulik-Kühlkreislauf mit der Bezeichnung ISP-50 beschlossen. Das ISP-50 wird von der koreanischen Behörde KAERI organisiert, und findet zwischen Februar 2009 und Oktober 2011 statt. Vierzehn internationale Organisationen mit voraussichtlich neun verschiedenen Rechenprogrammen nehmen daran teil /CHO 09/.

Gegenstand dieses Standardproblems ist die Simulation eines 50%-Bruchs in einer der vier am Reaktordruckbehälter angeschlossenen Notkühleinspeiseleitungen (DVI – Direct Vessel Injection) der koreanischen Versuchsanlage ATLAS. Diese Anlage bildet einen kommerziellen Reaktor des Typs APR-1400 im volumetrischen Maßstab 1/288 und mit einem Höhen-Verhältnis 1/2 nach.

Anhand der von den Organisatoren zur Verfügung gestellten Dokumentation wurde ein ATHLET-Datensatz für die ATLAS-Anlage neu erstellt. Wesentliches Merkmal des Datensatzes ist die Aufteilung des Ringraums im Reaktordruckbehälter in vier Parallelkanäle, entsprechend der Anordnung der Notkühlleitungsstützen in der Anlage.

Die Abb. 4.4-1 zeigt die Nodalisierung des Primärkreises, mit dem Reaktordruckbehälter, dem Druckhalter und den Kühlmittelschleifen. Die kalten Stränge, vom Austrittsplenum des Dampferzeugers bis zum Reaktordruckbehälter, wurden wie in der Anlage in zwei parallele Leitungen aufgeteilt. Der Reaktordruckbehälter ist in Abb. 4.4-2 detaillierter dargestellt. Der Ringraum wurde in vier parallele, mit Querverbindungsleitungen verbundene Kanäle aufgeteilt (PV-DC-XX1A, -XX1B, -XX2A, -XX2B).

Der Kernbereich wird mit zwei parallelen, ringförmigen Kanälen simuliert. Der innere Kernring (PV-CORE1) enthält 174 beheizte und 2 unbeheizte Stäbe; der Außerring PV-CORE2 fasst 216 beheizte und 4 unbeheizte Stäbe zusammen. Beide Ringe sind mit dem Querverbindungsobjekt PV-CORE-CC verbunden. Der aktive Kernbereich wurde in 11 axiale Nodes aufgeteilt. Die fünf Steuerstabführungsrohre im Kernbereich sowie die 4 im oberen Plenum werden durch die Objekte PV-GUIDE bzw. PV-UP-GT dargestellt.

Bild 4.4-3 zeigt die Nodalisierung der Druckspeicher (SIT) und der entsprechenden Einspeiseleitungen, sowie der Bruchleitung (PB-BREAK), die mit dem Containment-Behälter verbunden ist. Dieser wird als „time-dependent“ Volumen mit dem im Versuch gemessenen Druck nachgebildet. Die Sicherheitseinspeisung (SIP) wird durch ein an der Notkühleinspeiseleitung verbundenes Fill-Objekt dargestellt.

Schließlich zeigt die Abb. 4.4-4 die Modellierung der Sekundärseite der Dampferzeuger. Entsprechend dem Aufbau eines Dampferzeugers mit Vorwärmer („economizer“), ist das Fallrohr S1-DC-B1 mit dem unteren Plenum S1-LP verbunden, während das Fallrohr S1-DC-B2 direkt an den unteren Teil des Steigraums S1-RISIN anschließt. Das Vorwärmer-Speisewasser wird in das Objekt S1-ECO eingespeist. Das Fallrohr-Speisewasser (S1-FW) wurde für diesen Versuch nicht verwendet.

Die gesamte Nodalisierung beinhaltet 130 Thermo-Fluid-Objekte (TFOs) mit 247 Kontrollvolumina und 327 Leitungen, sowie 129 Wärmeleit-Objekte (HCOs) mit insgesamt 331 Wärmeleitelementen. Die Tabelle 4.4-1 vergleicht die berechneten Volumina der Anlagenkomponenten mit den Angaben aus /KAN 09/. Da das Pumpenmodell in ATHLET leitungsbezogen ist, wurde das tatsächliche Volumen der Hauptkühlmittelpumpen den benachbarten Objekten zugeordnet. Das Volumen der Stutzen der heißen Stränge innerhalb des Druckbehälters wurde in den Objekten P1-HL und P2-HL berücksichtigt.

Zur Simulation der Vorgänge im Primärkreislauf wird im Allgemeinen das 6-Gleichungsmodell angesprochen. Ausnahmen bilden der Druckhalter mit der Volumenausgleichleitung, die Bruchleitung, die Druckspeicher mit den entsprechenden Einspeiseleitungen und der gesamte Sekundärkreis, für die das 5-Gleichungsmodell verwendet wird.

In den Branch-Objekten mit Anbindung an mehrere Pipe-Objekte, z. B. im Deckelraum, werden das BRANCHING- und das BRANCH2M-Modell zur genaueren Bestimmung des Impulseintrags verwendet. Für den Queraustausch zwischen den parallelen Kanälen im Kernbereich und im Ringraum wird die Option für Querströmung im Bündel (Eingabe JDRIFT=5) verwendet. Zur Ermittlung des Wassermittresses am Eintritt und am Austritt der Volumenausgleichsleitung wird das T-Modell eingesetzt.

Zur Berechnung der Reibungsdruckverluste im Primär- und im Sekundärkreis wird die Option ITMPO=2 mit Bestimmung der Rohrreibungszahlen als Funktion der

Reynoldszahlen nach Coolebrook eingesetzt. Im Zweiphasenbereich wird der Martinelli-Nelson-Multiplikator verwendet. Die Simulation der Druckverluste im Primärkreis wurde anhand von Messungen aus einem stationären Vorversuch in der ATLAS-Anlage /KAN 09/ bei voller Pumpenleistung aber im kalten Zustand (0.435 MPa, 29 C) überprüft.

Mit den vorgegebenen Anfangs- und Randbedingungen wurde die für die erste Phase des ISP-50 vorgesehene „doppelblinde“ Simulation (d.h. erstmalige Simulation eines Versuchs in dieser Anlage, ohne Kenntnisse der Versuchsergebnisse) mit der neuesten Code-Version ATHLET Mod 2.2 Cycle A durchgeführt.

Der im Experiment gemessene Anfangszustand wurde im Verlauf einer Einschwingrechnung über 200 s eingestellt. Ein Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Parametern im stationären Zustand, unmittelbar vor der Bruchöffnung, ist der Tabelle 4.4-2 zu entnehmen.

Die wesentlichen Ergebnisse der Simulation sind in den Bildern 4.4-5 bis 4.4-10 zusammengefasst.

Die Bilder 4.4-5 und 4.4-6 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreis. Nach der Bruchöffnung sinkt der Primärdruck bei unterkühlter Bruchausströmung rasch ab. Das Signal „Niedriger Druck im Druckhalter“ (LPP) wird bei einem Druck von 10,73 MPa angesprochen, was zur Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen und zur sekundärseitigen Isolierung der Dampferzeuger führt. Gleichzeitig wird die Bündelleistung auf die skalierte Nachzerfallsleistung verringert. Die oberen Bereiche des Primärkreises erreichen den Sättigungszustand etwa 50 s nach Beginn der Transienten. Der Primärdruck stabilisiert sich dann um den Wert 8,5 MPa, bis zum Übergang von zweiphasiger Strömung auf einphasige Dampfausströmung bei etwa 230 s. Etwa 500 s nach der Bruchöffnung wird die Notkühleinpeisung bei einem Primärdruck von 4,03 MPa eingeleitet.

Mit der Isolierung der Dampferzeuger nach der Auslösung des LPP-Signals steigt der Sekundärdruck bis zum Ansprechdruck der Sicherheitsventile (Abb. 4.4-6). Dieser Anstieg wird dann durch ein mehrmaliges Ansprechen der Entlastungsventile auf etwa 8,1 MPa begrenzt. Hauptsächlich wegen der relativ großen Wärmeverluste zur Umgebung sinkt der Sekundärdruck im weiteren Verlauf des Versuchs kontinuierlich.

Der berechnete Bruchmassenstrom ist in Bild 4.4-7 dargestellt. Mit dem sinkenden Wasserstand im Fallraum des RDB wird die Bruchleitung bei etwa 230 s freigelegt. Durch die Wiederauffüllung des Druckbehälters erreicht der Wasserstand die Unterkante der Bruchleitung bei etwa 2200 s (Abb. 4.4-10). Danach gleicht die Bruchausströmung den Massenstrom der Sicherheitspumpe aus, und das Primärsystem erreicht einen Gleichgewichtszustand bei einem Druck von etwa 1,8 MPa. Im Bild 4.4-8 wird der berechnete Druck stromaufwärts vom Bruchventil mit den entsprechenden Messwerten verglichen. Diese Messwerte wurden neben der Kernleistung und dem Druck im Containment als Randbedingung für die Simulation mitgeliefert.

Die berechnete Einhüllende der Hüllrohrtemperaturen ist in Abb. 4.4-9 zu ersehen. Der höchste Wert, 735 K, wurde bei ca. 700 s erreicht. Etwa 1080 s nach Beginn der Transienten ist der gesamte Kernbereich wieder benetzt.

Schließlich zeigt die Abb. 4.4-11 die Wasserstände in den Druckspeichern. Die aufwändige Logik zur Begrenzung der Einspeisung bei niedrigen Wasserständen in ATLAS, die notwendig ist um das entsprechende Sicherheitssystem der APR-Anlage korrekt nachzubilden, wurde zwar im ATHLET-Datensatz modelliert aber in dieser Simulation nicht angesprochen.

Zur Absicherung der erzielten Ergebnisse wurden zusätzliche Parameterstudien durchgeführt. Dabei wurden, neben der Anwendung des Wasserspiegelmodells im Ringraum, die Nodalisierung im Kernbereich und die Strömungswiderstände in den Druckspeicherleitungen variiert, ohne dass sich die Rechenergebnisse nennenswert unterscheiden.

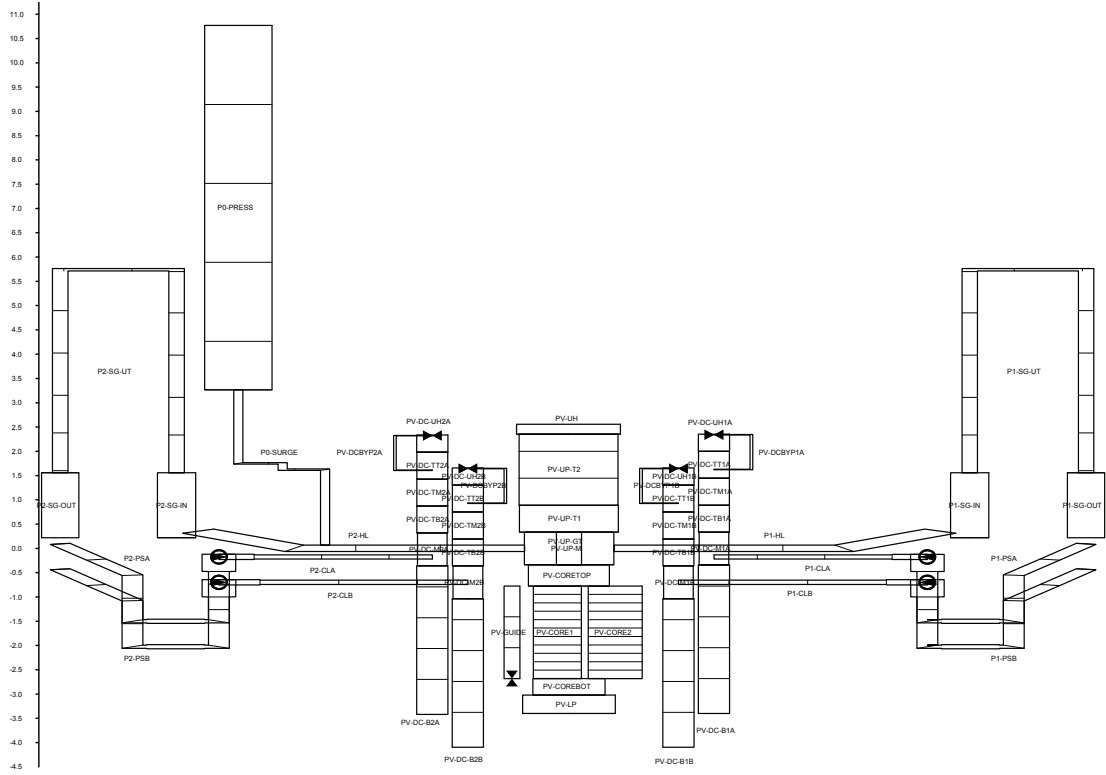
Die Ergebnisse der ATHLET-Vorausrechnung wurden im vorgegebenen Format den Organisatoren Anfang Januar 2010 zugesandt. Die Auswertung dieser ersten Phase des ISP-50, mit der Gegenüberstellung der Rechenergebnisse aller Teilnehmer und Veröffentlichung der Versuchsergebnisse, ist für Ende März 2010 vorgesehen.

Tabelle 4.4-1 Volumenverteilung in der ATLAS-Anlage

Komponenten	ATLAS /KAN 09/ (m³)	ATHLET (m³)
Primärkreis		
RDB – Kern, unteres und oberes Plenum	0.3860	0.3765
RDB – Ringraum	0.1670	0.1670
Heißer Strang (2x)	0.0190	0.0253
DE Eintrittsplenum (2x)	0.0709	0.0709
DE U-Rohre (2x)	0.1633	0.1637
DE Austrittsplenum (2x)	0.0709	0.0709
Pumpenbogen – „Intermediate leg“ (4x)	0.0161	0.0179
Pumpen (4x)	0.0068	-
Kalter Strang (4x)	0.0100	0.0148
Druckhalter	0.2726	0.2735
Volumenausgleichleitung	0.0047	0.0041
Gesamt – Reaktorkühlsystem	1.6101	1.6135
Sekundärkreis (2x)		
DE – Fallraum	0.2471	0.2457
DE – Steigraum	0.6739	0.6739
Separator	0.0628	0.0628
Dampfdom	0.1868	0.1868
Gesamt	1.1706	1.1692

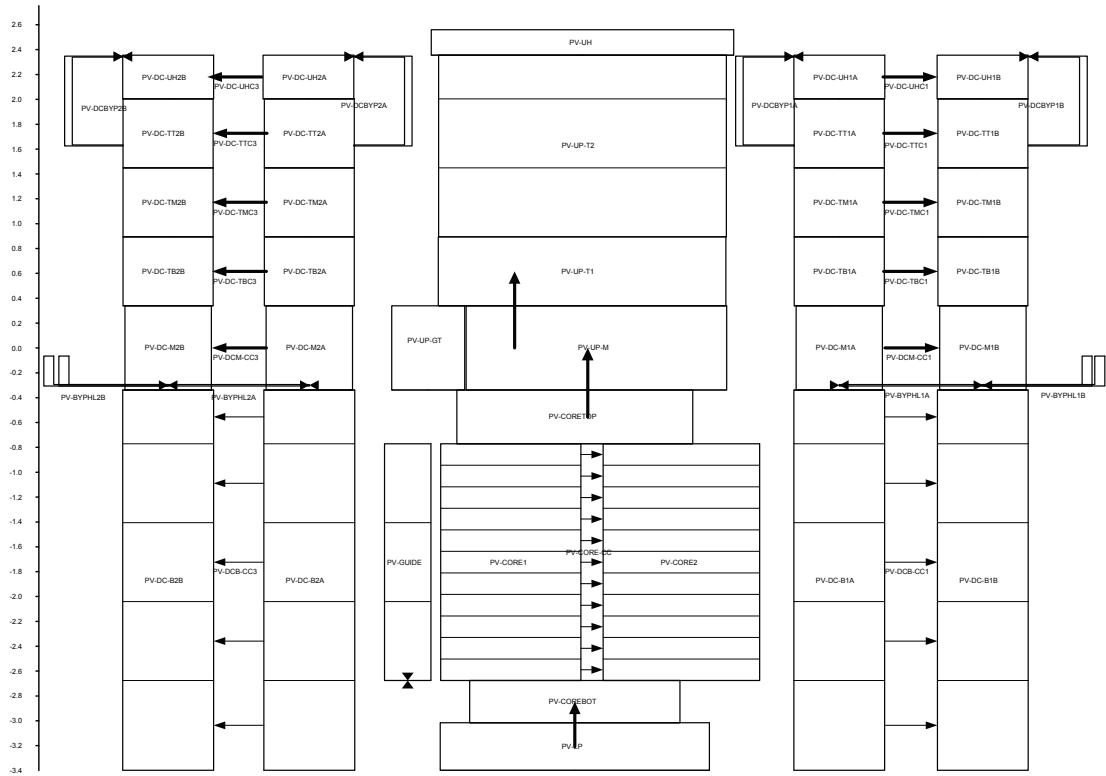
Tabelle 4.4-2 ISP-50: Anfangsbedingungen

Parameter	Experiment	ATHLET
Primärkreis		
Kernleistung (MW)	1.636	1.636
geschätzte Wärmeverluste (kW)	83.5	83.59
Druck im Druckhalter (MPa)	15.596	15.60
Kerneintrittstemperatur (°C)	290.0	292.5
Kernaustrittstemperatur (°C)	325.0	325.7
Temperaturen in den heißen Strängen (°C) Loops 1 / 2	324.4 / 325.3	325.3 / 325.3
Temperaturen in den kalten Strängen (°C) 1A/1B/2A/2B	292.2 / 292.1 291.8 / 292.0	292.0 / 292.0 292.0 / 292.0
Loop-Massenströme (kg/s) – 1A/1B/2A/2B	2.2 / 2.2 2.3 / 2.2	2.12 / 2.12 2.12 / 2.12
Bypass – Ringraum / Deckelraum (kg/s)	~ 0.0	-0.038
Bypass – Ringraum / heiße Stränge (kg/s)	~ 0.0	0.034
Wasserstand im Druckhalter (m)	3.32	3.29
Pumpendrehzahl (RPM)	-	152
Sekundärkreis		
	DE1 / DE2	DE1 / DE2
Druck im Dampfdom (MPa)	7.83 / 7.83	7.833 / 7.833
Temperatur im Dampfdom (°C)	295.4 / 295.6	293.6 / 293.6
Speisewassertemperatur – Vorwärmer (°C)	234.4 / 235.2	235.0 / 235.0
Speisewassermassenstrom (kg/s)	0.431 / 0.435	0.435 / 0.435
Wasserstand (m)	2.03 / 1.97	2.054 / 2.053
Wärmeabfuhr (MW)	0.693 / 0.774	0.790 / 0.790
geschätzte Wärmeverluste (kW)	28.5 / 28.5	28.26 / 28.26



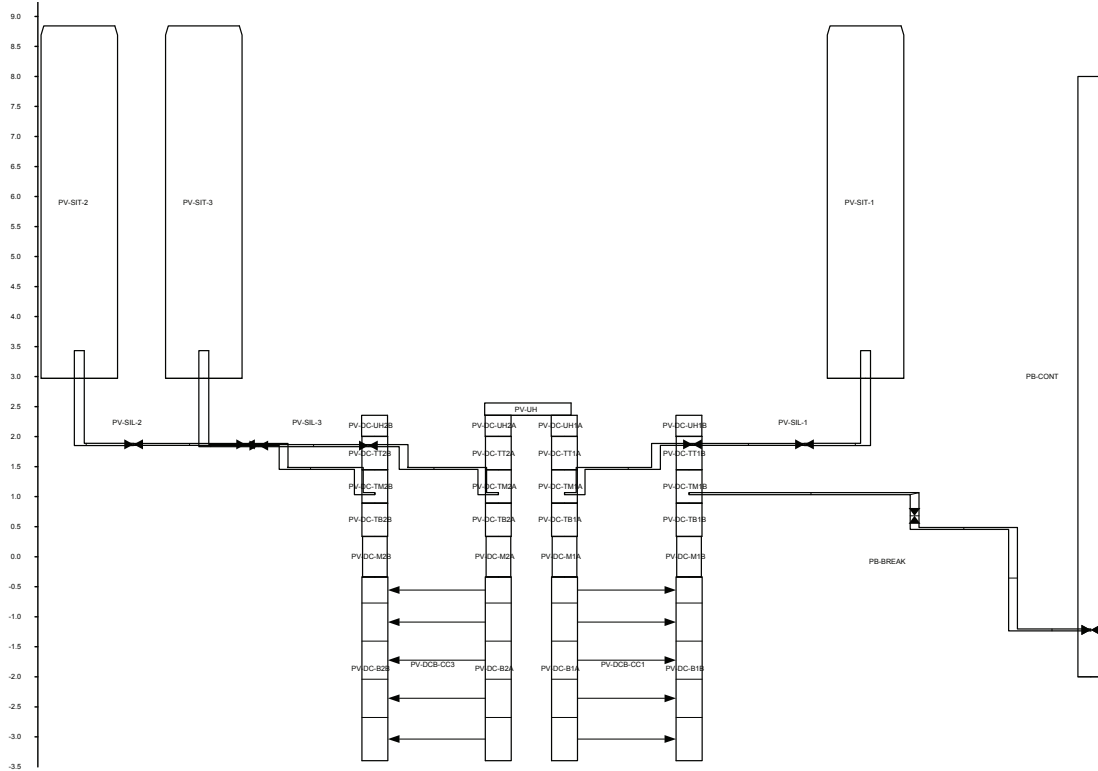
ATHLET Nodalization for the ATLAS Facility (primary circuit)

Bild 4.4-1: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Primärkreis)



ATHLET Nodalization for the ATLAS Test Facility (Reactor Vessel)

Bild 4.4-2: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Druckbehälter)



ATHLET Nodalization for the ATLAS Test Facility (SIS)

Bild 4.4-3: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Druckspeicher)

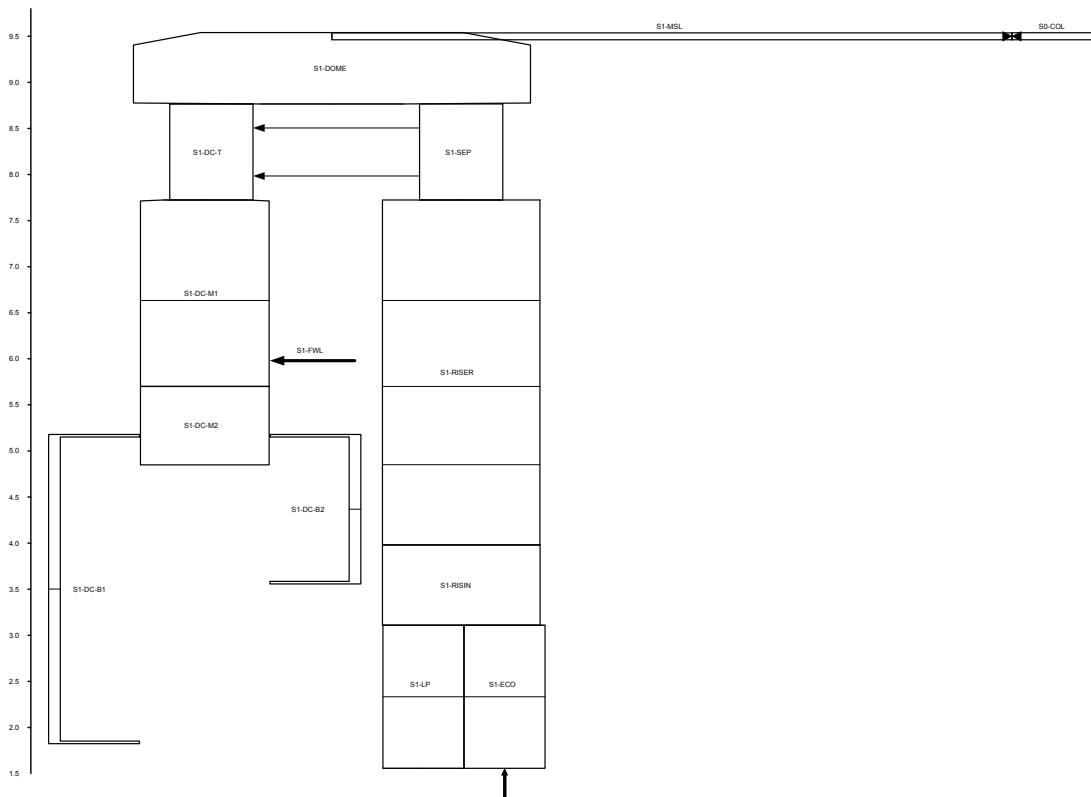


Bild 4.4-4: ATHLET Nodalisierung für die ATLAS-Anlage (Dampferzeuger DE1)

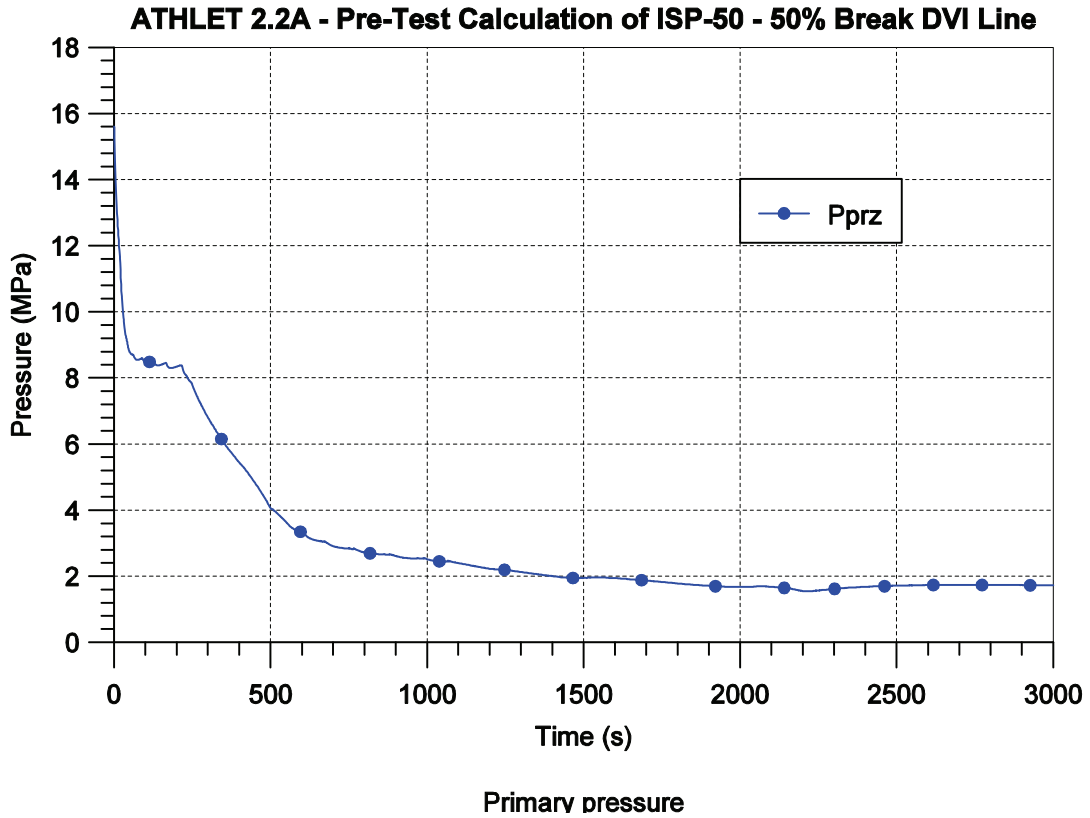


Bild 4.4-5: ISP-50: Primärdruck

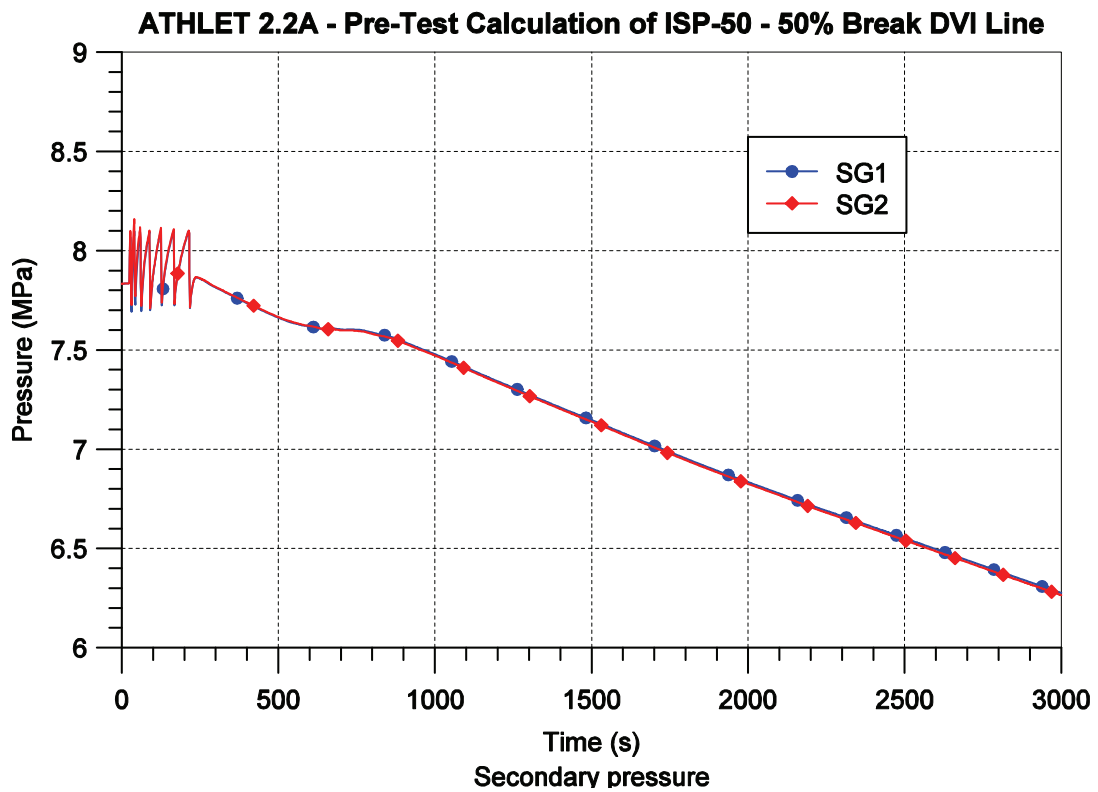


Bild 4.4-6: ISP-50: Sekundärdruck

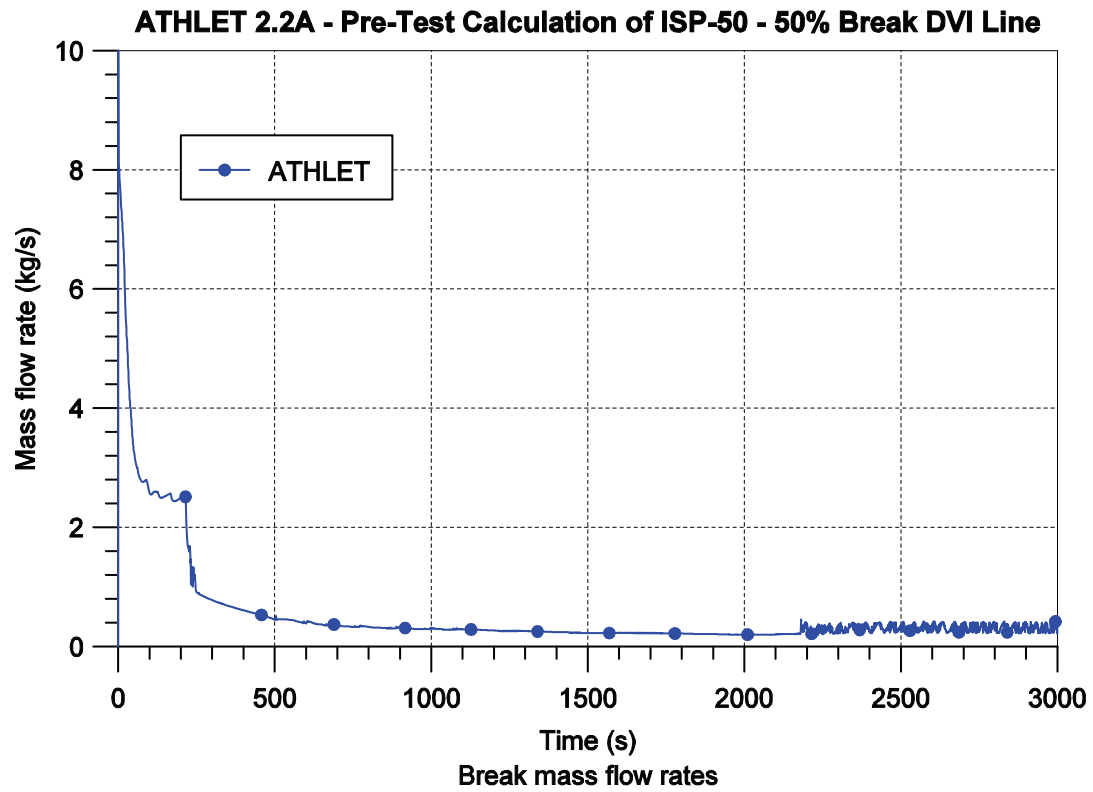


Bild 4.4-7: ISP-50: Bruchmassenstrom

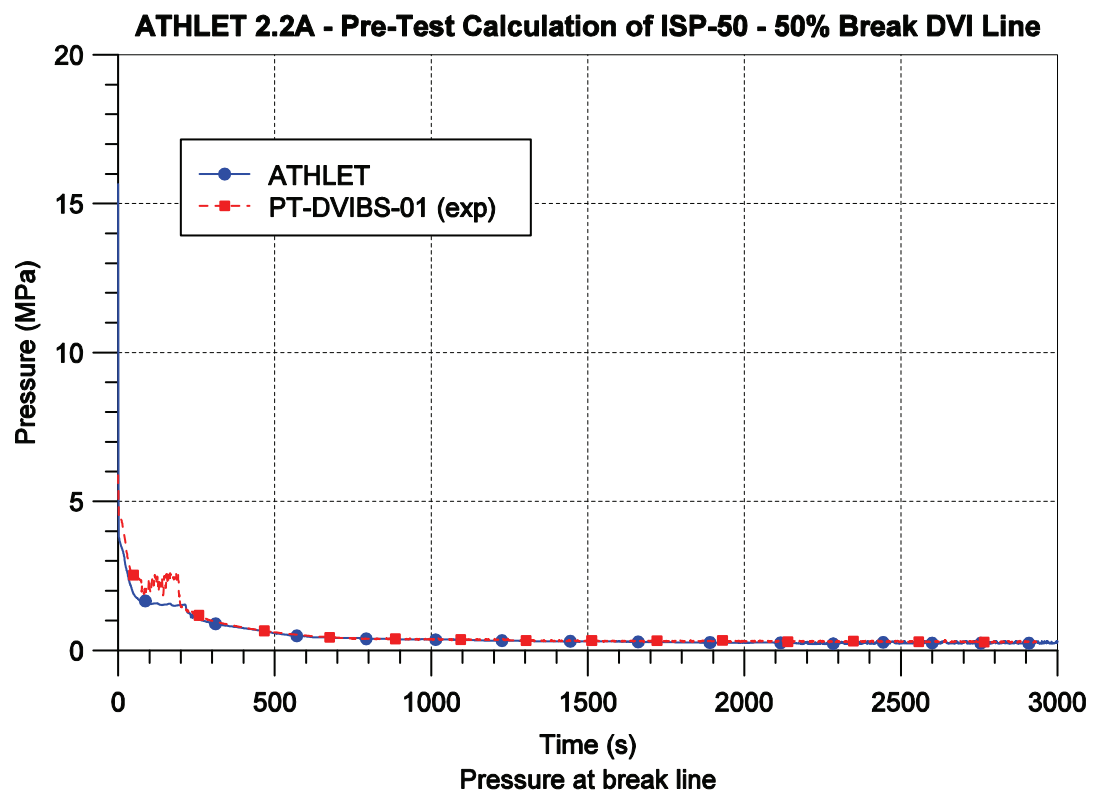
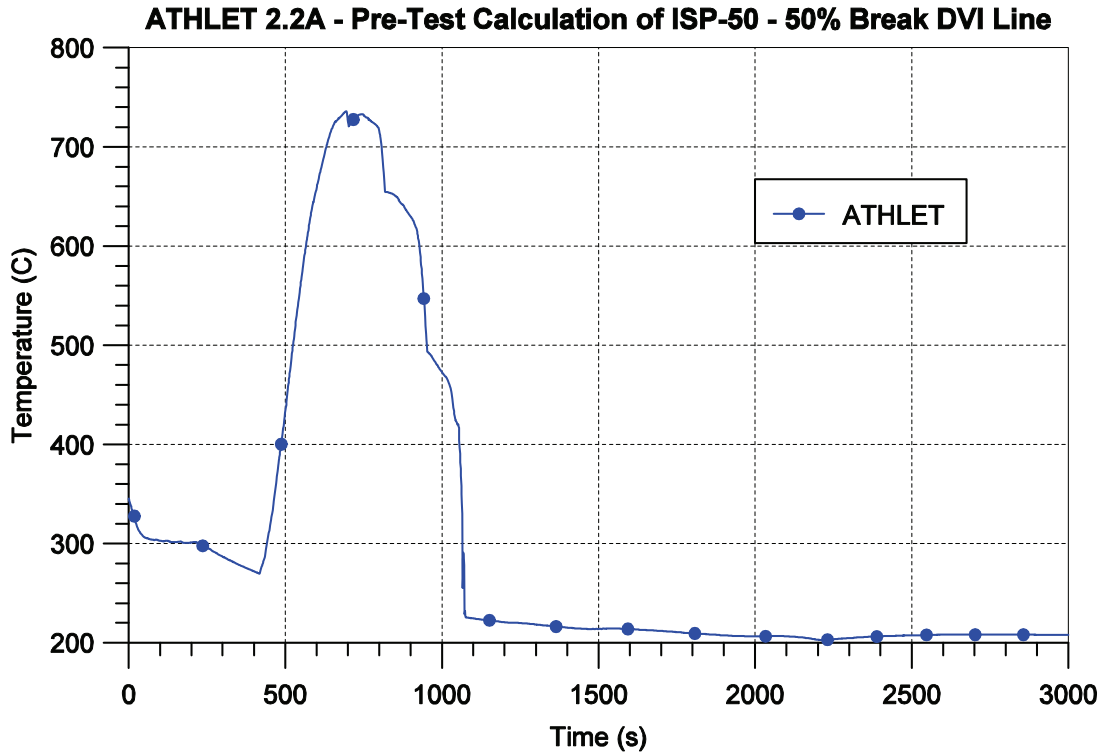
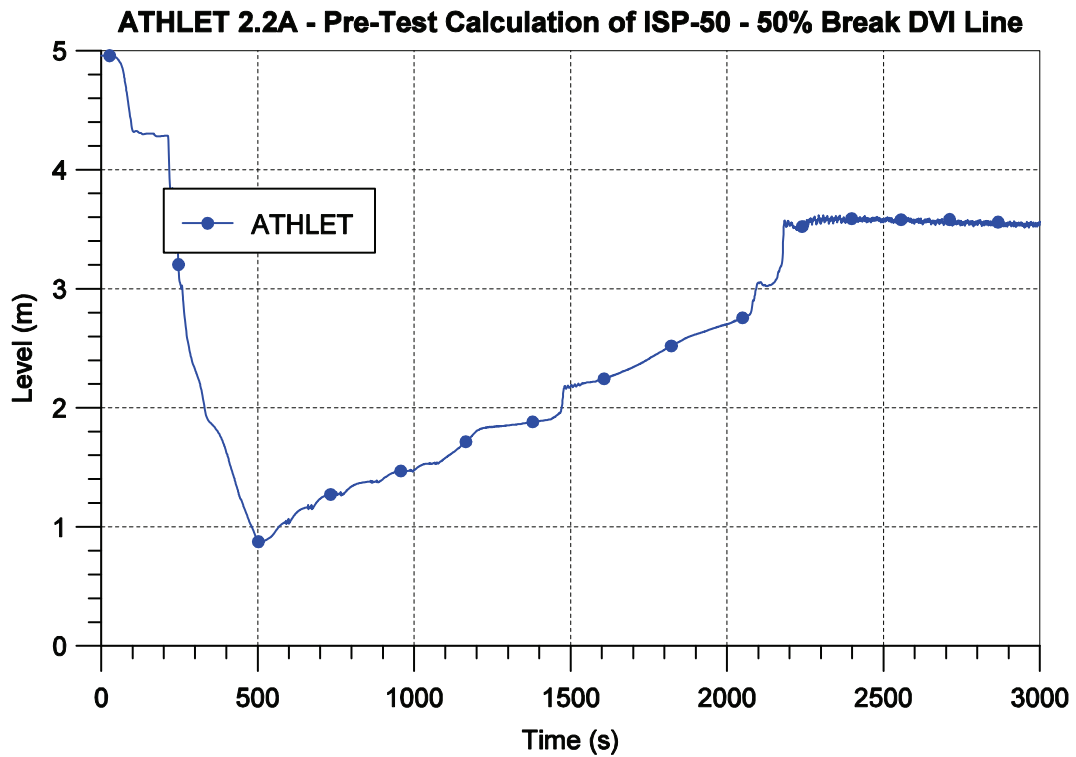


Bild 4.4-8: ISP-50: Druck in der Bruchleitung



Maximum cladding temperatures

Bild 4.4-9: ISP-50: Maximale Hüllrohrtemperaturen



Collapsed level in downcomer

Bild 4.4-10: ISP-50: Wasserstand im Ringraum

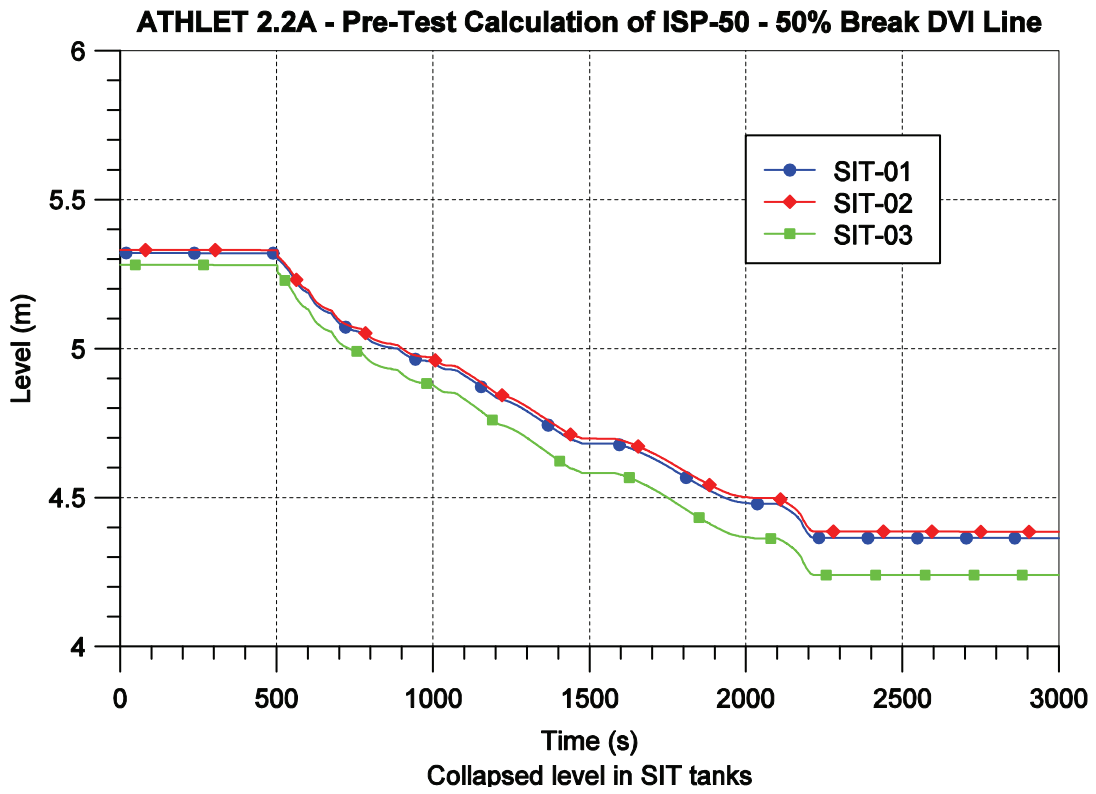


Bild 4.4-11: ISP-50: Wasserstände in den Druckspeichern

5 Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD

Die Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD haben sich auf drei wesentliche Aufgaben konzentriert:

- Überprüfung der erweiterten Modelle zur Oxidation, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung für SWR-typische Komponenten
- Überprüfung der neuen Version des Moduls SOPHAEROS zur Beschreibung des Spaltprodukttransports im Primärkreislauf mit Berücksichtigung von chemischen Reaktionen
- Absicherung der vorhandenen Modelle zur Beschreibung der früheren Phasen der Kernzerstörung anhand neuer experimenteller Erkenntnisse.

Die ursprünglich vorgesehene Überprüfung der Modelle zur späten Phase der Kernzerstörung, mit der Beschreibung der Schmelzeverlagerung ins untere Plenum unter Berücksichtigung der Wechselwirkung mit Restwasser, Schmelzerückhaltung und Komponentenversagen konnte nicht durchgeführt werden, da die entsprechenden Entwicklungsarbeiten noch nicht abgeschlossen sind.

Die Teilnahme am von der OECD/NEA organisierten Benchmark-Problem „TMI-2 Alternatives Szenarium“ /NEA 09/ ermöglichte eine Bewertung des erreichten Entwicklungsstands von ATHLET-CD.

5.1 Überprüfung der erweiterten Modelle für SWR-Komponenten

Zur Überprüfung der erweiterten Modelle zur Oxidation, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung von SWR-Komponenten, die ab der Code-Version ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A verfügbar sind, wurden drei Versuche aus dem CORA-Versuchsprogramm herangezogen: CORA-17, CORA-31 und CORA-33 /ERD 09/. Ein weiterer, wichtiger Aspekt dieser Arbeiten war ferner, einen soweit wie möglich einheitlichen Eingabedatensatz für alle drei Versuche zu erstellen, bei dem allein die Anfangs- und Randbedingungen entsprechend der unterschiedlichen Experimente angepasst werden mussten.

Die Darstellung der Nachrechnung der drei CORA Versuche erfolgt in diesem Bericht etwas ausführlicher allein für CORA-33. Bei den anderen beiden Versuchen wird nur auf Besonderheiten der unterschiedlichen Versuchsdurchführungen hingewiesen.

5.1.1 ATHLET-CD Modellierung der CORA-Versuchsanlage

Bild 5.1-1 zeigt die schematische Darstellung des Testbereichs der CORA-Versuchsanlage, wie sie für die Nachrechnung aller drei SWR-Experimente mit ATHLET-CD verwendet wird.

In der Versuchsanlage stellt das Bündel einen Ausschnitt aus zwei benachbarten Brennelementen mit einem dazwischen liegenden Absorberkreuzblatt dar (vgl. Abb. 3.2-6). Da diese Anordnung achsensymmetrisch ist, wurde für ATHLET-CD nur eine Hälfte des Bündels berücksichtigt. Dabei bilden 9 Brennstäbe einer Hälfte zusammen mit der BE-Kastenwand das Brennelement. Diesen beiden Kastenwänden ist in dem ATHLET-CD Modell das Absorberblatt zugewandt. Die beiden anderen Seiten des BE-Kastens, die in einer realen Anlage anderen Kastenwänden benachbart sind, werden vom Shroud und dem Hitzeschild umgeben; d. h., die Wärmestrahlung dieser beiden Kastenwände erfolgt somit bei der Simulation gegen die Bündelumfassung statt gegen die nächsten Brennelementkästen.

Die Durchströmung des Testbündels der Versuchsanlage wird mit zwei Strömungskanälen innerhalb des BE-Kastens (BUNDLE) und außerhalb des Kastens um das Absorberblatt (BWRBYP) modelliert (Abb. 5.1-1). Die Kastenwand (CBW) und das Absorberblatt (ABS) sind dem Kanal BWRBYP zugeordnet. Die Kanäle BUNDLE und BWRBYP sind am unteren Ende durch das Kontrollvolumen BOTTOM miteinander verbunden, in das Argon als Trägergas (INLETAR) und Dampf (INLETST) eingespeist werden. Bei dem Quench-Versuch CORA-17 wird hier zusätzlich das Quenchwasser (QWATIN) eingespeist. Im Kontrollvolumen BOTTOM erfolgt die Aufteilung der Strömung in die beiden Kanäle. Am oberen Ende werden beide Strömungskanäle wieder in ein einzelnes Kontrollvolumen HEADBUNDLE zusammengeführt, über das der verbleibende Dampf, Argon und der entstehende Wasserstoff nach außen (EXITBUNDLE) abgeführt werden.

Die Brennstäbe des Brennelements werden durch einen repräsentativen Brennstab (ROD1) dargestellt. Bei der vorliegenden Modellierung erfolgt keine Unterscheidung

zwischen den 6 beheizten und den 3 unbeheizten Brennstäben einer Bündelhälfte. Die beheizte Länge von 1,024 m wurde in zehn axiale Ebenen (Zonen) unterteilt. Die nicht beheizten Bereiche (Stopfen, Elektroden) wurden unten in eine, oben in vier Zonen unterteilt. Diese axiale Aufteilung wurde für alle Objekte und Strukturen beibehalten.

Die Rückhaltefunktion der drei Abstandshalter bei einer Umlagerung von Material im Bündel kann z. Zt. Mit dem Modell nicht berücksichtigt werden.

Beide Strömungskanäle (BUNDLE, BWRBYP) werden von der Isolierung (SHROUDii) (Abb. 5.1-1) umgeben.

Das Hochtemperaturschild (SHIELDii) umfasst zylindrisch SHROUD und Testbündel. Ein weiterer Strömungskanal (BYPASS) wurde eingeführt, in den Argon zur Kühlung der Videofenster über Verbindungen (COOLINGii) eingeleitet werden kann. Bei dem Versuchsstand kann über bis zu acht Fenstern das Experiment beobachtet werden. Sofern die Durchdringungen in der Bündelumfassung zur Videoüberwachung nicht geschlossen sind, ergeben sich Sekundärströmungen über den Bypass zwischen der Bündelumfassung und dem Hochtemperaturschild, die nicht quantitativ erfasst werden können (CROSSFLOWi).

Der Shroud und das Hochtemperaturschild wurden durch Wärmeleitobjekte modelliert, die durch Wärmestrahlung Energie austauschen können.

Die Innenseite des Shrouds besteht aus einer 1,2 mm dicken Schicht aus Zirkaloy, an der ebenso wie an den Hüllrohren eine Zirkon/Dampf-Reaktion stattfinden kann, wobei Wasserstoff freigesetzt wird. Diese Zr-Schicht wurde bei der Simulation der BE-Kastenwand zugeschlagen, da nur so auch das Abschmelzen dieser Schicht berücksichtigt werden kann.

Bei einem Vergleich der Temperaturverläufe von Shroud und Hitzeschild muss berücksichtigt werden, dass der in der Anlage vorhandene achteckige Strömungsquerschnitt (vgl. Abb. 3.2-4) mit ATHLET-CD nicht modelliert werden kann. Bei der Simulation wird ein rotationssymmetrischer Strömungskanal vorausgesetzt.

Das gleiche Problem trifft auch für das Hochtemperaturschild zu, das in der Testanlage ebenfalls eine achteckige Form aufweist. Dieses Schild war radial in vier Ebenen mit Thermoelementen versehen, um sowohl ein axiales als auch ein radiales Temperatur-

profil erstellen zu können. Die Thermoelemente waren auf der Innenseite (153 mm, HTSI) und auf der Außenseite (293 mm, HTSA) des Hochtemperaturschildes angebracht. Die beiden anderen Messstellen waren auf der Innenseite des Spalts (192 mm, HTS2) und innerhalb der äußeren Isolierschicht (255 mm, HTS3) angebracht. Die Lage der Thermoelemente ist in Bild 3.2-4 mit eingetragen.

Für die Analysen wurde das 5-Gleichungssystem verwendet. Folgende Prozesse, mit denen die Bündelzerstörung beschrieben werden kann, wurden berücksichtigt:

- Aufblähen (balloning) und Oxidation der Hüllrohre,
- die Wechselwirkung zwischen Zr und UO_2 ,
- die Umlagerung von Schmelzmaterial,
- die Zerstörung der Absorberblätter und –stäbe sowie der Brennelementkästen.

Für die Zirkon-Oxidation wurden die Beziehungen von Cathcart ($T < 1800 \text{ K}$) und Urbanic/Heidrich ($T > 2600 \text{ K}$) mit einer Übergangsfunktion zwischen den beiden Modellen verwendet (CORA-33, -31). Bei CORA-17 wurden die Beziehungen von Leistikow ($T < 1800 \text{ K}$) und Prater/Courtright ($T > 2600 \text{ K}$) mit einer Übergangsfunktion zwischen den beiden Modellen verwendet.

Mit der überarbeiteten und erweiterten Programmversion ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A kann die Wechselwirkung zwischen dem Absorbermaterial B_4C und dem Edelstahl der Hüllrohre berücksichtigt werden. Ferner wird auch das Aufschmelzen der BE-Kastenwand und die dadurch entstehende Freilegung der Strömung zwischen dem Brennstabbündel und dem Absorberblatt berücksichtigt. Die Simulation einer radialen Ausbreitung von Schmelze ist im vorhandenen Modell nicht möglich.

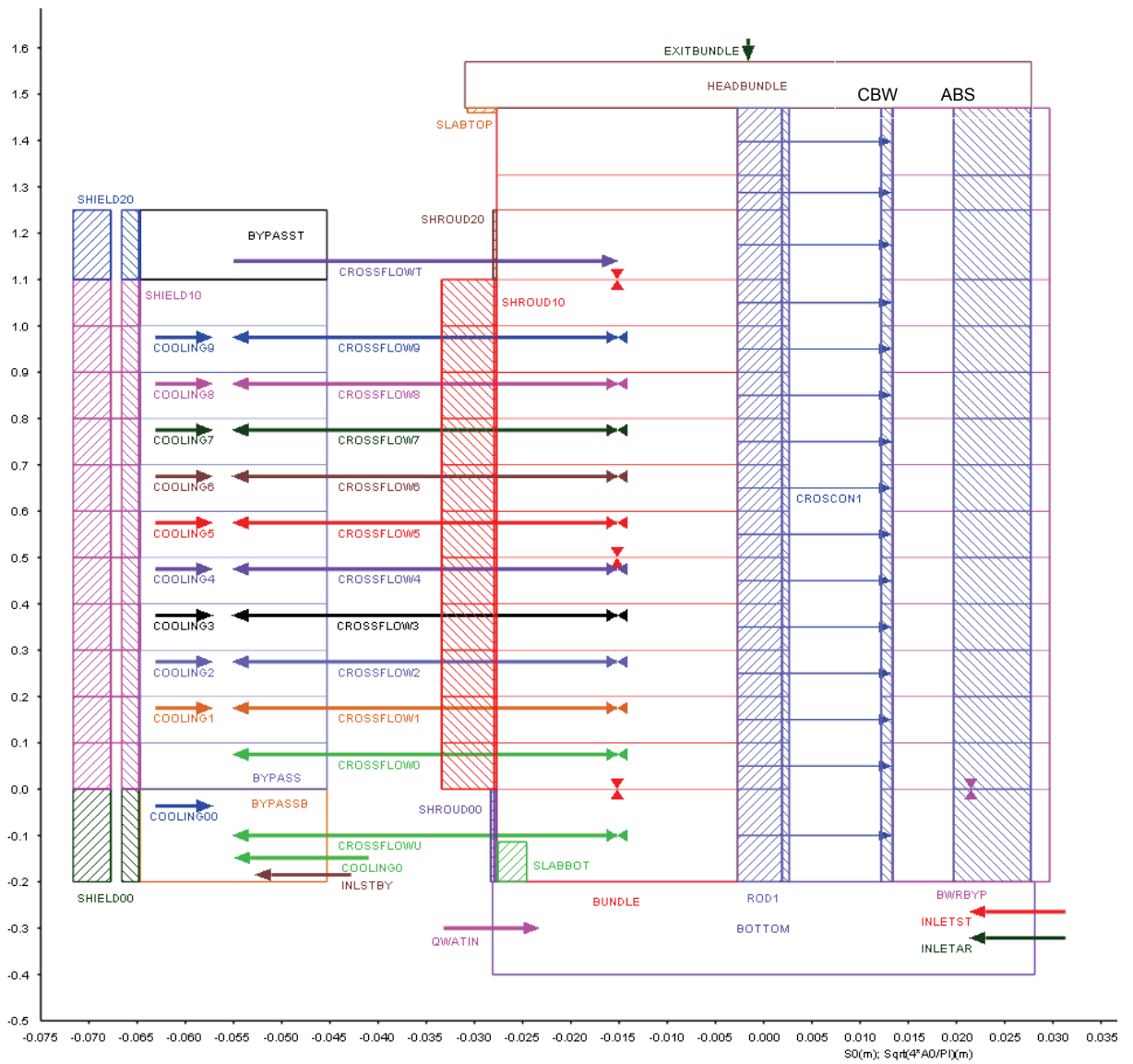


Bild 5.1-1: CORA-SWR: Nodalisierung der Teststrecke

5.1.2 Nachrechnung des Versuchs CORA-33

5.1.2.1 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Mit dem Versuch CORA-33 wurde das Verhalten eines SWR-Brennelements bei einem Unfall unter Dampfangelbedingungen untersucht /HAG 94/. Dieses Szenario tritt z. B. auf, wenn nach einem totalen Netzausfall mit Ausfall der dampfgetriebenen Turbinen der Reaktordruckbehälter (RDB) druckentlastet wird, um eine zeitweilige Dampfkühlung zu erreichen. Dabei wurden die mit UO_2 -Pellets bestückten Brennstäbe elektrisch beheizt („out-of-pile“ Experiment).

Der Versuchsablauf kann in drei Phasen aufgeteilt werden:

- die Vorwärmphase 0 – 3000 s,
- die Bündelaufheizung (Transiente) 3000 – 8300 s,
- die Abkühlphase > 8300 s.

Während der Bündelaufheizung wurde durch die Zuführung der Elektroden zu den beheizten Stäben das Wasser in dem Quenchzylinder aufgeheizt, und so konnte nur etwas Dampf in das Bündel gelangen. Diese geringe Menge führte nicht zu einer Temperaturskalation infolge der chemischen Oxidationsreaktion Zr/Dampf . Während des Versuchs wurde ein Großteil des Absorbermaterials und der Kastenwände geschmolzen und in untere Bündelbereiche umgelagert oder fiel in den Quenchzylinder. Die Hüllrohre der Brennstäbe wurden stark beschädigt.

Die Anfangs- und Randbedingungen für die Rechnung wurden entsprechend den Versuchsbedingungen vorgegeben.

Bei dem vom Experiment vorgegebenen elektrischen Leistungseintrag wird durch ein spezielles Modell in ATHLET der Leistungsverlust des elektrischen Widerstands der Leitungen zu den Heizdrähten der Brennstäbe berücksichtigt. Dieser Widerstand wurde mit $1,2 \text{ m}\Omega$ je Brennstab festgelegt. Dadurch ergibt sich eine etwa um 5% geringere effektive Bündelleistung, die zur Aufheizung der Brennstäbe zur Verfügung steht.

Der Druck im System wurde konstant auf 0,22 MPa gehalten. Bei der Simulation wurde er am Ausgang des Strömungskanals in dem Objekt HEADBUNDLE (Abb. 5.1-1) vorgegeben.

Ferner waren die Einspeiseraten des Argons und des Dampfes vorgegeben. Um das Beschlagen der Fenster zur Beobachtung des Bündels zu verhindern, wurde Argon mit einem Massenstrom von 1,7 g/s auf die Fenster geleitet. Ein weiterer Argonstrom (4,3 g/s) wurde zum Schutz unter die Kopfplatte des Bündels geleitet. Diese beiden Massenströme (6 g/s) wurden nicht durch das Testbündel geleitet /HAG 94/. Sie strömen durch den Kanal BYPASS zwischen Shroud und Shield (Abb. 5.1-1).

Während der Vorwärmphase wurde bei einer elektrischen Leistung von ~0,52 kW ein vorgewärmter Argon-Massenstrom von ca. 8 g/s durch das Bündel geleitet. Die Temperatur der Isolierung wurde dadurch hoch genug gehalten, um eine Dampfkondensation zu vermeiden.

Während der transienten Phase wurde die elektrische Leistung von 4,5 kW auf 22,3 kW gesteigert bei einem auf 3 g/s reduzierten Ar-Massenstrom. Ohne zusätzliche Dampfzufuhr im Experiment wurde so der beabsichtigte Zustand „Dampfmangel“ bzw. „trockenes Szenario“ erreicht. Der Test wurde mit dem Abschalten der elektrischen Leistung beendet (8300 s). Der Argon-Massenstrom wurde wieder auf 8 g/s erhöht.

In diesem Versuch lieferte die Verdampfung von Wasser aus dem Quenchzylinder unterhalb des Bündels die einzige Dampfquelle. Die Verdampfungsrate wurde aus der Änderung des Wasserspiegels im Quenchzylinder ermittelt /HAG 94/. Ein deutlicher Anstieg der Rate war mit Beginn der Umlagerung von Schmelze mit dem Absturz in den Zylinder festzustellen.

5.1.2.2 Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-33

Die Analyse wurde über einen Zeitraum von 9000 s durchgeführt. Die hier gezeigten Diagramme (Abb. 5.1-2 bis 5.1-9) sind eine Auswahl aus /ERD 09/. Wie bereits in Kap. 5.1.1 erläutert, wurde bei der Modellierung der Teststrecke gegenüber dem Experiment nur das halbe Bündel betrachtet. Daher werden bei der Rechnung die Angaben zur Leistung und zu den Massenströmen entsprechend reduziert.

Die von den Experimentatoren vorgegebenen Randbedingungen oder während des Versuchs ermittelten Daten sind in den Diagrammen als unterbrochene Kurven mit offenen Symbolen dargestellt. Die bei der Rechnung verwendeten oder erzielten Werte sind als durchgezogene Kurven mit gefüllten Symbolen dargestellt. Die Bezeichnung in der Legende entspricht der Messstelle bzw. der bei der Rechnung mit ATHLET-CD verwendeten Größe. Die Höhenangaben in den Diagrammen beziehen sich auf die Unterkante des beheizten Bereichs.

Zunächst werden Temperaturverläufe beschrieben, für die experimentelle Vergleichsdaten mit den erzielten Rechenergebnissen vorliegen. Danach wird auch auf einige physikalische Phänomene eingegangen, für die keine Messdaten vorliegen.

Temperaturverläufe

Die Abb. 5.1-2 und 5.1-3 zeigen eine Auswahl der Temperaturverläufe im Querschnitt des Testbündels in den ausgewählten Höhen 350 mm und 950 mm. Die entsprechenden Messdaten wurden in den Darstellungen z. T. wegen nicht belastbarer Signale (Versagen der Thermolemente) abgeschnitten.

Hüllrohre, Absorberblatt, Shroud

Dargestellt sind Temperaturverläufe des repräsentativen Hüllrohrs (rod1), des Absorberelements (abs. blade) und der Innen- und Außenseite des Shrouds (shroud i, -o).

Bei allen dargestellten Komponenten zeigen Messwerte und Rechnung bis ca. 5500 s eine sehr gute bis befriedigende Übereinstimmung. Die berechneten und gemessenen Temperaturverläufe liegen eng beieinander. In diesem Experiment tritt keine heftige Temperatureskalation infolge einer Zr/Dampf Reaktion auf, weil nur eine geringe Men-

ge des aus dem Quenchzylinder verdampfenden Wassers (ab ca. 5600 s) für eine solche chemische Oxidationsreaktion zur Verfügung steht.

Im Experiment wurde ein relativ flaches Temperaturprofil über einen weiten Bereich des Bündels festgestellt. Ein relativ flaches Temperaturprofil wird von der Rechnung nur im Bereich um 50 mm ausgewiesen. In /HAG 94/ wird eine maximale Hüllrohrtemperatur von ~2125 K (1850 °C) zum Ende des Tests in einer Höhe von 950 mm angegeben. Von der Rechnung wird diese Temperatur nahezu im gesamten beheizten Bereich mit maximalen Temperaturen um etwa 2500 K (2225 °C) deutlich überschritten. Ab ca. 7000 s steigen die Temperaturen der Hüllrohre bei der Rechnung bis etwa zum Beginn der Abkühlphase weiter an (Bild 5.1-2). Dieser Anstieg wird sowohl von der Leistungszunahme als auch von der exothermen Zr/Dampf Oxidation hervorgerufen. In weiten Bereichen versagten hier die Thermolemente. Die vorgegebene Schmelztemperatur der Brennstabpellets wurde bei dieser Rechnung nicht erreicht.

Temperaturverläufe der BE-Kastenwände und des Absorberelements

In einer realen Anlage wird von jeweils zwei Kastenwänden Energie durch Strahlung an benachbarte Kastenwände übertragen, die anderen beiden Wände strahlen jeweils gegen zwei Absorberblätter (vgl. Abb. 3.2-6). Bei der Nodalisierung des CORA Versuchsstands ist diese Anordnung nicht gegeben. Die Simulation mit ATHLET-CD berücksichtigt nur die Strahlung der Brennstäbe an die Bündelumfassung (Shroud) und den Strahlungsaustausch zwischen Shroud und Hitzeschild.

In den Diagrammen, in denen die Temperaturverläufe der BE-Kastenwände und der Absorberblätter dargestellt sind, haben die ATHLET-CD Parameter folgende Bedeutung: „bcmt“ die mittlere Temperatur der BE-Kastenwand, „abmt“ die mittlere Temperatur des Absorberelements. Die Messdaten „Sinn“ geben die gemessenen Temperaturen an der Wandoberfläche wieder, die sich aber wegen der dünnen Wände nur unwesentlich von der mittleren Wandtemperatur unterscheidet. „Aki“ bezeichnen die gemessenen Temperaturen auf der Innenseite des Absorberblatts. Zusätzlich sind in die Diagramme noch die Temperaturverläufe der Dampfströmung (tfluid) mit eingetragen.

Die Schmelztemperatur des Eutektikums Stahl / Borkarbid (SS/B₄C) wird bei der Rechnung mit 1520 K (1250 °C) vorgegeben. Diese Temperatur wird in den Absorberblättern in Höhen >150 mm bereits zwischen ~6000 s und 7000 s erreicht, angezeigt durch den plötzlichen Temperaturabfall.

Die Thermoelemente zur Messung der Wandtemperaturen versagten im Zeitbereich zwischen ca. 5000 s und 6000 s. Etwa zu dieser Zeit hat sich die erste Schmelze zwischen den Absorberblättern und der Kastenwand ausgebildet und ist in untere Regionen abgeflossen. Bis zu diesem Zeitpunkt werden von der Rechnung die verwertbaren Daten der Temperaturmessung recht gut wiedergegeben. Die Temperaturen der Brennstäbe (rod1) verlaufen etwas oberhalb der Temperaturen der BE-Kastenwände und der Absorberelemente. Die Temperaturen der Absorberblätter erreichen die Schmelztemperatur von 1520 K etwa 1000 s bevor die BE-Kastenwände bei einer Temperatur von ~2030 K durchschmelzen. Dadurch wird eine Verbindung zwischen den beiden Kanälen BUNDLE und BWRBYP (Abb. 5.1-1) hergestellt.

Mit der überarbeiteten und erweiterten Version ATHLET-CD Mod 2.2A kann nun auch die Strömung zwischen dem Kanal innerhalb der BE-Kästen und dem äußeren Bereich um die Absorberblätter nach dem Schmelzen der Wand simuliert werden. Zur Veranschaulichung sind die Massenströme über die freiwerdenden Verbindungen in Bild 5.1-4 in den verschiedenen Höhen dargestellt. Das Diagramm zeigt das erste Auftreten einer freien Verbindung in der Ebene 8 (0,65 m). Etwas später schmilzt die Kastenwand dann in den Ebenen 9, 7, 10, 3 usw. Es ergeben sich schließlich Verbindungen in den Ebenen 3 bis 12, entsprechend dem Bereich 0,15 – 1,05 m.

In einer Zusammenfassung wesentlicher Ergebnisse des Versuches wird u. a. in /HAG 94/ festgehalten, dass am Ende des Versuchs der Absorberstab in einem Bereich zwischen 0,5 m bis 1,16 m zerstört und zwischen 0,35 – 1,05 m das Material fast vollständig verschwunden ist. Die BE-Kastenwände sind in gleichem Umfang geschädigt. Hüllrohrmaterial ist zwischen 0,15 m und 1,05 m geschmolzen und hat sich umgelagert.

Temperaturverläufe im Hochtemperaturschild

Im Allgemeinen liegen die Temperaturverläufe im Hochtemperaturschild (Abb. 5.1-2, 5.1-3) in allen axialen und radialen Ebenen oberhalb der vorhandenen Messdaten. Ein wesentlicher Grund hierfür sind die unterschiedlichen geometrischen Bedingungen zwischen dem Experiment und der Modellierung mit ATHLET-CD. Bei der Rechnung wird eine rotationssymmetrische Anordnung vorausgesetzt, die aber in der Teststrecke nicht vorliegt (vgl. Abb. 3.2-4). Differenzen zwischen den analytischen und experimentellen Ergebnissen können ferner auf die bei der Rechnung vorgegebenen, nicht genau bekannten Materialdaten zurückgeführt werden.

Mechanisches Brennstabverhalten

Bei der Rechnung wurde ein Berstkriterium festgelegt, bei dem nach Überschreiten einer maximal zulässigen Dehnung (38 %) von einem Versagen des Hüllrohrs auszugehen ist. Bild 5.1-5 zeigt den gerechneten Innendruck ($p(\text{ROD1})$) und die gemessenen Druckverläufe innerhalb der Brennstäbe. Der Innendruck steigt bei der Rechnung deutlich stärker an als im Experiment. Die Rechnung weist nach 5020 s das Versagen des Hüllrohrs infolge der Überschreitung dieses Grenzwertes in einer Höhe von 650 mm aus. Bei einem realen Brennstab würden in einem solchen Fall Spaltprodukte freigesetzt. Die Druckdifferenz beträgt zu dieser Zeit ca. 0,9 MPa. Im Experiment wurden an drei unbeheizten und zwei beheizten Brennstäben das Versagen auf Grund einer Druckdifferenzmessung zwischen dem inneren Druck und dem Systemdruck ermittelt. Die Stäbe versagten im Experiment in einem Zeitraum zwischen 4845 s bis 5165 s. Die Druckdifferenz betrug im Experiment $\sim 0,3$ MPa. Es wird ausgeschlossen, dass Dehnungsbelastungen bei diesen geringen Druckunterschieden zu einem Versagen führen können. Wahrscheinlich ist, dass durch den Beginn des Abschmelzens der Absorber eine Schädigung der Hüllrohre hervorgerufen wurde, die dann zu einer Druckentlastung geführt hat.

Die Ursache des plötzlichen Drucksprungs im Experiment bei ~ 2500 s ist wahrscheinlich messtechnisch begründet. Ein Grund hierfür kann darin liegen, dass im Versuch ein zusätzliches Gasvolumen in der Messleitung zwischen Brennstab und Druckaufnehmer vorhanden ist, das bei der Rechnung nicht berücksichtigt wird.

An zwei Stäben wurden zum Versagenszeitpunkt Temperaturen von 1490 K bzw. 1690 K in einer Höhe von 750 mm ermittelt, wobei die höhere Temperatur als unsicher anzusehen ist /HAG 94/. Die Temperatur des Hüllrohrs zur Versagenszeit wird von der Rechnung mit ~ 1398 K bei 650 mm ausgewiesen.

Wasserstoffherzeugung

Bild 5.1-6 zeigt zwei Diagramme für die Erzeugungsrate von Wasserstoff und die integral erzeugte H_2 Masse.

Die H_2 -Erzeugungsrate beginnt im Experiment ($r_{\text{H}_2 \text{ prod } /2}$) bei ~ 3500 s, bei der Rechnung ($\text{H}_2 \text{ total rate}$) ab ~ 4000 s, das Maximum wird bei der Rechnung nach ~ 8300 s erreicht, beim Experiment nach ca. 8350 s. Der Spitzenwert der berechneten

maximalen Erzeugungsrate ist mit $\sim 17,4$ mg/s um ca. 16 % höher als bei der gemessenen Rate mit ~ 15 mg/s.

Das Diagramm enthält ferner noch sowohl den in die Teststrecke eingespeisten Dampfmassenstrom ($\text{vap.in} / 10$) als auch den ausfließenden Dampfmassenstrom ($\text{vap.ex} / 10$). Der einfließende Dampfmassenstrom enthält sowohl den Anteil, der über das Objekt INLETST durch BUNDLE und BWRBYP geleitet wird, als auch den Anteil, der über INLSTBY zusätzlich zum Argon zur Kühlung der Videofenster – modellmäßig bedingt – benötigt wird (vgl. Abb. 5.1-1). Der ab ~ 5600 s durch das Testbündel (BUNDLE und BWRBYP) geführte Dampf wird vollständig zur Oxidation verbraucht. Ein gewisser Anteil des mit dem Argon in den Bypass eingetragenen Dampfes (INLSTBY) gelangt über die Verbindungen „CROSSFLOWi“ in den aktiven Bereich des Bündels und reagiert dort ebenfalls mit dem vorhandenen Zirkaloy.

Insgesamt werden bei der Rechnung ca. 30 g H_2 erzeugt. Im Experiment wurde eine Gesamtmasse von ca. 70 g ermittelt, wobei zum Vergleich mit der Rechnung nur eine Masse von 35 g berücksichtigt werden darf (halbes Bündel); d. h., die erzeugte H_2 -Masse wird von der Rechnung um $\sim 8,6$ % unterschätzt. Die insgesamt erzeugte H_2 Masse entsteht bei der Oxidation:

- der Brennstäbe (13 g \rightarrow 43 %),
- der BE-Kastenwände (H_2 CBW: 11 g \rightarrow 37 %) und
- der Schmelze bzw. des Krustenmaterials (ACMELTH2: 6 g \rightarrow 20 %).

Abschmelzen und Umlagerung

Infolge der Verlagerung von Material aus höheren in tiefere Bereiche ändert sich axial das freie Strömungsvolumen in den Strömungskanälen BUNDLE und BWRBYP. Dies wird in ATHLET-CD mit dem Parameter „relative Porosität“, dem Verhältnis von freiem Volumen zu Gesamtvolumen (freies + Strukturvolumen) innerhalb eines Kontrollvolumens, beschrieben. Innerhalb des Strömungskanals BUNDLE ergibt sich das Gesamtvolumen aus dem freien Strömungsvolumen sowie den Volumina der Brennstäbe und Abstandshaltern. Im Strömungskanal BWRBYP wird für das Gesamtvolumen der Zone der BE-Kasten, das Absorberblatt und das freie Strömungsvolumen berücksichtigt. In zwei Diagrammen sind die Porosität im BUNDLE (Bild 5.1-7) und im BWRBYP (Bild 5.1-8) dargestellt. Zu Beginn der Simulation beträgt die Porosität innerhalb des BE-

Kastens 0,68, außerhalb 0,53. Innerhalb des BE-Kastens verringert sich zunächst infolge der Oxidation und des Aufblähens der Hüllrohre der freie Querschnitt in den Zonen 9, 8, 7, 10 usw. Um ca. 7000 s verlagert sich Material aus höheren Bereichen in kältere, untere Regionen. Der freie Querschnitt oben wird größer, während er gleichzeitig in tieferen Regionen abnimmt, z. B. in Zonen 1, 2, 3, 4. Diese Umlagerung hat im Kanal BUNDLE keinen Einfluss auf die Strömung, da bei dem Modell erst ab einer Porosität von 0,3 eine (Teil-) Blockade mit einer Auswirkung auf die Strömung berücksichtigt wird. Bei der Untersuchung des Bündels nach dem Experiment wurde festgestellt, dass sich zwischen -20 mm und 150 mm eine partielle Blockade ausgebildet hatte.

Bild 5.1-8 zeigt die Verhältnisse im Kanal BWRBYP. In den Abb. 5.1-2 und 5.1-3 wird durch den Absturz auf 273 K die Umlagerung von Material aus der betrachteten Zone nach Erreichen der Schmelztemperatur angezeigt. Dies wird in den Abbildungen der Temperaturverläufe getrennt für das Absorberelement und den BE-Kasten dargestellt. In Bild 5.1-8 sind die Schmelzmassen zusammengefasst. Zunächst schmilzt in einer Zone, z. B. level 09, der Absorberstab, die Porosität nimmt deutlich zu auf ~0,79. Etwa 900 s später ist die Schmelztemperatur der Kastenwand erreicht und alles Material aus der Zone verschwindet (Porosität 1,0). Zum Schluss ist das gesamte Material in die Zonen 2 und 1 umgelagert. In den Zonen 14 und 15 (>11,5 m) oberhalb des beheizten Bereichs wird die Schmelztemperatur der BE-Kastenwand nicht erreicht, daher ist dort noch Material vorhanden.

Energiebilanz

Die Abb. 3.1-9 zeigt schließlich die Energiebilanz im Bündel. Während der chemischen Reaktion Zr/Dampf wird Energie freigesetzt (oxidation), die zusätzlich zu dem Energieeintrag in das Bündel (eff. Heat source) wirksam wird. Die Rechnung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis (rchem.power). Wegen des „trockenen“ Bündels führt bei diesem Experiment die exotherme Oxidation nur zu einem relativ niedrigen zusätzlichen Leistungseintrag von etwa 23 % gegenüber der effektiven elektrischen Leistung (8300 s). Die Oxidation der BE-Kastenwände (CBW) trägt zu weiteren ~7 % zu diesem Leistungszuwachs bei. Der größte Anteil der Energie wird an die Strukturen (to structures) übertragen, ein geringerer Anteil wird über Konvektion an das Fluid (to fluid) übertragen.

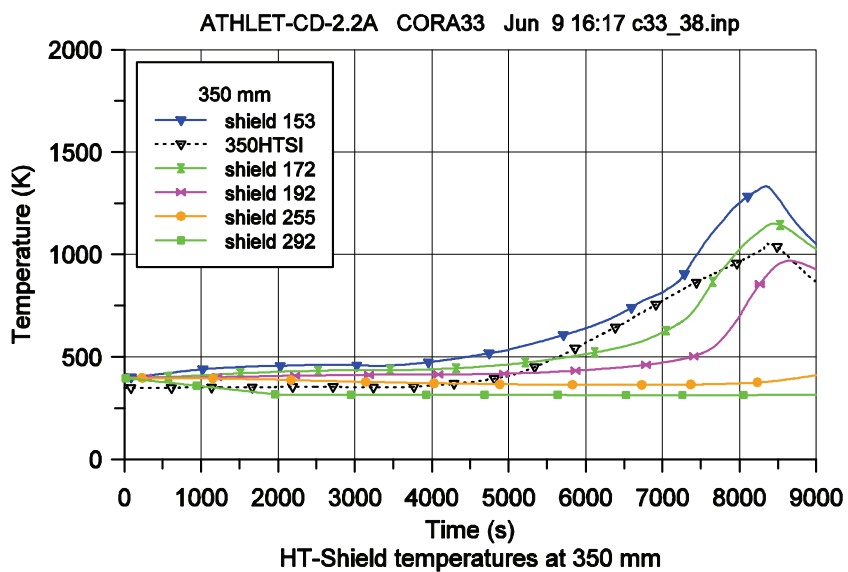
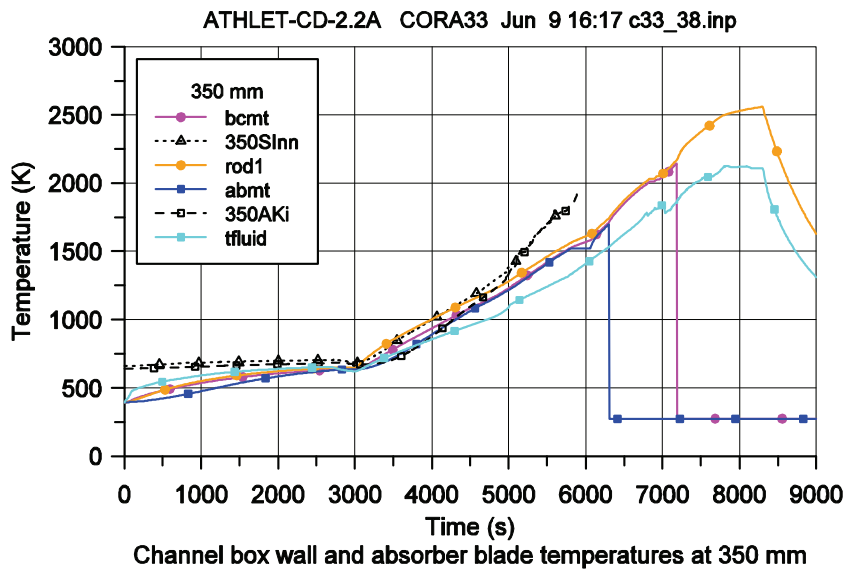
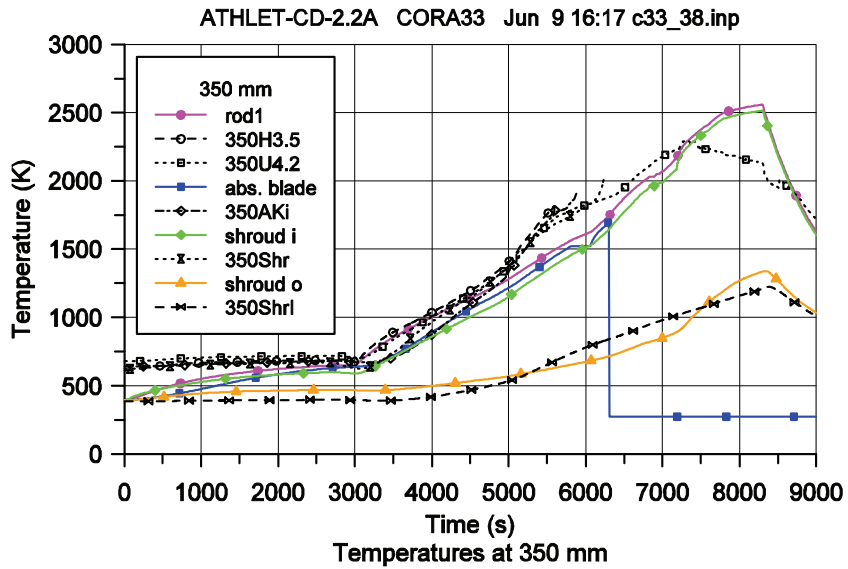


Bild 5.1-2: CORA-33: Temperaturverläufe in 350 mm Höhe

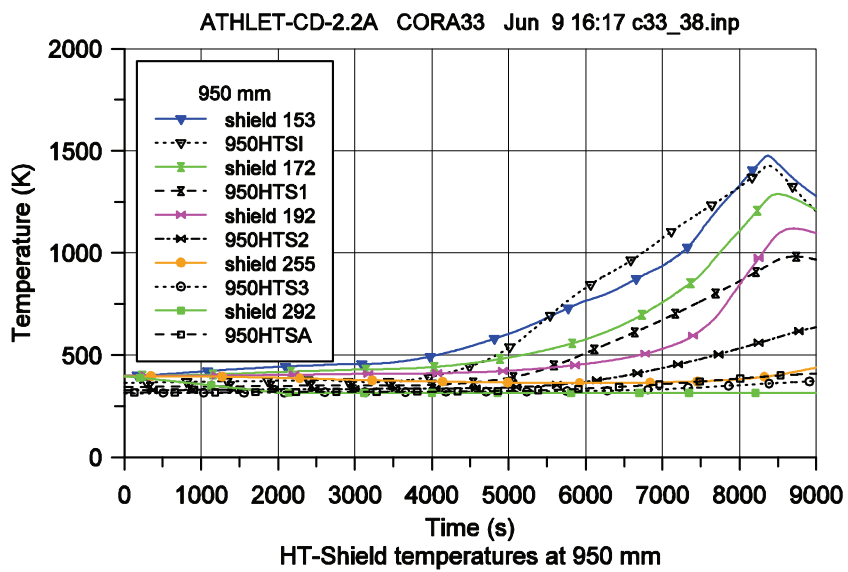
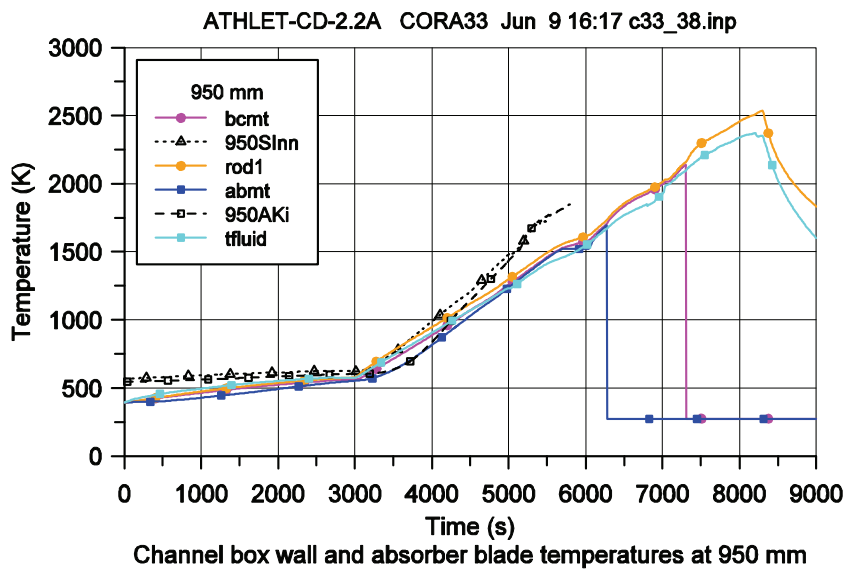
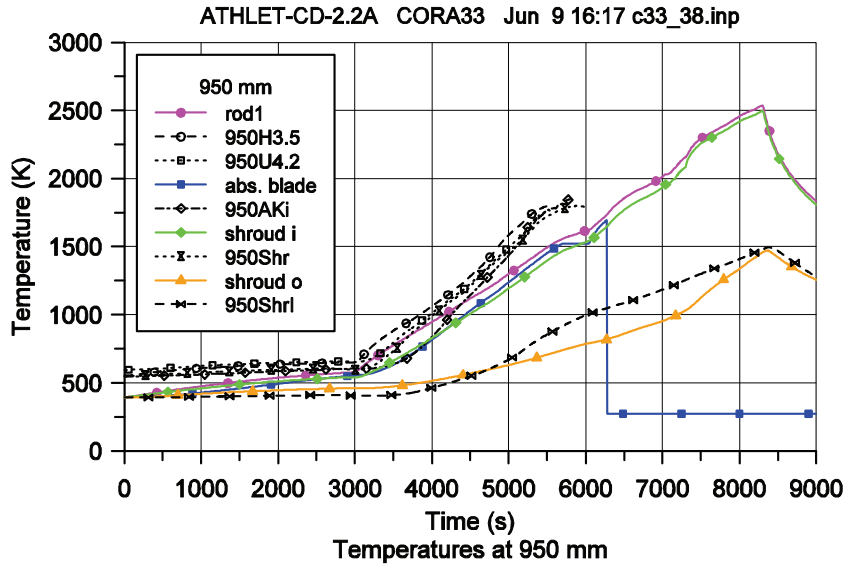


Bild 5.1-3: CORA-33: Temperaturverläufe in 950 mm Höhe

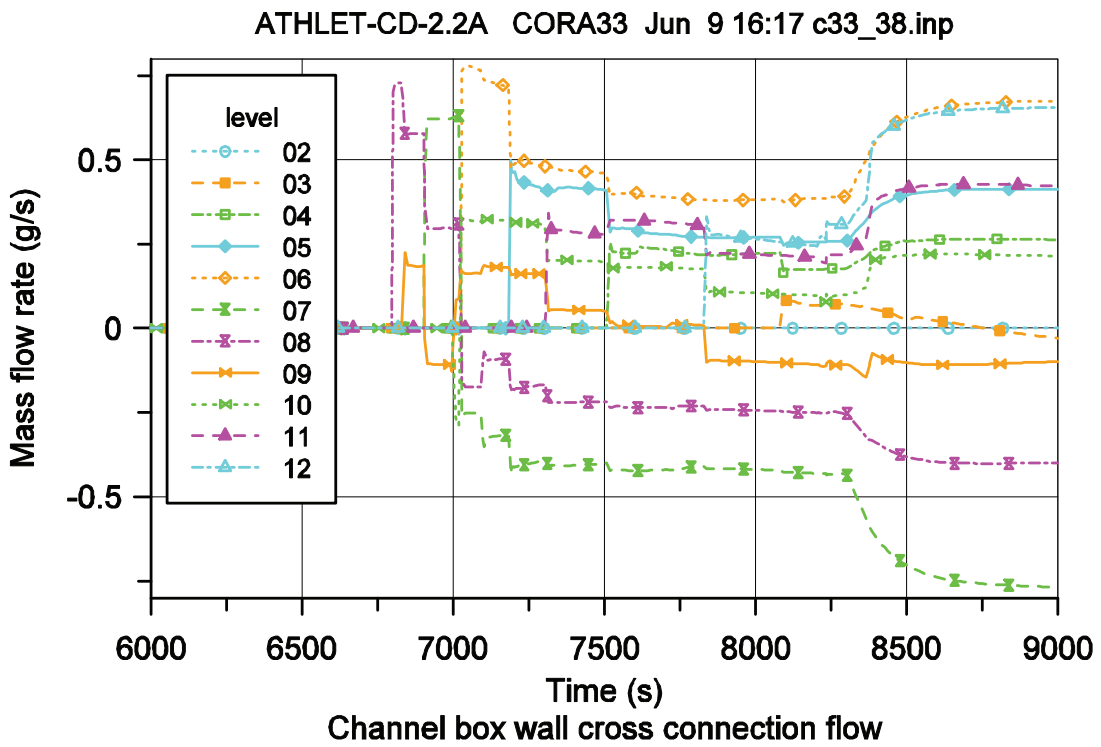


Bild 5.1-4: CORA-33: Massenströme über die aufgeschmolzene BE-Kastenwand

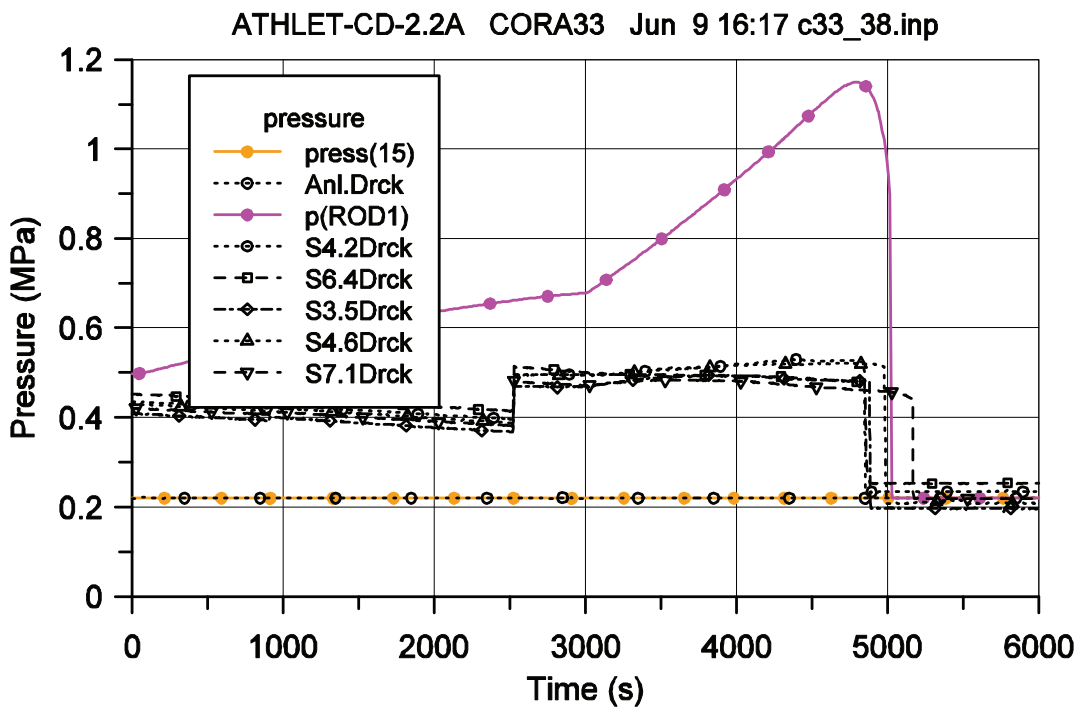


Bild 5.1-5: CORA-33: Druck im Stabspalt und im Bündel

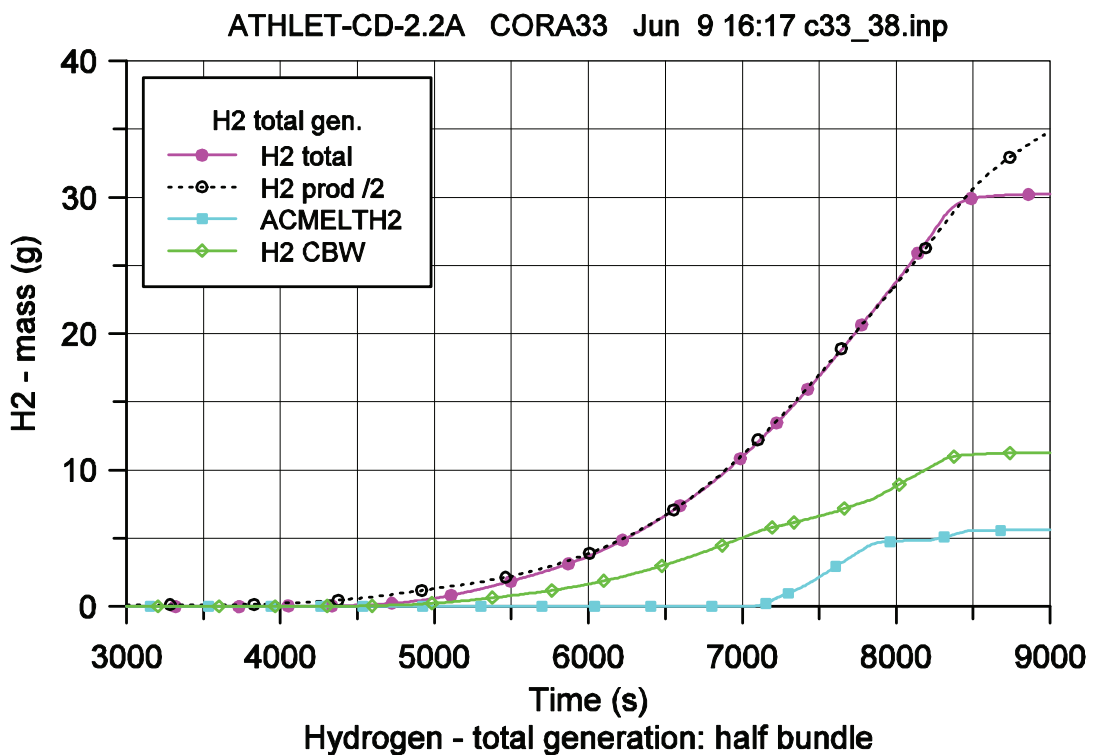
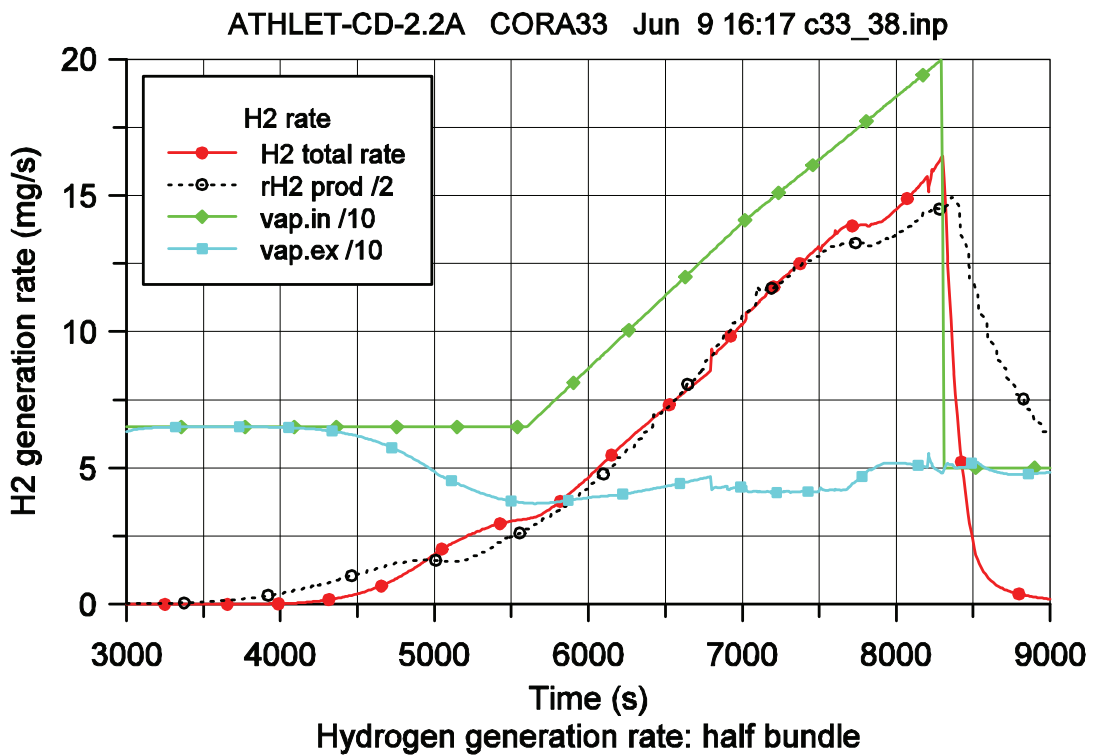


Bild 5.1-6: CORA-33: Wasserstofferzeugung

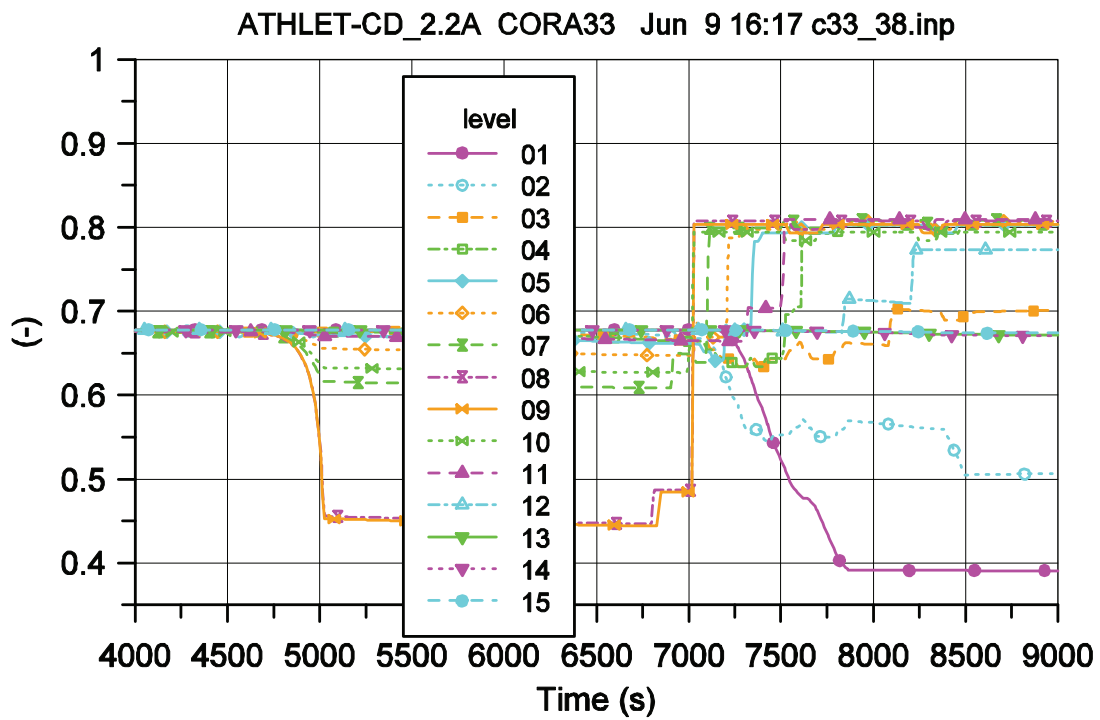


Bild 5.1-7: CORA-33: Relative Porosität im Bündel

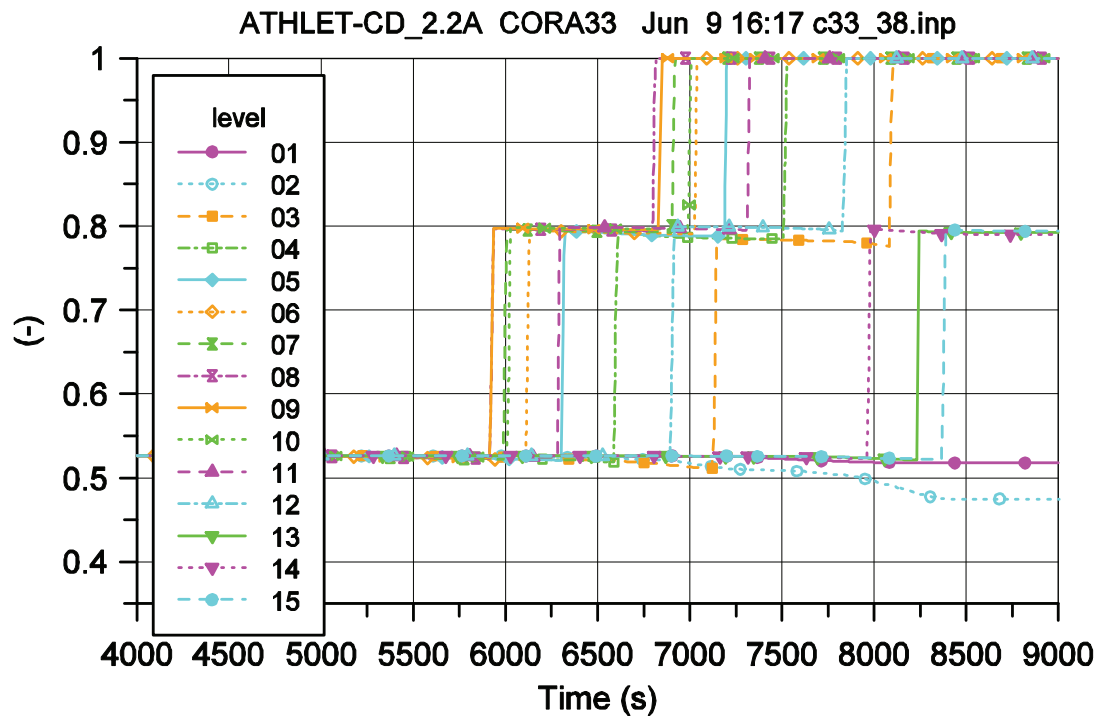


Bild 5.1-8: CORA-33: Relative Porosität im Bypass

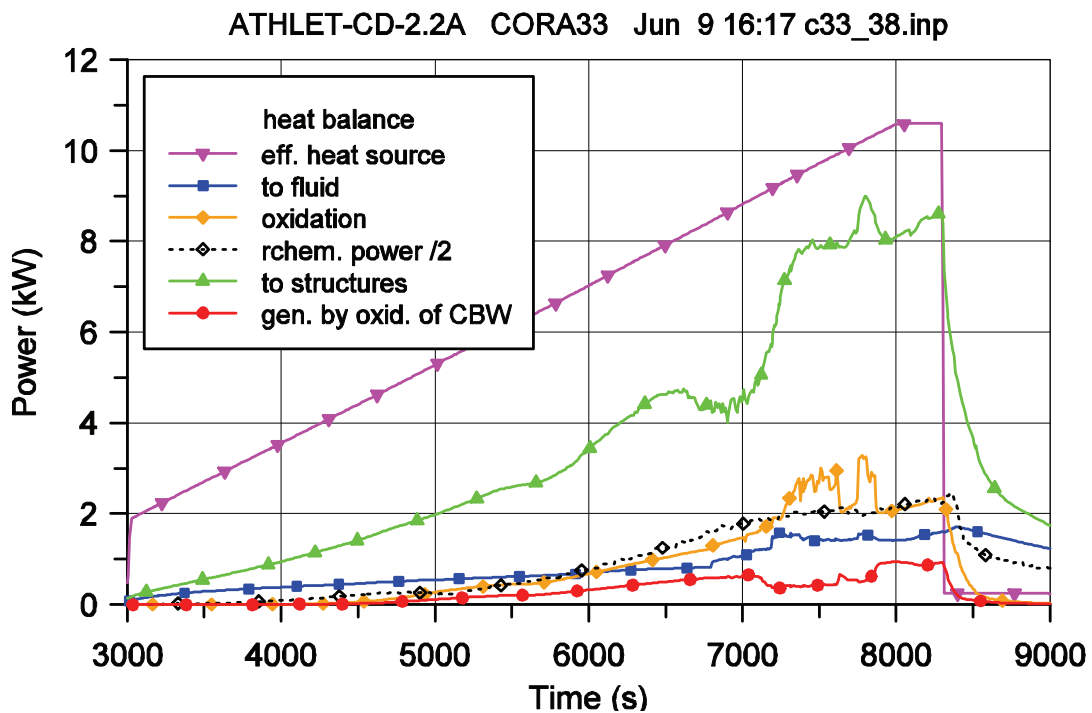


Bild 5.1-9: CORA-33: Energiebilanz im Bündel

5.1.2.3 Zusammenfassung

Die Nachrechnung des Experiments CORA-33 konnte mit den neuen SWR-Modellen in ATHLET-CD sehr gut nachvollzogen werden. Die Temperaturprofile der Brennstäbe zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messdaten. Das gleiche trifft auch auf die Profile der BE-Kastenwände und des Absorberblatts im Vergleich zu den verwertbaren Messdaten zu. Die Wasserstoffproduktion bei der Oxidation des Dampfes mit metallischem Zr wurde mit ca. 30 g um etwa 9 % unterschätzt. Die Zerstörung der BE-Kastenwände und des Absorberblatts wurde von der Rechnung im gleichen Umfang bestimmt, wie sie auch im Experiment festgestellt wurde.

5.1.3 Nachrechnung des Versuchs CORA-31

5.1.3.1 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Mit dem Versuch CORA-31 wurde ein Kühlmittelverlust-Störfall am abgeschalteten SWR-Reaktor untersucht (BWR Slow Heatup Test). Probabilistische Untersuchungen haben gezeigt, dass dieses Szenario einen merklichen Beitrag zum Gesamtrisiko liefert. Dieser Unfallverlauf führt zu einem relativ langsam verlaufenden Temperaturanstieg im Bündel. Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsdurchführung ist in /HAG 94a/ zu finden.

Wie bei CORA-33 kann der Versuchsablauf CORA-31 in drei Phasen aufgeteilt werden:

- die Vorwärmphase 0 – 3000 s,
- die Bündelaufheizung (Transiente) 3000 – 8300 s,
- die Abkühlphase > 8300 s.

Während der Aufheizphase wurde in der Zeit von 4000 – 8300 s – anders als bei CORA-33 – zusätzlich zum Argon Dampf mit 2 g/s in das Bündel eingespeist, um das Auftreten von Dampfangel zu verhindern.

5.1.3.2 Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-31

Die Analyse wurde über einen Zeitraum von 14000 s durchgeführt. Die Höhenangaben beziehen sich wie bei CORA-33 auf die Unterkante des beheizten Bereichs. Die hier gezeigten Diagramme sind eine Auswahl aus /ERD 09/. Zunächst werden Temperaturverläufe beschrieben, für die experimentelle Vergleichsdaten mit den erzielten Rechenergebnissen vorliegen. Danach wird auch auf einige physikalische Phänomene eingegangen, für die keine Messdaten vorliegen.

Temperaturverläufe: Hüllrohre, BE-Kastenwände, Absorberblatt

Insgesamt zeigen die Temperaturmessungen eine starke Fluktuation bis hin zum teilweisen Ausfall der Messwerte an. Während der Vorwärmphase bis ca. 3000 s ist in allen Ebenen eine recht gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment festzustellen. Der Beginn der Bündelaufheizung wird ebenfalls für weitere ~1500 s noch sehr gut von der Rechnung wiedergegeben. Danach weicht der rechnerisch ermittelte Temperaturverlauf zunehmend von dem Experiment ab.

Exemplarisch sind im Bild 5.1-10 die Temperaturverläufe von Hüllrohr, BE-Kasten und Absorberblatt in der Höhenebene 950 mm im Vergleich zueinander dargestellt.

Hüllrohr

Im Experiment weisen die Hüllrohrtemperaturen ab ~4500 s bis ca. 6000 s deutlich höhere Werte gegenüber der Rechnung auf. In diesem Zeitbereich deuten die gemessenen Temperaturwerte in Höhen zwischen 350 mm bis 950 mm auf das Auftreten einer Temperaturexkursion hin, die aber z. T. nicht sehr deutlich ausgeprägt ist. Rechnerisch beginnt die Temperaturexkursion erst ab ca. 6000 s in ~550 mm Höhe und breitet sich dann zu späteren Zeiten in tiefere Regionen hin aus. Die maximalen Temperaturen treten beim Experiment bis in Höhen von 750 mm teilweise etwa 2000 s früher gegenüber der Rechnung auf. Die deutlicher ausgebildete Temperaturexkursion bei der Simulation führt dagegen zu bis 500 K höheren Temperaturen.

Der Temperaturabfall während der Abkühlphase (>8300 s) wird von der Rechnung im Vergleich zum Experiment über einen längeren Zeitraum in unterschiedlichen Höhen zum Teil sehr gut wiedergegeben (Bild 5.1-10). In Ebenen >1150 mm liefert die Rechnung keine gute Übereinstimmung mehr mit dem Experiment. In dieser Region oberhalb des beheizten Bereichs ist die Modellierung der Versuchsstrecke für die Simulation mit ATHLET-CD nicht ausreichend genug den tatsächlichen Verhältnissen angepasst.

BE-Kastenwand

Die Temperaturverläufe der BE-Kastenwand (Bild 3.1-10) zeigen ein qualitativ ähnliches Verhalten wie die Hüllrohrtemperaturen. „BCMT“ in den Legenden bezeichnet die berechnete mittlere Temperatur der Wände, „Sinn“ die gemessene Wandtemperatur

auf der Innenseite der Kastenwand. In die Diagramme ist zusätzlich noch die Temperatur des repräsentativen Brennstabs „rod1“ mit eingetragen. Eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Temperaturverläufen zeigt sich nur bis ca. 4500 s. Nach Erreichen der Schmelztemperatur von 2030 K versagen rechnerisch die BE-Kastenwände, was durch den plötzlichen Abfall der Temperatur „BCMT“ auf 273 K angezeigt wird. Ein Hinweis auf eine Zerstörung der Wände im Experiment können die stark fluktuierenden Signale der Messfühler sein. In /HAG 94a/ ist angegeben, dass bei der Untersuchung des Bündels nach dem Versuch eine Zerstörung der Kastenwände im Bereich zwischen 0,15 m und 1,15 m gefunden wurde.

Mit den erweiterten SWR-Modellen in ATHLET-CD Mod 2.2A kann das Abschmelzen der Kastenwand und die dadurch freiwerdende Verbindung zwischen der Strömung innerhalb der BE-Kasten und außerhalb um die Absorberblätter herum simuliert werden. Die BE-Kastenwände schmelzen in den Ebenen 3 bis 12, entsprechend 0,15 bis 1,05 m durch. Dies ist in dem Bild 5.1-14 gezeigt, in dem die Massenströme in diesen freigewordenen Querverbindungen dargestellt sind. Innerhalb von ca. 900 s zwischen ~6300 s bis 7200 s ist die Kastenwand in allen Höhen ab Ebene 3 durchgeschmolzen.

Absorbererelement

Die gerechneten Profile der mittleren Temperatur des Absorbererelements (ABMT) sind ebenfalls in Bild 5.1-10 dargestellt, zusammen mit der Strömungstemperatur im Kanal BWRBYP (tfluid) außerhalb des BE-Kastens und den gemessenen Temperaturverläufen an der inneren Seite des Absorberblatts (Aki). Während des Experiments wurde ab ca. 4920 s der Beginn des Versagens des Absorbererelements infolge Schmelzens in einer Höhe von 750 mm festgestellt /HAG 94a/.

Von der Rechnung wird oberhalb von 250 mm mit Beginn der Leistungszunahme ein steter Temperaturanstieg bis zum Erreichen der Schmelztemperatur, die mit 1520 K vorgegeben wurde, ausgewiesen. Bis etwa 4500 s zeigen gerechnete und gemessene Temperaturen eine befriedigende Übereinstimmung. Die Schmelztemperatur wird bei der Rechnung ab ca. 6000 s in Höhen > 150 mm erreicht, in dem Diagramm dargestellt durch den plötzlichen Temperaturabfall auf 273 K. Ein Vergleich mit den entsprechenden Temperaturprofilen der BE-Kastenwände in denselben Ebenen zeigt, dass die Wände zu späteren Zeiten durchschmelzen. Im Experiment ist das Absorberblatt in den Bereichen zwischen 0,12 m und oberhalb 1,15 m zerstört worden /HAG 94a/, das

Absorbermaterial war zwischen 0,55 m und 1,15 m vollständig geschmolzen; von der Rechnung wird geschmolzenes Material bereits ab 0,15 m ausgewiesen.

Bis zum Abschmelzen sind die berechneten Temperaturen des Absorberelements und des Fluids nahezu gleich. Bis zum Beginn der Abkühlphase ab ~8300 s liegen nicht mehr für alle axialen Ebenen belastbare Temperaturmessungen vor. Während der Abkühlphase lassen sich die vorhandenen Temperaturmesswerte mit der Strömungstemperatur vergleichen. Der gemessene Temperaturabfall wird von der Rechnung im gesamten Bereich sehr gut wiedergegeben.

Wasserstofferzeugung

Bild 5.1-11 zeigt in zwei Diagrammen die Erzeugungsrate von Wasserstoff und die integral erzeugte H₂-Masse. Bei dem Vergleich muss beachtet werden, dass bei der Rechnung nur das halbe Bündel betrachtet wird, d. h., die Wasserstofferzeugung betrug beim Experiment ca. 200 g, wobei zum Vergleich nur die Hälfte berücksichtigt werden darf.

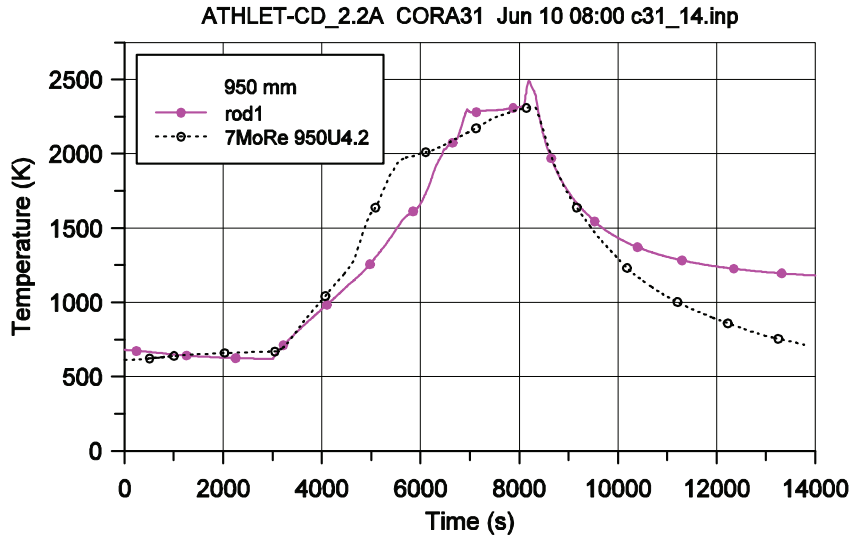
Der Beginn der Oxidationsreaktion erfolgt bei der Simulation (H₂ total rate) etwa zur gleichen Zeit wie im Experiment (H₂ prod.ra /2). Der Anstieg verläuft anfangs etwas langsamer, ab ~5800 s steiler. Der Spitzenwert wird von der Rechnung stark überschätzt. Nach einem Abfall unter den experimentell ermittelten Wert und einer erneuten Spitze endet die H₂-Erzeugung früher. Zusätzlich ist in das Diagramm noch der Dampfmassenstrom am Bündelausgang (Steam /9) eingetragen. Ein Vergleich mit dem eingespeisten Dampf zeigt, dass während der intensivsten Oxidationsphase 50 % bei der Reaktion verbraucht wurde.

Integral wird der Anstieg der H₂-Erzeugung von der Rechnung gut wiedergegeben. Die insgesamt bei der Rechnung bestimmte H₂-Masse von 98 g (H₂ total) ist in guter Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Wert von ~100 g (H₂ prod /2). Das Diagramm zeigt zusätzlich noch die bei der Oxidation des BE-Kastens (H₂ CBW, 33 g) und der Schmelze (ACMELTH₂, 30 g) rechnerisch ermittelten Massen.

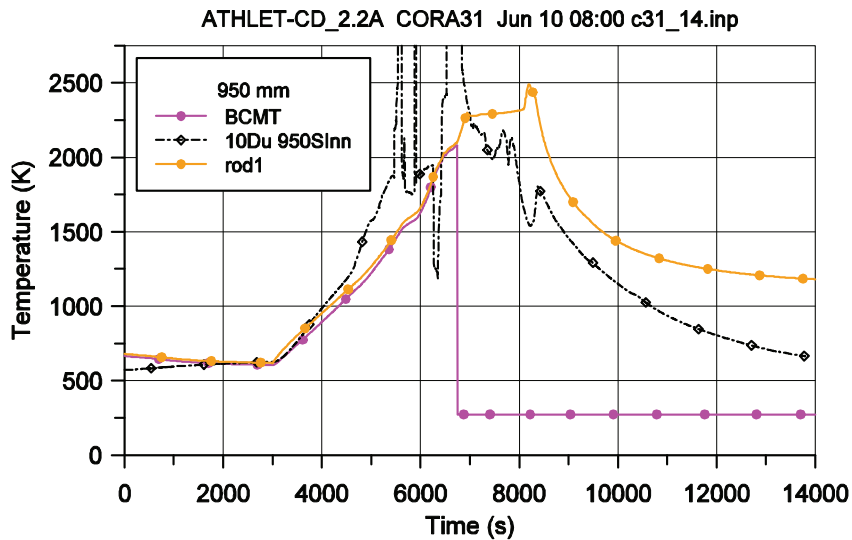
Abschmelzen und Umlagerung

Infolge der Verlagerung von Material aus höheren in tiefere Bereiche ändert sich axial das freie Strömungsvolumen in den Strömungskanälen BUNDLE und BWRBYP. Entsprechend zu CORA-33 ist in Abb. 5.1-12 die Porosität im BUNDLE und in Abb. 5.1-13 die im BWRBYP dargestellt. Zu Beginn der Simulation beträgt die Porosität innerhalb des BE-Kastens 0,68, außerhalb 0,53. Innerhalb des BE-Kastens (Bild 5.1-12) verringert sich zunächst infolge der Oxidation und des Aufblähens der Hüllrohre der freie Querschnitt in den Zonen 9, 8, 10, 7 usw. Kurze Zeit vor ~6500 s verlagert sich Material aus höheren Bereichen in kältere, untere Regionen. Der Querschnitt dort wird größer, z. B. in Zonen 6, 5, 4, 3, während er gleichzeitig in tieferen Regionen abnimmt, z. B. in Zonen 1, 2. Diese Umlagerung hat wie bei CORA-33 auch bei CORA-31 keinen Einfluss auf das Strömungsverhalten. Während des Experiments hatte sich das meiste Material im Bereich von 150 mm angelagert.

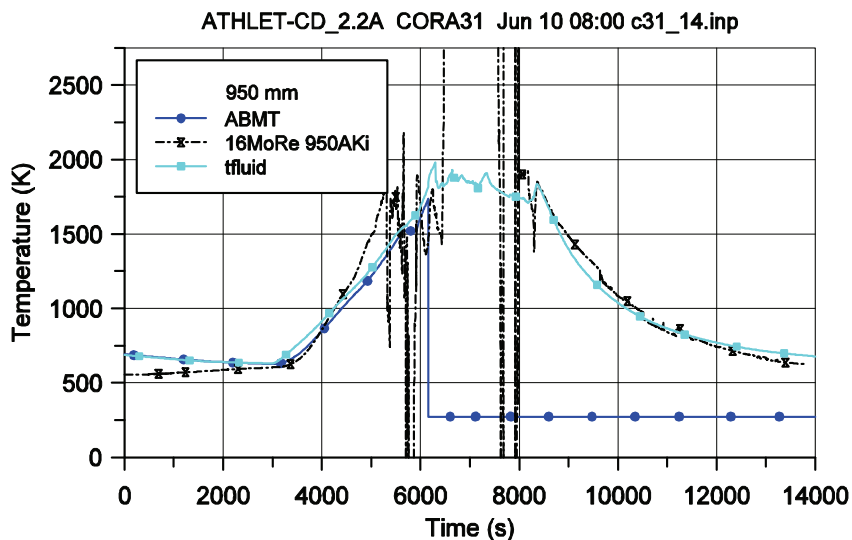
Bild 5.1-13 zeigt die Verhältnisse im Kanal BWRBYP. Zunächst schmilzt in einer Zone, z. B. Level 09, der Absorberstab, die Porosität nimmt deutlich zu auf ~0,77. Etwa 400 s später ist die Schmelztemperatur der Kastenwand erreicht und alles Material aus der Zone verschwindet (Porosität 1.0). Zum Schluss ist das gesamte Material in die Zonen 2 und 1 umgelagert. In Zone 13 (~1,15 m) oberhalb des beheizten Bereichs wird die Schmelztemperatur der BE-Kastenwand gerade nicht erreicht, daher ist in dieser Ebene noch Material vorhanden.



Cladding temperatures at 950 mm



Channel box wall temperatures at 950 mm



Absorber blade temperatures at 950 mm

Bild 5.1-10: CORA-31: Temperaturverläufe in 950 mm Höhe

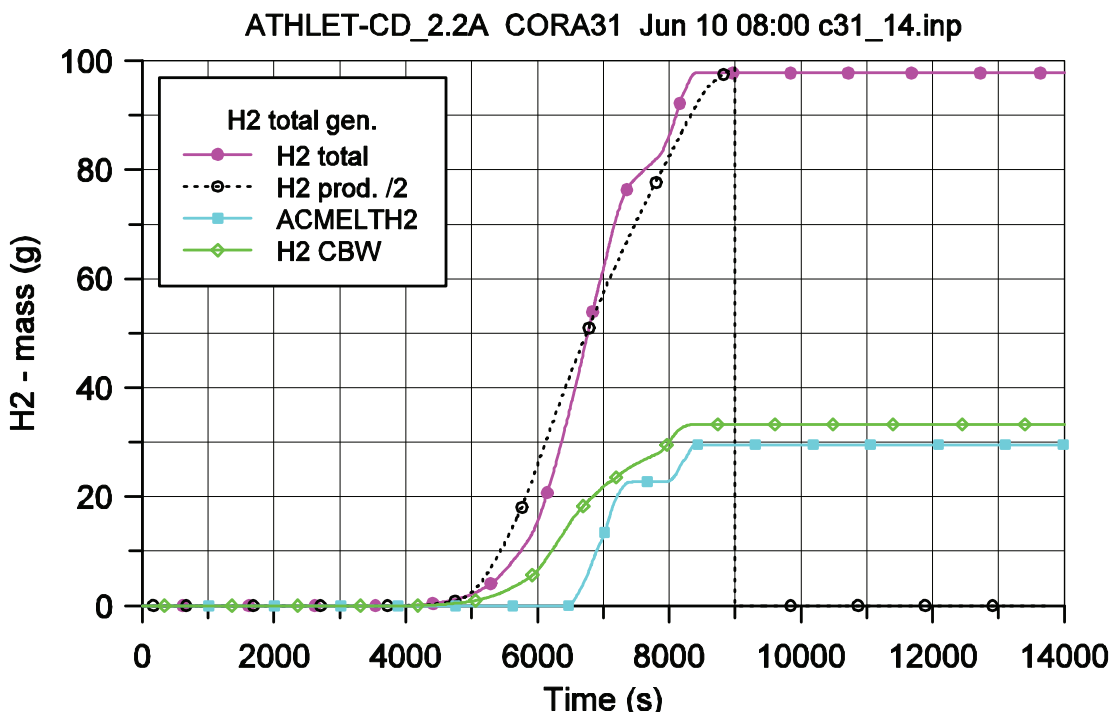
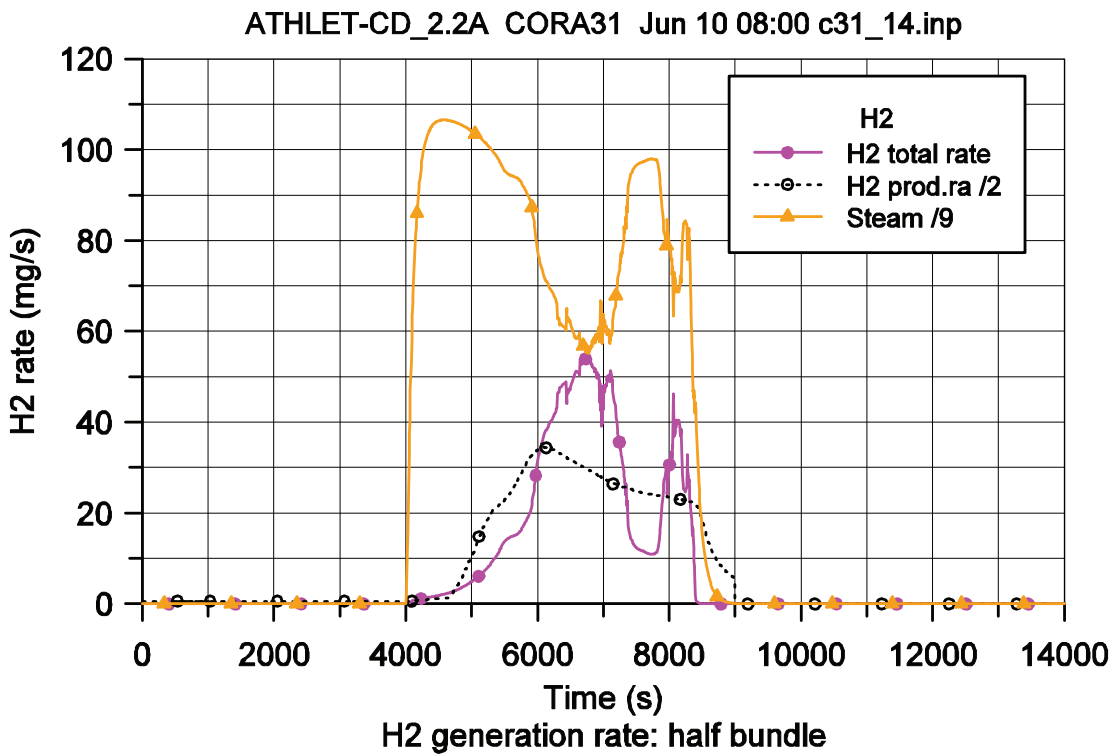


Bild 5.1-11: CORA-31: Wasserstoffherzeugung

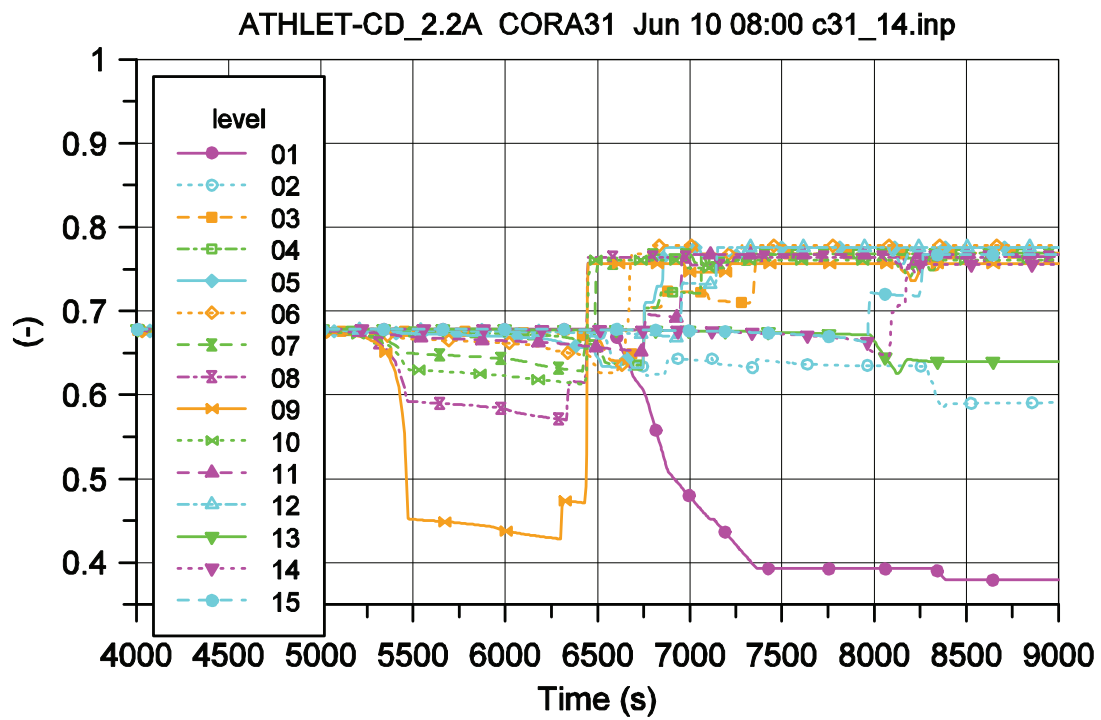


Bild 5.1-12: CORA-31: Relative Porosität im Bündel

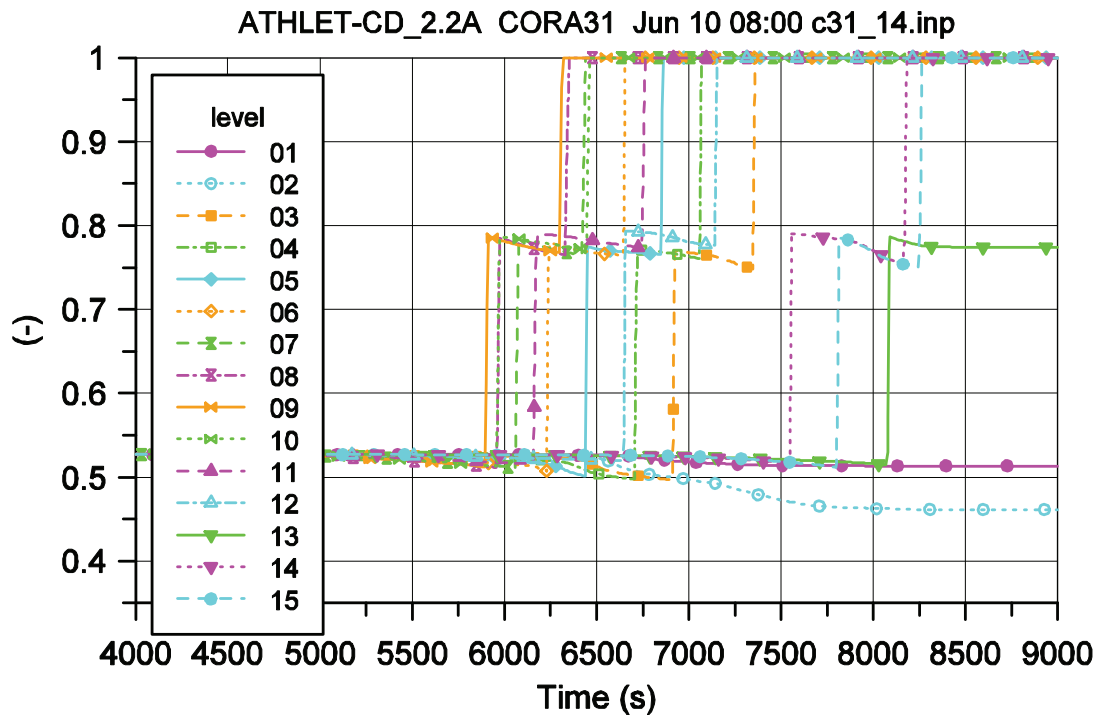


Bild 5.1-13: CORA-31: Relative Porosität im Bypass

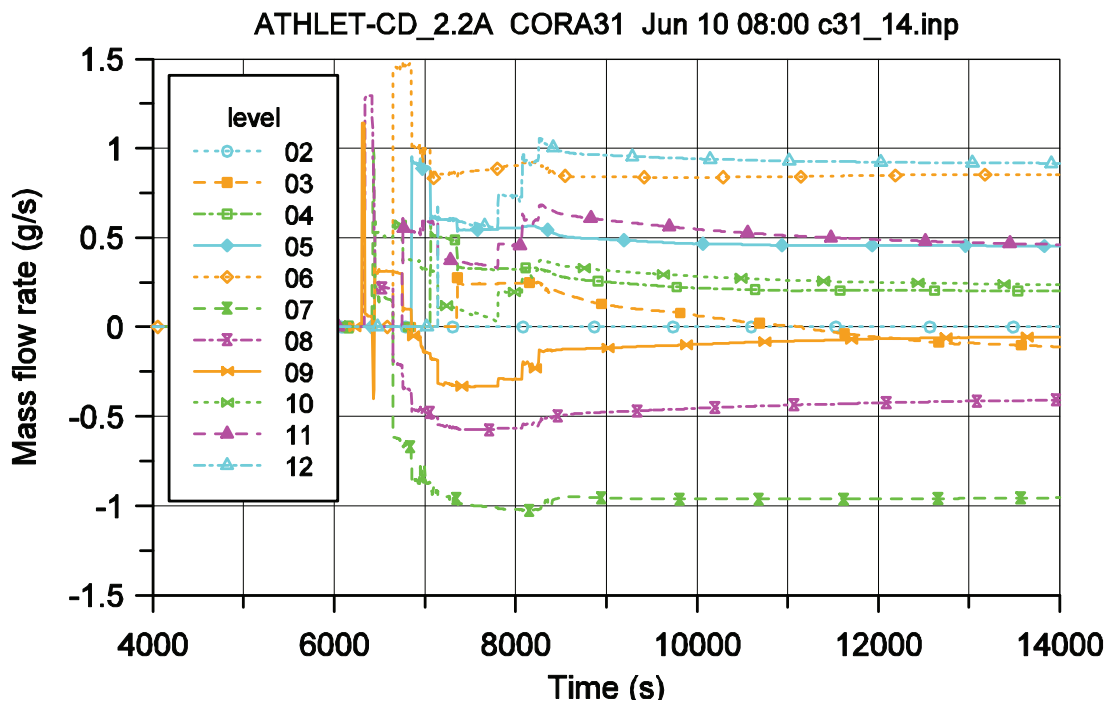


Bild 5.1-14: CORA-31: Massenströme über die zerstörten BE-Kastenwände

5.1.3.3 Zusammenfassung

Bei der Nachrechnung von CORA-31 zeigen die gerechneten Temperaturverläufe in der Anfangsphase noch eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Bei der Rechnung führt die chemische Zr/Dampf-Reaktion zu höheren Temperaturen der Hüllrohre. Die dadurch hervorgerufenen Unterschiede zwischen den experimentellen und rechnerischen Ergebnissen im Brennstabbündel wirken sich auch auf die Temperaturverläufe im Shroud und in dem Hitzeschild aus. Die Zerstörung der BE-Kastenwand und die des Absorberblatts werden von der Rechnung im Vergleich zum Experiment hinreichend gut wiedergegeben. Die erzeugte Wasserstoffmenge wird von der Rechnung in sehr guter Übereinstimmung zum Experiment sowohl während der Aufheizphase (Transiente) als auch in der erreichten Masse (stationärer Endwert) ermittelt.

5.1.4 Nachrechnung des Versuchs CORA-17

5.1.4.1 Versuchsdurchführung, Anfangs- und Randbedingungen

Der Versuch CORA-17 wurde als Quench-Bündelversuch durchgeführt (BWR Quench Test). Die Besonderheit lag darin, dass dieses das erste Quench-Experiment mit der Nachbildung einer typischen SWR-Bündelgeometrie in der CORA Anlage war. Untersucht wurden die Abläufe beim Fluten eines überhitzten Bündels, wobei ein starker Temperaturanstieg mit einer heftigen Wasserstoffentwicklung verbunden war. Eine detaillierte Beschreibung der Versuchsdurchführung ist in /HAG 96/ zu finden.

Der Versuch kann wie die anderen CORA SWR-Versuche in drei Phasen aufgeteilt werden:

- die Vorwärmphase 0 – 3000 s,
- die Bündelaufheizung (Transiente) 3000 – 5000 s,
- die Quench- und Nachkühlphase >5000 s.

Der Druck im System wurde mit 0,22 MPa konstant gehalten. Während der ersten Phase wurde ein vorgewärmter Argon-Massenstrom von ca. 8 g/s durch das Bündel geleitet. Ab ca. 3100 s wurde bis ca. 4800 s zusätzlich zum Argon ein Dampfmassenstrom von 2,34 g/s in das Bündel eingespeist, wodurch infolge der exothermen Zirkon / Dampf Reaktion eine Temperatureskalation hervorgerufen wird.

Bei der Nachrechnung dieses Experiments ergab sich die Schwierigkeit, dass mit der Vorgabe des eingespeisten Dampfmassenstroms u. a. die gemessenen Hüllrohrtemperaturen von ATHLET-CD nicht nachvollzogen werden können. Daher wurde für die Rechnung ein deutlich verringerter Dampfmassenstrom vorgegeben /ERD 09/.

Nach etwa 5000 s wurde der Quenchzylinder schrittweise mit einer mittleren Geschwindigkeit von ~1 cm/s über das Bündel hochgefahren.

5.1.4.2 Ergebnisse der Nachrechnung von CORA-31

Die Analyse wurde über einen Zeitraum von 6000 s durchgeführt. Die hier gezeigten Diagramme sind eine Auswahl aus /ERD 09/. Die Höhenangaben beziehen sich auf die Unterkante des beheizten Bereichs. Zunächst werden Temperaturverläufe beschrieben, für die experimentelle Vergleichsdaten mit den erzielten Rechenergebnissen vorliegen. Danach wird auch auf einige physikalische Phänomene eingegangen, für die keine Messdaten vorliegen.

Temperaturverläufe: Hüllrohre, BE-Kastenwände, Absorberblatt

In Bild 5.1-15 sind jeweils die Temperaturverläufe von Hüllrohr, BE-Kasten und Absorberblatt in der Höhenebene 750 mm gegenübergestellt.

Hüllrohr

Während der Bündelaufheizung bis ~4250 s folgen die rechnerisch ermittelten Hüllrohrtemperaturen in Ebenen >150 mm qualitativ den gemessenen Werten. Der errechnete Zeitpunkt des Versagens der Stäbe bei ~4280 s stimmt sehr gut mit dem beim Experiment über den Innendruck ermittelten Wert von ~4320 s überein. Danach zeigt das Experiment bis ~4500 s einen verstärkten Temperaturanstieg, der von der Rechnung nicht nachvollzogen wird. Diese erste gemessene Temperaturspitze wird von der exothermen Zr/Dampf-Oxidation hervorgerufen, die bei der Simulation mit ATHLET-CD nicht so deutlich ausgeprägt wiedergegeben wird. Soweit die Messwerte noch verwertbar sind, wird der anschließende Temperaturabfall von der Rechnung ab etwa 4750 s bis 5000 s wieder nachvollzogen.

Ab 5000 s startet die Quenchphase, die zu einer heftigen Temperatureskalation führt. Von der Rechnung wird diese Phase im Bereich 150 mm bis 750 mm sehr gut wiedergegeben (Bild 5.1-15). Diese zweite Temperatureskalation ist bei der Simulation nur auf Grund der gegenüber dem Experiment wesentlich niedrigeren Einspeisung von Quenchwasser in die Zone BOTTOM (Bild 5.1-1) in gesättigtem Zustand zu erzielen gewesen.

Nach Beendigung der Quenchphase ab ~5130 s zeigen die gemessenen Temperaturen im mittleren und unteren Bereich einen plötzlichen Abfall an (<550 mm), vermutlich hervorgerufen durch das Versagen der Thermolemente. In oberen Bereichen wird

noch weiterhin ein Temperaturverlauf ausgewiesen (Bild 5.1-15). Der Grund hierfür ist, dass nur ein Teil des Materials abschmilzt und umgelagert wird, während noch ein gewisser Anteil in dem dargestellten Bereich zurückbleibt. ATHLET-CD weist nach der Temperaturspitze im gesamten Bereich einen relativ gleichmäßigen und wesentlich langsameren Temperaturabfall aus.

BE-Kastenwand

In einer realen Anlage strahlen jeweils zwei Kastenwände gegen benachbarte Kastenwände, die anderen beiden jeweils gegen zwei Absorberblätter. In Bild 5.1-15 wird zum Vergleich mit den Messdaten die mittlere Temperatur der Kastenwand „BCMT“ verwendet, die sich wegen der dünnen Wände nur unwesentlich von der gemessenen Temperatur an der Wandoberfläche „Sinn“ unterscheidet. Zusätzlich sind in die Diagramme zum Vergleich auch die Temperaturverläufe des repräsentativen Brennstabs (rod1) eingetragen.

Ebenso wie bei den Hüllrohren liegen die Anfangstemperaturen der Rechnung unter denen des Experiments und nähern sich bis zum Beginn der Transiente den Messwerten an. Die gemessenen, verwertbaren Wandtemperaturen zeigen auch hier eine Temperatureskalation an. Bei der Rechnung deutet nichts auf eine Temperatureskalation vor Beginn der Quenchphase hin. Im mittleren Höhenbereich zwischen etwa 350 – 750 mm wird der Temperaturanstieg von der Rechnung im Vergleich zu den gemessenen Daten gut wiedergegeben.

Die Temperaturspitze infolge einer Temperatureskalation zu Beginn der Quenchphase wird von ATHLET-CD unterhalb von 750 mm angezeigt. Der etwas später auftretende plötzliche Temperaturabfall von „BCMT“ auf 273 K zeigt an, dass in diesen Ebenen die Kastenwand durchgeschmolzen und das Material aus der entsprechenden Zone in tiefere Regionen abgestürzt ist.

Die Kastenwände schmelzen in den Ebenen 5 bis 10, entsprechend 0,35 bis 0,85 m durch und geben eine Verbindung zwischen der Strömung innerhalb der BE-Kästen und außerhalb zu den Absorberelementen frei. Dies wird in der Abb. 5.1-19 gezeigt, in dem die Massenströme in diesen freigewordenen Querverbindungen dargestellt sind.

Absorberelement

Die Abb. 5.1-15 zeigt auch den Temperaturverlauf des Absorberelements in 750 mm Höhe. Dargestellt sind die an der Außenseite des Absorberblatts gemessenen Temperaturen „Aka“, die berechneten mittleren Temperaturen des Absorberelements „ABMT“ und zusätzlich die Fluidtemperaturen „tfluid“ im Strömungskanal BWRBYB.

In /HAG 96/ wird darauf hingewiesen, dass das Absorbermaterial Borkarbid (B_4C) einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf einen erhöhten Temperaturanstieg besonders im unteren Bereich des Bündels hat. Bei der exothermen Reaktion B_4C/H_2O wird mehr Energie freigesetzt als bei der Zr/H_2O -Reaktion. Dies kann lokal zu einer erhöhten Bündeltemperatur führen, wodurch wiederum eine erhöhte Oxidation des ggf. noch vorhandenen metallischen Zirkoniums bewirkt wird.

Während der Bündelaufheizung ab ~ 3000 s bis nahezu 4250 s zeigen Experiment und Rechnung eine befriedigende bis gute Übereinstimmung. Ab ca. 4250 s ist bei den Messdaten im Bereich zwischen 350 mm und 950 mm in einigen Ebenen ein stärkerer Temperaturanstieg zu erkennen, wie er auch bei den Temperaturverläufen der Brennstäbe zu sehen war. Da während dieser Zeit noch keine Verbindung zwischen den beiden Strömungskanälen BUNDLE und BWRBYB vorhanden ist, kann beim Experiment der Temperaturverlauf des Absorberblatts nur durch Strahlungsaustausch über die BE-Kästen und die Bildung des Eutektikums zwischen Borkarbid / Hüllrohr beeinflusst worden sein. Die Simulation mit ATHLET-CD berücksichtigt nur die Strahlung der Brennstäbe an den Shroud und den Strahlungsaustausch zwischen Shroud und Hitzeschild. Im weiteren Verlauf bis zum Beginn der Quenchphase lässt sich zwischen Rechnung und Experiment keine Übereinstimmung mehr feststellen, was u. a. an den nicht belastbaren Messdaten liegt.

Bereits vor Beginn der Quenchphase ist bei der Rechnung die vorgegebene Schmelz- / Verlagerungstemperatur des Absorberelements (1520 K) erreicht. Im Bild 5.1-15 wird der Verlust des Absorbermaterials in der betrachteten Ebene durch den Abfall der Temperaturen bei der Rechnung auf 273 K dargestellt. Bis zu diesem Zeitpunkt liegen die Temperaturen „tfluid“ und „ABMT“ nahe beieinander. Die starke Fluktuation der experimentellen Daten sind ein Hinweis auf eine Zerstörung der Struktur. Mit Beginn der Quenchphase zeigen die Messdaten einen plötzlichen Temperatursprung bis über 2000 K und fallen dann kurze Zeit später stark ab. Die Rechnung zeigt eine starke Erhöhung der Fluidtemperatur infolge der aufgeheizten BE-Kastenwand an. Später kühlt

die Fluidtemperatur dann langsam herunter. Ein Vergleich mit dem Temperaturverlauf der Kastenwand zeigt, dass der Absorberstab bei der Rechnung deutlich früher zerstört wird.

Die Rechnung ergibt, dass nach 6000 s Absorbermaterial in den Ebenen zwischen 0,15 m und 0,95 m nach unten umgelagert wurde. Eine Angabe zur Zerstörung im Experiment liegt nicht vor.

Wasserstofferzeugung

In Bild 5.1-16 ist die mit ATHLET-CD berechnete Wasserstofferzeugung dargestellt. Ab ca. 4000 s beginnt die H₂-Erzeugung. Spitzen in der Erzeugungsrate ergeben sich, wenn Schmelze in untere Bereiche verlagert wird und dort oxidiert. Mit Beginn der Quenchphase ab 5000 s wird ein Teil des zugeführten Wassers sofort verdampft. Dies führt zu der Spitze in der Dampftrate (steam /9), die zur besseren Übersicht im Diagramm entsprechend dem Molenanteil bei der Oxidationsreaktion verringert wurde.

In dem zweiten Diagramm sind zur Übersicht Messwerte zur H₂-Erzeugung in der Mischungskammer (Q551), der Partialdruck (par. Press), die daraus ermittelte Oxidationsleistung (chem. Power) und die berechnete Oxidationsleistung (oxidation/5) zusammengefasst dargestellt. Es zeigt sich, dass die Zeitdauer der Oxidation in der Rechnung im Vergleich zum Experiment gut wiedergegeben wird.

Das dritte Diagramm zeigt die insgesamt während des Tests erzeugte H₂ Masse. Dargestellt ist die berechnete H₂ Masse (total) im Vergleich zu der aus dem Experiment ermittelten Masse (chem. Power). Nach 6000 s wird von ATHLET-CD eine Masse von 53 g, vom Experiment eine Masse von 48 g (halbes Bündel) ausgewiesen, ein Unterschied von ~11 %. Bei der Rechnung verläuft vor Beginn der Quenchphase (5000 s) der Anstieg der Wasserstofferzeugung steiler als beim Experiment. Während der Quenchphase ergibt sich dagegen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment.

Zusätzlich sind in das Diagramm noch berechnete Werte für die H₂-Erzeugung aus der Schmelze (ACMELTH2, 10 g) und die bei der Oxidation des BE-Kastens (H2 CBW, 28 g) dargestellt. Daraus ergibt sich, dass bei der Oxidation der Brennstab-Hüllrohre rechnerisch eine H₂-Masse von 15 g erzeugt wird.

Schmelzen und Umlagerung

Infolge der Verlagerung von Material aus höheren in tiefere Bereiche ändert sich das freie Strömungsvolumen in den Strömungskanälen BUNDLE und BWRBYP. In Bild 5.1-17 ist die Porosität im BUNDLE und in Bild 5.1-18 die im BWRBYP dargestellt. Zu Beginn der Simulation beträgt die Porosität innerhalb des BE-Kastens 0,68, außerhalb 0,53. Innerhalb des BE-Kastens (Bild 5.1-17) verringert sich zunächst infolge der Oxidation und des Aufblähens der Hüllrohre der freie Querschnitt in den Zonen 9, 8, 10, 7 usw. Kurze Zeit nach 5000 s verlagert sich Material aus höheren Bereichen in kältere, untere Regionen, der Querschnitt dort wird größer, während er gleichzeitig in tieferen Regionen abnimmt, z. B. in Zonen 2, 3. Diese Umlagerung führt im Kanal BUNDLE nicht zu einer Behinderung der Strömung, da die Porosität nicht unter einen Wert von 0,30 fällt, bei der in der Rechnung das Vorliegen einer solchen Blockade erwartet wird.

Bild 5.1-18 zeigt die Verhältnisse im Kanal BWRBYP. Zunächst schmilzt in einer Zone, z. B. level 09, der Absorberstab, die Porosität nimmt deutlich zu auf ~0,78. Etwa 400 s später ist die Schmelztemperatur der Kastenwand in Zone 9 erreicht, und alles Material aus der Zone verschwindet (Porosität 1.0). Zum Ende der Rechnung ist alles Material aus den Zonen 5 bis 10, d. i. zwischen 0,35 m und 0,85 m verschwunden und umgelagert (Porosität 1.0). Die Rechnung ergibt, dass nach 6000 s Absorbermaterial in den Ebenen zwischen 0,15 m und 0,95 m nach unten umgelagert wurde, d. h., das Material wird zum großen Teil unterhalb der Ebene 3 abgelagert. Zur Materialverlagerung gibt es in /HAG 96/ keine spezielle Information.

Energiebilanz

In Bild 5.1-20 ist die gesamte Wärmebilanz dargestellt. Die bei der exothermen Oxidation freiwerdende Energie (oxidation) ist deutlich höher als die elektrisch eingebrachte Energie (eff. Heat source). Der Vergleich mit der aus dem Experiment gewonnen freiwerdenden Leistung (chem. Power) zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Etwa die Hälfte davon wird allein durch die Oxidation des BE-Kastens hervorgerufen (CBW). Der größte Teil der Leistung wird an die Strukturen (to structures), der Rest an das Fluid (to fluid) übertragen.

5.1.4.3 Zusammenfassung

Im Versuch CORA-17 wurde der Ablauf eines Unfalls bei einem Siedewasserkern mit Voroxidation durch Dampfeinspeisung und Fluten des überhitzten Bündels simuliert. Dabei zeigte sich während der Flutphase eine starke Temperatureskalation, die durch die Oxidationsreaktionen Zr-Dampf bzw. Borkarbid-Dampf verbunden mit einem deutlichen Anstieg der Wasserstofferzeugung hervorgerufen wurde. Bereits vor der Quenchphase werden die Schmelztemperaturen für den Absorberstab, die Hüllrohre und die BE-Kastenwände lokal erreicht. Während der Quenchphase erfolgt dann die weitere Oxidation des noch vorhandenen metallischen Zirkons und des Absorbermaterials. Nach Erreichen der Schmelztemperatur erfolgt eine Materialverlagerung von Material in tiefere, kältere Bereiche mit Wiedererstarren von geschmolzenem Material.

In wesentlichen Punkten zeigt die Nachrechnung des Experiments CORA-17 mit ATHLET-CD eine befriedigende bis gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen. Das trifft insbesondere auf die Temperaturverläufe des Hüllrohrs und des Absorberblatts zu, wobei größere Abweichungen hauptsächlich in den Randzonen im oberen und unteren Bereich des Bündels festzustellen sind. Die Temperaturverläufe vom Shroud bzw. dem Hochtemperaturschild werden im Allgemeinen überschätzt. Der sprunghafte Anstieg der Wasserstofferzeugung zu Beginn der Quenchphase wird von der Rechnung wiedergegeben, wobei eine qualitative Aussage nur begrenzt anhand der chemisch erzeugten Leistung möglich ist. Die Nachrechnung zeigt, dass die Modellierung des Abschmelzens und der Materialverlagerung der BE-Kastenwände mit der damit freiwerdenden Verbindung zwischen den Strömungskanälen und das Verhalten der Absorberstäbe von der erweiterten Version ATHLET-CD Mod 2.2A gut erfasst werden. Es ist jedoch zu empfehlen, die Wechselwirkung der Materialien miteinander sowie die radiale Ausbreitung der Schmelze, die im Experiment aufgetreten ist und die mit dem Rechenprogramm derzeit nicht simuliert werden kann, in das Modell einzubringen.

Das hier gezeigte Ergebnis konnte mit ATHLET-CD nur ohne Berücksichtigung der Information zur Füllstandsmessung im Quenchzylinder erzielt werden. Hier besteht noch Bedarf einer weiteren Untersuchung, inwieweit die experimentellen Ergebnisse belastbar sind oder die Simulation überarbeitet werden muss.

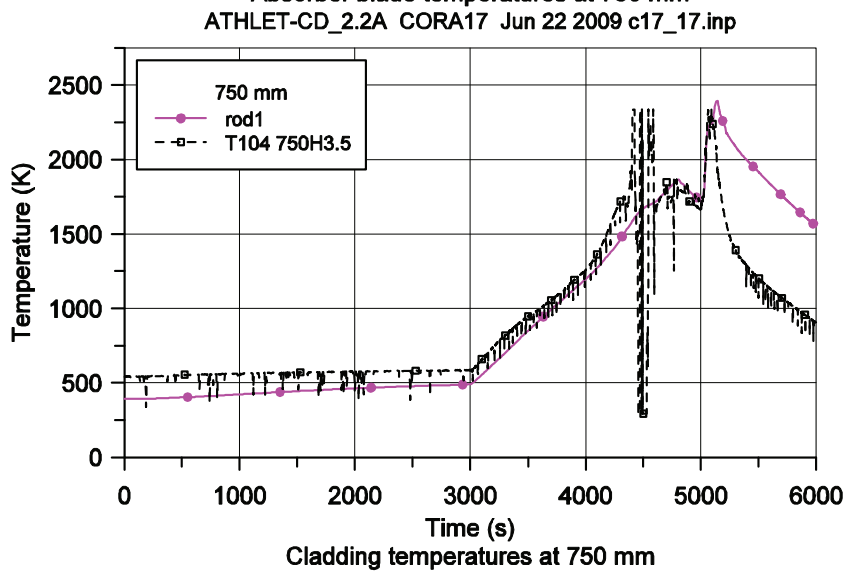
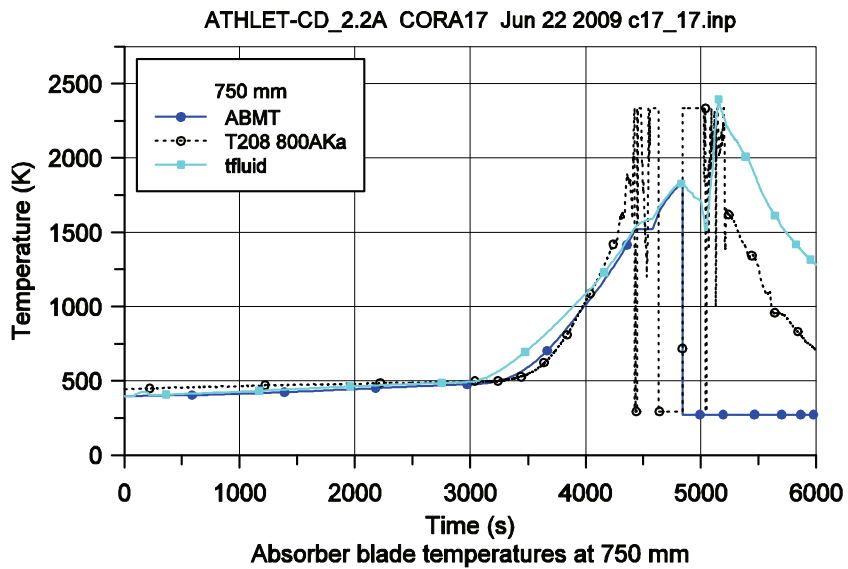
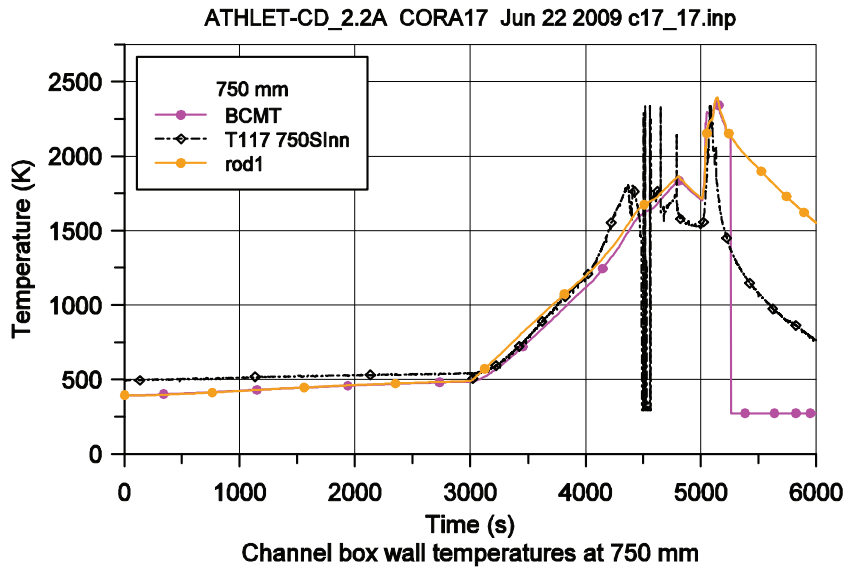


Bild 5.1-15: CORA-17: Temperaturverläufe in 750 mm Höhe

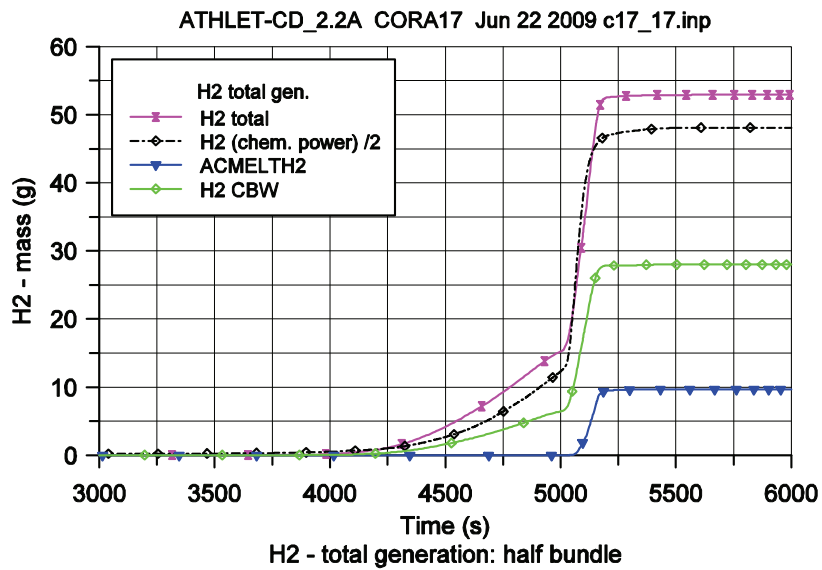
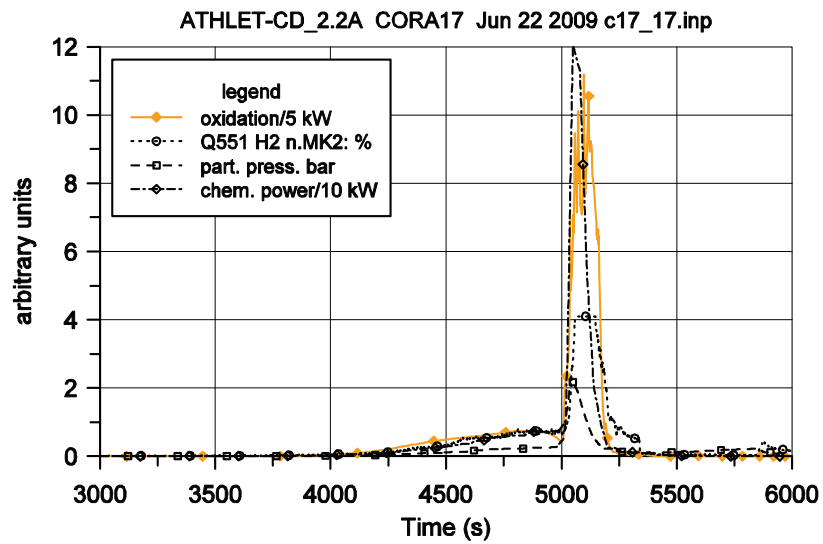
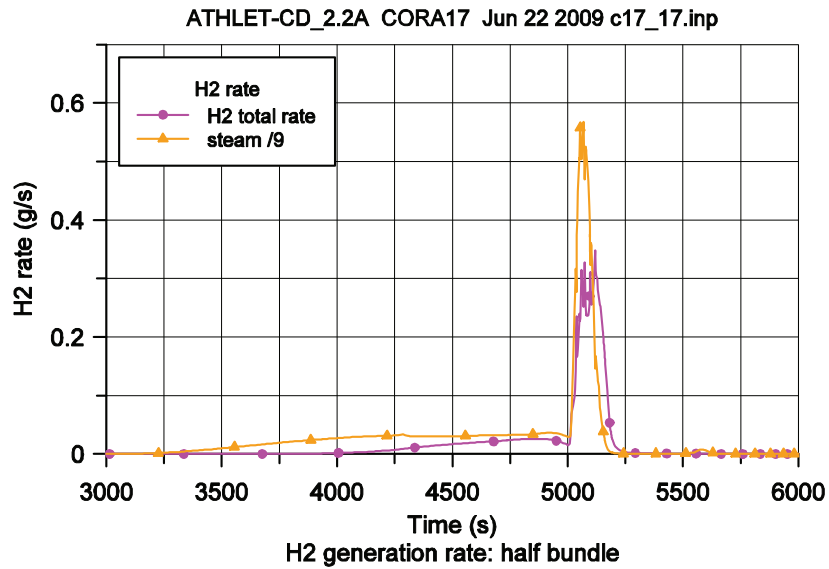


Bild 5.1-16: CORA-17: Wasserstofferzeugung

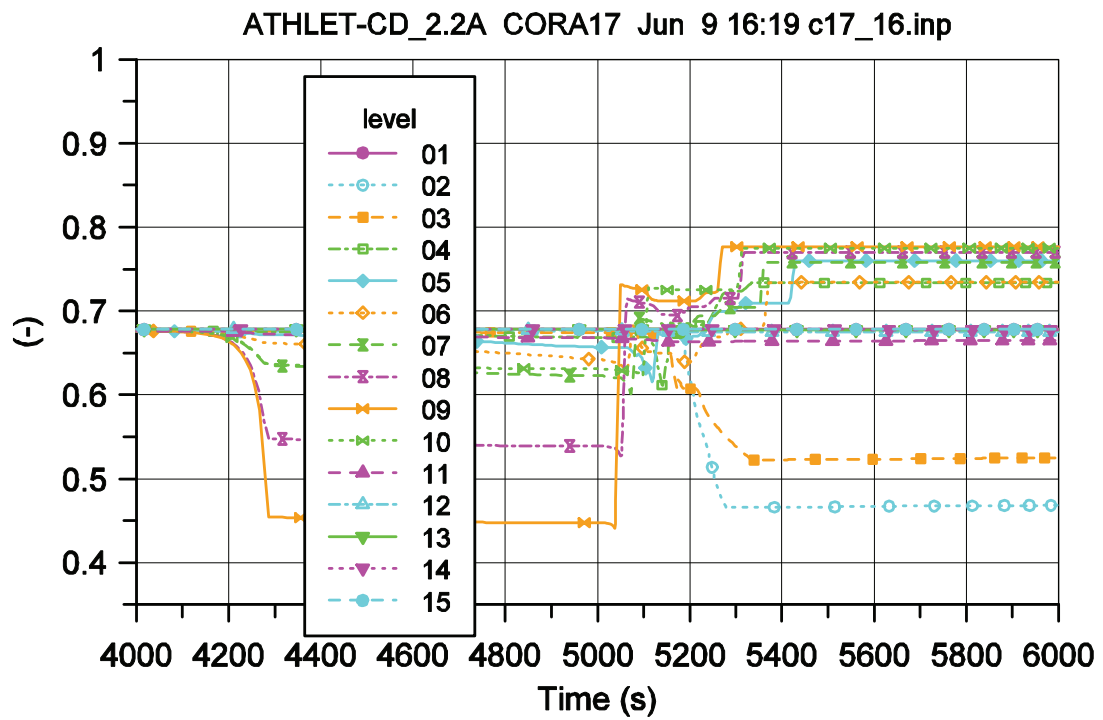


Bild 5.1-17: CORA-17: Relative Porosität im Bündel

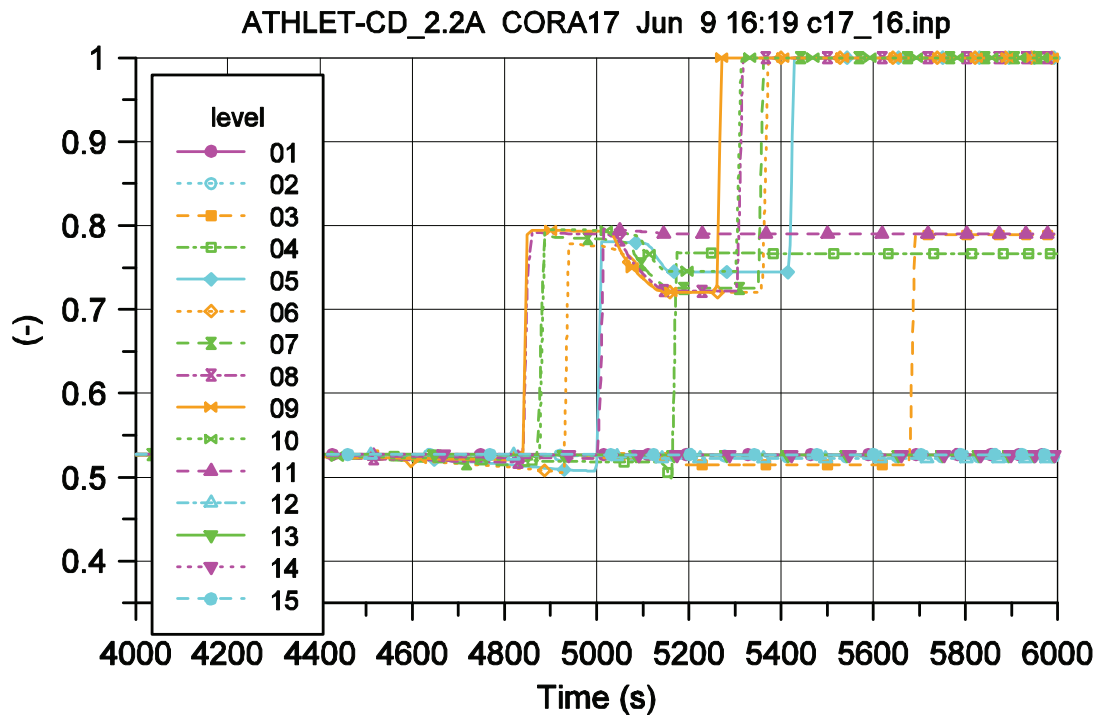


Bild 5.1-18: CORA-17: Relative Porosität im Bypass

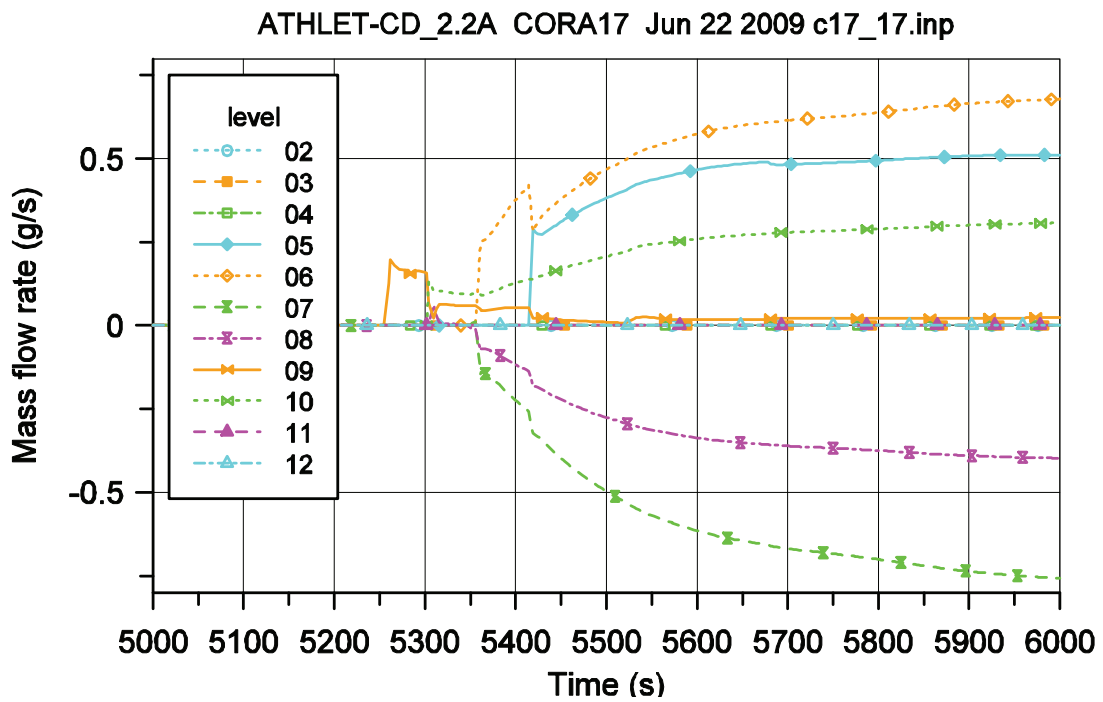


Bild 5.1-19: CORA-17: Massenströme über die zerstörten BE-Kastenwände

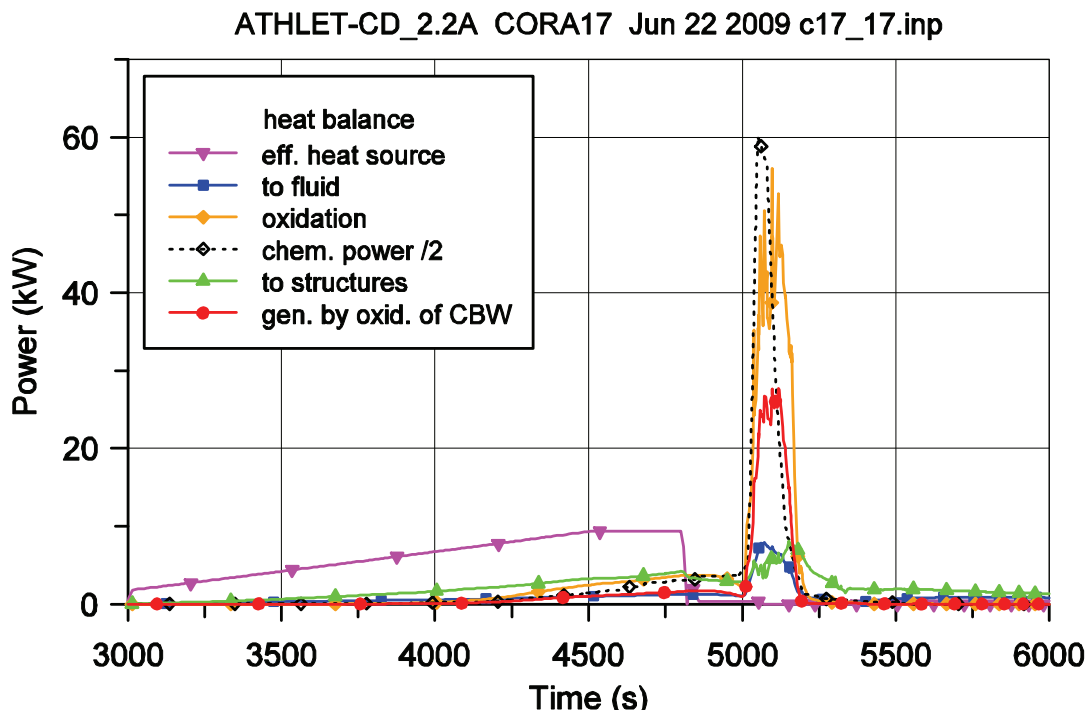


Bild 5.1-20: CORA-17: Energiebilanz im Testbündel

5.1.5 Zusammenfassende Bewertung

Drei CORA SWR-Experimente wurden ausgewählt, um den Fortschritt der Weiterentwicklung des Programms, speziell der SWR Modelle, zu zeigen. Dabei war ein wichtiger Aspekt der Arbeiten, einen soweit wie möglich einheitlichen Eingabedatensatz für alle drei Versuche zu erstellen, bei dem allein die Anfangs- und Randbedingungen entsprechend der unterschiedlichen Experimente angepasst werden mussten. So konnte der Einfluss der Modellierung auf das Ergebnis verringert und die Qualität der Modelle besser verdeutlicht werden.

Bei diesen Rechnungen wurde die Wechselwirkung zwischen dem Absorbermaterial B_4C und dem Edelstahl der Hüllrohre im Innern des Absorberblattes durch Verwendung der Schmelztemperatur des Eutektikums berücksichtigt. Mit der neuen ATHLET-CD Version Mod 2.2 Cycle A kann das Auf- und Abschmelzen der BE-Kastenwand und der damit verbundenen Freilegung einer Strömungsverbindung zwischen dem Brennstab-bündel und Absorberblatt simuliert werden.

Die Nachrechnung des Experiments CORA-33 konnte mit den neuen SWR-Modellen in ATHLET-CD sehr gut nachvollzogen werden. Die Temperaturprofile der Brennstäbe zeigten eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messdaten. Das gleiche trifft auch auf die Temperaturprofile der BE-Kastenwände und des Absorberblatts im Vergleich zu den verwertbaren Messdaten zu. Die Wasserstoffproduktion bei der Oxidation des Dampfes mit metallischem Zr wurde mit ca. 30 g um etwa 8,6 % unterschätzt. Die Zerstörung der BE-Kastenwände und des Absorberblatts wurde von der Rechnung im gleichen Umfang bestimmt, wie sie auch im Experiment festgestellt wurde.

Bei der Nachrechnung von CORA-31 zeigen die gerechneten Temperaturverläufe in der Anfangsphase noch eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Bei der Rechnung führt die chemische Zr/Dampf-Reaktion zu höheren Temperaturen der Hüllrohre. Die dadurch hervorgerufenen Unterschiede zwischen den experimentellen und rechnerischen Ergebnissen im Brennstab-bündel wirken sich auch auf die Temperaturverläufe im Shroud und im Hitzeschild aus. Die Zerstörung der BE-Kastenwand und die des Absorberblatts werden von der Rechnung im Vergleich zum Experiment hinreichend gut wiedergegeben. Die erzeugte Wasserstoffmenge wird von der Rechnung in sehr guter Übereinstimmung zum Experiment sowohl während der Aufheizphase als auch bezüglich der zum Ende des Versuchs erreichten Masse ermittelt.

Bei der Nachrechnung des Experiments CORA-17 konnten die im Experiment gemessenen Temperaturprofile und die Wasserstoffproduktion nur nachvollzogen werden, indem der aus dem Versuch bestimmte Wasser-/ Dampfeintrag während der Quenchphase nicht berücksichtigt sondern entsprechend angepasst wurde. Dieses Problem sollte bei einer erneuten Nachrechnung näher untersucht werden.

Ein wesentlicher, aber nicht zu ändernder Nachteil bei der Nachrechnung ergibt sich daraus, dass die oktagonale Geometrie der Testeinbauten mit ATHLET-CD nicht modelliert werden kann. Mit dem Modell kann nur eine rotationssymmetrische Anordnung der Teststrecke simuliert werden, wodurch sich Auswirkungen auf den Wärmeverlust zur Umgebung ergeben.

Insgesamt haben die drei Nachrechnungen den Entwicklungsfortschritt gegenüber früheren Rechnungen /ERD 07a, ERD 08/ verdeutlicht. Mit den erweiterten Modellen zur Simulation von SWR-typischen Komponenten können nun wesentliche Phänomene wie das Durchschmelzen der Brennelement-Kastenwände und die damit verbundene Freilegung einer Strömungsverbindung zwischen dem Brennstabbandel und dem Absorberblatt simuliert werden. Auch bei der Berechnung der Wasserstoffproduktion wurde eine deutliche Verbesserung erzielt. Dies trifft insbesondere auf das Ergebnis beim Versuch CORA-33 zu, bei dem sowohl die Erzeugungsrate als auch die insgesamt erzeugte Masse mit den experimentellen Verläufen sehr gut übereinstimmen.

5.2 Überprüfung der neuen Version des Moduls SOPHAEROS anhand des PHÉBUS-Versuchs FPT2

5.2.1 Einleitung

Das Experiment PHÉBUS FPT2 wurde im Oktober 2000 in der PHÉBUS-FP Versuchsanlage in Cadarache (Frankreich) durchgeführt. FPT2 war der vierte Test innerhalb dieser „in-pile“ Versuchsreihe. Die Versuche dienten der Untersuchung der Bündelzerstörung und der Materialumlagerung mit der damit verbundenen Freisetzung von Spaltprodukten sowie dem Transport, der Ablagerung und der Rückhaltung im Kühlkreislauf und im Containment.

Im vorliegenden Bericht werden die wesentlichen Ergebnisse einer Wiederholungsrechnung des Experiments FPT2 mit ATHLET-CD 2.1B /TRA 08/ zusammenfassend dargestellt. Der Versuch wurde bereits im Rahmen des Forschungsvorhabens RS 1155 mit ATHLET-CD 2.0B nachgerechnet /ERD 05, STE 06b/. Dabei wurde festgestellt, dass das Modul SOPHAEROS noch nicht vollständig in das Programm ATHLET-CD eingebunden war, da von ATHLET-CD nur die vom Spaltproduktfreisetzungmodell FIPREM simulierten chemischen Elemente an das Spaltprodukttransportmodell übergeben wurden, wodurch die Bildung chemischer Verbindungen unzulässig eingeschränkt wurde.

In der hier beschriebenen Wiederholungsrechnung wurde die weiterentwickelte SOPHAEROS Version V.2.2 mit vollständiger Simulation aller möglichen chemischen Verbindungen eingesetzt. Da im Rahmen des Forschungsvorhabens RS 1162 eine zeitnahe Analyse der Versuchsergebnisse durchgeführt wurde, war es möglich die Rechenergebnisse mit einer wesentlich erweiterten Datenbasis zu vergleichen und die Qualität des Spaltprodukttransportmodells zu bewerten. Das thermische Verhalten und die Brennstabzerstörung weisen gegenüber der früheren Rechnung keine größeren Unterschiede auf, deshalb liegt der Schwerpunkt der Analyse auf der Bewertung des Spaltproduktverhaltens.

5.2.2 Nodalisierungsmodell der Teststrecke und Eingabedatensatz

Die Nodalisierung der Teststrecke ist in Abb. 5.2-1 dargestellt. Die für die Rechnung erforderlichen Komponenten der Teststrecke werden in ATHLET-CD durch mehrere Thermofluid-Objekte (TFO's) modelliert: der Hauptströmungskanal (BUNDLE) mit dem Testbündel, das obere Plenum (PLENUM), der heiße Strang (HOTPIP), der Dampferzeuger (STGEN), der kalte Strang (COLPIP) und das Containment (CONTAN). Die modellierten Komponenten sind noch jeweils in einzelne Volumina oder Zonen unterteilt: PLENUM (6 Zonen), HOTPIP (8 Zonen), STGEN (11 Zonen), COLPIP (5 Zonen), CONTAN (1 Zone).

Abb. 5.2-2 zeigt die Nodalisierung des Testbündels mit der axialen Unterteilung in 26 Zonen, von denen 21 im Bereich des Brennstoffmaterials liegen, 2 unterhalb und 3 oberhalb davon.

Da beim Abschmelzen der Stäbe die Durchströmung des Bündels durch Materialumlagerungen blockiert werden kann, war es erforderlich, parallel zum Hauptströmungskanal (BUNDLE) einen BYPASS mit hohem Strömungswiderstand einzuführen, der durch horizontale Querkanäle (CROSSFLOW) mit dem BUNDLE verbunden ist. Bei einer Blockadebildung im Bündel wird dadurch erreicht, dass in diesem Bereich eine geringe Strömung über den BYPASS aufrechterhalten bleibt. Neuere Überprüfungen der Messungen zur Wasserstoffherzeugung weisen darauf hin, dass vollständige Dampfangelbedingungen nur kurzfristig existierten. Um in der Rechnung eine Strömungsverteilung zwischen innerem und äußerem Bündelbereich zu ermöglichen, wurde der Hauptströmungskanal, entsprechend der Zahl der Brenn- und Absorberstäbe, in zwei Parallelkanäle (BUNDLE und OUTER) mit dem Flächenverhältnis 0,43/0,57 unterteilt. Beide Parallelkanäle sind auf ganzer Länge durch horizontale Querkanäle (IN-OUTER) verbunden.

Die modellierten Komponenten sind die 8 inneren Brennstäbe (ROD1) mit dem zentralen Steuerstab (Ag, In, Cd) inklusive Führungsrohr, die 12 äußeren Brennstäbe (ROD2), die Strukturen der unteren Bündelumfassung mit (thermischer) Isolierung zur Umgebung (BOTTOM), die Versteifungselemente bzw. Stiffener (BUNDLE-S01 bis –S21) und die Strukturen der eigentlichen Bündelumfassung bzw. des Shroud mit Isolierung zur Umgebung (BUNDLE-W01 bis –W23).

Die Bündelumfassung (BUNDLE-W01 bis –W23) wird entsprechend dem Versuchsaufbau mit drei ringförmigen Materialzonen modelliert, die wiederum in mehrere radiale Schichten unterteilt sind: der innere Ring aus ThO_2 in 5 Schichten, die Wärmedämmung aus porösem ZrO_2 in 9 und das Druckrohr aus Nickelbasislegierung mit ZrO_2 -Beschichtung als eine Materialzone mit 2 Schichten. Zwischen den drei Materialzonen befinden sich zwei Spalte. Der Wärmeübergangskoeffizient der Spalte wird über das GCSM als Summe des Wärmeübergangs durch thermische Strahlung und durch Wärmeleitung mit temperaturabhängiger Spaltweite berechnet. Die Spaltweite ergibt sich aus der thermischen Expansion der beiden ThO_2 und ZrO_2 Ringe. Thermische Strahlung wird auch zwischen den Brennstäben und der Bündelumfassung sowie zwischen Stiffener und Bündelumfassung übertragen.

Die zwei Abstandshalter aus Zirkonium werden fluiddynamisch durch einen reduzierten hydraulischen Durchmesser in den entsprechenden Bereichen modelliert, wodurch konvektiver Wärmeübergang und Strömungsdruckverlust erhöht werden, sowie durch eine modifizierte Stiffenerdicke und –oberfläche, um deren Beitrag zur Oxidationsenergie und Wasserstofferzeugung adäquat zu simulieren.

Gegenüber der in /ERD 05/ dokumentierten Rechnung sind folgende Änderungen im ATHLET-CD Eingabedatensatz erwähnenswert:

- Simulation der Bor- und Rheniumeinspeisung
- Reduktion der vom Treiberkern aufgeprägten Leistung von 95% auf 90%
- Einführung einer konstanten Nachzerfallsleistung von 550 W
- Korrelation für Zirkoniumoxidation nach Leistikow/Prater/Courtright statt nach Cathcart/Urbanic/Heidrick
- Modell für Hüllrohrdehnung nach Rosinger statt des IKE-Modells
- Mindest-Oxidschichtdicke der Schmelze und Kruste: 10 statt 100 μm
- Maximal wirksame Oxidschichtdicke der Schmelze: 100 μm
- Ablaufgeschwindigkeit der metallischen Brennstoffschmelze von 6 mm/s statt 6 cm/s
- Versagenstemperatur des Steuerstabes: 1523 K (statt 1923 K)
- Anwendung des neuen Modells zur Freisetzung der Absorbermaterialien als Funktion des Partialdruckes

- Erhöhung der Anzahl der Partikelgrößenklassen von 10 auf 20
- Minimaler Partikelradius: 10,0 nm statt 0,50 nm
- Maximaler Partikelradius: 10,0 μm statt 20,0 μm

Die Simulation der Schutzheizungen der Kreislaufkomponenten wurde nicht weiter verfolgt, stattdessen wurden die Außentemperaturen dieser Komponenten entsprechend korrigiert.

5.2.3 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Eine detaillierte Darstellung des experimentellen Ablaufs und der Ergebnisse von FPT2 ist in /RIT 02, PHE 08/ dokumentiert. Der Ereignisablauf nach Versuch und Rechnung ist in Tab. 5.2-1 dargestellt.

In der vorliegenden Analyse wurde nur die Hochtemperaturphase simuliert. In dieser Phase wurde Wasserdampf mit konstanter Einspeiserate und Borsäurekonzentration bei gleichbleibendem Systemdruck in die Teststrecke eingeleitet.

Die Leistung wurde stufenweise erhöht (G2.1/195 und G2.2/195 in Abb. 5.2-3). Dementsprechend lässt sich der Versuch in verschiedene Phasen unterteilen /RIT 02/, die nachfolgend kurz dargestellt werden.

Während der ersten Kalibrierungsphase ($t = 0 \div 7380$ s) wurden in den zwei Leistungsplateaus P1 und P2 die vorausgeplanten thermischen Versuchsbedingungen eingestellt und die Instrumentierung überprüft. Bereits in dieser Phase versagten Brennstabhüllrohre durch Ballooning ($t = 5640 \div 7300$ s) und es wurden Spaltprodukte detektiert. In der anschließenden Voroxidationsphase von Plateau P2 nach P3 ($t = 7380 \div 8100$ s) begann die Bündelaufheizung und die exotherme Zirkoniumoxidation. Während des Leistungsplateaus P3 ($t = 8100 \div 8520$ s) wurden erneut die Instrumentierung und der Zustand der Anlage überprüft.

Der Leistungsanstieg von Plateau P3 nach P4 ($t = 8520 \div 9660$ s) führte zur Schädigung und Zerstörung des Absorberstabs ($t = 8730 \div 8950$ s) sowie zur Temperaturrekalation infolge der Hüllrohroxidation. Wegen der geringen Einspeiserate wurde während einer Periode von ca. 18 min ($t = 9420 \div 10530$ s) das gesamte Dampfangebot

von etwas weniger als 500 mg/s durch die Oxidation verbraucht und die Wasserstoffherzeugungsrates erreicht damit 55 mg/s. Während dieser Phase wurde eine beträchtliche Freisetzung von flüchtigen Spaltprodukten detektiert. Nach einer Korrektur der Wasserstoffmessung /MAR 06/ ergab sich eine kürzere Dampfangelphase von nur 12 min ($t = 9420 \div 10090$ s). Während der Oxidationsphase wanderte die Oxidationsfront zunächst von der Bündelmitte nach unten. Nach dem Verbrauch des metallischen Hüllrohrmaterials im unteren Bündelbereich wanderte diese Front wieder nach oben in den oberen Bündelbereich. Mit zunehmender Hüllrohroxidation klingt schließlich die Oxidation ab ($t = 11300$ s) und die Wasserstoffherzeugungsrates sinkt auf Werte von unter 1 mg/s (nach Korrektur der Wasserstoffmessung unter 5 mg/s).

Während des Leistungsplateaus P4 ($t = 9960 \div 13860$ s) wurde die Leistung in zwei Stufen angepasst, um die im Testprotokoll vorgesehenen Brennstabtemperaturen zu erreichen.

Die Leistungssteigerung während der nachfolgenden Aufheizphase ($t = 13860 \div 19740$ s) hatte zum Ziel, die Schmelztemperatur des Brennstoffs zu erreichen und zu überschreiten. Die erste Brennstoffverlagerung wurde bei $t = 14220 \div 14880$ s festgestellt. Eine zweite Oxidationsphase, die jedoch nur noch einen relativen Verbrauch des verfügbaren Dampfangebots von maximal 10 bis 20 % erreichte, wurde durch die zunehmende Aufheizung des unteren Bündelbereichs hervorgerufen ($t = 15370 \div 17550$ s). In diesem Zeitraum wurde erneut die Verlagerung von keramischer Schmelze nachgewiesen. Außerdem wurden auf Grund der sehr hohen Temperaturen verstärkt auch weniger flüchtige Spaltprodukte, Brennstoff, sowie Struktur- und Absorbermaterial freigesetzt.

Ab 17370 s bildete sich ein keramischer Schmelzpool aus, der durch weitere Brennstoffverlagerung größer wurde und kurzfristig zu einer totalen Strömungsblockade führte ($t = 18560 \div 18600$ s). Während dieser Zeit war der Transport der Spaltprodukte vom Bündel über den Kühlkreislauf in das Containment unterbrochen.

Die nach dem Testprotokoll festgelegten Abschaltkriterien waren zum Zeitpunkt $t = 19740$ s erreicht und der Treiberkern wurde abgeschaltet. Darauf folgte die Abkühlphase bis zum Ende der Kühlmittleinspeisung ($t = 23880$ s). Damit wurde die experimentelle Phase für Bündel und Kühlkreislauf abgeschlossen.

Für die Versuchsnachrechnung sind die Anfangs- und Randbedingungen entsprechend der experimentellen Daten vorzugeben. Vor der Simulation der eigentlichen Transiente (Beginn bei $t = 0$ s) wurde eine Einschwingrechnung durchgeführt, um den Ausgangszustand korrekt wiederzugeben.

Die für die Analyse erforderlichen Randbedingungen sind:

- die in das Bündel eingebrachte Leistung TOTNPOW (Abb. 5.2-3),
- der in die Teststrecke eingespeiste Kühlmittelstrom 0,4883 g/s,
- der Druck im Containment 0,22 MPa,
- die Eintrittstemperatur des Kühlmittels 165 °C,
- die Außentemperatur der Bündelumfassung 170 °C,
- die Außentemperaturen der Kreislaufkomponenten 150 ÷ 700 °C,
- die Einspeisung von Bor und Rhenium für den Aerosoltransport.

5.2.4 Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnung

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung sind in den Abb. 5.2-4 bis 5.2-48 zusammengefasst. Darin sind im Allgemeinen die Rechenergebnisse als durchgezogene Linien und die experimentellen Daten als gestrichelte Linien dargestellt. In den Legenden sind die experimentellen Daten entsprechend den in /RIT 02/ angegebenen Bezeichnungen der Messstellen gekennzeichnet.

5.2.4.1 Brennstabbündel

Ein wesentliches Ziel der aktuellen Nachrechnung war die Anwendung der neuen SOPHAEROS-Version zur Berechnung des Spaltprodukt- und Aerosolverhaltens im System. Aus diesem Grund, und da keine größeren Abweichungen gegenüber den früheren Rechnungen aufgetreten sind, wird an dieser Stelle auf das Bündelverhalten nicht detailliert eingegangen. Zum besseren Verständnis werden aber einige ausgewählte Temperaturverläufe und Ergebnisse zur H₂-Erzeugung, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung beschrieben (Abb. 5.2-4 bis 5.2-12).

Abb. 5.2-3 zeigt die Bündelleistung. Die über den Kopplungsfaktor von 195 reduzierte Leistung des Treiberkerns entspricht der im Brennstoff erzeugten thermischen Leistung. Die Berechnung des Kopplungsfaktors ist mit gewissen Ungenauigkeiten behaftet, weshalb, wie auch bei den anderen PHÉBUS-Versuchen, die in der Rechnung als Randbedingung verwendete Leistung um einen konstanten Faktor (hier auf 90 %) reduziert wurde, um das thermische Verhalten des Bündels korrekt wiedergeben zu können. Außerdem wurde in dieser Rechnung die Nachzerfallsleistung (550 W), die bisher vernachlässigt wurde, berücksichtigt. Die totale Bündelleistung (TOTNPOW) ergibt sich aus der Summe der vom Treiberkern aufgeprägten Leistung und der aus dem Nachzerfall. Damit können insgesamt die Temperaturen im Bündel vor der Oxidationsphase besser reproduziert werden. Die Leistung SQPOW gibt die tatsächlich im Bündel freigesetzte Leistung an. Sie ist bis 16220 s identisch mit der totalen Bündelleistung. Dann ist eine Divergenz erkennbar, die durch die Verlagerung von Brennstoff aus Zonen mit hohem Neutronenfluss in Zonen mit geringem hervorgerufen wird. Der Neutronen-Abschirmeffekt ist anfangs noch nicht relevant, da die Akkumulation von Brennstoff noch nicht sehr ausgeprägt ist. Ab etwa 18000 s wird dadurch jedoch die im Bündel erzeugte Leistung zusätzlich vermindert. Diese Rückkopplung zwischen der Leistungserzeugung und der Brennstoffverlagerung wird deutlich, wenn Abb. 5.2-3 zusammen mit Abb. 5.2-4, die die Schmelze- und Krustenmassen der Brennstäbe und des Steuerstabes zeigt, betrachtet werden. Aus Abb. 5.2-4 ist auch erkennbar, dass der Versagenszeitpunkt des Steuerstabes (8870 s) gut mit dem experimentellen Verlauf (8730 ÷ 8950 s) übereinstimmt. Die frühzeitige Verlagerung (9770 s) einer geringen Menge (410 g) metallischer Schmelze ist dagegen im Versuch nicht beobachtet worden.

Die Abb. 5.2-5 und 5.2-6 zeigen die integrale Wasserstoffproduktion und die Massenströme am Bündelein- und -austritt. Die zwei Versuchsdaten (Experiment old & new) entsprechen den ursprünglichen Angaben /RIT 02/ und den nach /MAR 06/ korrigierten Werten. Die Differenz der integralen Wasserstoffproduktion aus „Calculated“ und „Fuel rods only“ ist die durch Stiffener und Abstandshalter, die durch das Modul HECU simuliert werden, erzeugte Menge (9 g). Die insgesamt nach der Rechnung erzeugte Wasserstoffmenge von 102 g liegt 8 g über den alten und 18 g unter den neuen Versuchsdaten. Bemerkenswert ist, dass der Beitrag aus der Oxidation der metallischen Schmelze 15 g beträgt. Er liegt damit wesentlich über den früher berechneten Werten, was auf die langsamere Schmelzeverlagerung und dünnere wirksame Oxidschichtdicken zurückzuführen ist. Aus Abb. 5.2-6 ist nach der Rechnung eine Dampfmenge-

phase von 1280 s zu erkennen. Dagegen zeigen die korrigierten Messdaten zwar über 1100 s reduzierende Bedingungen (Wasserstoffkonzentration $> 75^{\text{vol}\%}$) aber keine wirklich vollständige Dampfmangelphase.

Das heißt, dass auch durch die Parallelkanalanordnung (BUNDLE & OUTER), die eine Rückströmung im äußeren Kanal ermöglicht, die Oxidation in der ersten Oxidationsphase überbestimmt wird. Die höhere Schmelzeoxidation verstärkt zusätzlich diesen Effekt. In zukünftigen Nachrechnungen könnte deshalb wieder die einfachere Nodalisierung gewählt werden. Dies hätte auch den Vorteil, dass die Simulation des Spaltprodukttransports bereits im oberen Bündelbereich beginnen könnte, was mit der hier gewählten Anordnung nicht möglich war. (Der Volumenstrom in das erste Volumen wird in SOPHAEROS für die Berechnung der relativen Transportzeit in den nachfolgenden Volumina verwendet. Daher führt die Einmündung eines Volumenstroms zu Fehlern in der Massenbilanz der transportierten Elemente.)

Als Konsequenz der überbestimmten ersten Oxidationsphase wird im weiteren Versuchsablauf die Oxidation generell unterbestimmt. Andererseits ist festzustellen, dass dies nach der ersten Oxidationsphase keinen großen Einfluss auf das thermische Verhalten des Bündels hat, da dann der Beitrag der Oxidation zur gesamten Energiebilanz von untergeordneter Bedeutung ist.

In den Abb. 5.2-7 bis 5.2-10 sind die Temperaturen im Bündel und in der Bündelumfassung (shroud) in den Höhen 200 mm, 300 mm, 400 mm und 600 mm über dem Beginn des Brennstoffs (BOF) dargestellt. Es sind dies die berechneten Hüllrohr- und Fluidtemperaturen der inneren und äußeren Brennstäbe sowie die Temperaturen in den Ringspalten ($S_{1/4}$ und S_{out}). Die Versuchsdaten sind die Signale der „Ultra sonic thermometer“ (UTS..), die Temperaturen in den frischen Brennstäben (TCW..) und in den Ringspalten (TCK..). Bis etwa 9000 s entspricht der Temperaturverlauf dem Anstieg der Bündelleistung. In diesem Bereich stimmen die gerechneten und gemessenen Temperaturen sehr gut überein. Dann setzt zuerst in 400 mm Höhe die Temperaturskalation durch die Hüllrohroxidation ein. Wie im Versuch wandert die Oxidationsfront zuerst nach unten und erst später nach oben. Der Temperaturanstieg im unteren Bündelbereich ist zusätzlich beschleunigt durch die abfließende Schmelze, die auch zur Oxidation beiträgt. Wie durch den Vergleich mit Abb. 5.2-4 zu sehen ist, sind die Temperaturspitzen zwischen 10000 s und 11000 s kohärent mit der Zunahme der metallischen Schmelze- und Krustenmasse der Brennstäbe. Das Abklingen der Oxidation bewirkt einen deutlichen Temperaturabfall und im weiteren Verlauf folgen die Tempera-

turen wieder dem Leistungsanstieg bis das Schmelzen des Brennstoffs einsetzt. Infolge der extrem hohen Temperaturen fallen die meisten Thermoelemente im Bündel aus und ein Vergleich zwischen Rechnung und Versuch ist nur noch über die Instrumentierung der Bündelumfassung möglich. Abgesehen von lokalen Effekten ist die Übereinstimmung der berechneten mit den gemessenen Temperaturen überraschend gut. Kurz vor der Reaktorabschaltung ist am Temperaturverlauf die Bildung des Schmelzesees erkennbar (ab 18000 s).

Abb. 5.2-11 zeigt die Bündelkonfiguration und Bündeltemperaturen zum Zeitpunkt 10020 s, an dem die Oxidationsfront den unteren Bündelbereich (Höhe 150 mm) erreicht hat. Die Temperaturskala (TSL, TCSU) reicht von 100 °C bis 2600 °C. Von links nach rechts sind Stiffener, Steuerstab, ROD1, ROD2 und die Bündelumfassung angeordnet. Der Steuerstab ist weitgehend zerstört und die Schmelze hat sich am unteren Bündelende angesammelt. Die Brennstabhüllrohre sind durch Ballooning verformt und im unteren Teil nahezu vollständig durchoxidiert (hellere Textur). Am äußeren Brennstab sind die Kruste der metallischen Schmelze (50 mm und 100 mm) und die Brennstoffauflösung (250 mm bis 450 mm) erkennbar. In Abb. 5.2-12 sind die Bündelzerstörung zum Ende der Hochtemperaturphase, die Tomographien des Bündels nach dem Versuch und das Massenprofil vor und nach dem Versuch dargestellt. Auch hier zeigt sich, von örtlich begrenzten Abweichungen abgesehen, eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch.

Die integralen Daten der Kernzerstörung zum Ende der Rechnung werden in der Tab. 5.2-2 mit experimentellen Daten verglichen. Die berechnete Wasserstoffproduktion ist 102 g und etwa 120 g im Versuch (korrigierter Wert), die Abweichung beträgt $10 \div 20$ % und liegt damit im Rahmen rechnerischer und experimenteller Fehlerbandbreiten. 120 g erzeugter Wasserstoff entsprechen einer Zunahme der Bündelmasse durch die Aufnahme des Sauerstoffs von 960 g. Aus den PTA (Post Test Analyses) ergibt sich eine Massenzunahme von 1100 g, d.h. PTA und Wasserstoffmessung stimmen im Rahmen der experimentellen Ungenauigkeiten überein. Im Rechenmodell wird nur die Massenzunahme der intakten Komponenten, also nicht von Schmelze und Kruste, verfolgt. Sie beträgt 620 g entsprechend 78 g Wasserstoff aus der Oxidation von Hüllrohr- und Führungsrohr. Die globale Massenverlagerung ohne den eingelagerten Sauerstoffanteil beträgt nach dem Versuch 2800 g und nach der Rechnung 3290 g. Die Abweichung beträgt hier nur 12 % und liegt damit unter der erwarteten Fehlerbandbreite von etwa 30 %. Die insgesamt von der Rechnung ausgewiesene Schmelzemasse von

5520 g ist wesentlich höher als die in der Tabelle angegebene verlagerte Masse, da hier auch Schmelze enthalten ist, die im unteren Bündelbereich (Höhe unter 300 mm) entstand und innerhalb dieses Bereichs abließ oder durch die Schmelzeseebildung nicht weiter ablaufen konnte.

5.2.4.2 Kreislaufkomponenten

Da das Spaltprodukt- und Aerosolverhalten durch die thermischen Bedingungen in den Kühlkreislaufkomponenten wesentlich beeinflusst wird, sind in Abb. 5.2-13 bis 5.2-20 gerechnete und, soweit verfügbar, gemessene Fluid- und Wandtemperaturen dargestellt.

Die Analyse der Versuchsergebnisse zeigte, dass die Steuerung der Heizelemente in den Leitungen nicht überall die Einstellung der vorgesehenen Temperaturen ermöglichte. Um mit der Rechnung näherungsweise die gemessenen Wandtemperaturen nachzubilden wurden unterschiedliche Außentemperaturen vorgegeben. Im Bündelbereich waren dies über die gesamte Höhe 170 °C. Die Struktur der Umfassung ist unterschiedlich aufgebaut. Im unteren Bereich des Plenums, in dem noch keine Schutzheizung installiert ist, ist die Wärmedämmung entsprechend den Anlagedaten abgebildet. Als Außentemperaturen wurden 270 °C für die Abschnitte W1 und W2 sowie 170 °C für W3 und W4 eingegeben. Abb. 5.2-13 zeigt, dass für die Abschnitte W1 und W2 vor und nach der Oxidationsphase die experimentellen Werte annähernd erreicht wurden. Im Abschnitt W3 (Abb. 5.2-14) ist die Übereinstimmung nicht so gut, allerdings liefern die Thermoelemente für die Wandtemperatur und das Heizelement sehr widersprüchliche Werte. Im oberen Teil des Plenums oder „vertical line“ ist die Wärmedämmung vereinfacht modelliert, da hier die Schutzheizung kontrollierte thermische Zustände ermöglichen sollte. Als Randbedingungen wurden 700 °C für W5 und 670 °C für W6 vorgegeben. Aus der Abb. 5.2-15 ist ersichtlich, dass zwar die Wandtemperatur adäquat abgebildet wurde, die Fluidtemperatur liegt jedoch unterhalb des Messwerts. Auch für den Anfang der heißen Leitung (Abschnitte W0 und W1) wurde als Außentemperatur 670 °C eingestellt, nach Abb. 5.2-16 liegen hier jedoch die berechneten Werte über den gemessenen. Im weiteren Verlauf der heißen Leitung liegen die Außentemperaturen für die Abschnitte W2, W3, W4 und W7 bei 700 °C, für W5 bei 670 °C sowie 640 °C für W6. Die Abb. 5.2-17 und -18 zeigen, dass die Temperaturen in der heißen Leitung relativ gut wiedergegeben werden. Im Dampferzeuger wurde den Messwerten

entsprechend eine Wandtemperatur von 154 °C eingegeben, für die kalte Leitung 150 °C.

Die Abweichung der Fluidtemperatur in Abb. 5.2-14 und 15 vor der Oxidationsphase ($t < 9500$ s) wirken sich nicht auf die Ablagerung aus, da noch keine signifikante Freisetzung in diesem Zeitraum stattfindet. Die beobachtete Änderung der Temperaturen während der Oxidationsphase ($9500 \text{ s} < t < 10500$ s) durch die Präsenz des Wasserstoffs können nur teilweise reproduziert werden. Noch unverstanden sind die bleibenden Änderungen des Temperaturprofils im Dampferzeuger nach der Oxidationsphase ($t > 10500$ s), die möglicherweise durch geänderte Oberflächeneigenschaften der Thermoelemente und des Dampferzeugerrohrs mit entsprechender Auswirkung auf die Wärmeübertragung durch thermische Strahlung hervorgerufen wurden.

Abgesehen vom Dampferzeuger könnte durch weitere Anpassung des Datensatzes eine bessere Übereinstimmung erzielt werden, der dazu nötige Aufwand erscheint jedoch durch die systemimmanenten Ungenauigkeiten nicht gerechtfertigt. Für zukünftige Nachrechnungen sollte die Außentemperatur für W7 670 °C betragen.

5.2.4.3 Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung aus Bündel und Kreislauf

In diesem Abschnitt werden der zeitliche Verlauf der Freisetzung von Spaltprodukten, Absorbermaterialien, Strukturmaterialien und Brennstoff aus dem Bündel und aus dem Kreislauf, d.h. deren Quellterm für das Containment, beschrieben. Bei der Nachrechnung wurden folgende Elemente als Inventar im Bündel berücksichtigt: Xe, Kr, I, Cs, Mo, Ru, Sb, Te, Sr, Ba und Uran als Brennstoff. Ferner wurden noch Zr und Sn als Strukturmaterial sowie die Absorbermaterialien Ag, Cd und In für die Berechnung der Freisetzung in das ATHLET-CD Modul FIPREM aufgenommen.

In den Bildern 5.2-21 bis 5.2.30 sind die auf das Bündelanfangsinventar bezogenen Freisetzungen und Freisetzungsraten für verschiedene Elemente als Funktion der Zeit aufgetragen.

Die leicht flüchtigen Spaltprodukte Xenon, Jod und Cäsium (Abb. 5.2-21 bis -23) zeigen eine frühzeitige Freisetzung, hervorgerufen durch das Bersten der Hüllrohre (5200 und 6150 s) und einen starken Anstieg während der Oxidationsphase infolge der hohen Brennstofftemperaturen. Der Anstieg wird flacher, zunächst durch abnehmende

Temperaturen und später durch die Abnahme des im Bündel verbliebenen Inventars. Die Freisetzung erreicht schließlich 92 % nach der Rechnung. Für Xenon entspricht die Freisetzung aus dem Bündel der aus dem Kreislauf, der Trend der gerechneten und gemessenen Kurve stimmt relativ gut überein, abgesehen von einer Unterbrechung der gemessenen Freisetzung in das Containment bei etwa 18500 s in Folge einer Strömungsblockade im Bündel durch den Schmelzesee. Für Jod weist die Rechnung eine wesentlich höhere Ablagerung im Kreislauf auf als die experimentellen Daten, allerdings sind hier sehr große Fehlerbandbreiten anzunehmen ($> 30\%$). Bemerkenswert ist, dass die Rechnung einen geringen Anteil von gasförmiger Jod-Freisetzung in das Containment aufweist und der Cäsium-Quellterm in das Containment nach Rechnung und Versuch recht gut übereinstimmt.

Die Freisetzung von Tellur ergibt ein etwas anderes Bild (Abb. 5.2-24). Der Trend der Freisetzung stimmt zwar überein nach Rechnung und Versuch, der Quellterm in das Containment wird in der Rechnung jedoch stark unterschätzt. Grund hierfür ist möglicherweise die in der Rechnung simulierte Adsorption an den Wänden der Kreislaufkomponenten.

Die mittel bis schwer flüchtigen Spaltprodukte Molybdän, Barium und Ruthenium sind in den Bildern 5.2-25 bis -27 dargestellt. Für Molybdän ergibt sich, abgesehen von der Freisetzung beim Bersten der Hüllrohre, ein ähnliches Bild wie für Jod, allerdings ist während der Oxidationsphase die Freisetzung wesentlich geringer, was allerdings in der späteren Hochtemperaturphase ausgeglichen wird. Bei Barium und Ruthenium ist dieser Trend verstärkt und auf Grund der insgesamt geringen Freisetzung ist hier eine Abnahme der Freisetzung gegen Ende der Hochtemperaturphase durch die Abnahme des im Bündel verbliebenen Inventars nicht erkennbar. Die zur Verfügung stehenden Messwerte weisen eine sehr hohe Fehlerbandbreite aus, weshalb eine Bewertung der Rechenergebnisse nicht sinnvoll erscheint.

In den nächsten drei Bildern ist das Verhalten des Absorbermaterials zu sehen (Abb. 5.2-28 bis -30). Der zeitliche Verlauf der Freisetzung von Silber ähnelt dem von Molybdän, die relative Freisetzung ist jedoch nur halb so groß. Bei Indium ist die Freisetzung während der Oxidationsphase stärker ausgeprägt und die Rückhaltung in den Kreislaufkomponenten wesentlich geringer. Die Übereinstimmung der gerechneten Freisetzung in das Containment mit dem Messsignal (P11) ist erstaunlich gut, allerdings geben die PTA-Daten wesentlich geringe Werte an. Völlig anders ist erwartungsgemäß das Verhalten von Cadmium. Mit dem Versagen des Absorberstabhüllrohrs wird ein sehr gro-

ßer Anteil des Cadmiums freigesetzt, was auch in der Messung in „Point G“ zum Ausdruck kommt. Im weiteren Verlauf zeigt die Rechnung noch einige mit der fortschreitenden Hüllrohrzerstörung kohärente spontane Freisetzungen, die tendenziell auch durch die Messung in „Point G“ bestätigt werden. Die Ablagerung des Cadmiums in den Kreislaufkomponenten ist wie die von Molybdän und Silber relativ groß und der Quellterm in das Containment stimmt mit den PTA-Daten überein, obwohl die Werte der Freisetzung aus dem Bündel weit auseinander liegen.

5.2.4.4 Spaltprodukt- und Aerosolablagerung im Kreislauf

Im folgenden Abschnitt wird die Ablagerung der chemischen Elemente und von einigen dominanten chemischen Verbindungen in den Kreislaufkomponenten beschrieben. Einen Überblick der abgelagerten Masse entlang des Kreislaufs geben die Abb. 5.2-31 und 5.2-32. Die erste Abbildung zeigt die Ablagerung pro Volumen (g), die zweite die auf die Länge bezogene Ablagerung (g/m). Der Bereich des Dampferzeugers ist gelb hinterlegt. Die 16 dargestellten Elemente bilden zwei Gruppen:

- die Gruppe mit der maximalen Ablagerung am Anfang der heißen Leitung (Volumen 6 und 7 oder Länge 3,32 bis 5,03 m) in der die Partikelablagerung überwiegt: Ag, Uran, Re, Mo, Zr, Sr und Ru sowie
- die Gruppe mit der maximalen Ablagerung am Anfang des Dampferzeugers (Volumen 14 und 15 oder Länge 13,09 bis 13,34 m) in der die direkte Kondensation an der Rohrwand überwiegt: Cd, In, Cs, Ba, Sn, Bor, Sb, Te, Jod.

Daneben gibt es noch eine kleine Gruppe von Elementen, die durch Adsorption an der Rohrwand zurückgehalten werden. Für die Ablagerung spielen sie jedoch nur eine untergeordnete Rolle (Cs 1,3 %, Sn 2,1 %), ausgenommen Tellur mit einem Anteil von 20 %.

Als Prozesse der Aerosolablagerung überwiegen Sedimentation mit 58 % und Thermophorese mit 37 %. Die Sedimentation ist nur in den horizontalen Leitungen wirksam, in den senkrechten überwiegt die Thermophorese bei der Gruppe von Elementen, bei der die Partikelablagerung vorherrscht. Die Dominanz der Kondensation ist auf einige Volumina im Plenum und die ersten drei bis sechs Volumina des Dampferzeugers beschränkt. Andererseits ist zu bemerken, dass zu Beginn der Freisetzung

(9000 s) bei sehr niedrigen Konzentrationen allgemein die Kondensation in den Volumina 1 bis 18 vorherrscht.

In den Abb. 5.2-33 bis 5.2-36 ist die gesamte Ablagerung einiger Jod und Cäsium Verbindungen (AgI , BaIOH , Cs_2I_2 , CsBO_2) in den Kreislaufkomponenten zum Ende der Rechnung (19680 s) visualisiert. Die Farbskala für „DEPOSITS“ reicht von 0 bis 10 mg/m. Außerdem werden die Fluidtemperatur (FLUIDTEMP) und Oberflächentemperatur (TSL) angezeigt. Deren Farbskalen reichen von 150 °C bis 1350 °C bzw. 750 °C. Es ist hier deutlich zu sehen, dass die Ablagerung vor dem Dampferzeuger und im kalten Strang des Dampferzeugers vernachlässigbar ist und dass die Ablagerungsprofile von Jod und Cäsium Verbindungen unterschiedlich sind. Cs_2I_2 wird fast ausschließlich als Partikel abgelagert, bei den anderen Verbindungen überwiegt die Kondensation im heißen Strang des Dampferzeugers, ansonsten ebenfalls die Aerosolablagerung.

Die Ablagerung von Cäsiumhydroxid ist in den Abb. 5.2-37 bis 5.2-40 dargestellt. Die Farbskala für die Ablagerung reicht von 0 bis 20 mg/m. Die vier Bilder zeigen die gesamte Ablagerung, die durch Adsorption, Kondensation und durch Aerosolablagerung. CsOH wird im gesamten Kühlkreislauf abgelagert. Adsorption findet vor allem in der heißen Leitung statt, etwas weniger im Plenum. Die Kondensation ist auf wenige Bereiche mit starkem Temperaturgradient beschränkt, dem dritten Volumen (PLENUM-W4) und dem Dampferzeugereintritt (Volumina 14 bis 18), während Aerosole im gesamten Dampferzeuger und in der kalten Leitung abgelagert werden.

5.2.4.5 Partikelgrößenverteilung und –zusammensetzung

Zur Bewertung des Aerosolverhaltens im Kühlkreislauf können auch Messungen der Größenverteilung und Zusammensetzung der Partikel herangezogen werden. Dazu stehen einerseits Probenahmen während des Versuchs und andererseits PTA von Ablagerungscoupons zur Verfügung. Die Partikelgrößenverteilung wurde mit fünf Trägheitsabscheidern (impactor) gemessen. Einer davon (IMPF 703) war an der kalten Leitung in „Point G“ angeschlossen, die anderen am Containment in „Point H“ (IMPF 704, IMPF 705, IMPF 706 und IMPF 707). Die Probenahme des IMPF 707 war nach dem Ende der Rechnung und wurde deshalb nicht ausgewertet. Für die übrigen wurden Probenahmen in folgenden Zeitfenstern durchgeführt:

- IMPF 703: Ende der ersten Oxidationsphase 11100 ÷ 11176 s
- IMPF 704: Ende der ersten Oxidationsphase 10424 ÷ 10632 s

- IMPF 705: Beginn der zweiten Oxidationsphase 15597 ÷ 15802 s
- IMPF 706: Nach Abschalten des Treiberkerns 20790 ÷ 20889 s

Entsprechend dieser Zeiten wurden die gerechneten Partikelgrößenverteilungen an vier Stellen des Kreislaufs zeitlich gemittelt und normalisiert, sodass die Summe der Massen in den Partikelklassen den Wert eins hat. Um die örtliche Entwicklung der Partikelgrößenverteilung verfolgen zu können, wurden folgende Punkte ausgewählt: Beginn des Kreislaufs (Volumen 1), „Point C“ in der heißen Leitung (Volumen 10), Dampferzeuger Abschnitt 2 (Volumen 16) und „Point G“ in der kalten Leitung (Volumen 27).

Um die gerechneten Verteilungen mit den experimentellen Daten vergleichen zu können, wurden aus den durch die Messungen bestimmten „aerodynamic mass median diameter“ (AMMD) und der „geometric standard deviation“ (GSD) die normalisierte Partikelgrößenverteilung entsprechend der in der Rechnung definierten Partikelgrößen berechnet. Aus den Versuchsdaten wurden folgende Werte angegeben:

- IMPF 703: Partikelgröße 1,0 ÷ 4,0 µm, AMMD = 2,15 µm, GSD = 1,78
- IMPF 704: Partikelgröße 1,0 ÷ 2,0 µm, AMMD = 1,40 µm, GSD = 2,08
- IMPF 705: Partikelgröße 1,5 ÷ 3,0 µm, AMMD = 2,50 µm, GSD = 1,89
- IMPF 706: Partikelgröße 1,5 ÷ 6,0 µm, AMMD = 3,73 µm, GSD = 1,94

In den Abb. 5.2-41 bis 5.2-44 sind die gerechneten und aus dem Versuch abgeleiteten normierten Partikelgrößenverteilungen dargestellt. Entsprechen der Verteilungsfunktion einer idealisierten Partikelgrößenverteilung sind die Ordinaten logarithmisch skaliert. Die im „Point G“ berechneten Werte liegen den Stellen der Probenahmen am nächsten und eignen sich am besten zum Vergleich mit den Messungen.

Aus den experimentellen Daten ist die Tendenz einer zunehmenden mittleren Partikelgröße mit der Zeit erkennbar, wenn auch nicht sehr ausgeprägt. Durch die Charakterisierung der experimentellen Daten über AMMD und GSD ist die symmetrische logarithmische Verteilung (log – normal) vorgegeben.

Der Vergleich mit den gerechneten Werten zeigt, dass die Größenordnung der mittleren Partikelgrößen übereinstimmt. Die im Versuch bestimmten AMMD liegen im Bereich der Größenklassen 13 bis 15 von insgesamt 20 und liegen damit mehr im oberen Bereich. Transformiert man die Verteilung der Partikelgrößen in die der Anzahl der

Partikel (Number concentration) verschiebt sich das Spektrum mehr zu den kleineren Partikelklassen, da wenige große Partikel mehr Masse haben als viele kleinere. Daraus kann geschlossen werden, dass, in Anbetracht der experimentellen Werte, der gewählte Bereich der Partikelgrößenverteilung mit $0,02 \div 20,0 \mu\text{m}$ ausreichend dimensioniert ist.

Außerdem zeigt die gerechnete Partikelgrößenverteilung im ersten Volumen, dass sie nicht durch die vorgegebene Größenverteilung der Partikelbildung mit $\text{AMMD} = 0,02 \mu\text{m}$ eingeschränkt wird. Insgesamt ergibt sich ein recht inhomogenes Bild der gerechneten Partikelgrößenverteilung und die Aussage der Experimentatoren, dass die Partikelgröße tendenziell mit dem Transport durch den Kühlkreislauf und mit der Zeit zunimmt, kann nicht bestätigt werden. Für eine Überprüfung dieser Annahme ist der Integralversuch auf Grund der großen Messungenauigkeiten und geringen Zahl der Probenahmen nicht geeignet.

5.2.4.6 Massenbilanz der Spaltprodukte und anderer Materialien

Die Rechenergebnisse zur Freisetzung und zum Transport der Spaltprodukte, der Absorber- und Strukturmaterialien sowie des Brennstoffs wird abschließend anhand der Massenbilanzen einiger ausgewählter Elemente bewertet.

Mit dem Modell FIPREM wurde die Freisetzung folgender Elemente berechnet:

- Spaltprodukte: Kr, Sr, Mo, Ru, Sb, Te, I, Xe, Cs, Ba
- Absorbermaterialien: Ag, Cd, In
- Strukturmaterial: Zr, Sn
- Brennstoff: U

Über Randbedingungen wurde die Einspeisung in den Kreislauf simuliert von:

- Borsäure: B
- Thermoelementmaterial: Re

Da keine Versuchsdaten zum Verhalten von Bor gewonnen werden konnten, kann die Rückhaltung von Bor im Kreislauf nicht bewertet werden.

Die Edelgase werden ohne jede Rückhaltung im Kreislauf vom Bündel in das Containment transportiert. Nach den Versuchsdaten beträgt die Freisetzung aus dem Brenn-

stoff von Krypton und Xenon 60 und 79 %, nach der Rechnung 92,5 %. Die relativ große Differenz in der gemessenen Freisetzung der Edelgase wird im Allgemeinen durch Einzeleffektversuche nicht bestätigt. Da die Aktivität von Xenon größer als die von Krypton ist, und folglich Xenon besser detektiert werden kann, wird der berechnete Wert mit der Freisetzung von Xenon verglichen. Damit ergibt sich ein relativer Fehler für die Edelgas-Freisetzung von 17 %.

Zirkonium als Strukturmaterial wird nach der Rechnung nur zu 0,2 % aus dem Bündel freigesetzt und nach den Messwerten zu etwa 0,012 %. Die berechnete Freisetzung von Strontium beträgt 12 %, die gemessene etwa 1 %. In beiden Fällen wird die Freisetzung wesentlich überschätzt. Auf den Quellterm sind beide Elemente von untergeordneter Bedeutung. Der Rückhaltefaktor des Kreislaufs ist nach Rechnung und Versuch etwa 80 %. Da sie sich im Übrigen als Aerosol wie Uran verhalten, werden Zirkonium und Strontium hier nicht weiter betrachtet.

Antimon wird wie Tellur in der Rechnung zu 50 % aus dem Bündel freigesetzt, da es nur in sehr geringer Menge vorhanden ist (65 mg) und keine Messdaten vorliegen, wird es nicht weiter betrachtet.

Für die weitere Diskussion bleiben damit 12 Elemente übrig:

- Spaltprodukte: Ba, Cs, I, Ru, Te, Mo
- Absorbermaterialien: Ag, In, Cd
- Strukturmaterial: Sn, Re
- Brennstoff: U

Die Massenbilanz dieser Elemente zum Ende des Versuchs ist in den Abb. 5.2-45 bis 5.2-48 zusammengefasst. Darin sind die berechneten Werte sowie die minimalen und maximalen experimentellen Daten prozentual, bezogen auf das Anfangsbündelinventar (initial bundle inventory), als Balkendiagramme dargestellt. Abgesehen von der Freisetzung aus dem Bündel sind die Daten mit logarithmischer Skalierung angegeben, um die Werte im Bereich von 100 % bis 0,01 % adäquat visualisieren zu können. Auf Grund der großen Brennstoffmasse werden die Angaben für Uran um den Faktor 1000 vergrößert dargestellt.

Freisetzung aus dem Bündel (Abb. 5.2-45)

Die Freisetzung von Cäsium und Jod ist im gleichen Maß überbestimmt wie die der Edelgase. Die gemessenen Freisetzungen von Indium und Cadmium sind wesentlich kleiner als die berechneten, was im Widerspruch steht mit der relativ guten Übereinstimmung der Aerosolzusammensetzung. Die Freisetzungen von Molybdän und Zinn werden überschätzt, die von Tellur unterschätzt. Die höhere Freisetzung von Rhenium ist auf zu hohe als Randbedingung eingegebene Werte zurückzuführen, die leicht korrigiert werden können. Andererseits zeigt die Aerosolzusammensetzung bezüglich Rheniums eine gute Übereinstimmung zwischen gerechneten und gemessenen Werten. Für die anderen Elemente liegen die berechneten Werte in der Bandbreite der Messwerte.

Ablagerung im heißen Dampferzeugerrohr (Abb. 5.2-46)

Die Ablagerung im heißen Strang des Dampferzeugerrohrs ist am höchsten im ganzen Kreislauf. Insoweit stimmen Rechnung und Versuchsdaten überein. Insgesamt liegen die Rechenwerte über den Messwerten (direkte Kondensation und Thermophorese), ausgenommen Uran. Da vermutet wird, dass eine erhebliche Ablagerung vor dem detektierten Bereich des Dampferzeugerrohrs stattgefunden hatte, ist die als zu hoch bewertete rechnerische Rückhaltung im Bereich der tatsächlichen Rückhaltung unter Berücksichtigung der vor dem Dampferzeuger abgelagerten Spaltprodukte und Aerosole.

Ablagerung im gesamten Kühlkreislauf (Abb. 5.2-47)

Die gesamte Ablagerung zeigt ein relativ homogenes Verhalten. Einige Elemente liegen nach Rechnung und Versuch nahe beieinander, wie Tellur und Uran. Vergleicht man die gerechneten relativen Ablagerungen mit den Maximalwerten aus dem Versuch, ergibt sich folgendes Bild: Bei einigen wird die Ablagerung in der Rechnung bis zum dreifachen überbewertet wie Cäsium, Jod, Molybdän und Indium, bis zum zehnfachen bei Silber, Cadmium, Zinn und Rhenium und bis zum zwanzigfachen bei Barium und Ruthenium.

Freisetzung aus dem Kühlkreislauf (Abb. 5.2-48)

Infolge der im Allgemeinen überbewerteten Freisetzung aus dem Bündel und der überbewerteten Rückhaltung im Kreislauf ergeben sich für die Freisetzung in das Containment geringere Abweichungen. Vergleicht man auch hier die gerechneten relativen Freisetzungen mit den Maximalwerten aus dem Versuch, zeigt sich, dass für drei Ele-

mente die Abweichung weniger als 20 % beträgt (Cäsium, Cadmium und Zinn), sich vier Elemente um den Faktor drei oder weniger unterscheiden (Jod, Tellur, Molybdän, und Uran), bis zum zehnfachen unterscheiden sich Ruthenium und Silber und bis zum zwanzigfachen Barium und Rhenium.

Vergleicht man die Rückhaltefaktoren der Elemente mit den größten Abweichungen, also für Barium, Ruthenium, Rhenium und Silber, liegen, abgesehen von Rhenium, alle berechneten Rückhaltefaktoren von 30 % innerhalb der Bandbreite der Messwerte von 20 bis 40 %. Nur bei Rhenium mit der größten Abweichung bezüglich der Freisetzung in den Kreislauf liegt der Rechenwert mit 16 % etwas unterhalb des Minimalwerts von 20 %.

Daraus kann gefolgert werden, dass trotz erheblicher experimenteller Ungenauigkeiten und komplexer physikalisch-chemischer Prozesse des Spaltprodukt- und Aerosoltransports die Aussagesicherheit des Rechenmodells ausreichend genau ist.

5.2.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Implementierung der weiterentwickelten Version V 2.2 des Moduls SOPHAEROS in ATHLET-CD, mit vollständiger Simulation aller möglichen chemischen Verbindungen, wurde mit der Wiederholungsrechnung des Experiments PHÉBUS FPT2 überprüft /TRA 08/.

In der Nachrechnung des Versuchs FPT2 wurden das Brennstabbündel und die Kreislaufkomponenten während der Hochtemperaturphase simuliert. Der berechnete Ereignisablauf entspricht im Wesentlichen dem Versuchsablauf. Das thermische Verhalten des Bündels konnte wie bei früheren Rechnungen gut wiedergegeben werden.

Die berechnete Wasserstoffherzeugung ist 102 g gegenüber etwa 120 g im Versuch, die Abweichung beträgt 15 %. Allerdings wurde in der Rechnung, im Gegensatz zu den neueren experimentellen Daten, eine zu lange Periode des vollständigen Dampfverbrauchs ausgewiesen. Die globale Massenverlagerung beträgt im Versuch 2800 g und nach der Rechnung 3290 g. Die Abweichung beträgt hier nur 12 % und liegt damit, wie die der Wasserstoffherzeugung, im Rahmen rechnerischer und experimenteller Fehlerbandbreiten.

Die Fluid- und Rohrwandtemperaturen in den Kreislaufkomponenten konnten größtenteils mit ausreichender Genauigkeit wiedergegeben werden. Lokal begrenzte Abweichungen außerhalb des Dampferzeugers wirken sich allerdings nicht wesentlich auf das integrale Spaltproduktverhalten aus, da in diesen Komponenten die Ablagerungen relativ gering sind. Nicht nachvollziehbar sind die bleibenden Änderungen des Temperaturprofils im Dampferzeuger nach der Oxidationsphase, die möglicherweise durch geänderte Oberflächeneigenschaften der Thermoelemente und des Dampferzeugerrohrs mit entsprechender Auswirkung auf die Wärmeübertragung durch thermische Strahlung hervorgerufen worden sind.

Die Freisetzung der Spaltprodukte, Absorber-, Strukturmaterialien und des Brennstoffs aus dem Bündel werden im Allgemeinen im Vergleich zu den Messwerten bis zu 20 % überbewertet. Aufgrund der relativ großen Fehlertoleranzen der Massenbilanz, erscheinen diese Abweichungen jedoch tolerabel. Die als Randbedingung vorgegebene Freisetzung des Thermoelementmaterials Rhenium scheint wesentlich zu hoch zu sein und sollte korrigiert werden.

Da die Messdaten keine konkreten Angaben zu den im Kühlkreislauf vorhandenen chemischen Verbindungen liefern, kann dieser Aspekt hier nicht bewertet werden. Wie die Massenbilanz der chemischen Elemente zeigt, bestehen bezüglich der Ablagerung im Kühlkreislauf große Messungenauigkeiten, die den Vergleich der Rechenergebnisse mit den Messdaten erschweren. Qualitativ zeigt sich aber eine ausreichend gute Übereinstimmung, wenn auch bei einigen, in geringer Konzentration vorliegenden Elementen, erhebliche Abweichungen bestehen. Das wird auch durch den Vergleich der Freisetzung und Ablagerung von Cadmium deutlich, das bezüglich der Aerosolzusammensetzung gute Übereinstimmung zeigt, die Daten zur Freisetzung aber erheblich unterschiedlich sind. Infolge der im Allgemeinen überbewerteten Freisetzung aus dem Bündel und der überbewerteten Rückhaltung im Kreislauf ergeben sich für die Freisetzung in das Containment geringere Abweichungen als für die Freisetzung aus dem Bündel und die Ablagerung im Kreislauf.

Daraus kann gefolgert werden, dass trotz erheblicher experimenteller Ungenauigkeiten und komplexer physikalisch-chemischer Prozesse des Spaltprodukt- und Aerosoltransports, die Aussagesicherheit des Rechenmodells ausreichend genau ist. Zur Bestätigung dieser Aussage sind die PHÉBUS-Versuche FPT1 und FPT3 entsprechend zu analysieren.

Tabelle 5.2-1 PHÉBUS FPT2: Ereignisablauf nach Versuch und Rechnung

Ereignis	Experiment	ATHLET-CD
Beginn des Versuchs: 12.10.2000 / 9:23 Uhr	0 s	0 s
Hüllrohrversagen durch Bersten	5640 – 7300 s	5200 – 6150 s
Beginn der ersten Oxidationsphase	8280 s	8280 s
Versagen des Absorberstabs	8730 s	8870 s
Cadmium-Freisetzung	8950 s	8870 s
Beginn der Temperaturskalation und Spaltproduktfreisetzung	9200 s	9200 s
Beginn der Dampfmangelphase	9420 s	9340 s
Verlagerung metallischer Schmelze	--	9770 s
Ende der Dampfmangelphase - nach Korrektur der Wasserstoffmessung	10530 s 10090 s	10620 s
Ende der ersten Oxidationsphase - nach Korrektur der Wasserstoffmessung	11300 s --	11300 s
Erste Brennstoffverlagerung	14220 – 14880 s	--
Verlagerung keramischer Schmelze (Zr,U)O ₂	16000 – 16300 s	16220 s
Beginn der zweiten Oxidationsphase	15370 s	17000 s
Ende der zweiten Oxidationsphase	17550 s	19990 s
Bildung eines Schmelzepools	17370 s	17500 s
Blockade des Strömungskanals	18560 – 18600 s	18000 s
Abschalten der Leistung	19740 s	19740 s
Ende der Dampfeinspeisung / Rechnung	23880 s	22000 s

Tabelle 5.2-2 PHÉBUS FPT2: Integrale Daten der Kernzerstörung

Bezeichnung	Experiment	ATHLET-CD
Integrale Wasserstofferzeugung - nach Korrektur der Wasserstoffmessung	94 ÷ 156 g 120 ± 6 g	102 g
Wasserstofferzeugung, Hüllrohr, Führungsrohr		78 g
Wasserstofferzeugung, metallische Schmelze		15 g
Wasserstofferzeugung, Grid, Stiffener		9 g
Entsprechende Sauerstoffmasse Beitrag von Hüllrohr und Führungsrohr (78 g)	960 ± 48 g	816 g 620 g
Massenzuwachs des Bündels durch Oxidation	1100 ± 100 g	
Massenverlagerung im Bündel -100 ÷ 0 mm	+ 300 g	+ 670 g
Massenverlagerung im Bündel 0 ÷ 100 mm	+ 700 g	+ 710 g
Massenverlagerung im Bündel 100 ÷ 300 mm	+ 2900 g	+ 1910 g
Massenverlagerung im Bündel 300 ÷ 800 mm	- 2700 g	- 3100 g
Massenverlagerung im Bündel 800 ÷ 1180 mm	- 100 g	- 190 g
Globale Massenverlagerung	3900 g	
Globale Massenverlagerung ohne O ₂ -Anteil	2800 g	3290 g
Masse metallischer Schmelze (Brennstab)		410 g
Masse keramischer Schmelze (Brennstab)		4350 g
Masse der Absorberschmelze		760 g
Summe der Schmelzemasse		5520 g

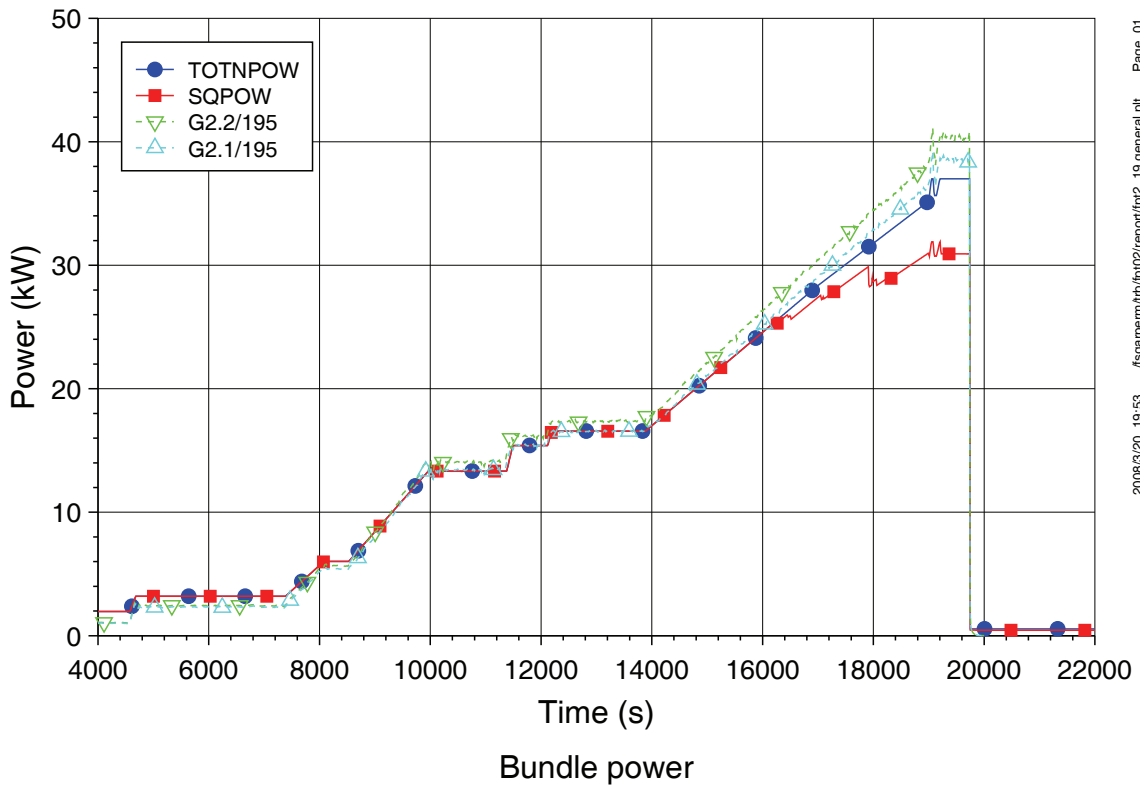


Bild 5.2-3: Bündelleistung

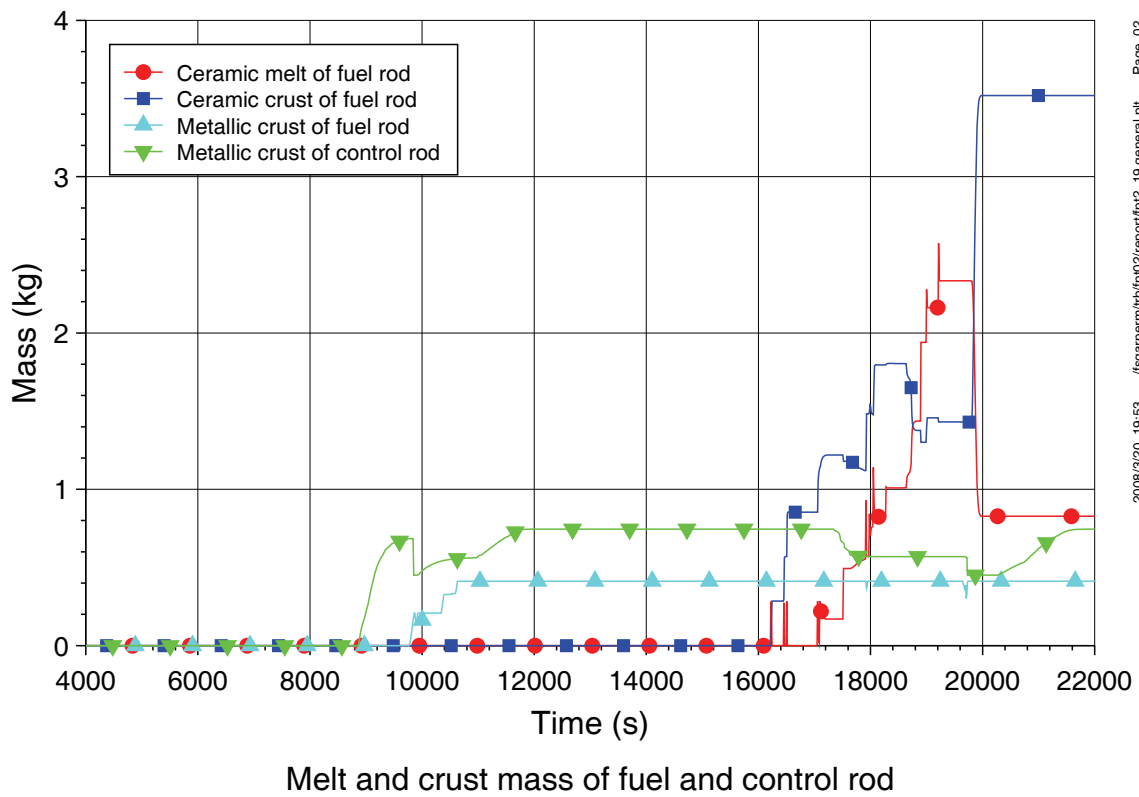
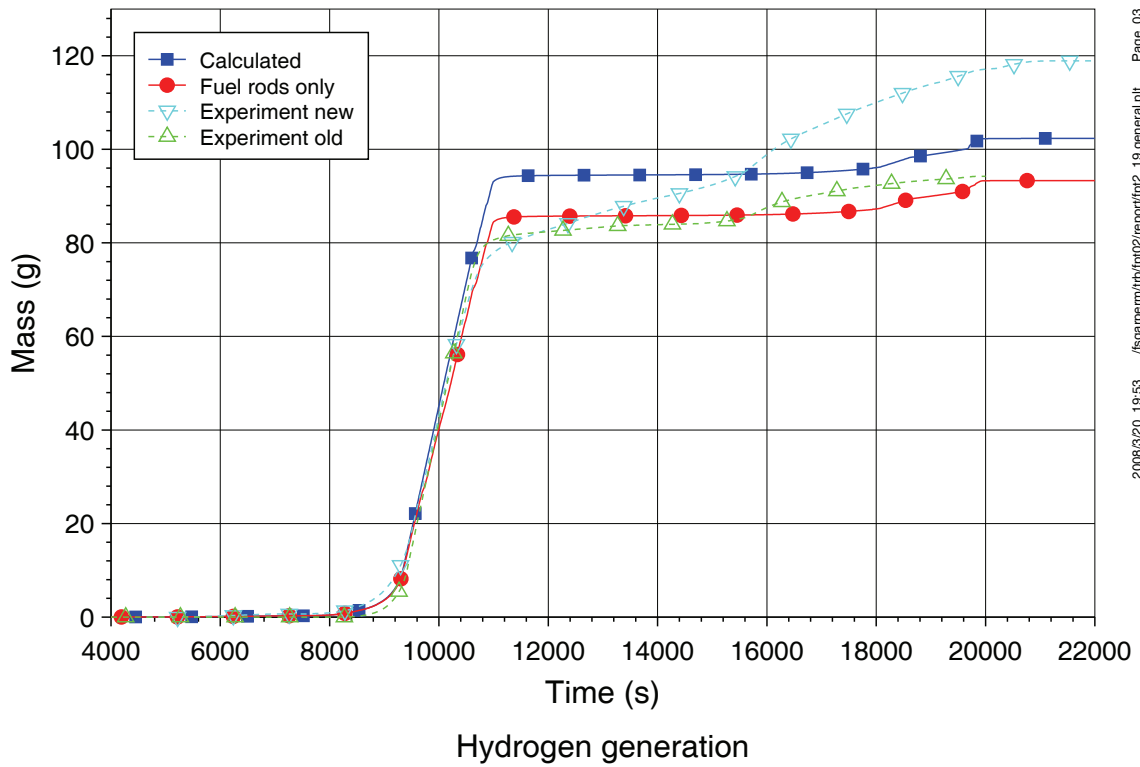
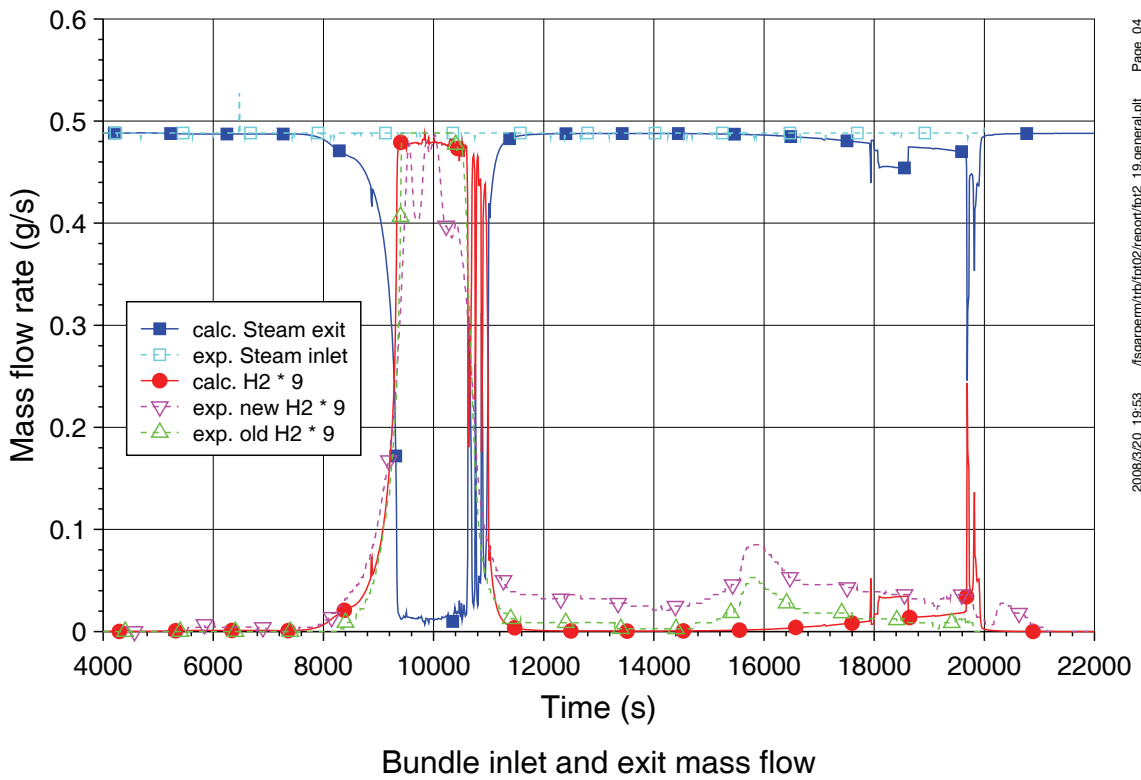


Bild 5.2-4: Schmelze- und Krustenmasse von Brennstäben und Steuerstab



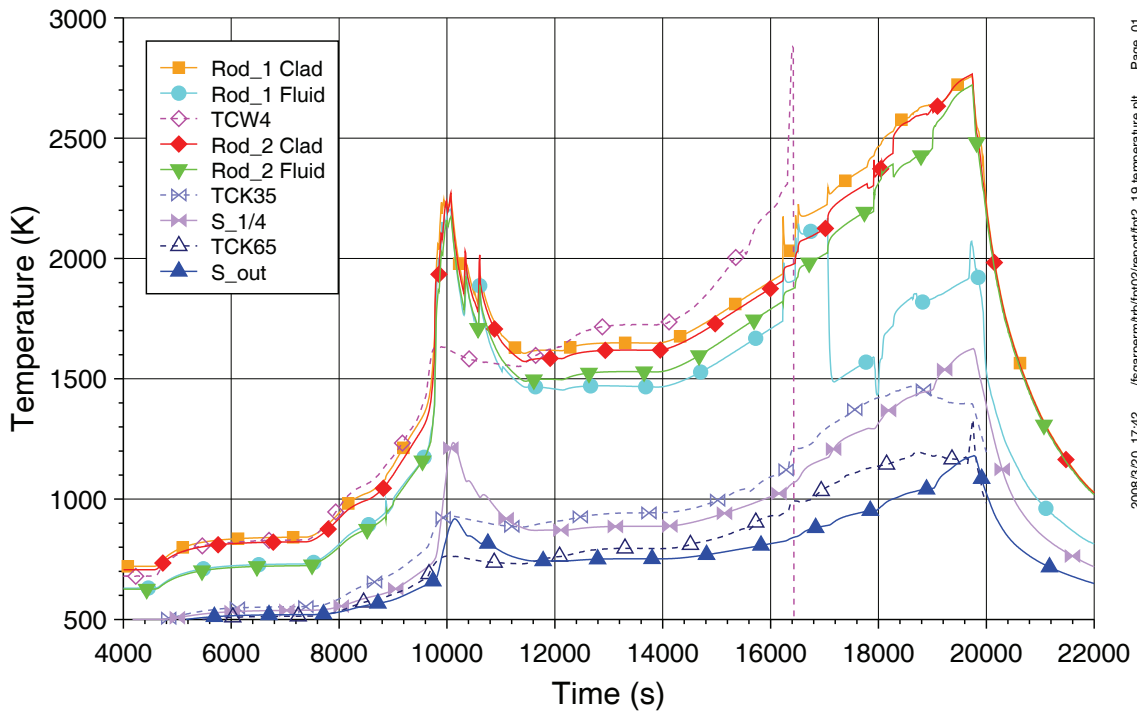
2008/3/20 19:53 /fscaemrmt/fb/fat02/repor/fat2_19.generat.plt Page 03

Bild 5.2-5: Wasserstoffherzeugung



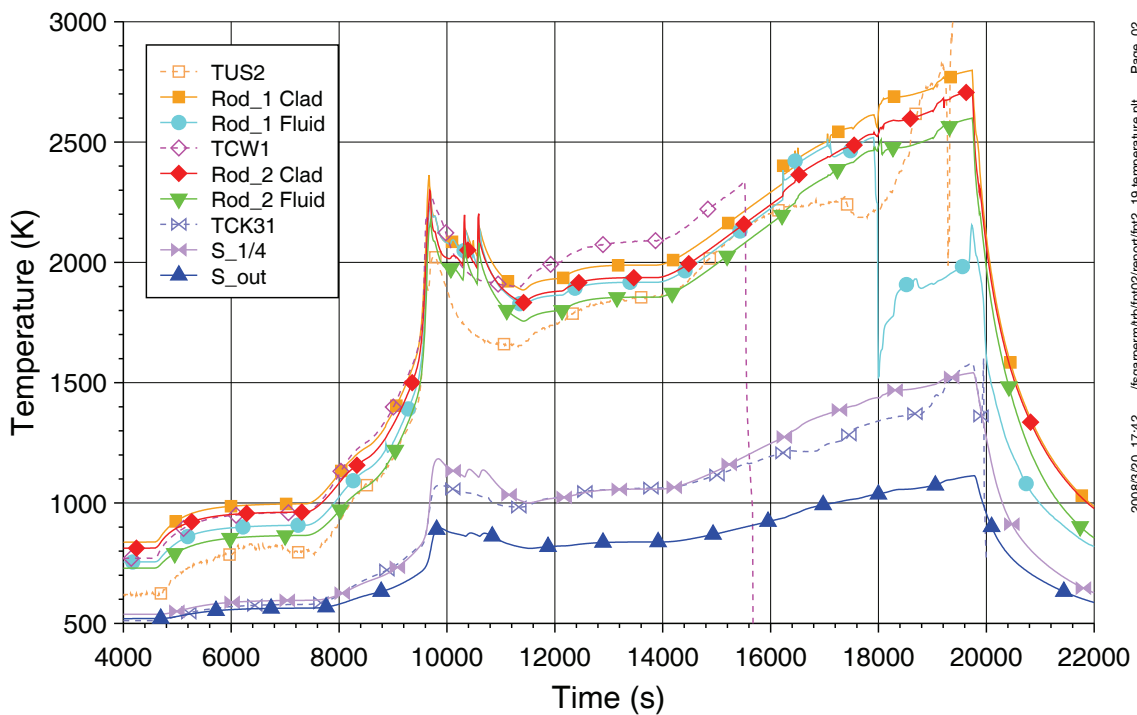
2008/3/20 19:53 /fscaemrmt/fb/fat02/repor/fat2_19.generat.plt Page 04

Bild 5.2-6: Massenströme an Bündelein- und -austritt



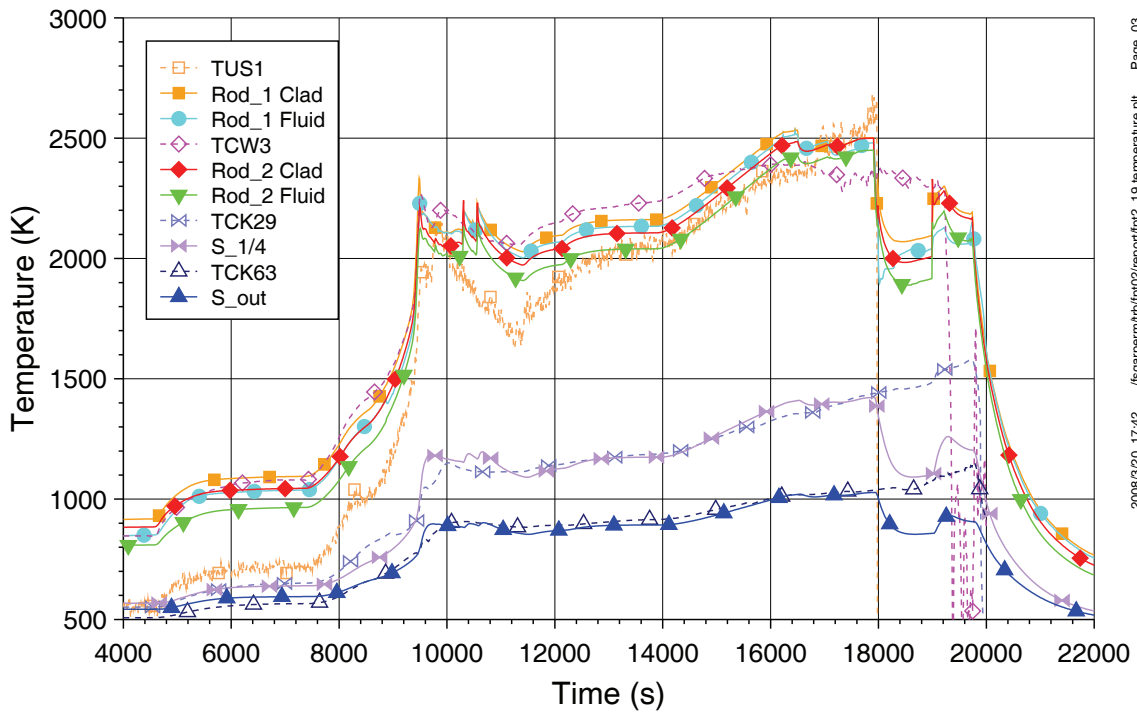
Temperature at elevation 200 mm (Level 8)

Bild 5.2-7: Temperaturen im Bündel in 200 mm Höhe über BOF



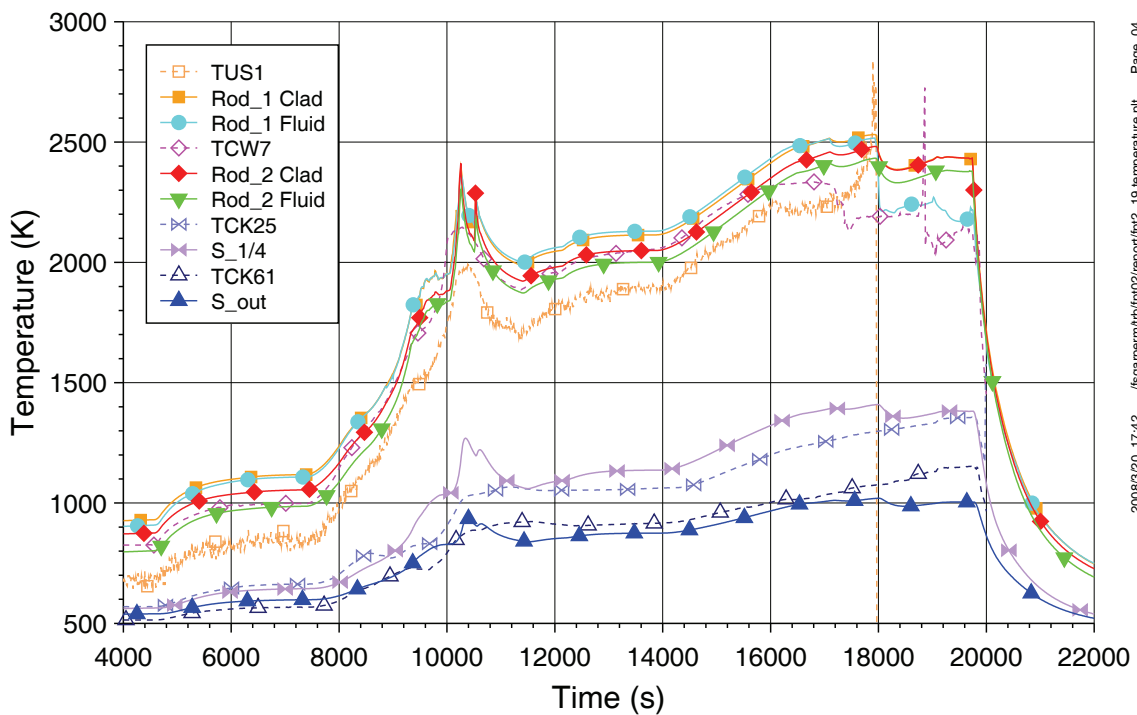
Temperature at elevation 300 mm (Level 10)

Bild 5.2-8: Temperaturen im Bündel in 300 mm Höhe über BOF



Temperature at elevation 400 mm (Level 12)

Bild 5.2-9: Temperaturen im Bündel in 400 mm Höhe über BOF



Temperature at elevation 600 mm (Level 16)

Bild 5.2-10: Temperaturen im Bündel in 600 mm Höhe über BOF

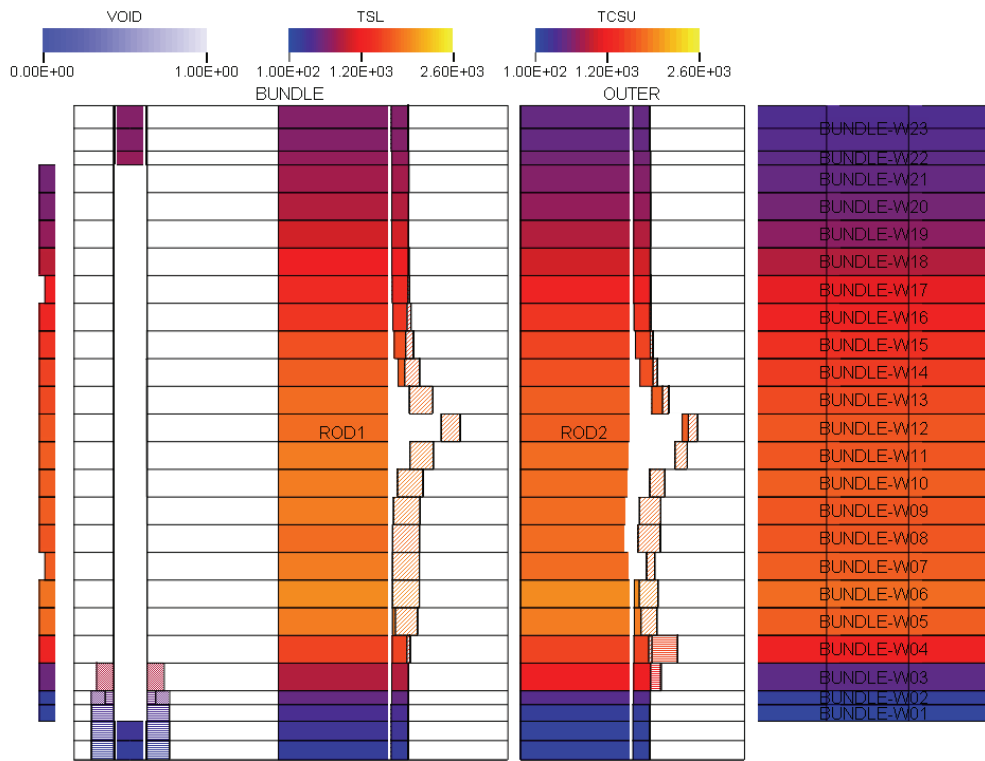


Bild 5.2-11: Bündelkonfiguration während der Oxidationsphase ($t = 10020 \text{ s}$)

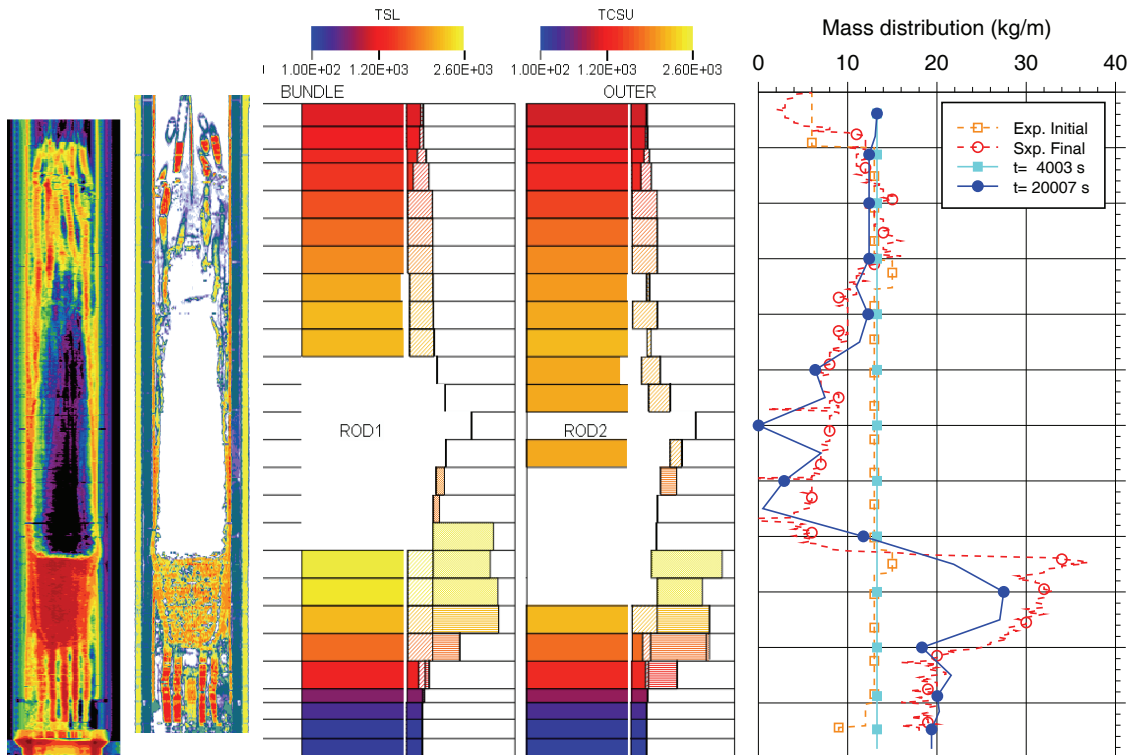
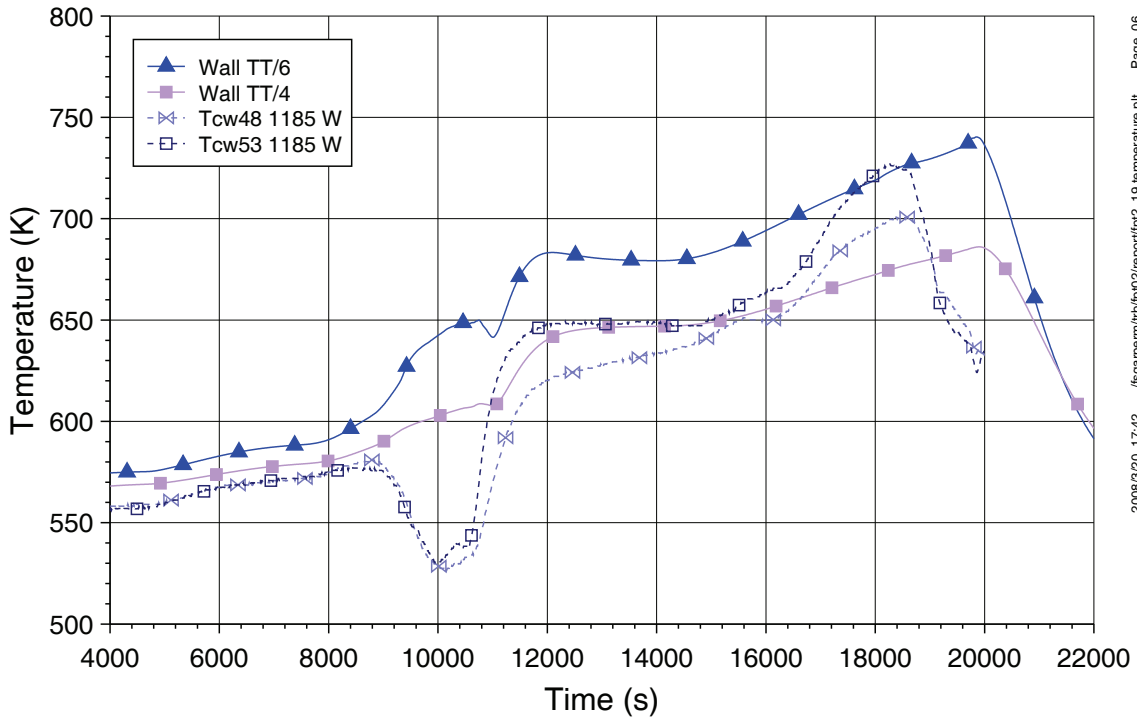
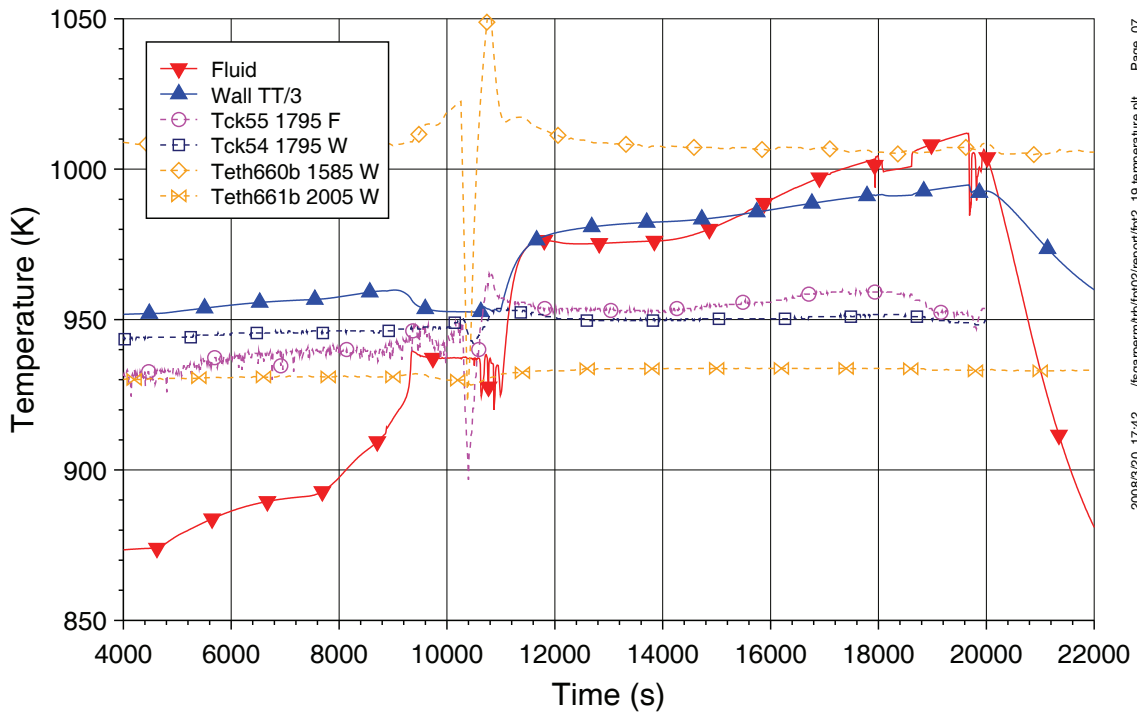


Bild 5.2-12: Bündelkonfiguration vor Versuchsende ($t = 19680 \text{ s}$), Bündeltomographie und Massenverteilung des Endzustands



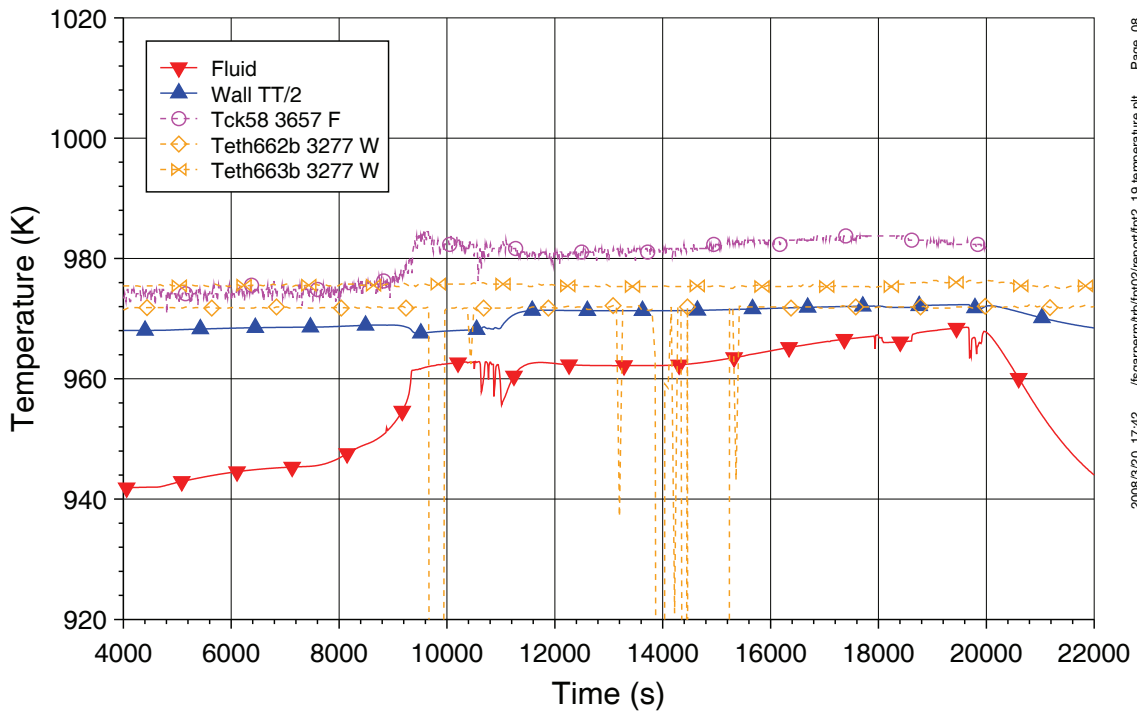
Wall temperature at elevation 1127 & 1212 mm

Bild 5.2-13: Temperaturen im Plenum in 1127 & 1212 mm Höhe über BOF



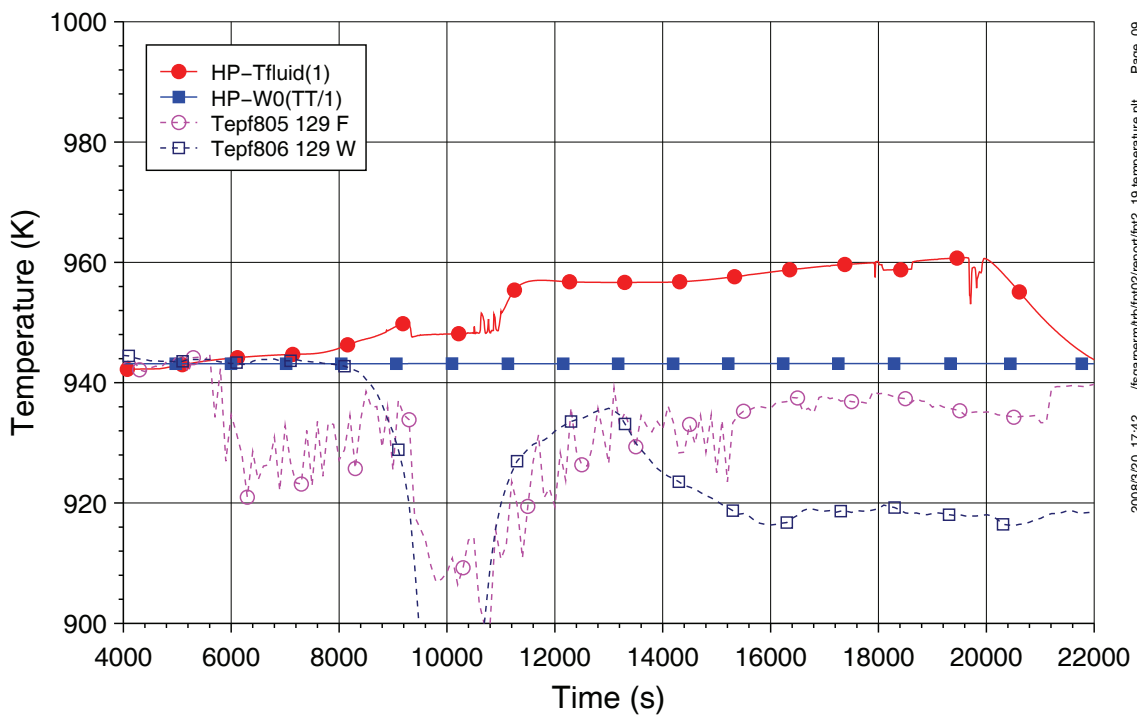
Fluid and wall temperature at elevation 1675 mm

Bild 5.2-14: Temperaturen im Plenum in 1675 mm Höhe über BOF



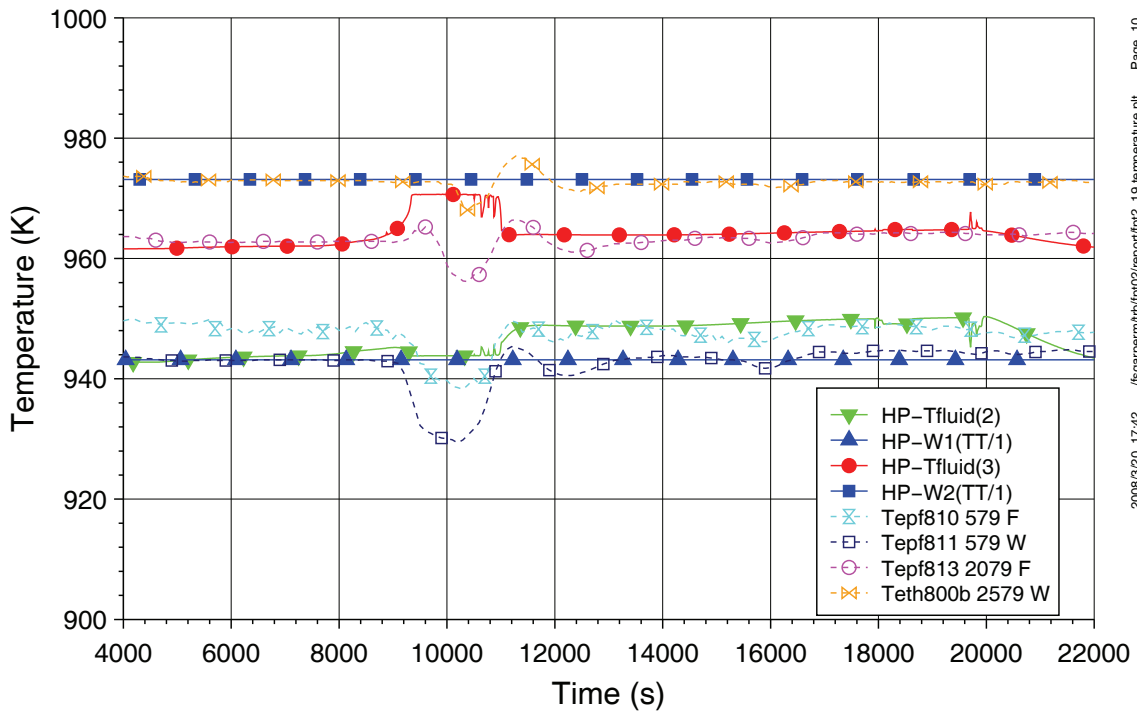
Fluid and heater temperature at elevation 3283 mm

Bild 5.2-15: Temperaturen in senkrechter Leitung in 3283 mm Höhe über BOF



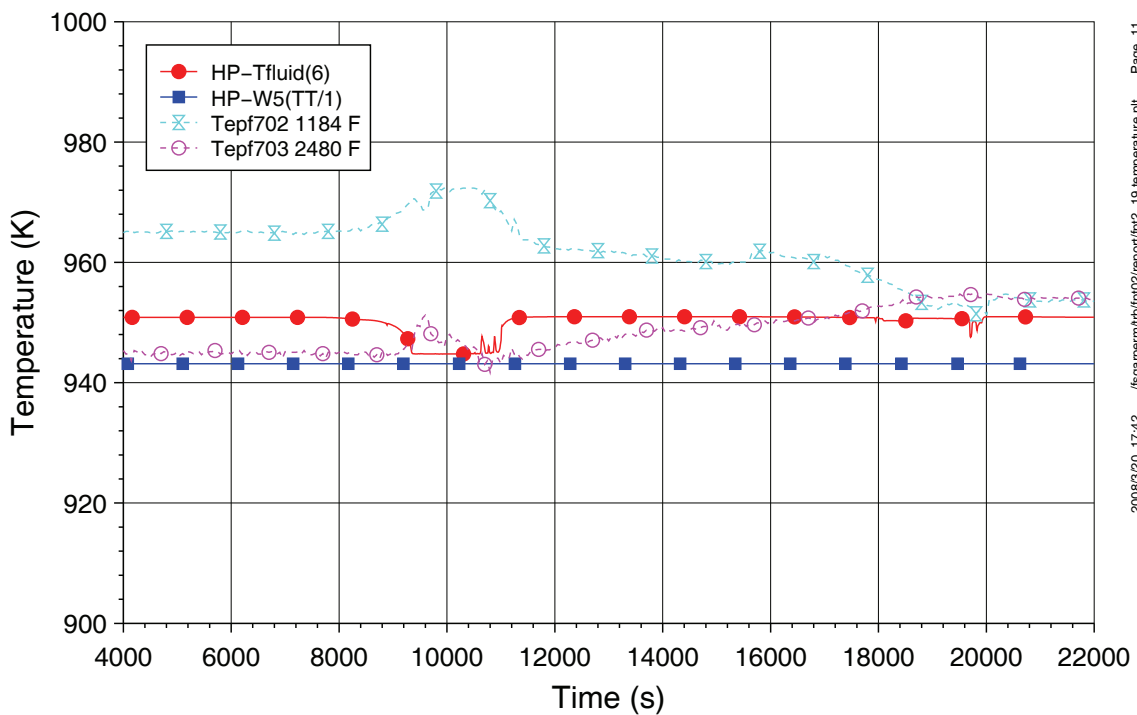
Fluid and wall temperature in hot pipe, $x = 100$ mm

Bild 5.2-16: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, $x = 100$ mm



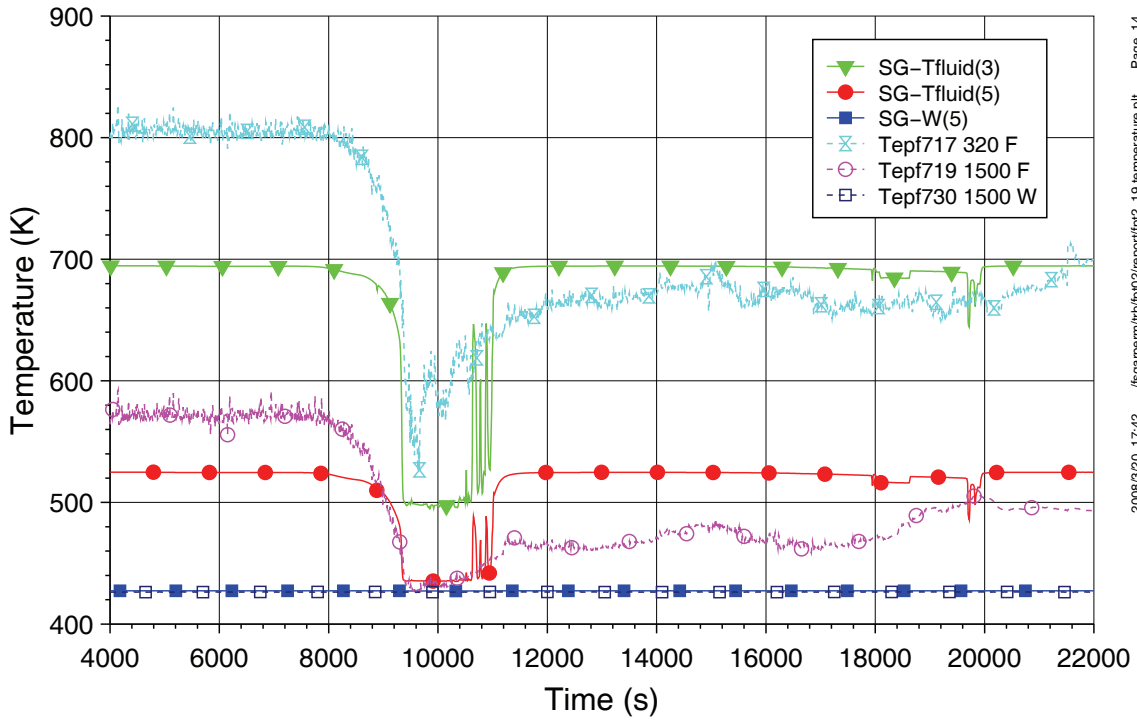
Fluid and wall temperature in hot pipe, x = 955 & 2565 mm

Bild 5.2-17: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, x = 955 & 2565 mm



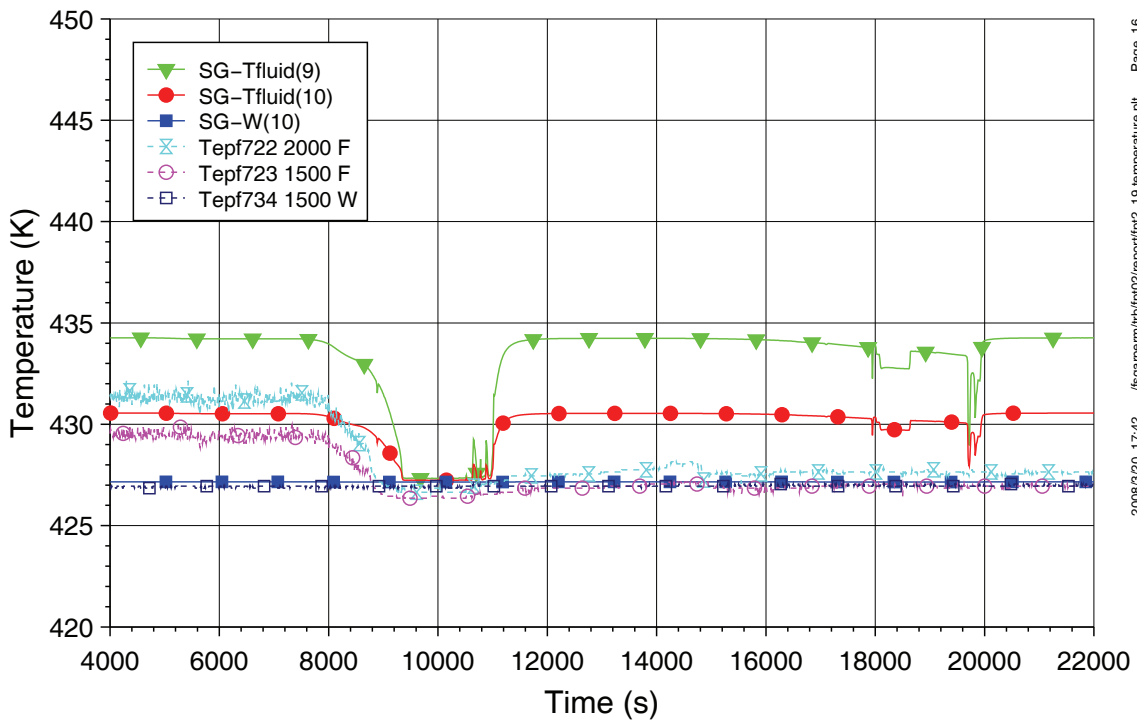
Fluid and wall temperature at point C, x = 1410 mm

Bild 5.2-18: Temperaturen in horizontaler heißer Leitung, Point C



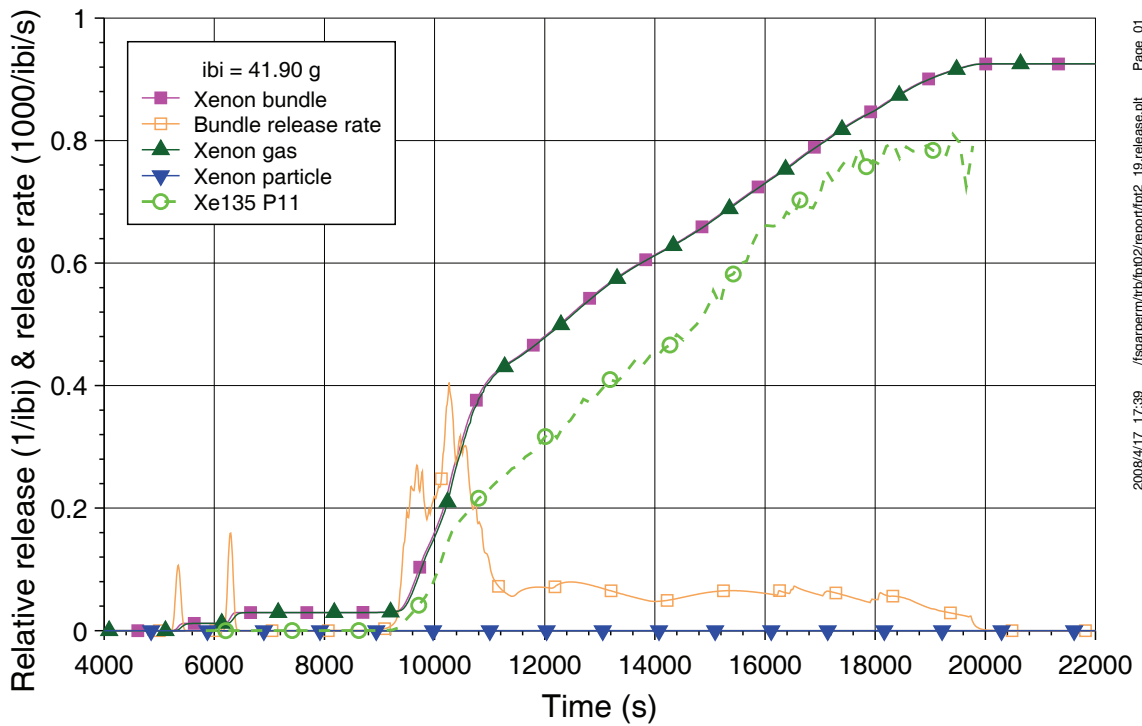
Temperature in steam generator hot leg, z = 432 & 1474 mm

Bild 5.2-19: Temperaturen im heißen Dampferzeugerstrang (432 & 1474 mm)



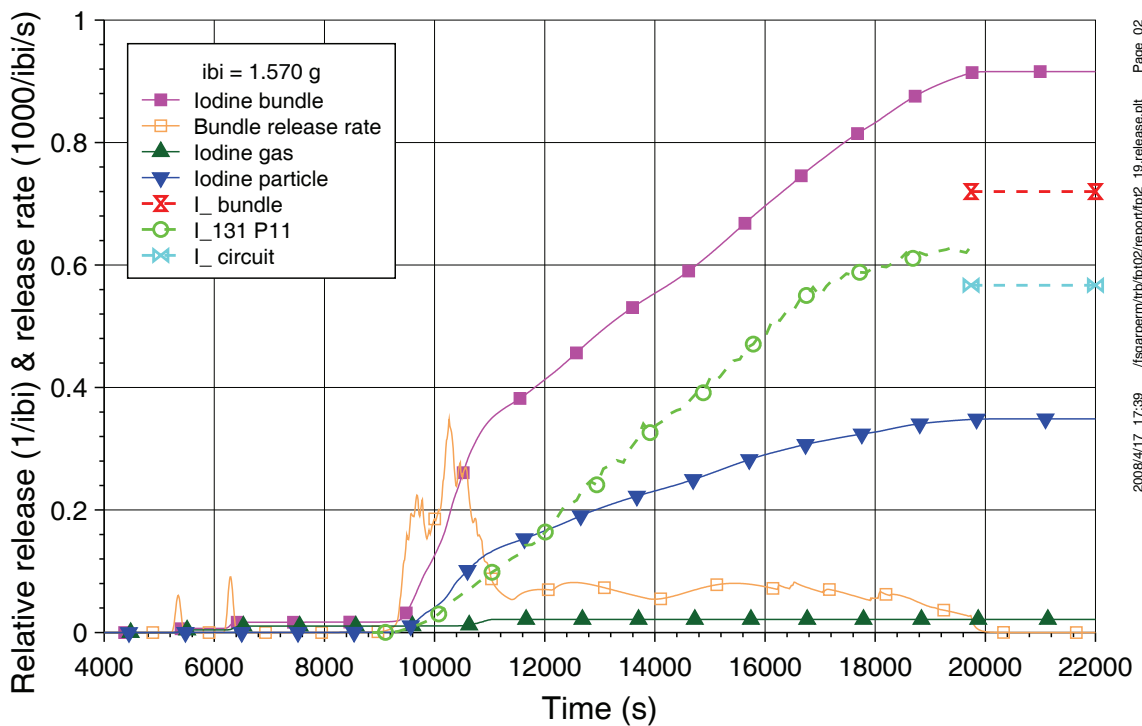
Temperature in steam generator cold leg, z = 2342 & 1142 mm

Bild 5.2-20: Temperaturen im kalten Dampferzeugerstrang (2342 & 1142 mm)



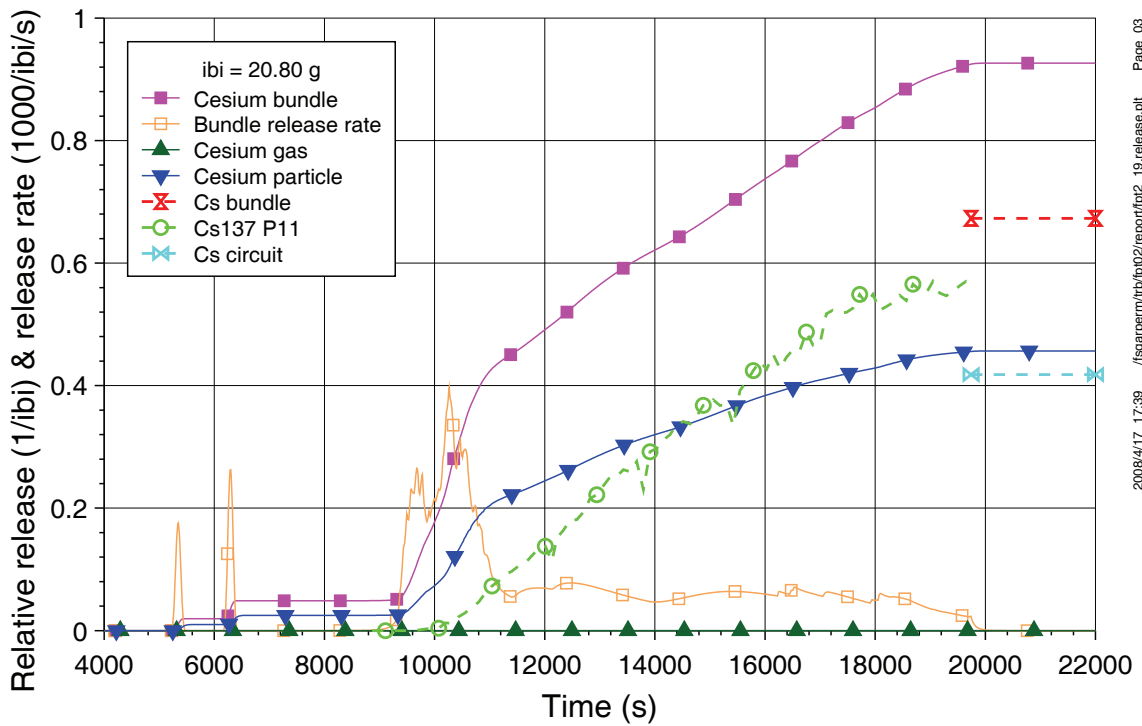
Relative Xenon release from bundle and circuit

Bild 5.2-21: Relative Xenon Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



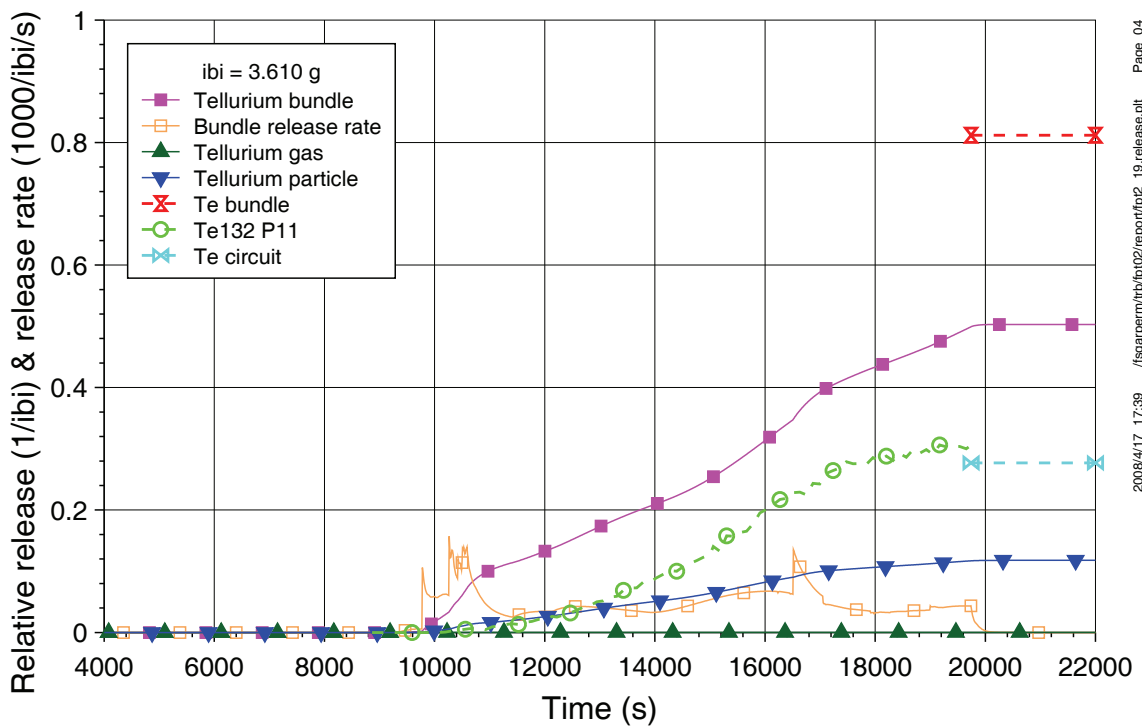
Relative Iodine release from bundle and circuit

Bild 5.2-22: Relative Jod Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



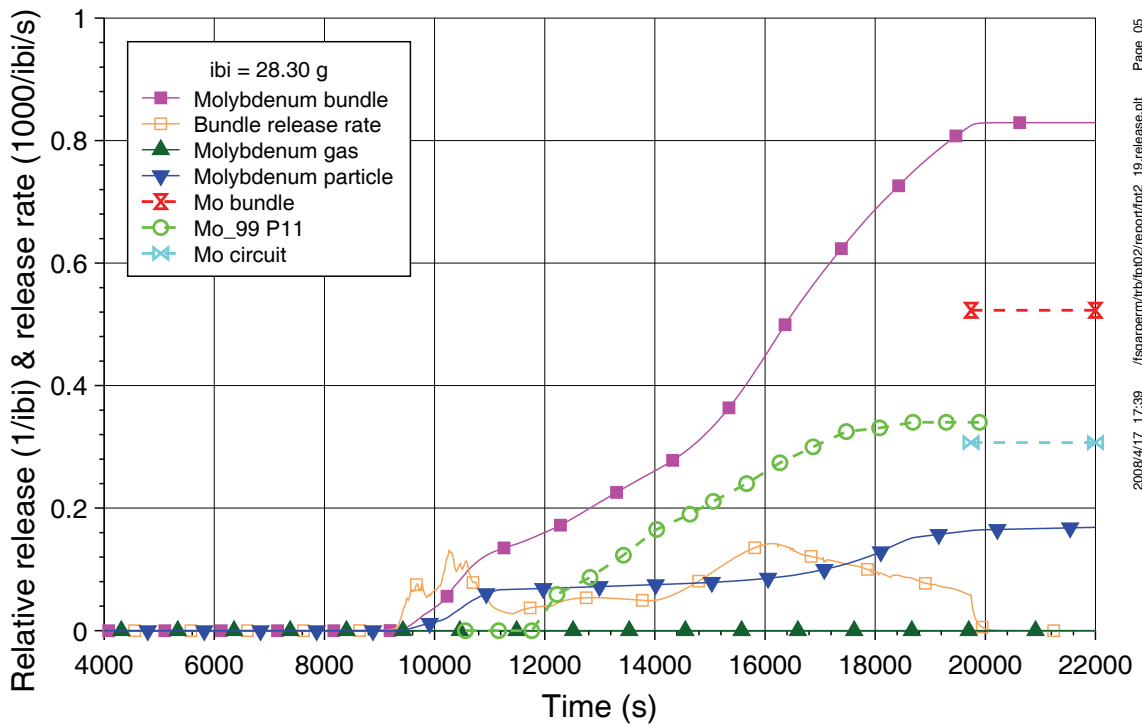
Relative Cesium release from bundle and circuit

Bild 5.2-23: Relative Cäsium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



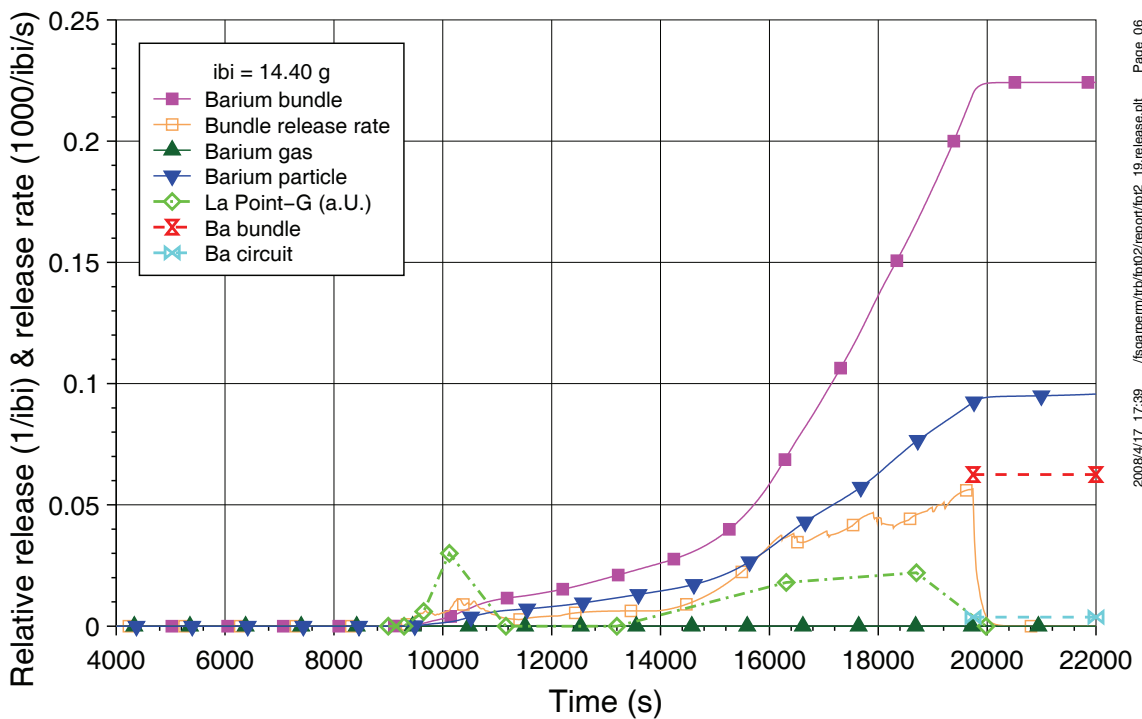
Relative Tellurium release from bundle and circuit

Bild 5.2-24: Relative Tellur Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



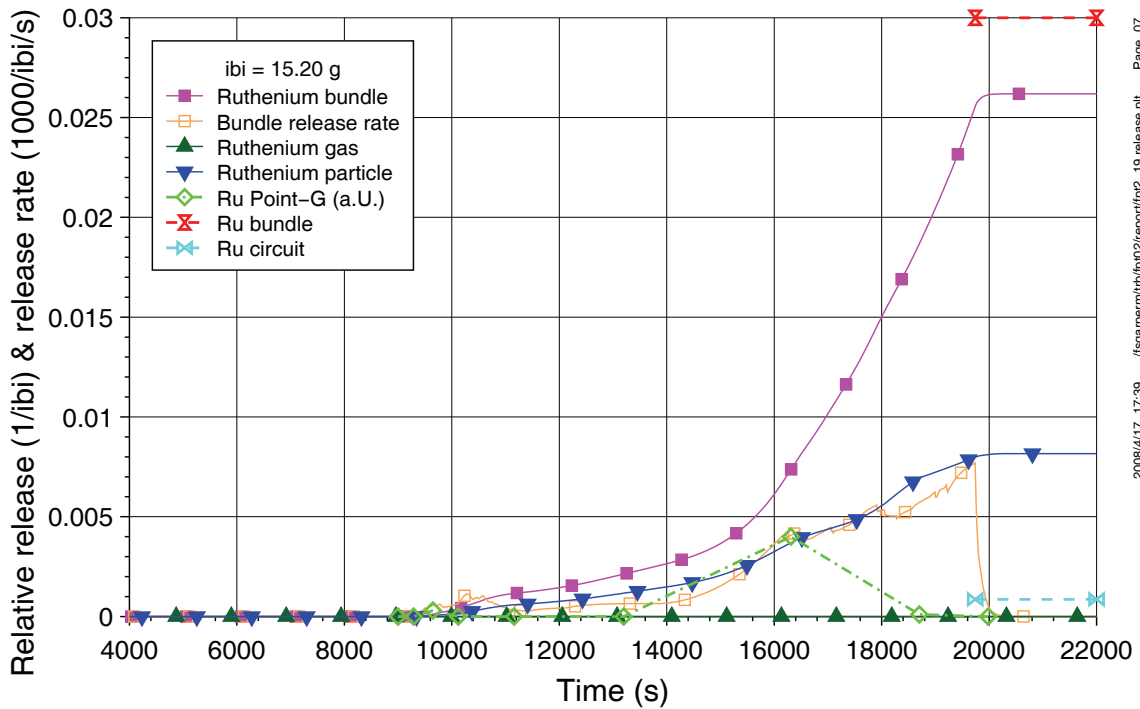
Relative Molybdenum release from bundle and circuit

Bild 5.2-25: Relative Molybdän Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



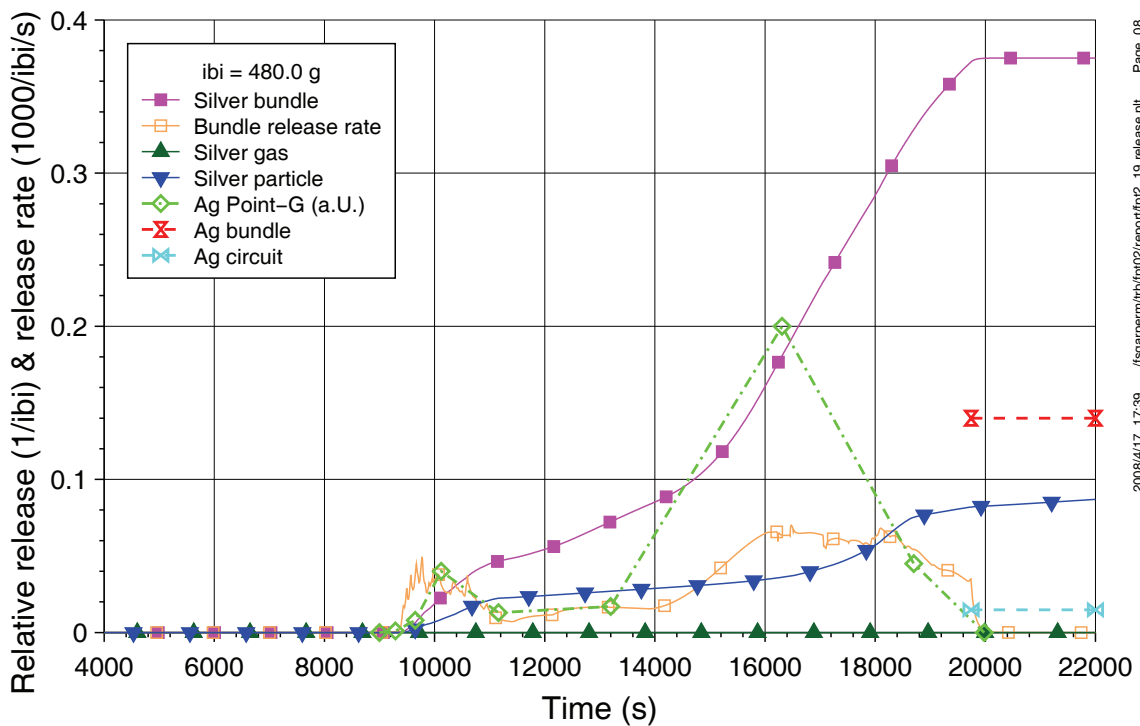
Relative Barium release from bundle and circuit

Bild 5.2-26: Relative Barium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



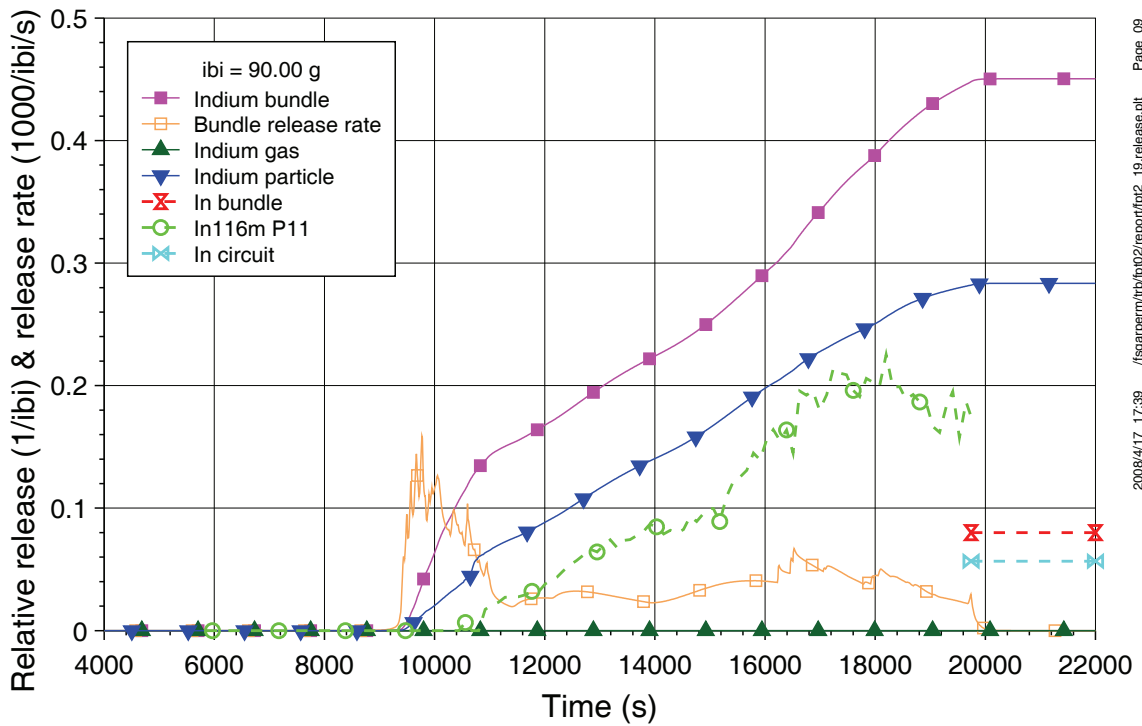
Relative Ruthenium release from bundle and circuit

Bild 5.2-27: Relative Ruthenium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



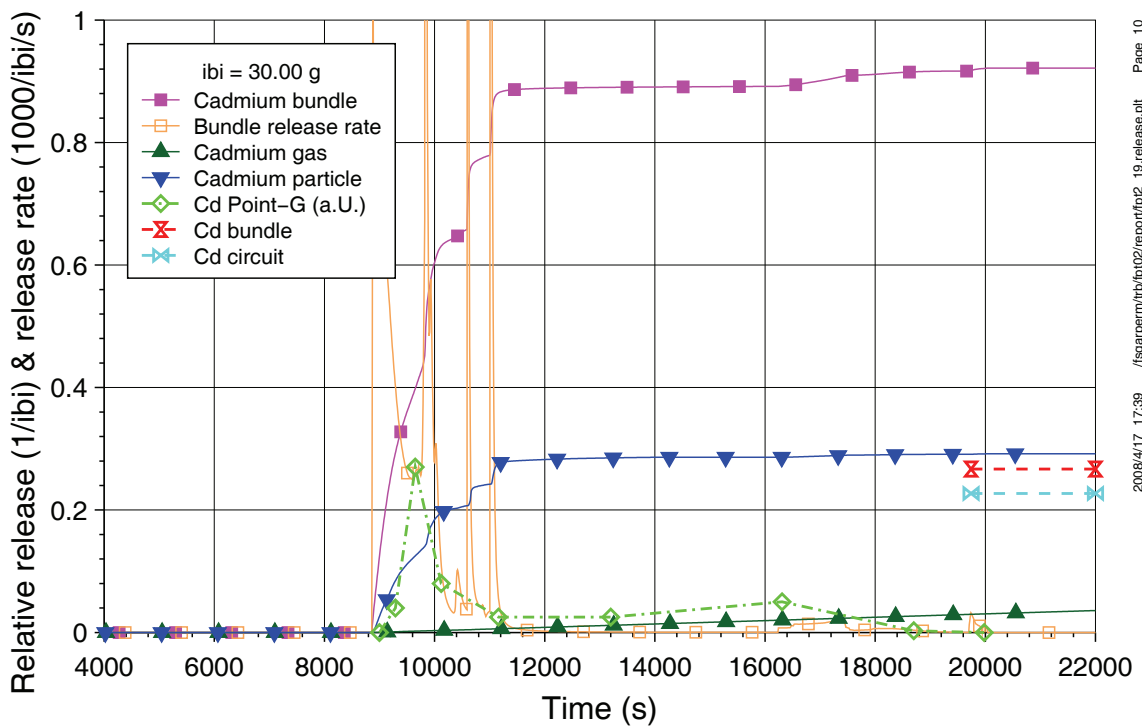
Relative Silver release from bundle and circuit

Bild 5.2-28: Relative Silber Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



Relative Indium release from bundle and circuit

Bild 5.2-29: Relative Indium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf



Relative Cadmium release from bundle and circuit

Bild 5.2-30: Relative Cadmium Freisetzung aus Bündel und Kühlkreislauf

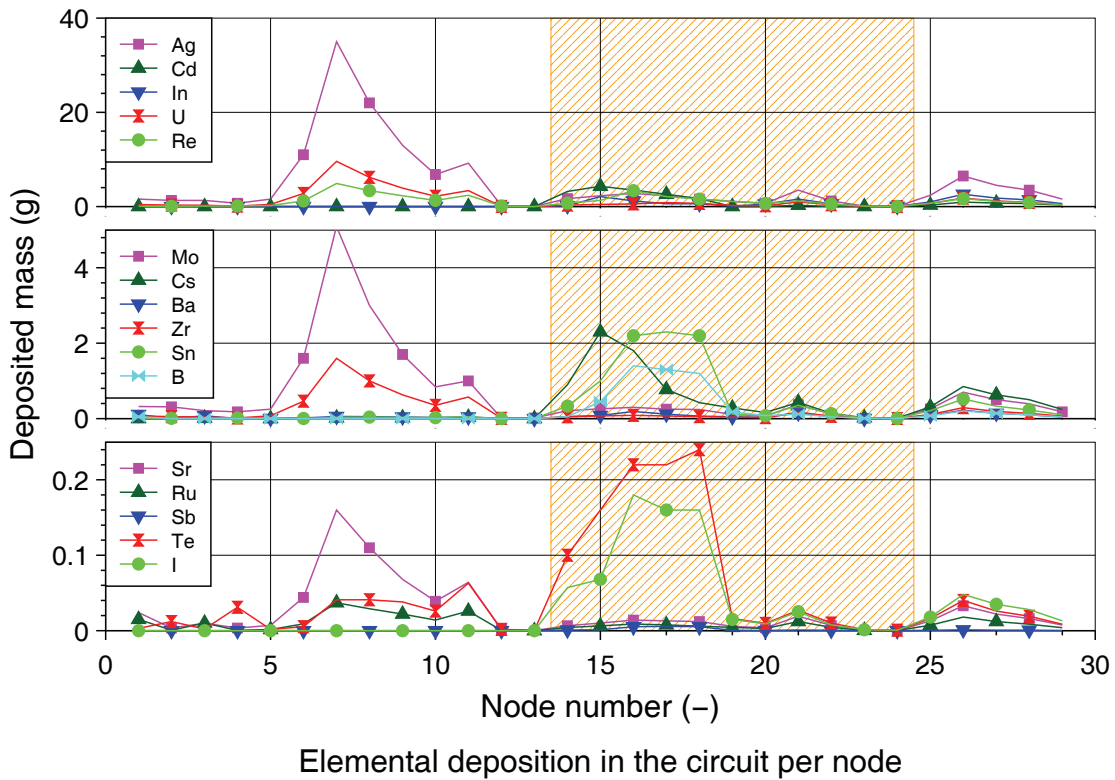


Bild 5.2-31: Element-spezifische Ablagerung pro Node (g) im Kühlkreislauf

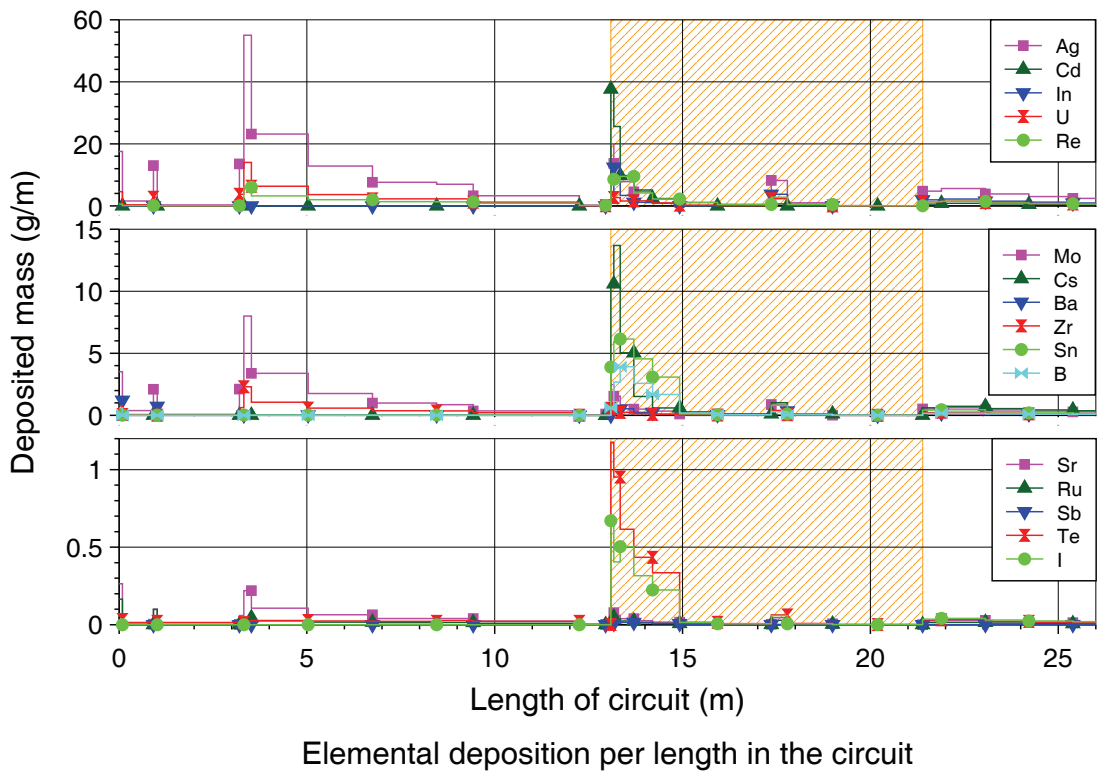


Bild 5.2-32: Element-spezifische Ablagerung (g/m) im Kühlkreislauf

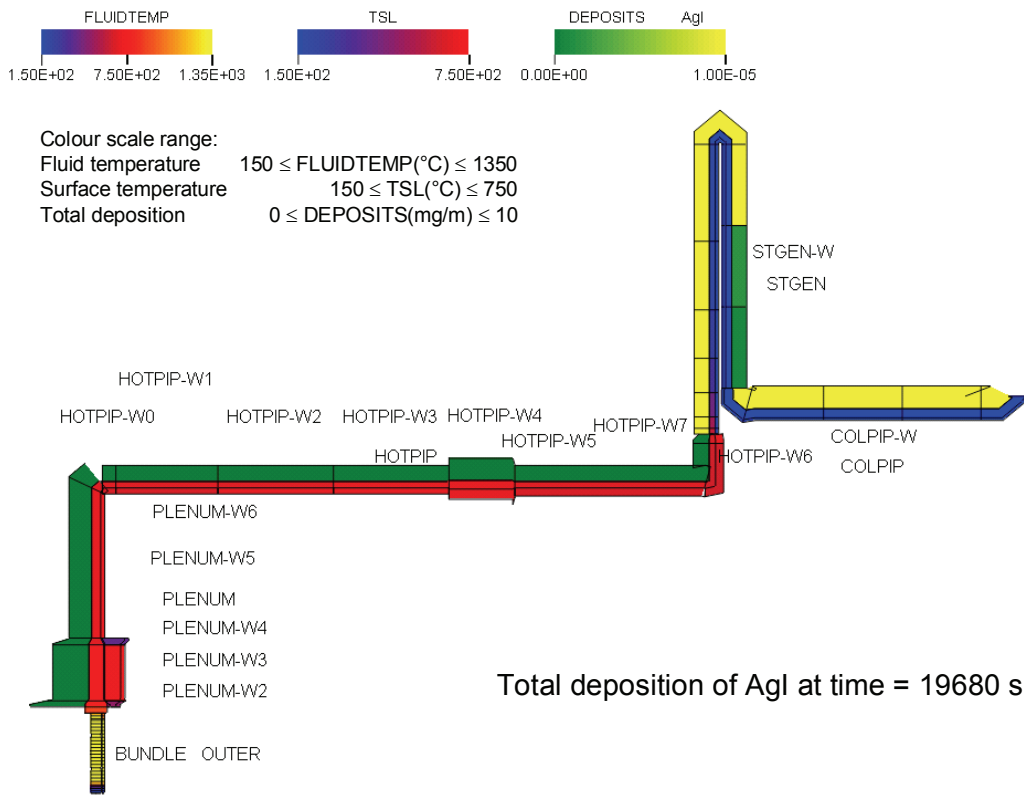


Bild 5.2-33: Ablagerung von AgI im Kühlkreislauf vor Versuchsende

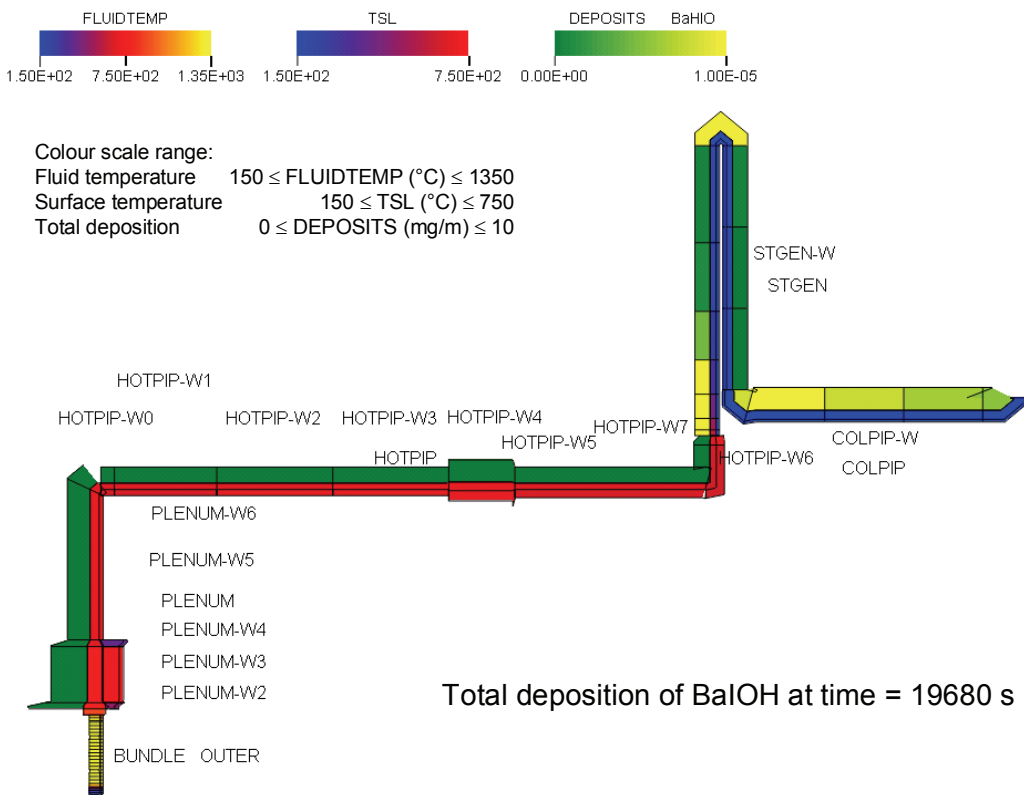


Bild 5.2-34: Ablagerung von BaI/OH im Kühlkreislauf vor Versuchsende

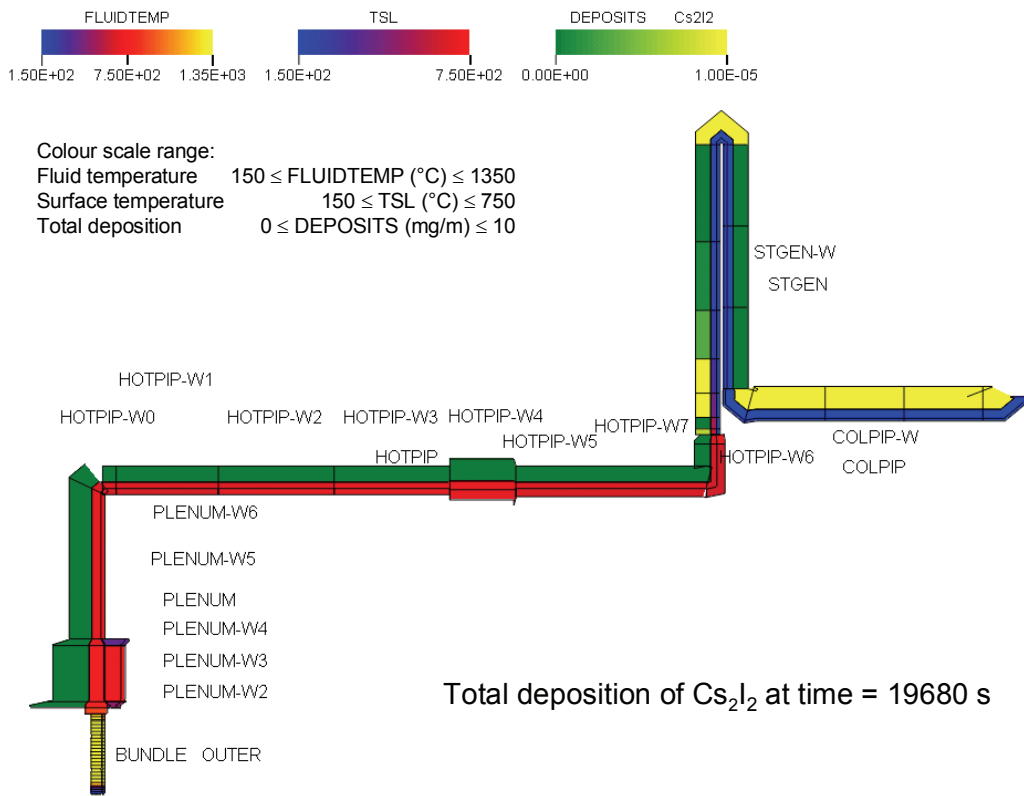


Bild 5.2-35: Ablagerung von Cs_2I_2 im Kühlkreislauf vor Versuchsende

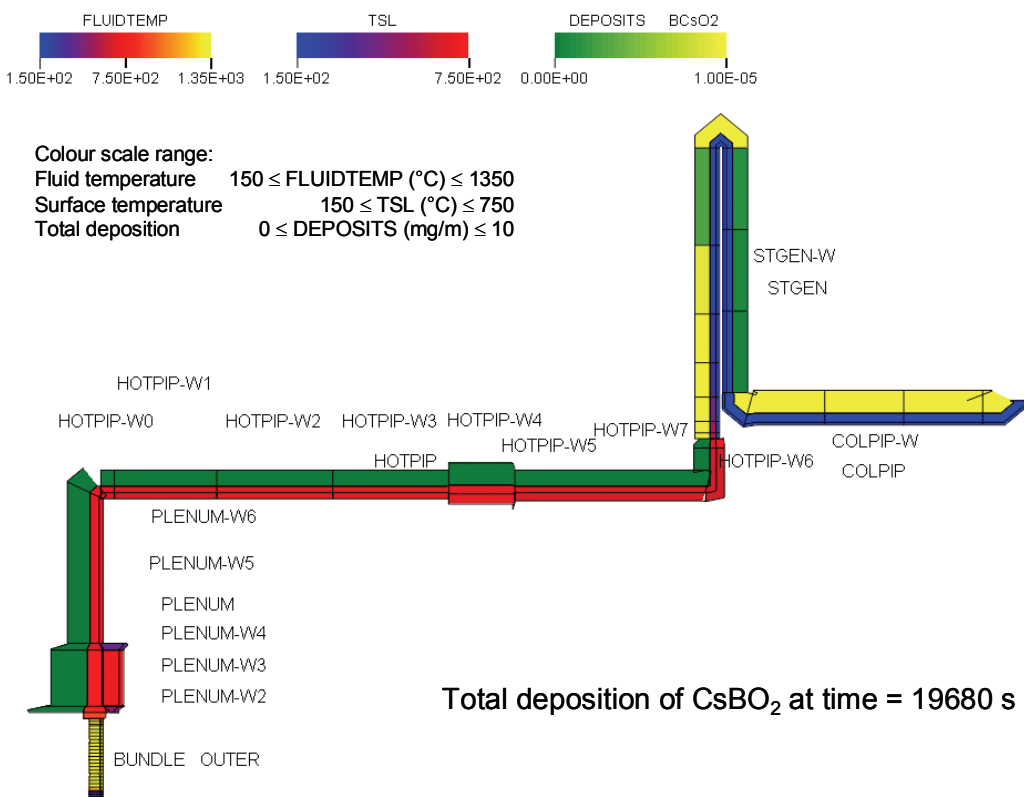


Bild 5.2-36: Ablagerung von CsBO_2 im Kühlkreislauf vor Versuchsende

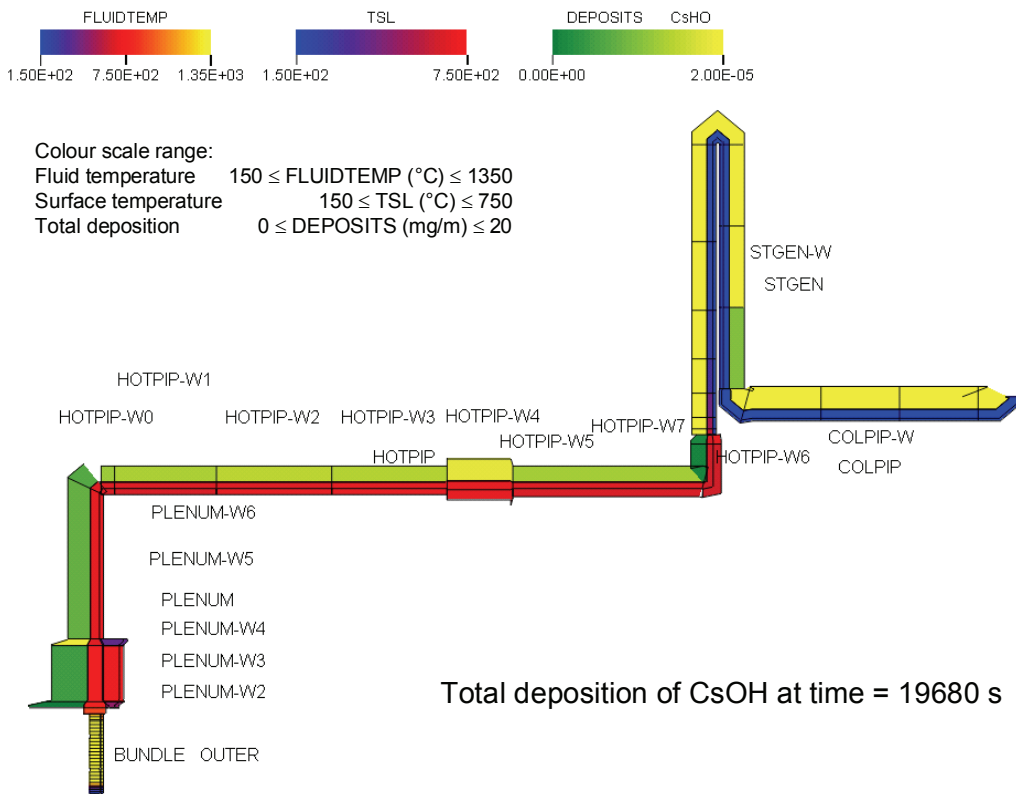


Bild 5.2-37: Ablagerung von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende

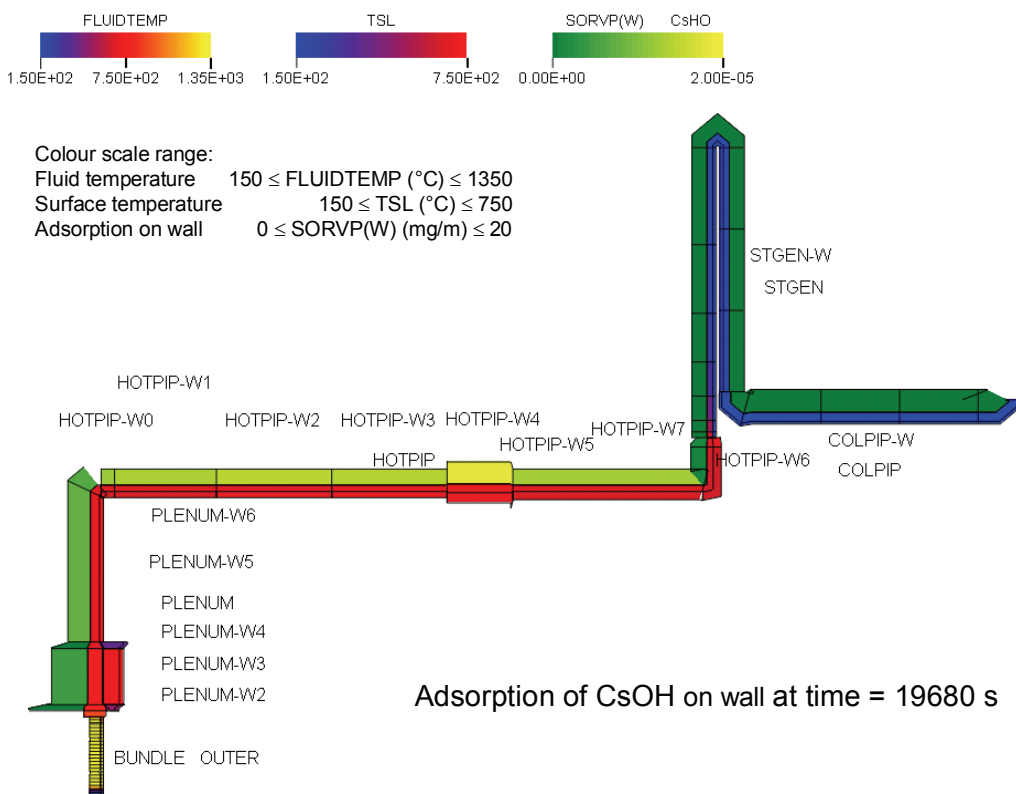


Bild 5.2-38: Adsorption von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende

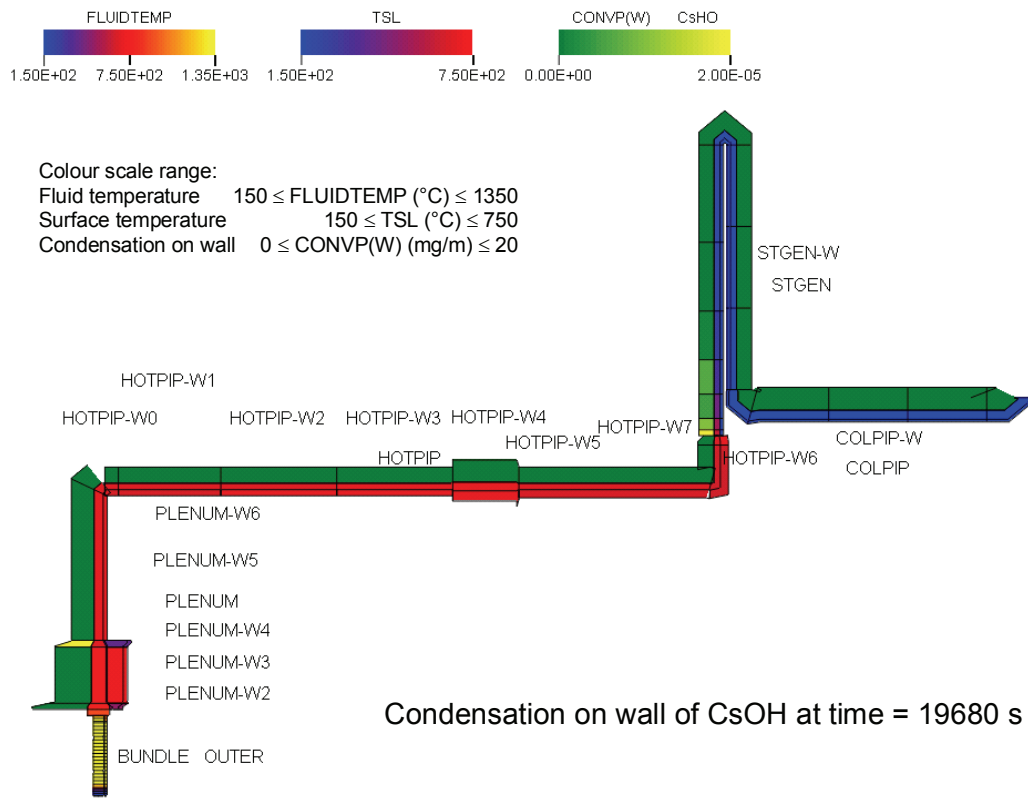


Bild 5.2-39: Kondensation von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende

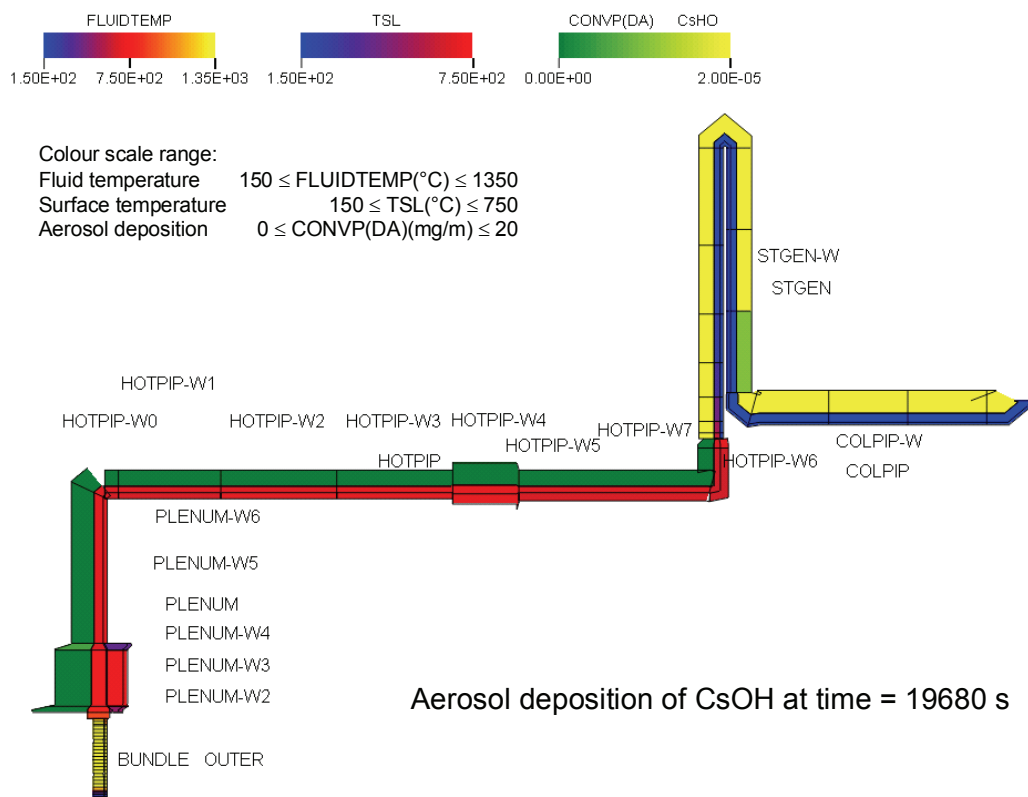


Bild 5.2-40: Partikelablagerung von CsOH im Kühlkreislauf vor Versuchsende

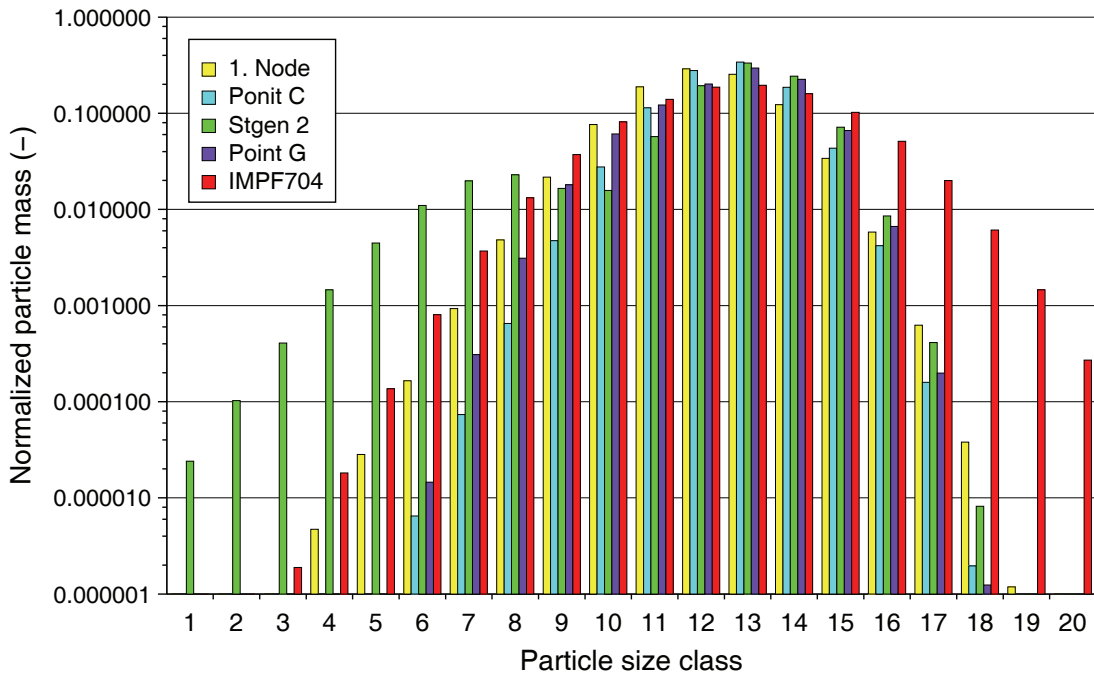


Bild 5.2-41: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 10528 s)

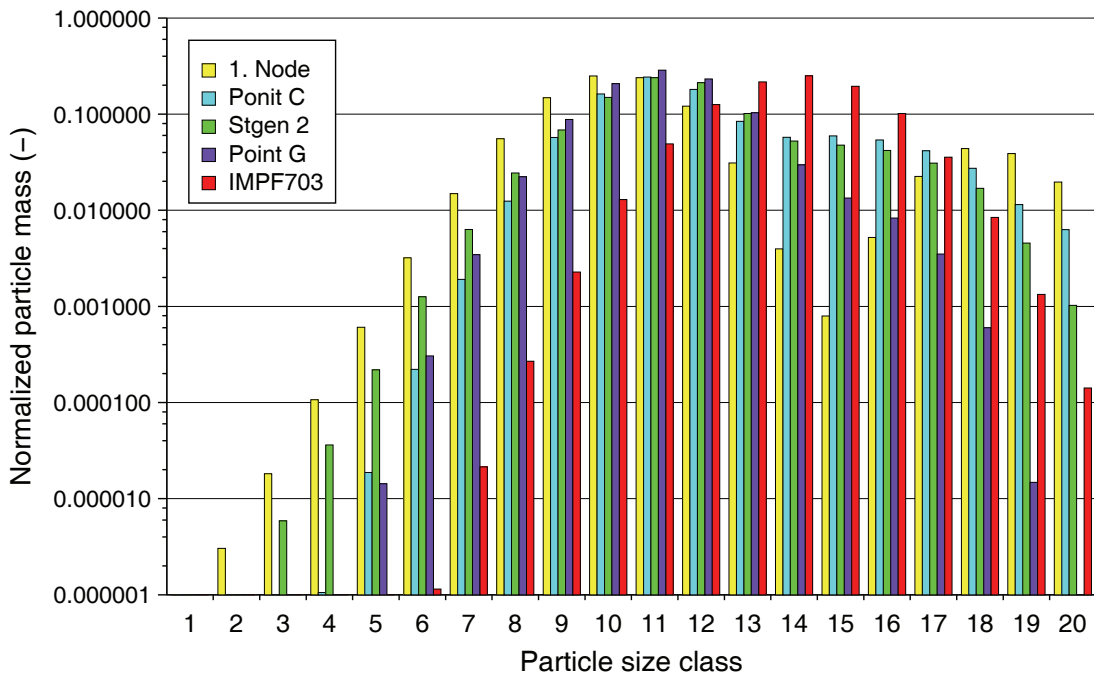


Bild 5.2-42: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 11138 s)

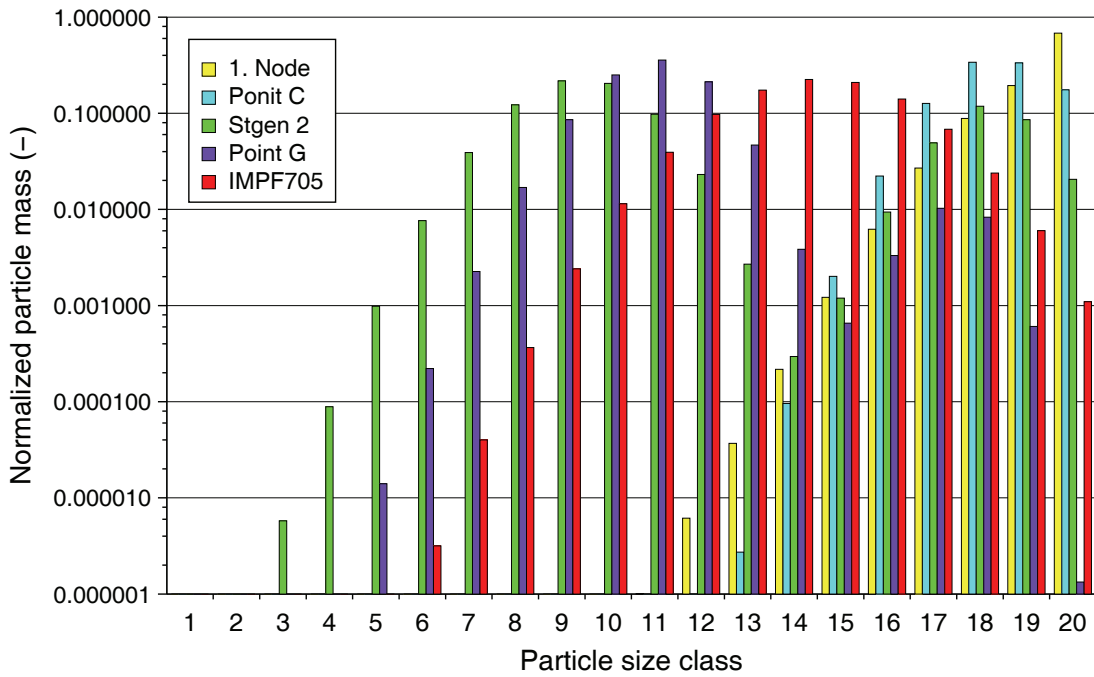


Bild 5.2-43: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 15700 s)

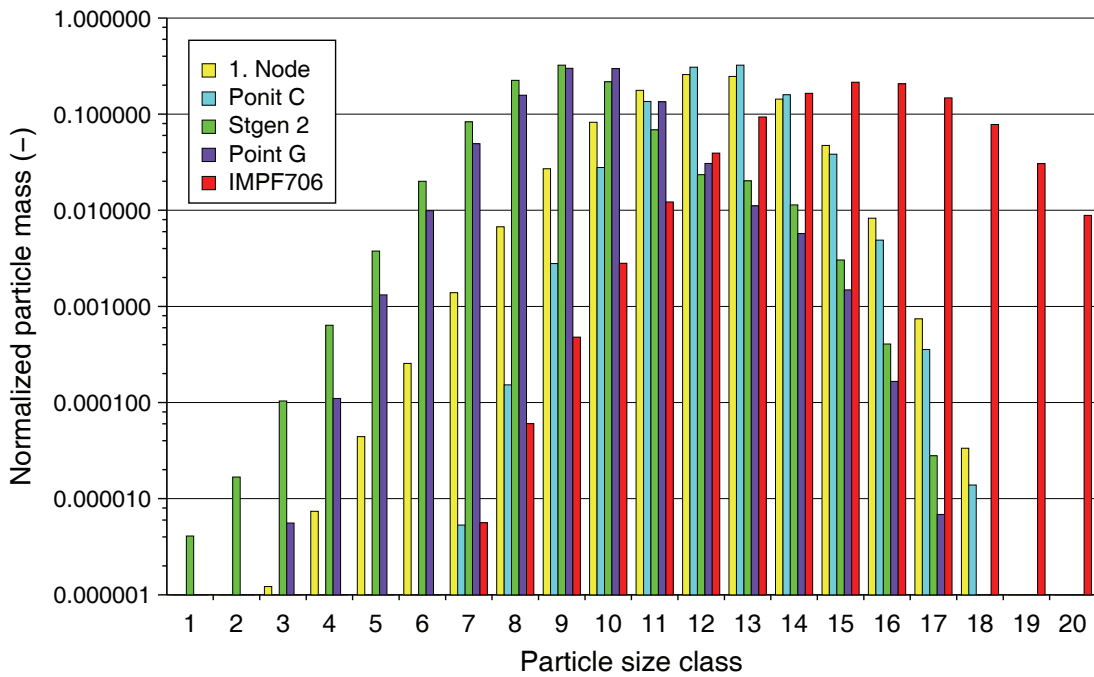


Bild 5.2-44: Partikelgrößenverteilung im Kühlkreislauf (t = 20840 s)

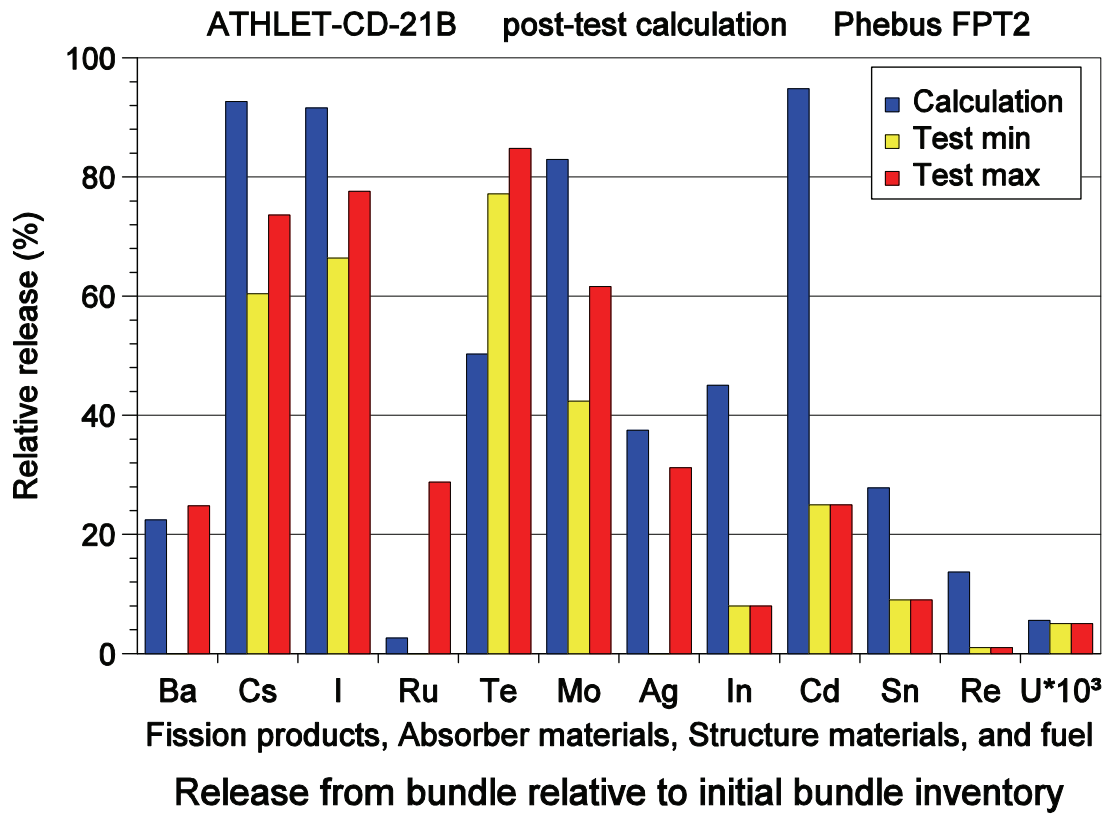


Bild 5.2-45: Freisetzung aus dem Bündel bezogen auf das Bündelinventar

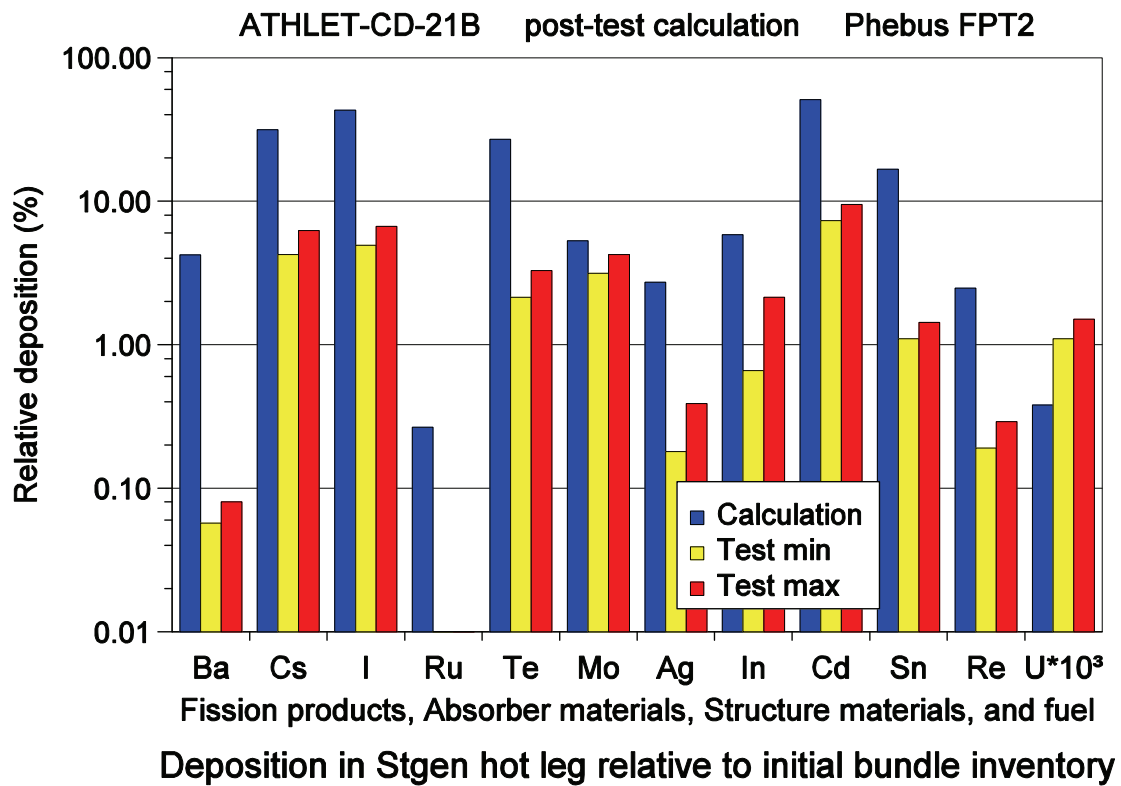


Bild 5.2-46: Ablagerung im heißen Dampferzeugerstrang bezogen auf das Bündelinventar

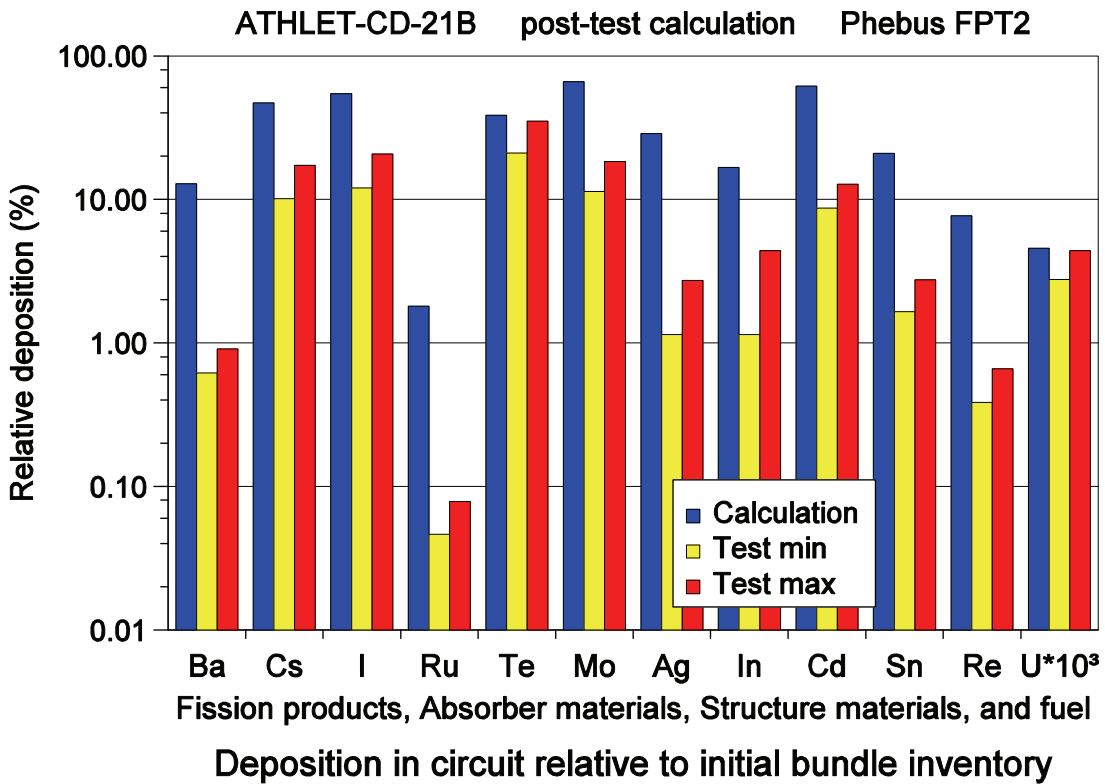


Bild 5.2-47: Ablagerung im gesamten Kühlkreislauf bezogen auf das Bündelinventar

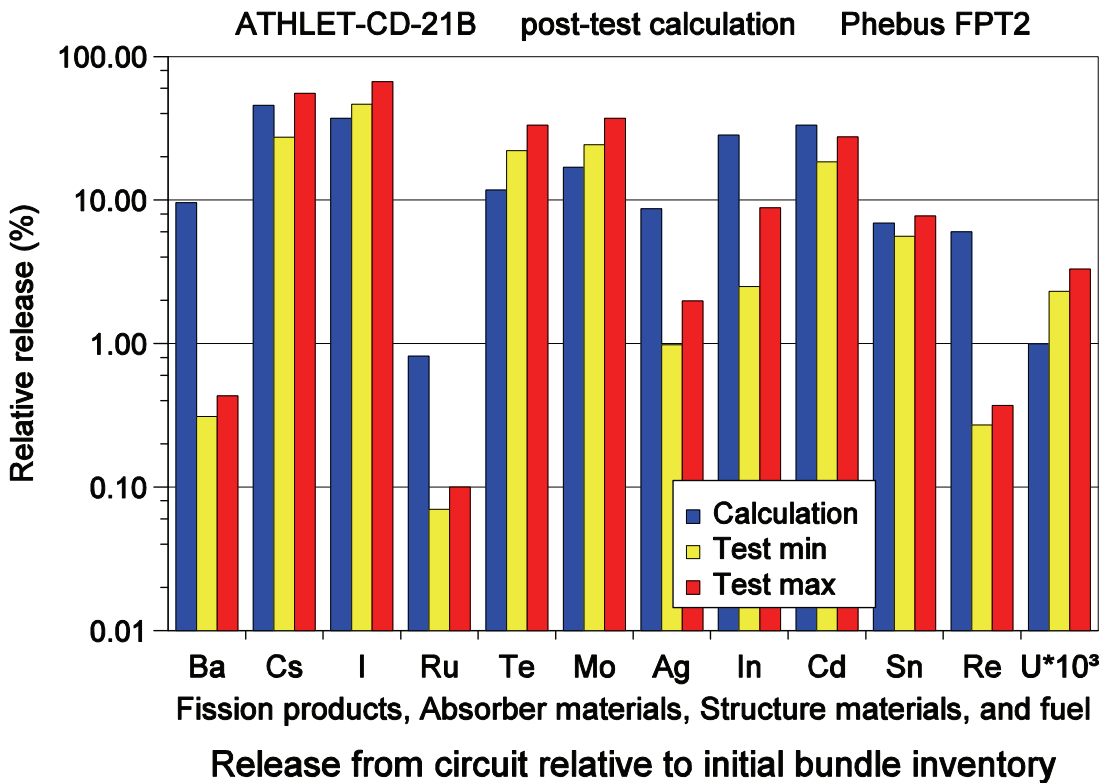


Bild 5.2-48: Freisetzung aus dem Kühlkreislauf bezogen auf das Bündelinventar

5.3 Weitere Nachrechnungen zur Absicherung der vorhandenen Modelle

Die Simulation wichtiger Vorgänge im Verlauf der frühen Phasen eines schweren Störfalls mit ATHLET-CD wurde mit den Nachrechnungen folgender Versuche aus den Versuchsprogramme QUENCH und PARAMETER verifiziert:

- QUENCH-11 (DWR-Bündel mit 20 elektrisch beheizten Brennstäben und einem unbeheizten zentralen Stab, Versuch mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 0,3 K/s und anschließendem Quenchen mit Wasser bei einer Wiederauffüllrate von 0,5 cm/s), zur Absicherung der Modelle zur Zr-Oxidation sowie Überprüfung des Quench-Modells bei relativ niedrigen Wiederauffüllraten;
- QUENCH-13 (DWR-Bündel mit 20 beheizten Brennstäben und einem Absorberstab aus Silber-Indium-Cadmium), zur Überprüfung der neuen Modelle zur Freisetzung von Absorbermaterialien als Funktion des Partialdruckes;
- PARAMETER SF2 und SF3 (WWER-Bündel mit 18 elektrisch beheizten Brennstäben und einem zentralen unbeheizten Stab, Aufheizgeschwindigkeit 0,3 K/s, Wiederauffüllung mit kombinierter Wassereinspeisung von oben und von unten bzw. nur von oben) zur Validierung des bisher nur wenig überprüften Quench-Front-Modells für Notkühleinspeisung von oben.

5.3.1 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-11

5.3.1.1 Einleitung

Der Versuch QUENCH-11 wurde im Dezember 2005 in der QUENCH-Versuchsanlage des Forschungszentrums Karlsruhe im Rahmen des von der EC geförderten LACOMERA Projekts durchgeführt [HER 07]. Der Versuch wurde von INRNE Sofia (Bulgarische Akademie der Wissenschaften) vorgeschlagen und mit dem FZK abgestimmt.

Der Versuch QUENCH-11 war der erste in der QUENCH-Anlage, bei dem die Teststrecke anfangs in drucklosem Zustand mit Wasser gefüllt ist. Der Testbereich dampft dann infolge der Leistungszufuhr und der aufgeheizten Strukturen langsam aus. Um diesen Zustand zu simulieren, musste ein zusätzliches Heiz- und Wassersystem in das untere Plenum der Testanlage eingebaut werden (vgl. Abb. 3.2.8) Damit sollte ein kon-

stanter Dampfstrom durch das Testbündel und ein konstanter Wasserspiegel im unteren Plenum aufrechterhalten werden.

Der Versuch wurde außerdem als Benchmark-Problem im Rahmen des EU-Programms SARNET definiert /STA 08/. An diesem Benchmark-Problem hat die GRS mit einer Vorausrechnung (halb-blinde Simulation, vor der Bekanntgabe der Versuchsergebnisse) und einer Nachrechnung teilgenommen /STE 06, ERD 06/.

Der Beginn der heftigen Wasserstoff-Erzeugung und insbesondere der Anstieg der Erzeugungsraten wurden bei der Nachrechnung in sehr guter Übereinstimmung mit dem Experiment nachvollzogen. Die integral erzeugte H₂-Masse blieb jedoch, wie auch bei der halb-blinden Rechnung, deutlich unterhalb der experimentell bestimmten Masse. Die berechnete Oxidationsdauer war zudem gegenüber dem Experiment wesentlich kürzer.

Daraufhin wurden die Modelle zur Zr-Oxidation überarbeitet, insbesondere bezüglich der Kriterien zur Begrenzung der Oxidation im hohen Temperaturbereich für HECU-Strukturen und metallische Schmelze. Ein Fehler bei der Berechnung der Quench-Front wurde entdeckt und beseitigt.

Nach eingehender Überprüfung dieser Modellverbesserungen anhand früherer QUENCH-Versuche und mit einem gegenüber den ersten Rechnungen optimierten Eingabedatensatz wurde die Nachrechnung des Versuchs QUENCH-11 mit der Programmversion ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle B wiederholt /ERD 07/. In den folgenden Abschnitten werden insbesondere die Ergebnisse dieser Wiederholungsrechnung zusammenfassend dargestellt.

5.3.1.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Eine schematische Übersicht der Versuchsdurchführung ist aus Abb. 5.3-1 zu ersehen. Vor dem Beginn des Experiments ist die Teststrecke bis zu einer Höhe von 982 mm mit Wasser gefüllt. Die Temperatur beträgt ~382 K. Der Versuch lässt sich in drei Phasen aufteilen:

- Phase I (ab 310 s): Ausdampfphase bis zu einem Füllstands von ca. -190 mm und einer Aufheizung bis ca. 1480 K,

- Phase II (ab 2578 s): Fortdauerndes Ausdampfen bei weiterer Temperaturerhöhung, wobei der Füllstand durch Einspeisen von Wasser mit ~1 g/s in einer Höhe zwischen ca. -190 mm bis -175 mm gehalten wird,
- Phase III: Quench-Phase mit Einspeisen von Wasser ab ~5500 s mit einer zusätzlichen Einspeiserate von 17 g/s innerhalb von 40 s.

Die Ausdampfphase beginnt mit der Erhöhung der elektrischen Bündelleistung auf etwa 7 kW. Nach ~1035 s wurde die Leistung des Hilfsheizsystems in sechs Schritten auf ca. 3 kW erhöht, um eine stetige Verdampfung des Wassers im Bereich des unteren Plenums zu erreichen. Dazu und um den Heizbereich mit Wasser bedeckt zu halten, wurde Wasser aus dem Zusatzsystem „aux. Water“ mit etwa 1 g/s nach dem Abfall des Füllstands auf ca. -70 mm nach 2578 s eingespeist.

Das H₂-Messsystem zeigte nach ~4900 s den Beginn der Zr-Oxidation an. Die Temperatur im Bündel betrug zu dieser Zeit ca. 1433 K.

Kurz bevor die H₂-Erzeugung auf ~50 mg/s anstieg (5500 s), dem Kriterium zum Beginn der Wiederauffüllphase, wurde ein Eckstab zur Bestimmung der Oxidationsschicht aus der Teststrecke entfernt (5487 s).

Das erste Versagen eines Simulatorstabs wurde nach 5563 s durch die Messung von He festgestellt. Etwa zur gleichen Zeit wurde auch das Versagen der Zircaloy-Schicht der Bündelumfassung durch einen Druckabfall im Bereich zwischen der Umfassung und dem Kühlrohr registriert. Die elektrische Bündelleistung wurde auf 3,9 kW reduziert (5573 s) und nach 5713 s ganz abgeschaltet. Die Teststrecke wurde bis auf ~850 mm wieder aufgefüllt. In diesem Bereich war die Bündelumfassung geschmolzen. Nach ca. 8710 s war in der Teststrecke der Sättigungszustand erreicht.

In den Abb. 5.3-2 und Abb. 5.3.3 sind ausgewählte Anfangs- und Randbedingungen eingetragen. Die vom Experimentator vorgegebenen Daten sind als unterbrochene Linien mit der Bezeichnung „exp.“ dargestellt. Die bei der Rechnung verwendeten Daten sind als durchgezogene Linien mit der Bezeichnung „calc.“ versehen.

5.3.1.3 Modellierung der Teststrecke mit ATHLET-CD

Das Nodalisierungsschema ist in Abb. 5.3-4 dargestellt. Der Strömungskanal BUNDLE enthält die Brennstabsimulatoren: der unbeheizte zentrale Stab wird von ROD1 repräsentiert; die 8 beheizten Stäbe des inneren Rings von ROD2, die übrigen 12 Stäbe des äußeren Rings von ROD3. Der Strömungskanal, die Brennstabsimulatoren und die umgebenden Strukturen sind axial in 20 Zonen unterteilt. Die untersten zwei Zonen bilden das untere Plenum, in das sowohl Wasser des Hilfssystems als auch Quench-Wasser über die Leitung INPIPE eingespeist werden.

Zur Durchführung des Experiments mit den vorgegebenen Bedingungen war es notwendig, ein zusätzliches Heiz- und Wassersystem in das untere Plenum der bestehenden QUENCH-Testanlage einzubauen. Damit sollte ein nahezu stabiler Wasserspiegel in diesem Bereich und gleichzeitig ein stetiger Dampfstrom durch das Bündel erreicht werden. Dieses zusätzliche Heizsystem wird als Wärmequelle im unteren Plenum in der inneren Schicht der Struktur OUTERLP simuliert, die direkt den Strömungskanal BUNDLE umschließt. Die Wärmequelle wirkt in einem Bereich von -445 bis -300 mm und liegt somit zum Teil in der unteren und vollständig in der oberen Zone der Struktur OUTERLP.

Die nächsten drei Zonen repräsentieren den unbeheizten Teil der Brennstabsimulatoren (Stopfen und Elektroden). Die obersten zwei Zonen bilden den Auslass. Das Argon, das als Transportgas für die Messung des erzeugten Wasserstoffs dient, wird in den oberen Bereich unterhalb der zwei höchsten Zonen eingespeist ($z = 1,25$ m). Aus der obersten Zone strömt das Gasgemisch (Dampf, Ar, He, H₂) durch die Leitung OFFPIPE in das spezielle Volumen PHBOUND, mit dem Druck-Randbedingungen festgelegt werden.

Der Strömungskanal ist umgeben von der Struktur SHROUD, die aus einer dünnen Zircaloy-Schicht (2,4 mm), der ZrO₂-Isolierung (36,8 mm) und der inneren Stahlwand der Kühlfumfassung (5 mm) aufgebaut ist. Unter- und oberhalb der ZrO₂-Isolierung ist der Strömungskanal von weiteren Wärmestrukturen umgeben: OUTERLP, SHRTOP, TOPHS. Die Kühlung des unteren Teils der Teststrecke erfolgt durch Argon, das im äußeren Kühlkanal von oben nach unten strömt (JACKETTUBE). Im oberen Bereich kühlt Wasser den Strömungskanal im Gegenstrom (JACTOPTUBE). Die äußeren Wände der beiden Kühlkanäle werden auch von Strukturen gebildet, die mit der Atmosphäre in Verbindung stehen: OUTERWALL, OUTERTOP1, OUTERTOP2. Die Struk-

turen sind außer axial auch radial in Schichten unterteilt, um die Temperaturverteilung innerhalb der Materialien erfassen zu können. Für die Umfassung (SHROUD) wurde z. B. folgende Einteilung gewählt: 2 Schichten für die innere Zircaloy-Schicht, 8 für die ZrO_2 -Isolierung und 2 Schichten für die innere Stahlwand des Kühlkanals.

Die Abstandshalter wurden ebenfalls als Strukturen simuliert (GRID1, ..., GRID5). Die vier Eckstäbe wurden in der Rechnung nicht modelliert. Dieses muss bei der Auswertung der H_2 -Erzeugung im Vergleich zum Experiment berücksichtigt werden.

Bei der Rechnung wurde ein zusätzlicher Kanal mit geringem Querschnitt (5 %) eingeführt (BYPASS), der in jeder axialen Ebene mit dem Hauptströmungskanal (95 %) verbunden ist. Diese Modellierung ist erforderlich, falls infolge Hüllrohrdehnung (Ballooning) oder des Abschmelzens von Brennstäben der Kanal blockiert wird. In einem solchen Fall wird dann wegen des Druckaufbaus im Hauptkanal ein Teil der Strömung durch diesen Bypass geleitet, um so einen unrealistischen Druckanstieg und damit den Abbruch der Rechnung zu verhindern.

Für die Nachrechnung wurde das 5-Gleichungssystem in ATHLET-CD verwendet. Die Impulsgleichung des 2-Phasen-Gemischs wurde mit dem „Drift-Flux-Modell“ gekoppelt, mit dem die Relativgeschwindigkeit zwischen flüssiger und gasförmiger Phase berücksichtigt wird.

Die Zr-Oxidation wurde mit den Gleichungen von Leistikow (<1800 K) und Prater/Courtright (>2600 K) mit einer Übergangsfunktion berechnet. Für die Oxidation der Schmelze wurde dasselbe Modell verwendet.

Der Beginn der Auflösung von UO_2 durch geschmolzenes Zircaloy wurde bei der Rechnung mit 2250 K festgelegt. Diese Phase endet, sobald die Versagenstemperatur der Hüllrohre erreicht ist und das Abschmelzen beginnt (2500 K, Oxidschichtdicke >0,2 mm).

Die Abstandshalter stellen im Modell für das Abfließen der Schmelze keine Barriere dar. Ein Abschmelzen von Hüllrohrmaterial nach unten wird erst gestoppt, wenn die Temperatur in den unteren, kälteren Bereichen unter die Erstarrungstemperatur sinkt.

In ATHLET-CD wird in einem speziellen Modell der Leistungsverlust infolge des elektrischen Widerstands der Leitungen zu den Heizdrähten der Brennstabsimulatoren be-

rücksichtigt. Dieser Widerstand wurde mit $2,5 \text{ m}\Omega$ festgelegt. In das Diagramm des Leistungseintrags in Abb. 5.3-2 ist sowohl die gesamte elektrische Leistung als auch die mit dem vorgegebenen Widerstand ermittelte effektive Bündelleistung eingetragen („BUNDLE calc.“).

Im Vergleich zu den Rechnungen, die im Rahmen des Benchmark-Problems durchgeführt wurden, enthält der ATHLET-CD Datensatz für die hier beschriebene Nachrechnung die folgenden Erweiterungen bzw. Optimierungen:

- Anpassung der Wasserkühlung im oberen Bündelbereich an die Messdaten (Massenströme, Temperaturen)
- Berücksichtigung des Beitrags der Wärmestrahlung bei der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Inertgases Argon im Bereich der Bündelumfassung
- Simulation der Kühlmittelauströmung nach Versagen der Bündelumfassung nach 5800 s mit Hilfe eines Leaks
- Simulation der Kühlung der Ausströmleitung (off-gas pipe)
- Reduktion der Verlagerungsgeschwindigkeit der metallischen Schmelze

5.3.1.4 Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD

Die Analyse wurde bis zur Abkühlung des Bündels auf Sättigungstemperatur ($t = 9000 \text{ s}$) durchgeführt. In den nachfolgenden Diagrammen sind die Ergebnisse der Rechnungen in der Legende mit den Bezeichnungen entsprechend der ATHLET-CD Variablen bzw. der Nodalisierung aufgeführt. Die experimentellen Daten sind in der Legende mit der Kennzeichnung der Messstelle und dem Zusatz „exp.“ gekennzeichnet.

Temperaturverläufe im Testbündel

Die Bilder 5.3-5 und 5.3-6 zeigen exemplarisch die Temperaturverläufe im Testbündel in den Ebenen 550 und 650 mm bzw. 750 und 850 mm. Rechnung und Messung zeigen in diesen Bereichen eine sehr gute Übereinstimmung. Insbesondere wird bei 750 mm von der Rechnung mit $\sim 1750 \text{ K}$ die im Experiment aufgetretene Temperaturspitze wiedergegeben. Der kurze Temperaturanstieg bei 750 mm auf eine Temperatur,

bei der die Zirkon/Dampf Reaktion bereits einsetzt, kann in diesem Bereich noch relativ schnell durch das eingespeiste Wasser reduziert werden.

Im Bereich um 850 mm wird entsprechend dem Experiment die Temperaturexkursion infolge der Zirkon/Dampf Reaktion korrekt wiedergegeben. Der Zeitpunkt des Beginns der Temperatureskalation bei 850 mm wird von der Rechnung gegenüber dem Experiment etwas verzögert ausgewiesen (Abb. 5.3-6).

Die Diagramme der Abb. 5.3-7 zeigen Temperaturverläufe bei 950 mm und 1050 mm. Bei 950 mm zeigen die rechnerischen Ergebnisse eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Temperatureskalation wird von der Rechnung wie bei der Ebene 850 mm etwas verzögert angegeben.

Oberhalb des beheizten Bereichs um 1050 mm weichen die Ergebnisse der Rechnungen etwas von den vorhandenen experimentellen Daten ab. Bis ca. 3500 s werden die Temperaturen unterschätzt, darüber teilweise etwas überschätzt. Das bedeutet, dass anfangs die Wärmeverluste zu hoch, später zu gering berechnet werden. Dies ist z. T. auf die nicht exakte Simulation der komplexen geometrischen Verhältnisse und die mit Unsicherheiten behafteten Materialdaten zurückzuführen, was sich in diesen Bereichen stärker auswirkt gegenüber dem geometrisch einfacher zu simulierenden mittleren Bereich der Teststrecke. Außerdem ist in diesem Bereich oberhalb 800 mm der Einfluss des Lecks zu berücksichtigen.

Nach dem Versagen der Bündelumfassung kann der Temperaturverlauf von der Rechnung nicht exakt wiedergegeben werden, da die Zerstörung und die sich daraus ergebenden Zustände mit ATHLET-CD nicht nachgebildet werden können, z. B. das Einströmen von Gas in die Isolierung und der dadurch hervorgerufene Einfluss auf den Wärmeaustausch nach außen. Das wirkt sich auch in die tiefer gelegenen beheizten Bereiche aus.

Das erste Versagen eines Hüllrohrs tritt im Experiment nach 5563 s auf. Die Rechnung weist das erste Versagen des Brennstabs im inneren Ring nach 5544 s in einer Höhe um 950 mm auf (max. Dehnung ~38 %). Der Stab im äußeren Ring und der unbeheizte zentrale Stab versagen etwas später innerhalb von ~3 s.

Verlauf des Wasserspiegels und der Quench-Front im Testbündel

Abb. 5.3-8 zeigt den gerechneten Verlauf des Wasserspiegels im Vergleich zu den experimentellen Daten. Der Wasserspiegel verläuft während der gesamten Zeit bis zum Wiederauffüllen bei 5500 s zeitweise deutlich unterhalb der gemessenen Daten. Insbesondere nimmt der Unterschied mit fallendem Füllstand zu. Die Wärmeverluste aus der Teststrecke werden bei der Simulation überschätzt.

Unterhalb des beheizten Bereichs ($z < 0$ m) nähert sich der berechnete Wasserspiegel wieder den Messwerten an. Das entspricht den Ergebnissen des Temperaturverlaufs der Oberfläche der Heizstruktur (OUTERLP) und auch denen des Kühlmittels in diesem Bereich, die eine sehr gute Übereinstimmung von Rechnung und Experiment aufweisen.

Das Durchschmelzen der Bündelumfassung (shroud) bei 800 mm wurde mit einem Leck simuliert. In dieser Höhe strömen sowohl das Wasser des Hilfssystems als auch das Quench-Wasser nach außen ab. Dabei kann der Einfluss des in die Isolierung eindringenden Kühlmittels und die dadurch hervorgerufene Rückwirkung auf die Strömung im Bündel nicht berücksichtigt werden.

Das Wiederauffüllen der Teststrecke erfolgt mit einer Flutrate von insgesamt 18 g/s (17+1 g/s). Ab ca. 5550 s verlaufen bei der Rechnung die Quench-Front und der Wasserspiegel ('collapsed level') in gleicher Höhe, bis ab ca. 5700 s die Quench-Front etwas unterhalb des Wasserspiegels verläuft (Abb. 5.3-9). Diese Unterschiede sind auf die verschiedenen Modelle zurückzuführen, mit denen beide Fronten berechnet werden. Zum Vergleich ist noch der aus experimentellen Daten gewonnene Verlauf der Quench-Front (QF exp) mit eingetragen. Beim Experiment befindet sich der Wasserspiegel während des betrachteten Zeitraums stets einige Zentimeter unterhalb der Quench-Front.

Wasserstofferzeugung

Die Wasserstofferzeugung während des Versuchs QUENCH-11 ist in den Bildern 5.3-10 und 5.3.11 dargestellt. In diesen Diagrammen sind auch die Ergebnisse der ursprünglichen Benchmark-Rechnung als schwarze, gestrichelte Linien eingetragen.

Der Anstieg der H_2 -Erzeugungsrate (Abb. 5.3-10) wird von der Rechnung im Vergleich zum Experiment bis auf einige Spitzen sehr gut wiedergegeben. Bis ca. 5650 s zeigen Rechnung und Experiment eine gute Übereinstimmung, wie es auch die insgesamt

erzeugte H₂-Masse ausweist (Abb. 5.3-11). Die Erzeugungsrate nimmt nach dem Erreichen eines maximalen Wertes bei ~5650 s gegenüber der Rechnung deutlich langsamer ab. Folglich wird die rechnerisch insgesamt erzeugte Wasserstoffmasse gegenüber dem experimentell ermittelten Wert deutlich unterschätzt.

Beim Experiment wurde eine insgesamt erzeugte Wasserstoffmasse von 141 g gemessen. Die Ungenauigkeit der Messung wird mit bis zu 30 % angegeben /HER 07/. Nach dem Versuch wurde auf der Basis von metallurgischen Untersuchungen die H₂-Erzeugung bei der Oxidation der einzelnen oxidierten Komponenten abgeschätzt. Die sich hieraus ergebende Masse von 143 g Wasserstoff ist in sehr guter Übereinstimmung mit dem gemessenen Wert. Davon wurden 92 g bei der Oxidation von Einbauten erzeugt, die im Allgemeinen von den Rechenprogrammen berücksichtigt werden, z. B. Hüllrohre, Eckstäbe, Abstandshalter, Innenseite der Bündelumfassung (shroud). 51 g Wasserstoff resultierten aus der Oxidation der Außenseite der Bündelumfassung, der Elektroden, der Heizdrähte und der Hochtemperatur – Thermoelemente.

Die Rechnung mit ATHLET-CD ergab eine insgesamt erzeugte H₂-Masse von 101 g. Bei einem Vergleich der gerechneten mit den gemessenen Werten muss berücksichtigt werden, dass bei der ATHLET-CD Rechnung die Eckstäbe nicht modelliert wurden, die einen Beitrag von ~5 g H₂ liefern, der in der angegebenen erzeugten H₂-Masse der reaktortypischen Einbauten von 92 g enthalten ist.

Bei der Rechnung wird der Wasserstoff zu ~42 % durch die Oxidation der Hüllrohre erzeugt. Dies wird im Diagramm von der Kurve „rodi calc.“ Dargestellt: ~42 g. Die Differenz zur gesamten H₂-Erzeugung (H₂ tot calc) resultiert aus der Oxidation der Bündelumfassung und der Oxidation der Abstandshalter. Die Kurve „melt calc.“ Gibt den Anteil an, der bei der Oxidation von geschmolzenem, metallischen Zr entsteht: ~3 g.

Frühere Sensitivitätsstudien haben gezeigt, dass der Diffusionswiderstand der Oxidationsschicht ein wesentlicher Parameter bei der Berechnung der H₂-Freisetzung ist. Bei den Arbeiten zu QUENCH-11 wurde bei der Rechnung eine begrenzende Schichtdicke von 55 µm festgelegt.

Oxidation und Abschmelzen

In den Diagrammen der Abb. 5.3-12 sind die Oxidschichtdicken der Hüllrohre und der Bündelumfassung zu ausgewählten Zeiten dargestellt, nach ~5490 s zum Zeitpunkt

des Herausziehens eines Eckstabs und nach 7000 s nach Erreichen der Sättigungstemperatur. Soweit vorhanden sind auch experimentelle Ergebnisse eingetragen.

Die Rechnung zeigt bei den drei Stäben nach 5490 s ein gleichmäßiges Oxidationsprofil. Die Dicke der Oxidschicht ist bei den Stäben in etwa gleich groß. Zum Vergleich mit dem Experiment ist die gemessene Dicke der Schicht eines Zircaloy-Eckstabs mit in das Diagramm eingetragen. Die Übereinstimmung mit den gerechneten Werten ist bis zur Ebene ~950 mm recht gut.

Die Oxidation ist beim Experiment und bei der Rechnung auf einen schmalen Bereich zwischen ca. 600 und 1100 mm begrenzt. Die metallografische Auswertung des Eckstabs ergibt eine maximale Schichtdicke von ~170 μm in einer Höhe um 950 mm. Die Rechnung weist eine maximale Schichtdicke der Brennstäbe von ca. 210 – 250 μm aus, wobei die größte Oxidschichtdicke bei ~980 mm in der obersten Zone des beheizten Bereichs berechnet wird.

Nach 7000 s sind die Profile der Oxidschichten der Brennstäbe nach der Rechnung und dem experimentellen Befund sehr unterschiedlich. Das Maximum der Oxidschichtdicke liegt bei der Rechnung deutlich oberhalb des beheizten Bereichs (~1065 – 1160 mm), wohingegen die mittlere Schichtdicke bei der metallografischen Auswertung der Brennstäbe (FS mean exp.) im Übergangsbereich zwischen beheiztem und unbeheiztem Bereich liegt (~895 – 1065 mm). Dieser Bereich wird von dem Leck im Shroud (~800 mm) wesentlich beeinflusst, sodass hier ein direkter Vergleich zu diesem Zeitpunkt nicht möglich ist. Sowohl Rechnung als auch das Experiment zeigen eine vollständige Oxidation der Hüllrohre in diesen Bereichen. In diesem Diagramm sind zusätzlich die bei der Auswertung der Stäbe festgestellten maximalen Oxidschichtdicken (FS max exp.) und die mittleren Oxidschichtdicken der Eckstäbe (CR mean exp.) dargestellt.

Das Leck beeinflusst auch die Ausbildung einer Oxidschicht auf der inneren Seite in dem oberen Bereich der Kernumfassung. Nach 7000 s ist bei der Rechnung die dünne, innere Zry-Schicht der Umfassung im oberen Bereich vollständig oxidiert. Bei dem Experiment fand in den nicht geschmolzenen Bereichen nur eine relativ geringe Oxidation statt.

In Abb. 5.3-12 ist in einem Diagramm auch die Massenverteilung nach 7000 s dargestellt. Der Parameter „mzry“ zeigt die Masse des geschmolzenen Zry vor der Wiederer-

starrung, „mdeb“ die wiedererstartete Debrismasse und „mzro2“ die Masse des geschmolzenen ZrO_2 . Wie oben erwähnt, stellen in dem Abschmelzmodell die Abstandshalter keine Barriere für die Verlagerung abschmelzenden Materials dar. Das umgelagerte Material sammelt sich dort an, wo es auf Grund der niedrigeren Temperaturen wiedererstartet. Bei diesem Experiment ist im Wesentlichen das wiedererstartete Material oberhalb von ~800 mm zu finden. In /HER 07/ wird festgestellt, dass das Bündel unterhalb von ~800 mm intakt geblieben ist, dort waren nur geringe Schmelzrückstände zu finden.

5.3.1.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Nachrechnungen zu diesem Versuch sind ein gutes Beispiel für das Zusammenwirken zwischen Code-Entwicklung und Validierung. Die im Rahmen des SARNET Benchmark-Problems durchgeführte Nachrechnung hat zwar zufrieden stellende Ergebnisse gezeigt – auch im Vergleich zu den Ergebnissen anderer Teilnehmer /STA 08/ – aber auch auf einige Modellschwächen hingewiesen.

Nach den von den Code-Entwicklern durchgeführten Modellverbesserungen, insbesondere in Bezug auf die Simulation der Oxidation an der Bündelumfassung bei hohen Temperaturen, wurde die Nachrechnung wiederholt. Eine deutliche Verbesserung gegenüber den früheren Rechnungen wurde bei der Berechnung der Temperaturverläufe in der gesamten Teststrecke erzielt, wobei eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentellen Werten erreicht werden konnte.

Der Beginn der heftigen H_2 -Erzeugung und insbesondere deren Anstiegsrate wurden bei dieser Rechnung in sehr guter Übereinstimmung mit dem Experiment und besser als bei den früheren Rechnungen nachvollzogen. Die integral erzeugte H_2 -Masse überschätzt mit ~101 g die vergleichbar experimentell bestimmte Masse von ~87 g um ca. 16 %.

Eine genaue Nachbildung der Ausdampfphase, insbesondere nach dem Abfall des Wasserspiegels unter den beheizten Bereich, wurde noch nicht erreicht, d. h., die Simulation der Vorgänge im Bereich des zusätzlichen Heiz- und Wassersystems muss den realen Bedingungen noch besser angepasst werden.

Neben der Absicherung der vorhandenen Modelle zur Zr-Oxidation, wurde bei der Nachrechnung des Versuchs QUENCH-11 das Quench-Front-Modell bei relativ niedrigen Wiederauffüllraten erfolgreich überprüft.

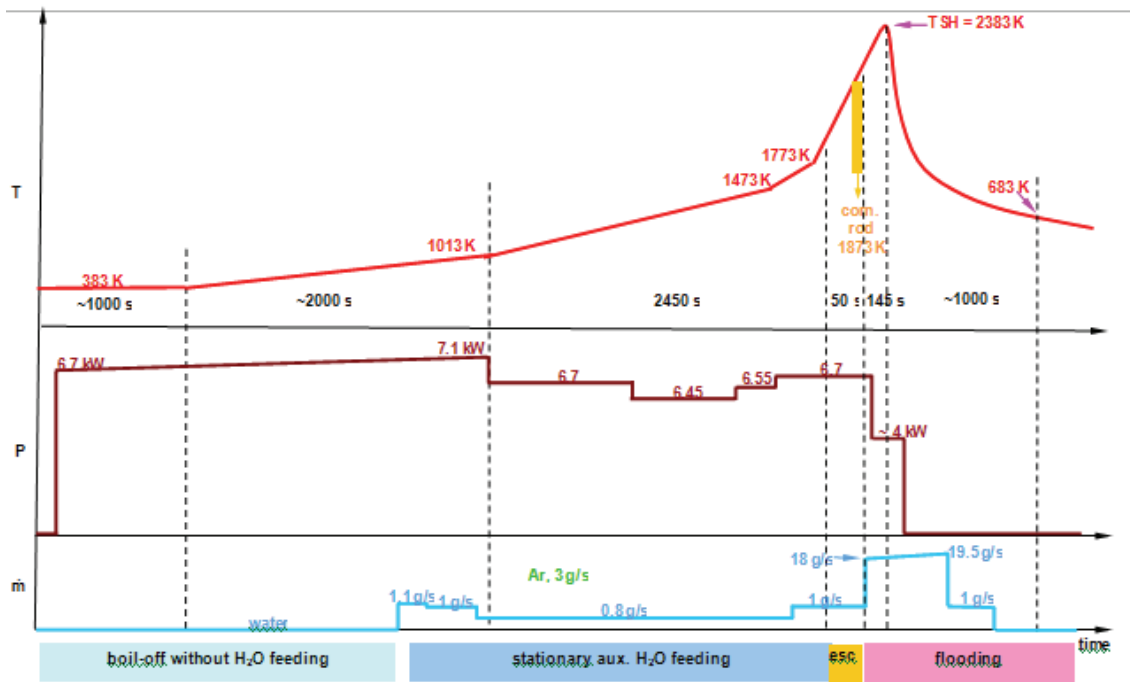


Bild 5.3-1: QUENCH-11: Vereinfachte Darstellung des Versuchablaufs /STA 08/

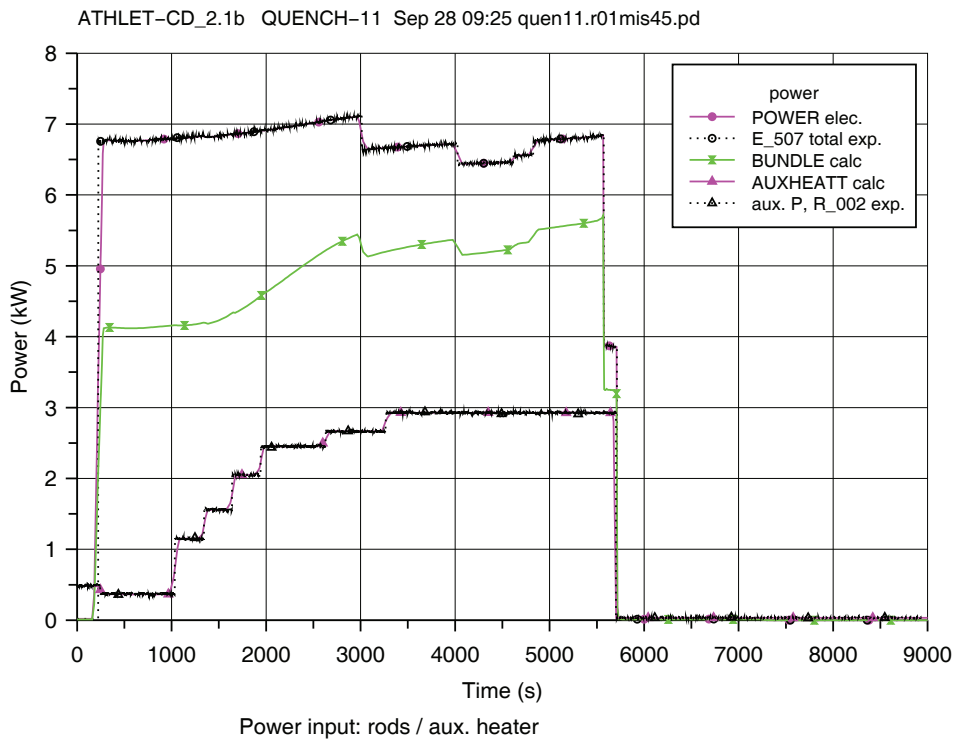
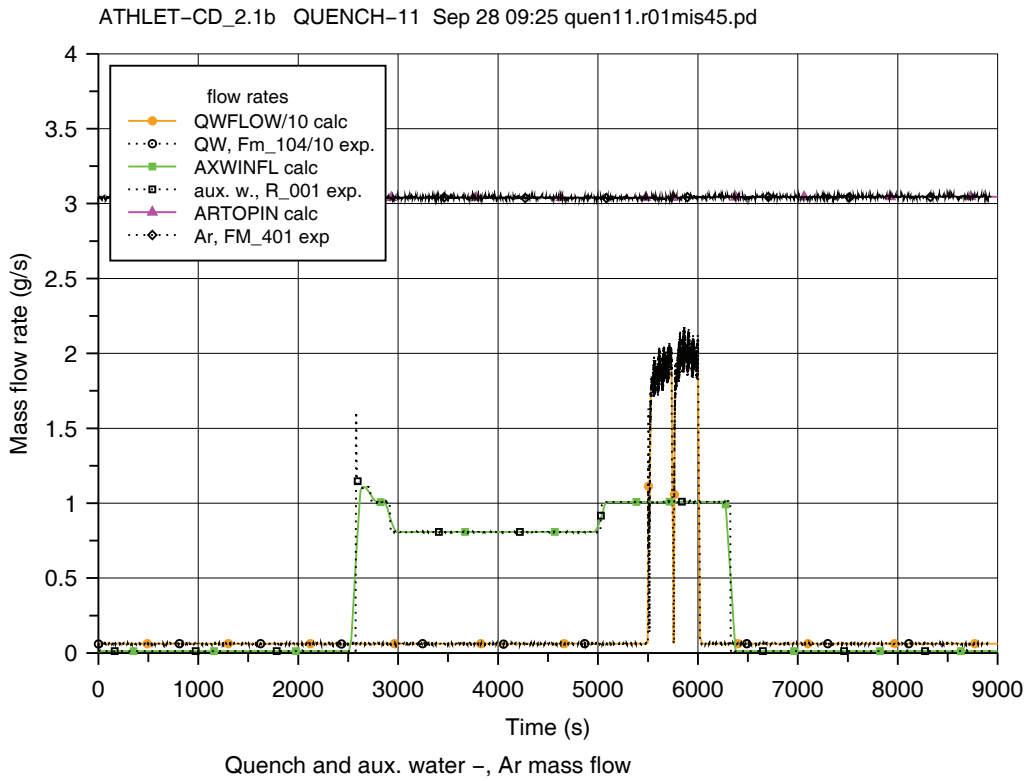


Bild 5.3-2: QUENCH-11: Bündelleistung



2007/10/24 14:36 /fsanwork/erd/auen11/mis/auen11.r01mis45.pd tdiv0307.plt Page 09

Bild 5.3-3: QUENCH-11: Einspeisemassenströme

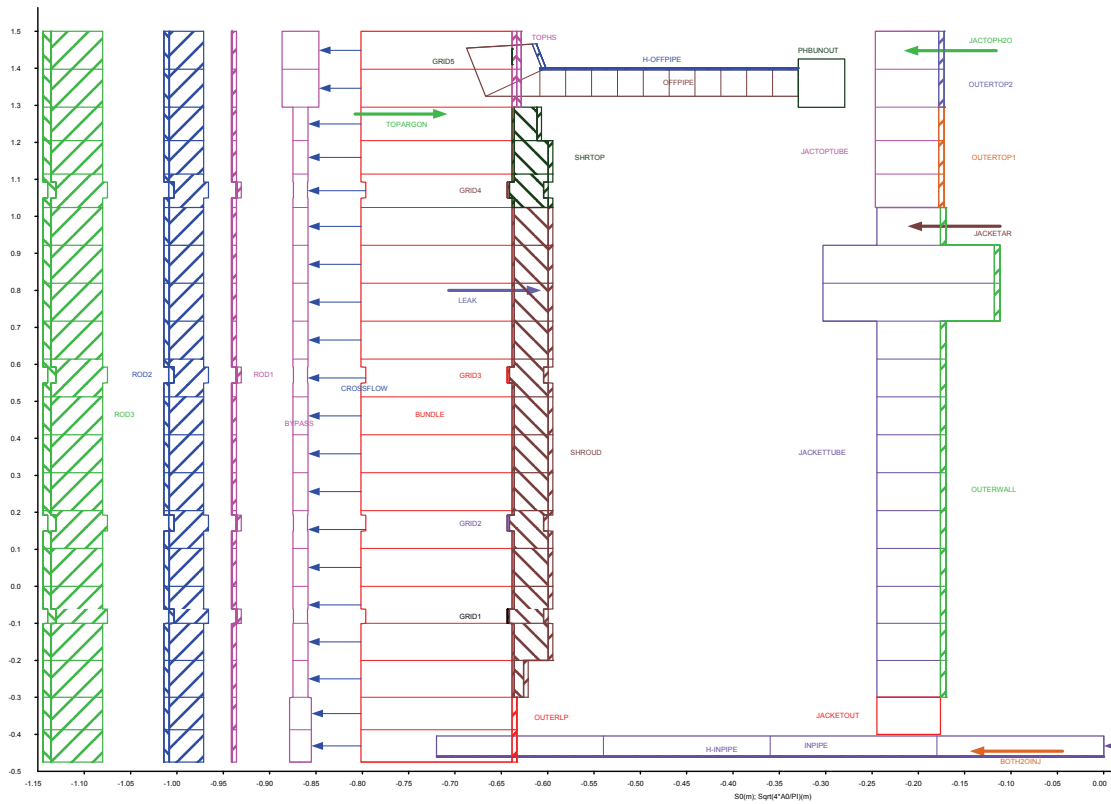


Bild 5.3-4: QUENCH-11: ATHLET-CD Nodalisierung der Teststrecke

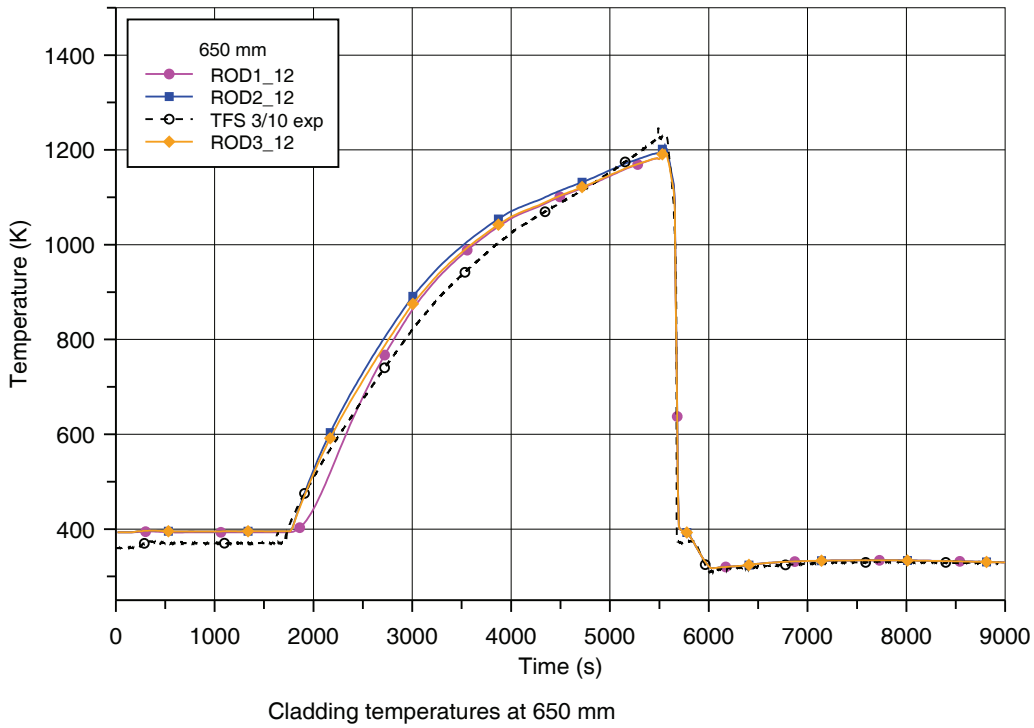
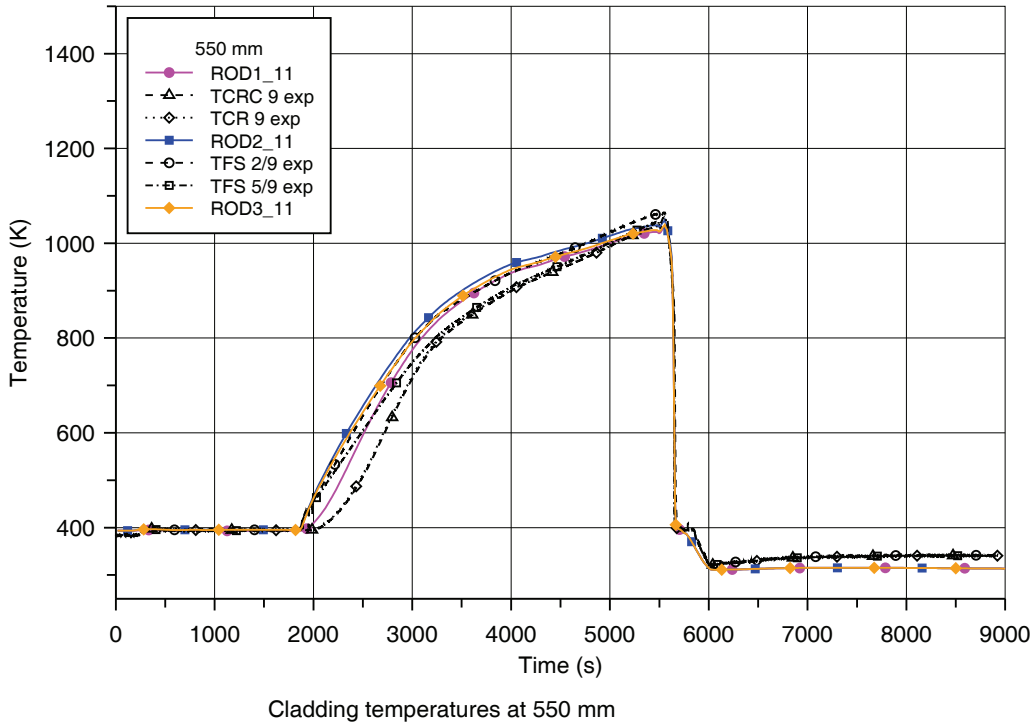


Bild 5.3-5: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 550 und 650 mm

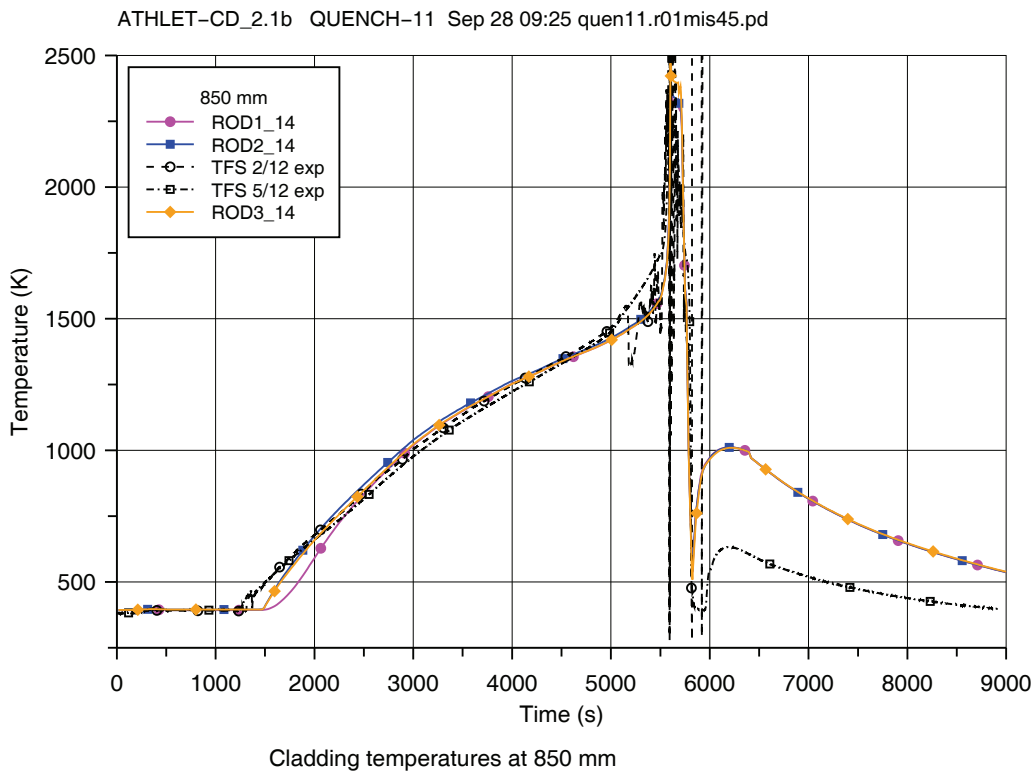
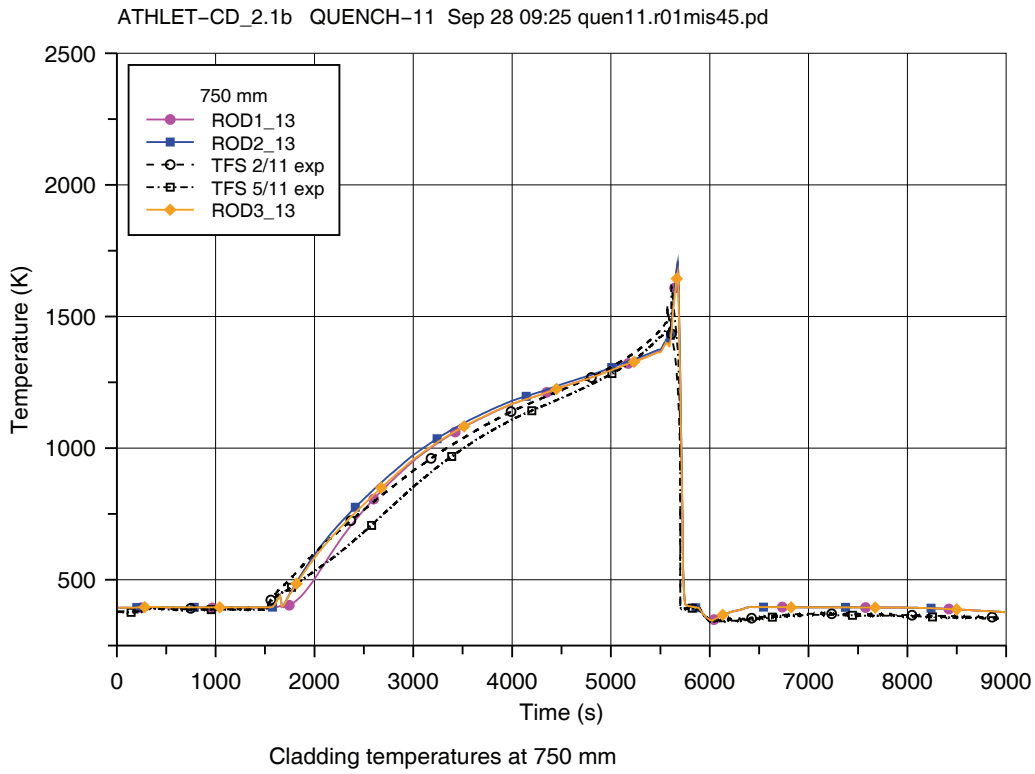
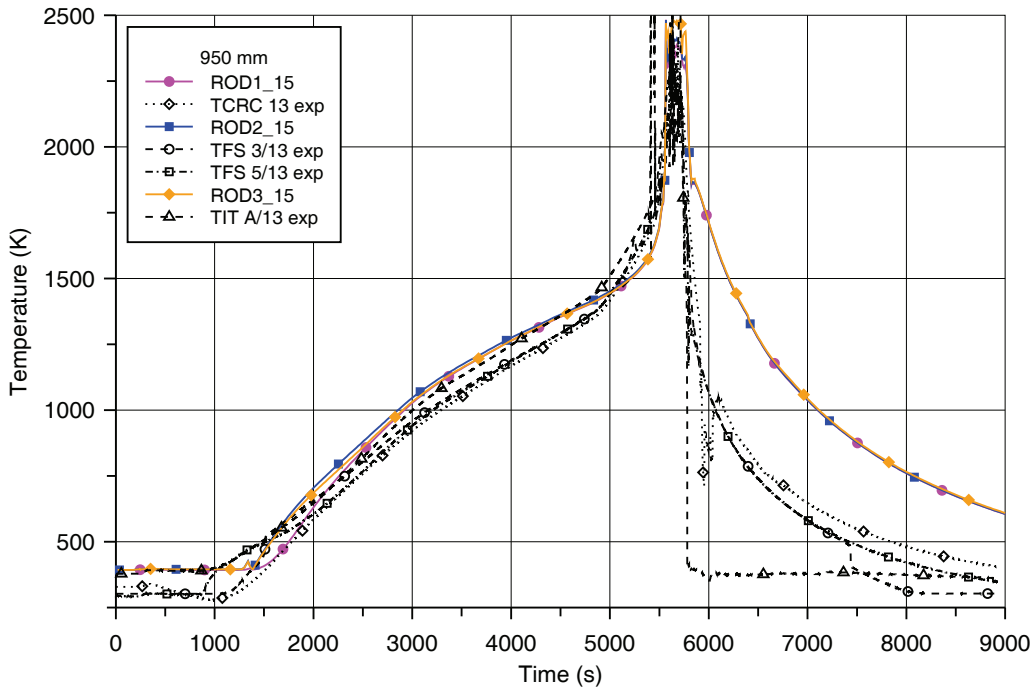
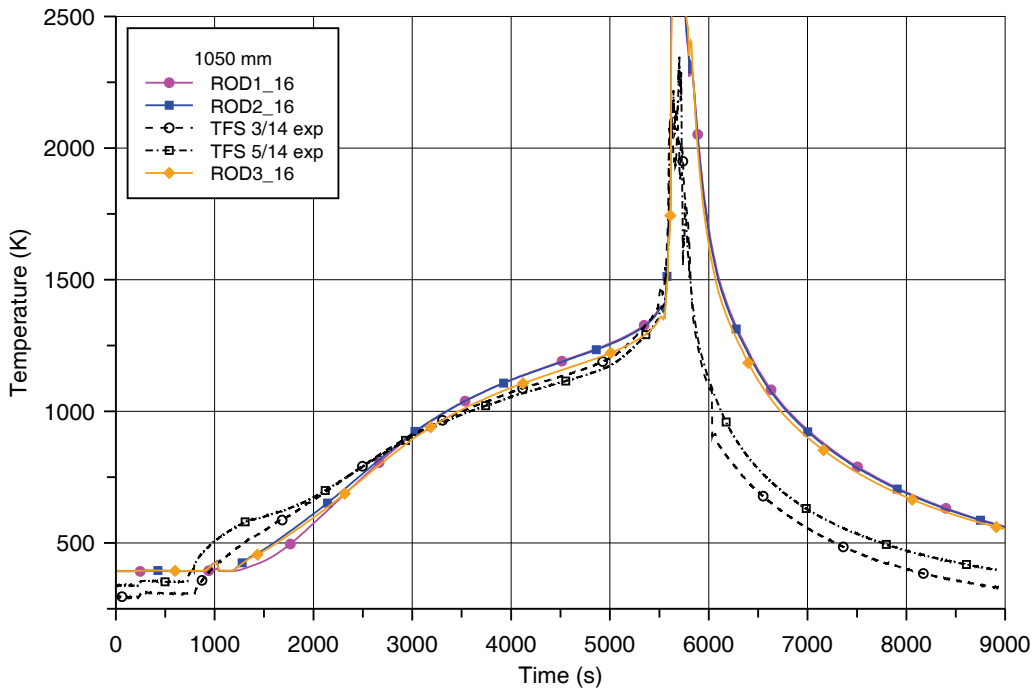


Bild 5.3-6: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 750 und 850 mm



Cladding temperatures at 950 mm



Cladding temperatures at 1050 mm

Bild 5.3-7: QUENCH-11: Verlauf der Hüllrohrtemperaturen bei 950 und 1050 mm

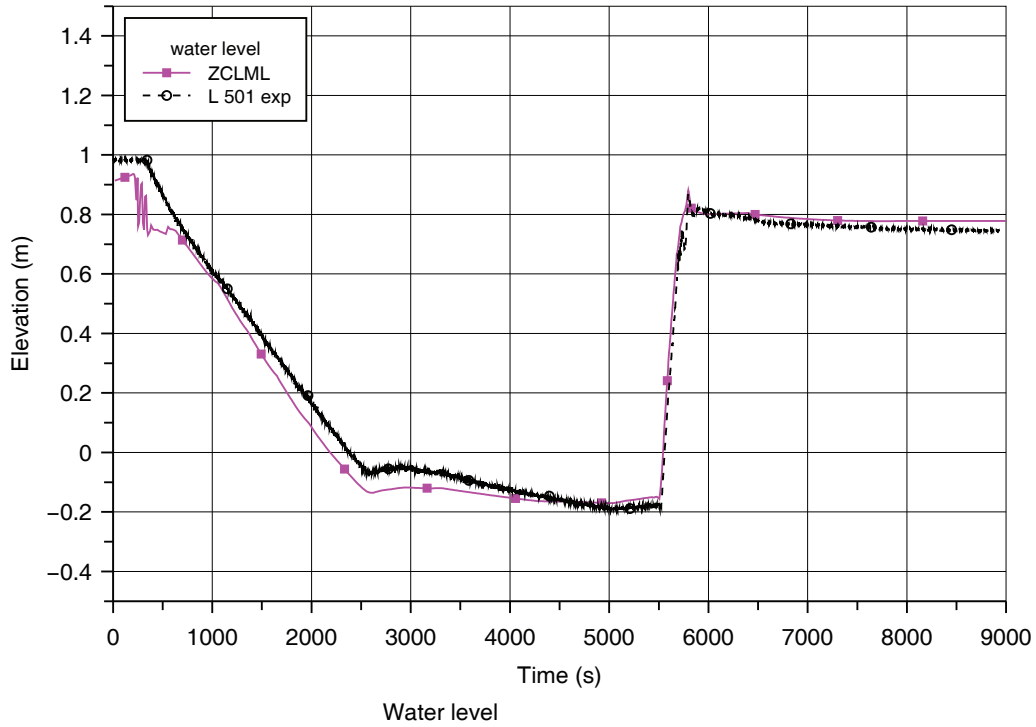


Bild 5.3-8: QUENCH-11: Verlauf des Wasserspiegels

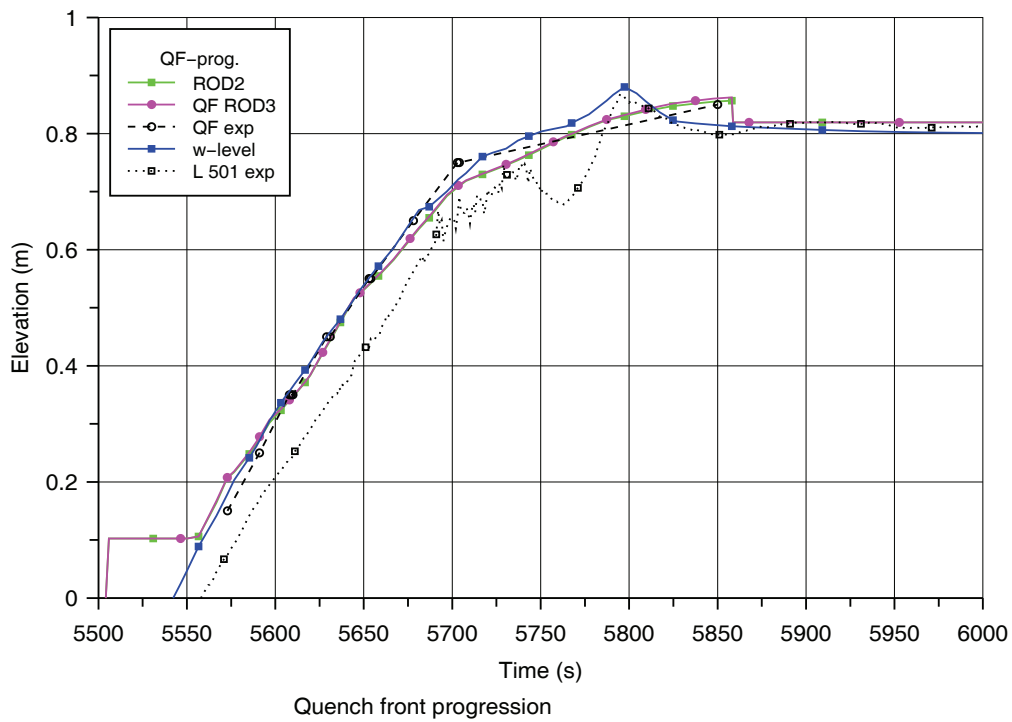


Bild 5.3-9: QUENCH-11: Verlauf der Quench-Front

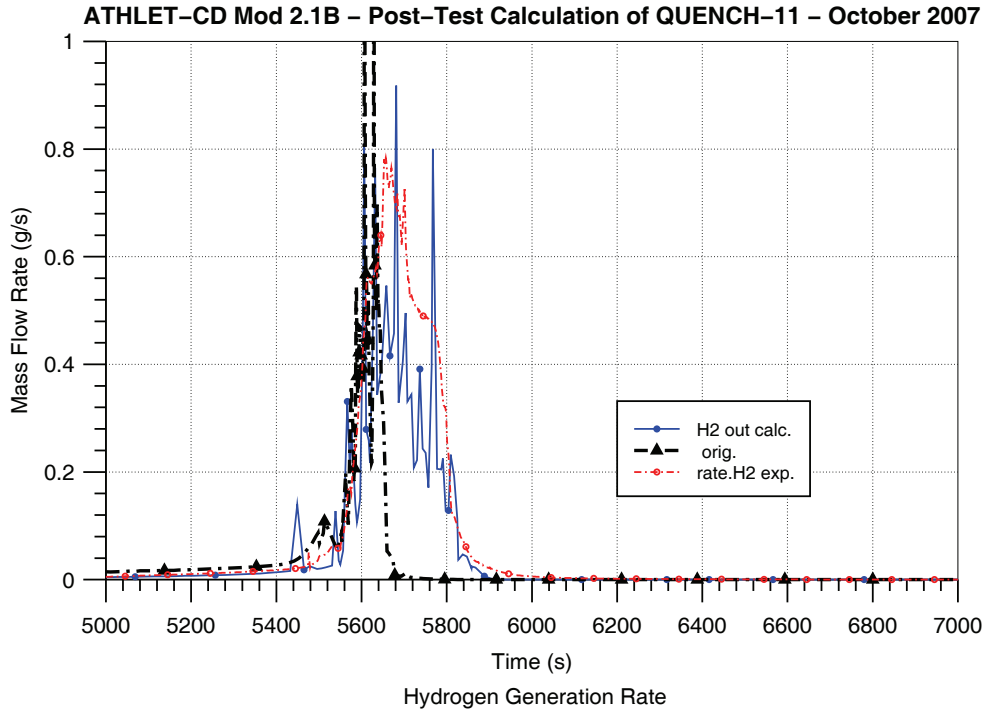


Bild 5.3-10: QUENCH-11: H₂- Erzeugungsrate

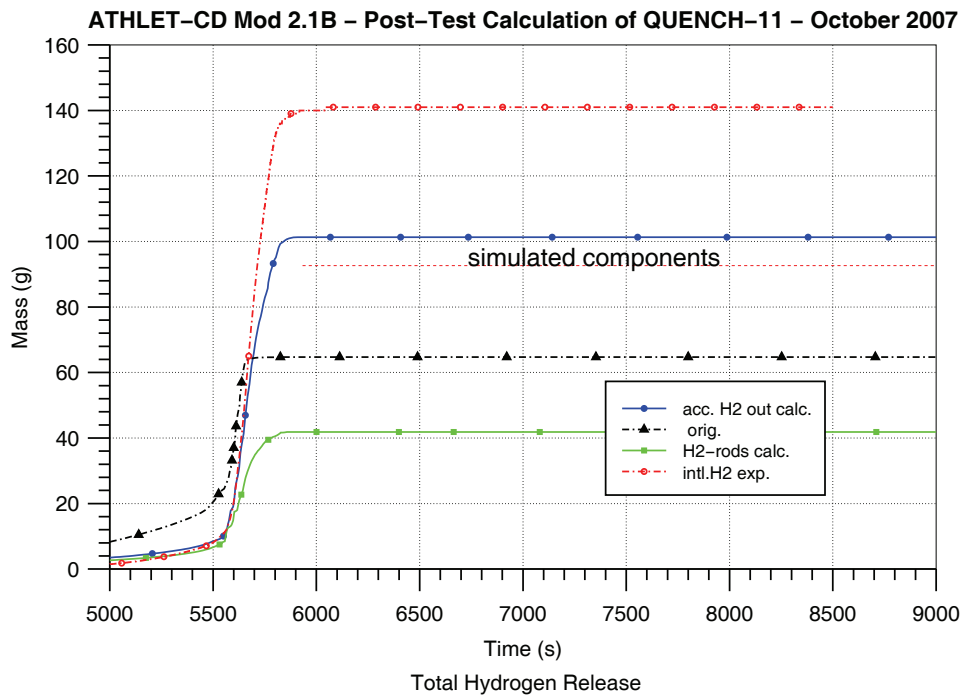


Bild 5.3-11: QUENCH-11: Integrale Wasserstoffherzeugung

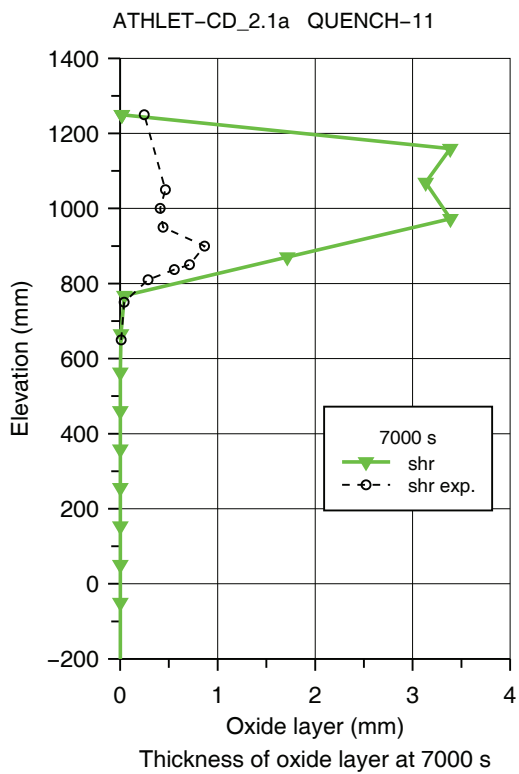
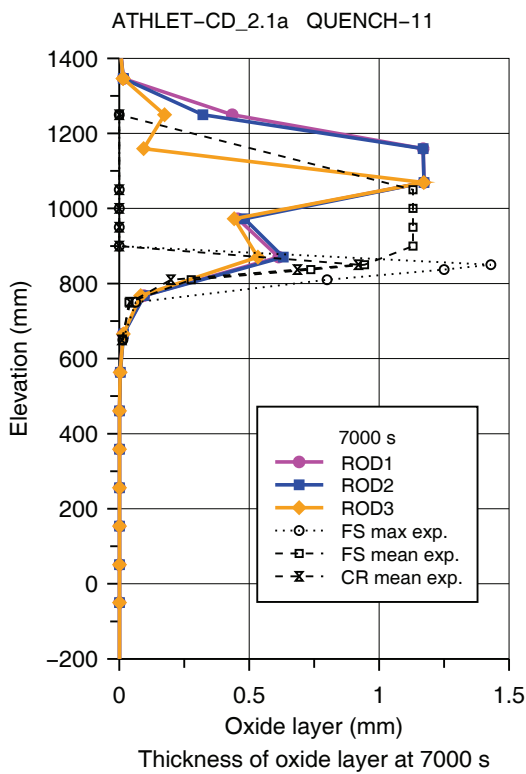
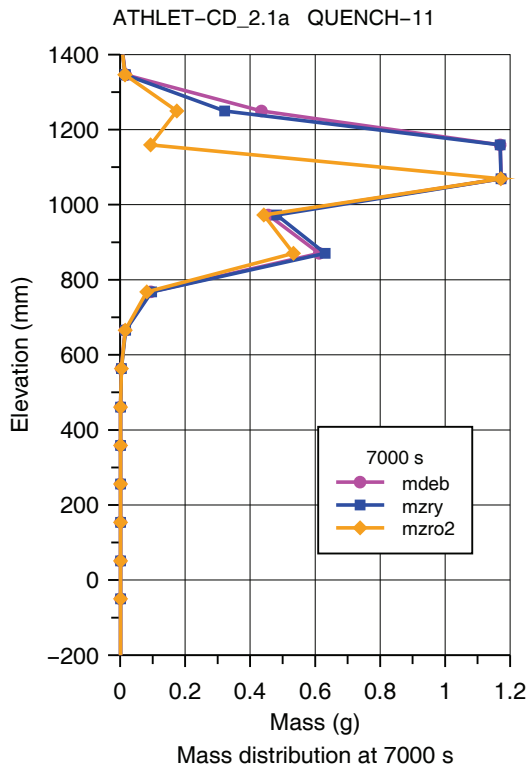
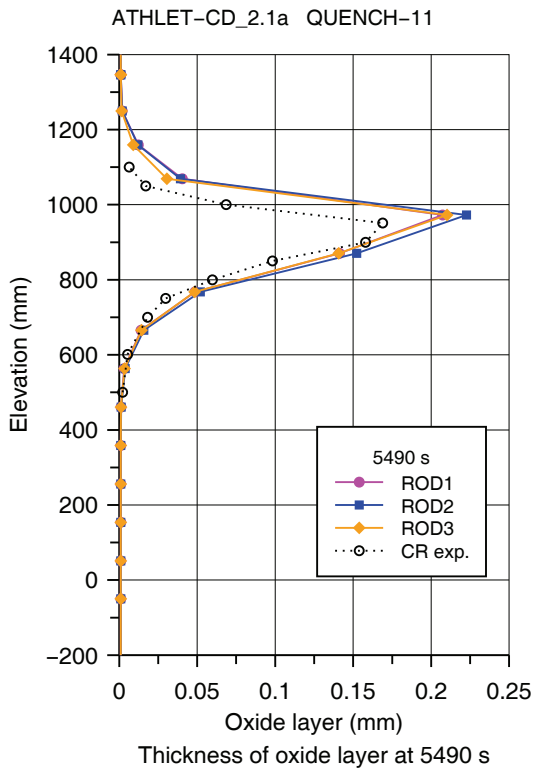


Bild 5.3-12: QUENCH-11: Oxidschichtdicken und Massenverteilung

5.3.2 Nachrechnung des Versuchs QUENCH-13

5.3.2.1 Einleitung

Das QUENCH-13 Experiment wurde am 7. November 2007 in der QUENCH Versuchsanlage am Forschungszentrum Karlsruhe durchgeführt /SEP 09/.

Bei diesem Versuch wurde der unbeheizte Zentralstab des Referenzversuchs QUENCH-06 durch einen für einen Druckwasserreaktor typischen Silber-Indium-Cadmium (SIC) Kontrollstab ersetzt. Das spezielle Ziel dieses Versuchs war es, die Auswirkung dieses Absorberstabes auf die Frühphase der Bündelzerstörung und das Kühlverhalten unter integralen Bedingungen zu untersuchen, insbesondere den Einfluss der Kontrollstabmaterialien auf die Oxidation und die Schmelzebildung. Im Rahmen des SARNET Projekts wurden mit Unterstützung von PSI (Schweiz) und AEKI (Ungarn) Freisetzung und Transport von SIC-Aerosolen nach dem Versagen des Steuerstabs gemessen.

5.3.2.2 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Anhand der in Bild 5.3-13 dargestellten Bündelleistung (E505+E506, total exp) wird nachfolgend der Ablauf des Experiments erläutert.

Während der Stabilisierungsphase wird bei einer Temperatur des Steuerstabs von 858 K und einer elektrischen Leistung von 4,76 kW die Datenaufzeichnung gestartet (0 s). In einer Strömung von 3 g/s überhitztem Dampf (~ 800 K) und 3 g/s Argon wird mit ansteigender Leistung das Bündel aufgeheizt, bis nach ca. 4350 s bei einer Leistung von 9,2 kW das angestrebte Temperaturplateau von 1250 K erreicht ist. Bei etwa gleichbleibender Leistung wird die Temperatur in dieser Voroxidationsphase konstant gehalten, bis bei 8015 s mit einem Leistungsanstieg von 1,535 W/s die transiente Phase mit einer Aufheizung des Bündels bis 1813 K begonnen wird.

Im Zeitbereich von 11075 bis 12129 s wird nach ersten Anzeichen eines Kontrollstabversagens bei einer elektrischen Leistung von ~ 14 kW die Transiente unterbrochen, um das Verhalten des Absorberstabs unter stationären Bedingungen überprüfen zu können und um die weitere Zerstörung des Steuerstabs zu verzögern. In diesem Zeitbereich wird bei ~11500 s durch intensive Aerosolerzeugung eindeutig das

Kontrollrodversagen nachgewiesen; außerdem wird durch den Anstieg von Kr nach 12056 s ebenso ein Versagen der beheizten Brennstäbe angezeigt.

Nach der Fortsetzung des Leistungsanstiegs wird zum Zeitpunkt 12538 s der Eckstab aus dem Bündel gezogen, um den Oxidations- und Zerstörungsgrad des Bündels zum Zeitpunkt kurz nach dem Versagen des Kontrollstabs ermitteln zu können. Nach dem Erreichen einer maximal gemessenen Temperatur von 1819 K im Bereich des Shrouds wird nach 13766 s mit der Einspeisung von kaltem Wasser mit einer Rate von 52 g/s begonnen; gleichzeitig werden die elektrische Leistung und die Dampfeinspeisung ausgeschaltet. Wenige Sekunden nach Einspeisebeginn zeigen die Geräte für die Messung der Argonströmung ein Versagen des Shrouds an.

Zum Zeitpunkt 13980 s, also 214 s nach Beginn der Kühlung, wird die Einspeisung von unten (Bottom Flooding) beendet. Nach weiteren ca. 1000 s, bei 14992 s, wird die Datenaufzeichnung beendet. Nach dem Abschluss des Versuchs werden für die nachfolgende Datenauswertung die Eckstäbe C und D aus dem Testbündel entfernt.

Das Bild 5.3-13 zeigt außerdem die für die Aufheizung des Bündels tatsächlich verwendete Gesamtleistung nach Berücksichtigung der Verluste in den zu den Heizdrähten führenden Zuleitungen (bundle power). Der für die Berechnung der Leitungsverluste verwendete Eingabewert des äußeren Widerstandes von 6 mΩ pro Stab (WHRES0) wurde so gewählt, um die Aufheizrampe richtig wiederzugeben. Wie bei den Nachrechnungen der QUENCH-Versuche üblich, wurde der Wert von WHRES0 im Zeitbereich höherer Temperaturen wegen der mit zunehmenden Temperaturen auch ansteigenden Leitungsverluste um bis zu 20 % erhöht.

Die Argon-Durchströmung mit der Rate von 3 g/s wird bis zum Ende der Rechnung aufrechterhalten, während die Dampfeinspeisung von 3,1 g/s bei Beginn der Wasserkühlung nach 13766 s ausgeschaltet wird. Die Einspeisung von Dampf und Argon erfolgt überhitzt mit einer gegenüber der Messgröße T511 um 100°C reduzierten Temperatur, da aufgrund der konstruktiven Gegebenheiten der Messfühler T511 (Gas-Temperatur am Bündel-Einlass) nicht repräsentativ für die Temperatur des Gasmassestroms am Bündeleintritt ist und die Messung der Brennstabsimulator-Temperatur unterhalb der beheizten Länge bei -250 mm (z. B. Messfühler TFS 4/1) besser geeignet ist, die Temperatur der Dampf- und Argonmischung am Eintritt festzulegen.

5.3.2.3 Modellierung der Versuchsanlage mit ATHLET-CD

Für die Nachrechnung wurde die aktuell freigegebene Version ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A eingesetzt. Der verwendete Datensatz entspricht im Wesentlichen der für vorausgegangene Nachrechnungen früherer Versuche gewählten Nachbildung der QUENCH-Anlage, mit Ausnahme eines in der Nachrechnung nicht modellierten Bypasses (keine Blockadebildung durch Schmelze im Versuch).

Abb. 5.3-14 zeigt die schematische Darstellung der Teststrecke. Die Thermofluidstruktur sowie die Aufteilung der Versuchsanordnung in Wärmeleitobjekte für die ATHLET-CD Nachrechnung sind in Kap. 5.3.1.3 beschrieben. Der zentrale unbeheizte SIC-Absorberstab des QUENCH-13 Tests ist den 8 beheizten Stäben des inneren Heizleiterringes zugeordnet (ROD2); der äußere Ring mit 12 beheizten Stäben (ROD3) entspricht wiederum der Abbildung bei früheren Rechnungen.

Im Unterschied zur Nachrechnung des QUENCH-11 Versuchs wurden auch die aus Zircaloy-4 bestehenden 4 Eckstäbe der Quench-Anlage in der hier betrachteten ATHLET-CD Rechnung als Wärmeleitelemente abgebildet. Somit werden auch diese für die Oxidation berücksichtigt und tragen zusätzlich zur Oxidation der Brennstab-Hüllrohre, der Bündelumfassung (Shroud) und den Abstandshaltern (GRID2 bis GRID5) zur Oxidation und somit zur Wasserstoff-Erzeugung bei. Da die Außenseite des Shrouds keine eigene Strukturoberfläche bildet, sondern innerhalb des als Gesamtstruktur bis zum „Cooling Jacket“ reichenden Wärmeleitobjektes liegt, ist die Oxidation der äußeren Zirkonfläche des Shrouds in der ATHLET-CD Rechnung nicht enthalten.

Bei der Nachrechnung des Experiments zeigte sich, dass durch die Anwendung der Korrelationen von Leistikow/Prater-Courtright (Eingabeparameter IOXM=19) zur Beschreibung der Zr-Oxidation die beste Übereinstimmung mit den Messwerten erreicht wird.

Durch die Wahl von ROXLIM=1 als Eingabewert für die gezeigte Nachrechnung wird der Übergang von parabolischer zu linearer Oxidationsreaktion nicht benutzt; d. h. die Zunahme der Oxidschichtdicke wirkt bis zum Ende der Rechnung begrenzend auf die Rate, eine mögliche Rissbildung in der anwachsenden Oxidschicht (Cracking) wird somit nicht berücksichtigt.

Der Energieaustausch infolge Strahlung wird sowohl zwischen den Brennstäben und dem Shroud als auch zwischen dem Shroud und der äußeren Behälterwand berücksichtigt.

In ATHLET-CD ist bisher kein mechanistisches Modell vorhanden, um die Wechselwirkung zwischen dem Stahl-Hüllrohr und dem Zirkaloy-Führungsrohr zu simulieren um daraus, ähnlich dem Vorgehen bei Kontrollstäben aus Borkarbid (B_4C) den Versagenszeitpunkt nach der vollständigen Auflösung des Hüllrohrs an der heißesten Position zu berechnen. Dagegen wird in ATHLET die Versagenstemperatur als Eingabewert vorgegeben (CRTVER), ebenso wie die Schmelztemperatur des SIC-Materials (CRTAM). Während im Test von einer Verflüssigungstemperatur von 1100 K für Ag-In-Cd auszugehen ist (empfohlener Wert für SIC: 1073 K), wird in der ATHLET-CD Nachrechnung eine höhere Temperatur von CRTAM=1273 K verwendet, um den Versagenszeitpunkt in Übereinstimmung mit dem Versuch zu erhalten.

Das Kontrollstab-Versagen wird aus den QUENCH-13 Messdaten mit 1415 K angegeben, es wird jedoch angenommen, dass wegen der Auswirkung des Versagensprozesses auf den Messfühler die tatsächliche Temperatur zwischen 1500 und 1600 K liegt /DUB 09/. Bei der Simulation wurde mit einer Versagenstemperatur von CRTVER=1423 K der Zeitpunkt des Kontrollrodversagens in guter Übereinstimmung mit dem Versuch nachgerechnet (erste Aerosol-Freisetzung), wobei die Verflüssigung und das Schmelzen des Stahl-Hüllrohres unterhalb der eigentlichen Schmelztemperatur von Stahl ($T < 1700$ K) berücksichtigt wird.

Die Abströmung der Schmelze-Strähnen des Kontrollstabes erfolgt mit konstanter Geschwindigkeit; für die Nachrechnung von QUENCH-13 wurde ein Eingabewert von 0,01m/s verwendet. Die ablaufenden Schmelze-Strähnen verfestigen sich bei Abkühlung wieder; dies erfolgt bei einer Temperatur von 50 K (Eingabewert CRDTSL) unterhalb der Schmelztemperatur CRTAM von 1273 K.

Neben dem Brennstabmodul ECORE wurden bei der Nachrechnung die Module FIPREM (Spaltproduktfreisetzung) und SOPHAEROS (Spaltprodukttransport) angesprochen.

Im ATHLET-CD Modul FIPREM steht eine Prozedur zur Verfügung, welche die Verlagerung der Brennstäbe zur Berechnung der lokalen Spaltproduktmassen berücksichtigt. Die Anwendung dieser Prozedur auf die Verlagerung der Steuerstäbe würde je-

doch zu beträchtlichen Massenfehlern führen, da die Absorberverlagerung wesentlich schneller abläuft als die Verlagerung der Brennstäbe. Deshalb wurde die Prozedur für die Steuerstäbe geändert. Hiermit ist es nun möglich, die Materialverlagerung sowohl von Spaltprodukten als auch von Absorbermaterialien mit einer ausreichenden Genauigkeit zur Bestimmung der Freisetzungsraten zu berücksichtigen. Dabei werden die Massenbilanzen fehlerfrei erfüllt.

Mit der verwendeten Option NMODI=8 des Modells FIPREM kann die Auswirkung des Systemdruckes auf die Freisetzung qualitativ erfasst werden. Ein möglicher Einfluss des Wasserstoffpartialdrucks auf die Cadmium-Freisetzung wird vom Modell jedoch nicht berücksichtigt.

5.3.2.4 Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD

Die Nachrechnungen wurde bis zu einer Problemzeit von 15000 s durchgeführt. In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Instrumentierungsliste, wie sie in /SEP 08/ angegeben ist. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich aus dem Nodalierungsmodell (Bild 5.3-14). Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt somit zwischen 0 und 1,0 m.

Temperaturverläufe im Testbündel

Die Darstellungen in Bild 5.3-15 bis Bild 5.3-17 zeigen einen Vergleich der gemessenen und berechneten Hüllrohrtemperaturen der Brennstabsimulatoren (rot), des Kontrollstabs (grün) und der Shroud-Temperaturen (schwarz) in den Bündelhöhen 550, 750 und 950 mm.

Der Verlauf der Aufheizung stimmt in allen Höhen gut mit den Messdaten überein; die Abweichung der Rechenergebnisse von den Messwerten ist im Allgemeinen gering und beträgt für Brennstab- und Shroudtemperaturen in allen Messebenen nicht mehr als ca. 100°C. Nachdem die Rechen- und Messdaten während der Aufheiz- und Voroxidationsphase sowie in der 1. Phase der transienten Aufheizung sehr konform verlaufen, zeigt sich nach dem berechneten Kontrollrodversagen (10338 s) eine im folgenden kurzfristig zu starke Aufheizung der Temperaturen in der unteren Bündelhälfte

(Bild 5.3-15: 550 mm). Dies ist in der ATHLET-CD Rechnung darauf zurückzuführen, dass die nach unten ablaufende SIC-Schmelze eine schnelle Aufheizung der mit dieser im Wärmeaustausch befindlichen Positionen verursacht, die sich auch leicht auf die in der Nachbarschaft angeordneten Brennstäbe und den Shroud auswirkt. Dieser Effekt ist aus den Messdaten nicht zu ersehen. Die beim Versagen des Kontrollstabes in der oberen Bündelhälfte auftretende Temperaturreduktion aufgrund des Verlustes des Schmelze-Materials wird auf der Ebene 950 mm von den Messdaten bestätigt (Bild 5.3-17), nicht jedoch an der darunter liegenden Position 750 mm (Bild 5.3-16).

Etwas verzögert zum Zeitbereich des Leistungsplateaus (11075 – 12129 s) zeigt sich eine kurzfristige Temperaturabnahme, die sich umso stärker auswirkt, je höher die Temperaturen sind. Diese Reaktion ist auch bei den Messwerten (Bild 5.3-17: Shroud-Temperatur, 950 mm) festzustellen; dies ist jedoch nur eingeschränkt sichtbar, da die meisten der an den oberen Brennstab-Positionen angebrachten Thermoelemente nach 12000 s bereits ausgefallen sind. Die bei gleichbleibender Leistung einsetzende Temperaturabsenkung ist darauf zurückzuführen, dass zu Beginn des Leistungsplateaus bei ursprünglich stagnierenden Temperaturen wegen der zunehmenden Oxidschichtdicke die Wärmeerzeugung durch Oxidation abnimmt (s. Bild 5.3-21: Rate der H₂-Erzeugung).

Die Temperaturverteilung über der Bündelhöhe vor Beginn der Abkühlung (t=13760 s) ist aus Bild 5.3-18 zu ersehen. Übereinstimmend in Rechnung und Messung liegt das Maximum der Temperatur im obersten Abschnitt der beheizten Länge in 950 mm Höhe; es zeigt sich auch hier eine sehr gute Übereinstimmung der Temperaturen im Abschnitt bis ~ 800 mm Bündelhöhe; darüber werden die Temperaturen durch die Simulationsrechnung leicht überschätzt.

Nach dem Erreichen der maximalen Temperatur von 1773 K in der Rechnung bzw. 1819 K (TSH 13/90, Shroud) im Test werden nach Beginn der Wassereinspeisung von unten (t = 13766 s) die Stäbe und Strukturen schnell abgekühlt. Die in Bild 5.3-19 im Zeitbereich des Quenchens dargestellten Maximaltemperaturen steigen in der Rechnung und im Versuch, wie bei der Definition der Randbedingungen gefordert und von den Vorausrechnungen bestätigt, nach dem Start des Flutens nicht weiter an, sondern werden unmittelbar gekühlt. 254 s nach dem Einspeisebeginn ist in der Rechnung das Bündel abgekühlt (t = 14020 s); im Test wird bereits ca. 100 s früher die Kühlung der heißesten gemessenen Brennstabtemperaturen erreicht (Messfühler der 950 mm Ebene sind vor Erreichen der Maximaltemperatur ausgefallen, nur Temperaturmessungen

der Eckstäbe A und C vergleichbar). Die Kühlung der mit TSH 13/90 gemessenen Shroudtemperatur, die die gemessene Maximaltemperatur darstellt, erfolgt bis ca. 700 K vergleichbar mit der Simulation; erst unterhalb dieser Temperatur ist das Verhalten unterschiedlich, da die gemessene Temperatur langsamer abfällt.

Ein angestrebtes Ziel der Versuchsführung für QUENCH-13 war, die Gastemperatur in der Ausströmleitung bis zum Beginn des Quenchvorgangs unter 600 K zu halten, um die Qualität der dort durchgeführten Aerosolmessungen nicht zu gefährden. Bis zum Einsetzen der Kühlung wurde im Versuch eine relativ konstante Gastemperatur von ca. 500 K gehalten; diese Temperatur wurde mit ATHLET-CD in der Voroxidationsphase mit hoher Genauigkeit nachgerechnet. Erst nach Einsetzen der Transiente werden die Fluidtemperaturen im Einklang mit den etwas zu hoch berechneten Bündeltemperaturen mit bis zu 40°C über den Messdaten leicht überschätzt.

Oxidationsverhalten

Die Verteilung der nach dem Versuchsende (Nachrechnung 15000 s) erreichten ZrO₂-Schichtdicke über der Bündelhöhe ist aus Bild 5.3-20 zu ersehen. Die aus /SEP 08/ und /STU 09/ entnommenen Verteilungen der im Versuch erreichten Oxidschichtdicken umfasst die Untersuchung aller Heizstäbe und der Eckstäbe C und D nach dem Test. Der Vergleich ergibt eine gute Übereinstimmung der Oxidationsschichtdicken, mit Ausnahme einer Überschätzung für die Ebenen 750 und 850 mm. Vor allem die für die Höhe 1050 mm für den inneren und äußeren Heizstabring getrennt ermittelten Durchschnittswerte aller Stäbe stimmen mit großer Genauigkeit mit den für ROD2 (innerer Ring) und ROD3 (äußerer Ring) berechneten Größen überein.

Die Messung des bei der Bildung von ZrO₂ entstehenden Wasserstoffs ermöglicht einen Vergleich, der auch über den zeitlichen Verlauf der Oxidation Aufschluss gibt. Aus der Gegenüberstellung der Rate der Wasserstofferzeugung (Bild 5.3-21) ist zu erkennen, dass die Rechnung die zeitliche Abhängigkeit der Wasserstofferzeugung gut nachbildet; die während der Phase des Leistungsplateaus sich einstellende Reduktion der Oxidationsrate (zunehmende Oxidschichtdicke bei nicht ansteigender Temperatur) kann mit der für das Oxidationsmodell gewählten Korrelation von Leistikow / Prater-Courtright (IOXMOD=19) mit hoher Genauigkeit nachgerechnet werden. Die integral gemessene Wasserstoffmasse von 43 g wird mit einem Endwert von 41 g in der Nachrechnung sehr gut abgebildet, wobei ein Anteil von 31 g durch die Oxidation der

Brennstäbe und der Rest von 10 g von den in das Oxidationsmodell einbezogenen Strukturen (Innenseite des Shroud, Grids) erzeugt wird (Bild 5.3-22).

Schmelzeerzeugung und SIC Verlagerung nach dem Kontrollstabversagen

Das Versagen des SIC-Kontrollstabes wird in der ATHLET-CD Rechnung mit den beschriebenen Optionen zum Zeitpunkt 10337 s in 950 mm Höhe berechnet. Im Versuch zeigt sich bereits bei ca. 10100 s bei der Temperaturmessung ein erster Hinweis auf ein Versagen des Kontrollrods (Bild 5.3-17), es wird jedoch erst nach 10839 s durch erste Aerosolmessungen eindeutig bestätigt. Wird die zum Ende der Rechnung erhaltene Massenverteilung des geschmolzenen Kontrollstabs mit Aufnahmen einzelner Abschnitte des zerlegten Bündels /STU 09/ verglichen, so lässt sich feststellen, dass die Simulationsrechnung in Übereinstimmung mit dem experimentellen Befund in 850 und 950 mm Höhe eine vollständige Auflösung des SIC-Stabes einschließlich dem umgebenden Stahl-Hüllrohr berechnet. Das Schmelzen des Hüllrohres auch unterhalb der eigentlichen Schmelztemperatur von 1723 K wird auch ohne die Nachbildung der eutektischen Reaktion von SIC-Material mit dem Stahl durch die im Programm verfügbaren Optionen und für SIC vorhandene Modellmodifikationen in geeigneter Weise nachgebildet.

Während die Verlagerung der Schmelze in der Nachrechnung bis zu einem Maximum bei der Bündelhöhe 350 mm ansteigt und dann wieder abfällt, wird im Versuch ein unregelmäßigerer Verlauf der Verlagerung festgestellt; maximale Schmelzanteile finden sich auf der Höhe 550 mm /BAL 09/, /STU 09/. Übereinstimmend in Rechnung und Messung werden geringe Schmelzanteile auch in den unteren Bündelregionen identifiziert. Insgesamt wird in der Nachrechnung 375,6 g des Absorberstabes (SIC + SS-Hüllrohr), entsprechend einem Anteil von 48 % als Schmelze verlagert.

Durch die gezielte Erhöhung des Eingabewertes CRTVER kann die Schmelzmasse reduziert werden; mit dem Wert CRTVER=1553 K wird eine Schmelzmasse von 155 g bzw. eine Verlagerung von 20 % der Absorbermasse erreicht. Dadurch wird aber der Zeitpunkt des Kontrollstabversagens deutlich verzögert (11450 s).

SIC-Freisetzung und –Transport

Die von dem Modell FIPREM berechnete integrale Freisetzung von Silber, Indium und Cadmium in ihren Anteilen gegenüber den ursprünglich vorhandenen Massen ist aus Bild 5.3-22 zu ersehen.

Die Freisetzung von Cd erfolgt in der Rechnung unmittelbar nach dem Versagen des Kontrollrods bei 10338 s; ca. 100 s später beginnt die Freisetzung von In, während Ag erst mit einer Verzögerung von ~700 s gegenüber dem Zeitpunkt des Kontrollrodversagens auftritt. Dies entspricht dem Verhalten im Versuch, da auch in den Aerosolmessungen erst Cd-, später Anteile von In und erst ab ~13000 s auch Ag-Aerosole /DUB 09/ identifiziert werden. Das erste Auftreten dieser Elemente wird allerdings gegenüber ihrem ersten Nachweis im Versuch 500 s (Cd) bis 2000 s (Ag) früher berechnet.

In der Tabelle 5.3-1 werden die in der Rechnung zum Ende des Tests freigesetzten SIC-Massen den in /BIR 08/ und /LIN 08/ veröffentlichten, aus allen Messungen gewonnenen Daten (transportierte Massen) gegenübergestellt. Aus dem Vergleich ergibt sich eine zu geringe Freisetzung von Ag und In in der Nachrechnung (1/10 der gemessenen Werte), aber eine gut übereinstimmende, eher überschätzte Menge an freigesetztem Cd. Aus den Online-Messungen des PSI ergibt sich zudem eine über alle Aerosolgrößen summierte Gesamtmasse von ~12 g, in der außer Ag-In-Cd auch weitere Anteile des zerstörten Bündels (W, Zr, Sn, Mo, Fe) enthalten sind; gegenüber einer in der Rechnung insgesamt freigesetzten SIC-Masse von ~7 g.

Aus Diskussionen mit Experimentatoren des PSI ergibt sich ein weiterer Vergleich mit Daten, die im „fine particle“-Modus (Aerosole bis 3 µm) gemessen wurden (Tabelle 5.3-2). Eine Gegenüberstellung der in der Nachrechnung zum Auslass transportierten Partikelmassen mit den für den Partikel-Bereich bis 3 µm von PSI gemessenen SIC-Massen zeigt eine gute Übereinstimmung für Ag und Cd, jedoch auch hier eine in der Rechnung zu geringe Menge von In. SOPHAEROS berechnet für die freigesetzte In-Menge eine vollständige Umwandlung in In_2O_3 , so dass In als eigenständige Komponente weder als Partikel-, noch als Dampfmasse am Auslass auftritt. Während die am Auslass von dem Modell berechnete Cd-Masse von 2,4 g weitgehend gut mit der im „fine particle“-Modus berechneten Aerosolmasse von 1,7 g übereinstimmt, ist innerhalb der Rechnung die insgesamt transportierte Masse (7,8 g) höher als die freigesetzte Masse (6,8 g), so dass hier nochmals die Kopplung der FIPREM Modelldaten an SOPHAEROS überprüft werden sollte.

5.3.2.5 Zusammenfassende Bewertung

Für den Versuch QUENCH-13, der im Besonderen das Verhalten und den Einfluss eines Silber-Indium-Cadmium (SIC) Kontrollstabes auf die Bündelkühlung untersucht, wird in der Nachrechnung eine gute Übereinstimmung des thermischen Verhaltens erreicht. Der Zeitpunkt des Steuerstabversagens, der in ATHLET-CD mit Hilfe eines Temperaturkriteriums bestimmt wird, wurde im Vergleich mit der gemessenen Temperaturabsenkung als ersten Hinweis auf das Versagen des Absorberstabs etwa 200 s verzögert berechnet, jedoch 500 s vor dem ersten Anstieg der von PSI online durchgeführten Aerosolmessung, die ein eindeutiger Nachweis für das Versagen im Experiment ist.

Das Versagen des Absorberstab-Hüllrohres mit dem hiermit verbundenen Verlust von Schmelzmaterial äußert sich in der Rechnung durch einen plötzlichen Temperaturabfall, der im Versuch an der Messposition maximaler Temperaturen (950 mm) ebenfalls festzustellen ist. Etwas verzögert zum Zeitbereich des Leistungsplateaus tritt in Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messdaten ein kurzfristiger Temperaturabfall aufgrund der bei zunehmender Oxidschichtdicke abnehmenden Oxidationsrate auf. Nach Erreichen der Maximaltemperatur von 1819 K im Versuch bzw 1773 K in der Rechnung wird durch Beginn der Kühlung von unten die Temperatur im Test und in der Rechnung ohne weitere Bündelaufheizung schnell abgesenkt.

Entsprechend dem Temperaturverhalten erreichen die berechneten Oxidschichtdicken ebenfalls eine gute Übereinstimmung mit gemessenen Werten mit Ausnahme der auf den Bündelhöhen 750 und 850 mm etwas überschätzten Ergebnisse der Nachrechnung. Die Hüllrohr-Oxidation, berechnet mit der Leistikow / Prater-Courtright Korrelation, resultiert in Wasserstoff-Erzeugungsraten, die in guter zeitlicher Übereinstimmung mit dem Versuch stehen; insbesondere die Reduktion, die zeitlich verzögert zum Zeitbereich des Leistungsplateaus auftritt, wird gut wiedergegeben. Der Gesamtbetrag des erzeugten Wasserstoffs liegt bei 41 g und damit im Bereich der gemessenen Werte von 38 g (Caldos) bzw. 43 g (MS) /SEP 09/.

Die bisher nur qualitativ vergleichbare Bildung und Verlagerung der SIC-Schmelze scheint tendenziell in Übereinstimmung mit dem experimentellen Verhalten zu verlaufen. Obwohl in der ATHLET Rechnung die eutektische Reaktion der Absorberstabmaterialien Ag-In-Cd mit dem Stahl-Kühlrohr nicht modelliert ist, wird mit den vorhan-

denen Annahmen und Modelländerungen das Versagen des Hüllrohres bereits unterhalb der Schmelztemperatur von Stahl in geeigneter Weise nachgebildet. Die im Experiment nachgewiesene vollständige Auflösung des Absorberstabes an der Position 950 mm wird in der Rechnung nachvollzogen. Die im Versuch auftretenden Unregelmäßigkeiten bei der Verlagerung der Schmelze in die unteren Bündelbereiche infolge der auf den Positionen 100 mm und 550 mm vorhandenen Abstandshalter (Grid2 und Grid3) können in der Rechnung nicht im Einzelnen nachgerechnet werden, tendenziell wird die Verlagerung in die Bündelregion zwischen 100 bis 550 mm jedoch richtig wiedergegeben.

Die Berechnung der SIC Freisetzung (FIPREM) ergibt gute Ergebnisse für Cadmium, jedoch zu niedrige Freisetzungsraten für Silber und Indium, soweit experimentelle Daten zum Zeitpunkt des durchgeführten Vergleichs zur Verfügung standen. Werden die nach dem Aerosol- und Spaltprodukttransport (SOPHAEROS) am Auslass vorgefundenen berechneten Massen mit den im „fine particle“-Mode gemessenen Daten verglichen, so kann man eine gute Übereinstimmung der Massen auch für Silber feststellen. In neueren Auswertungen der Aerosolmessungen /SEP 09/ wird ebenfalls auf größere Anteile von Cd und In, jedoch nur geringe Anteile von Ag hingewiesen.

Somit zeigt der Vergleich, dass die derzeitigen vorhandenen Kenntnisse zur Modellierung der Freisetzung und Verlagerung von Indium nicht ausreichend sind und zu einer Unterschätzung der In-Massen führen. Eine Verbesserung des Freisetzungsmodells insbesondere für das Element Indium ist anzustreben, sobald hierfür weitere Erkenntnisse gewonnen werden.

Tabelle 5.3-1 QUENCH-13: Ergebnisse des Freisetzungsmodells FIPREM (t=15000 s)

Element	Massen-inventar	Freigesetzte Masse		Freigesetzter Anteil des Masseninventars		
		Rechnung	Messung /BIR 08/	Rechnung		Messung /BIR 08/
Ag (80%)	515,6 g	0,17 g	0,5-2,5 g	$3,3 \cdot 10^{-4}$	0,03 %	0,1-0,5%
In (15%)	96,7 g	0,18 g	2-5 g	$1,8 \cdot 10^{-3}$	0,18 %	1,5-4 %
Cd (5 %)	32,2 g	6,8 g	3-6 g	0,21	21 %	10 – 20 %

Tabelle 5.3-2 QUENCH-13: Ergebnisse des Transportmodells SOPHAEROS (t=15.000 s)

Element	Gemessene Massen	Zum Auslass transportierte Massen (Offgas Pipe / 1.5 m)		Ablagerungs-massen (retention)
	fine particle mode /LIN 09/	Partikelmasse	Dampfmasse	
Ag	0,2 g	0,15 g	~ 0 g	~ 0,01 g
In	1,6 g	0,00 g (In selbst) 0,20 g (In Kom- ponenten, In ₂ O ₃)	~ 0 g	~ 0,01 g
Cd	1,7 g	2,4 g	4,7 g	0,7 g

ATHLET-CD Post-Test Calculation of QUENCH-13

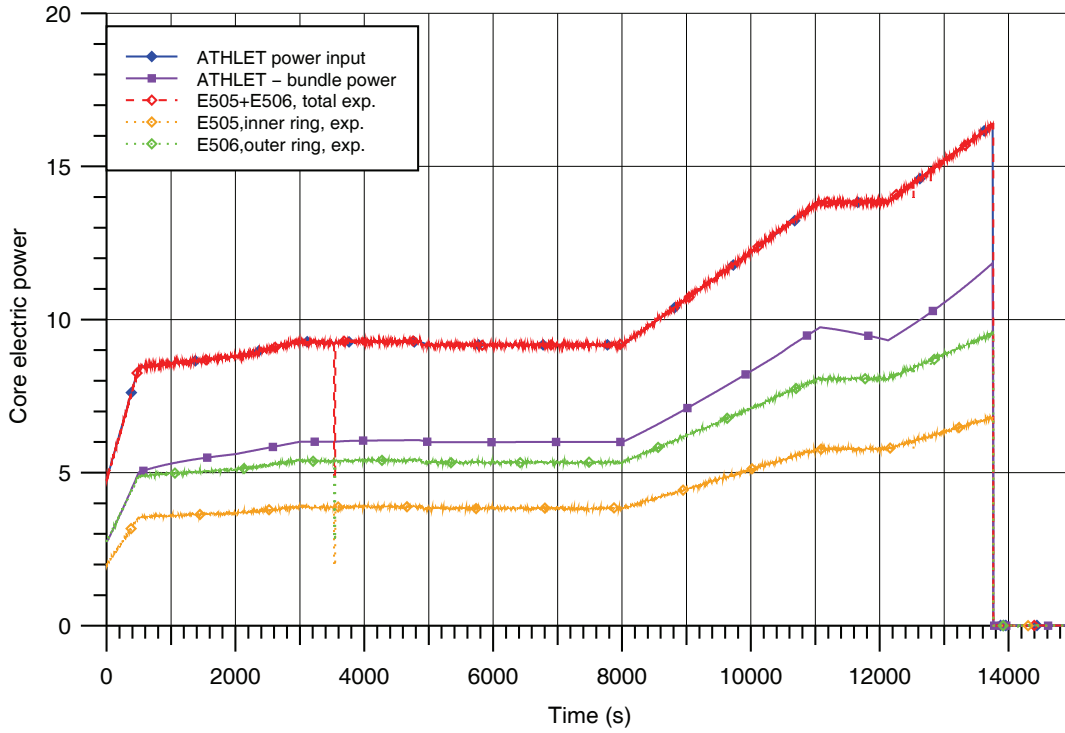


Bild 5.3-13: QUENCH-13: Bündelleistung

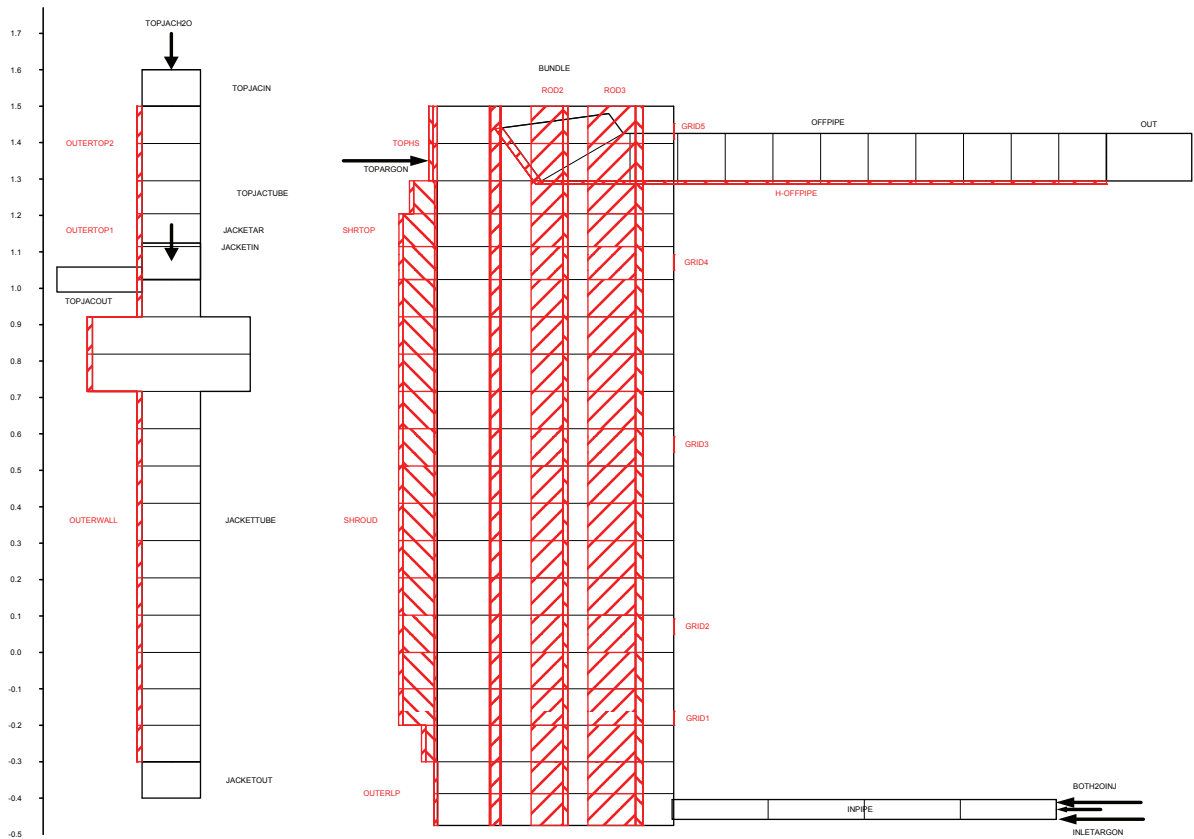


Bild 5.3-14: QUENCH-13: ATHLET-CD Nodalisierung der Teststrecke

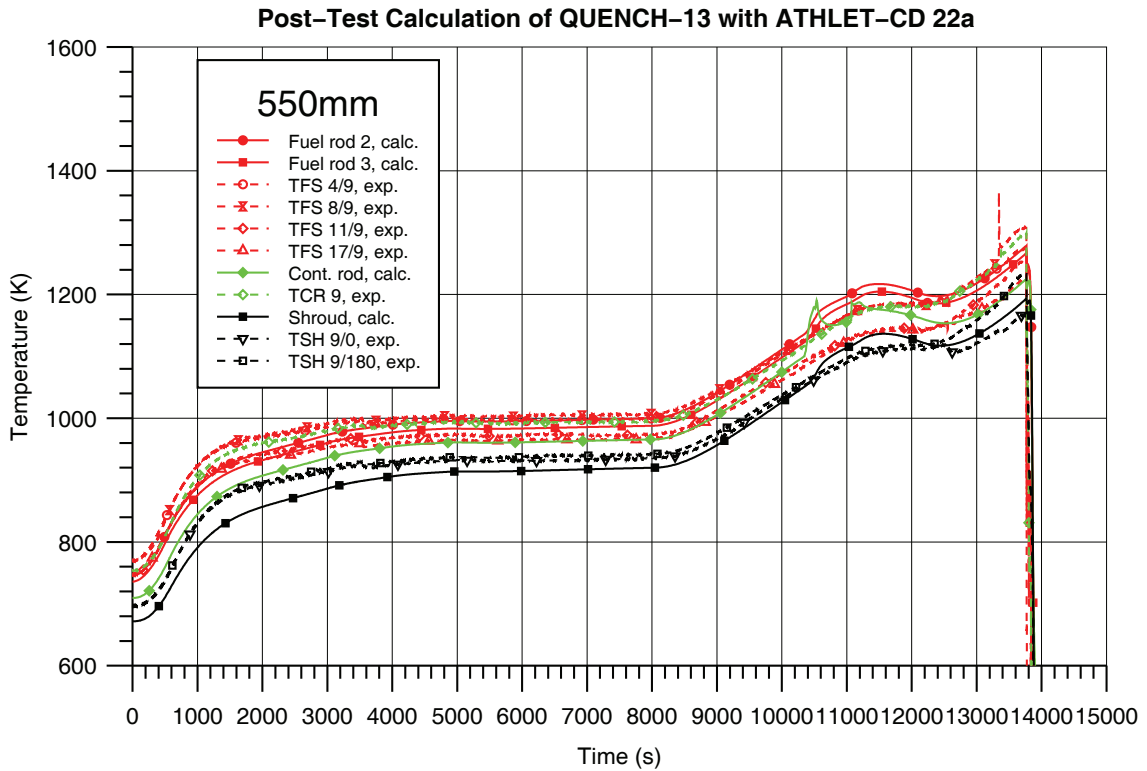


Bild 5.3-15: QUENCH-13: Temperaturen in 550 mm Bündelhöhe

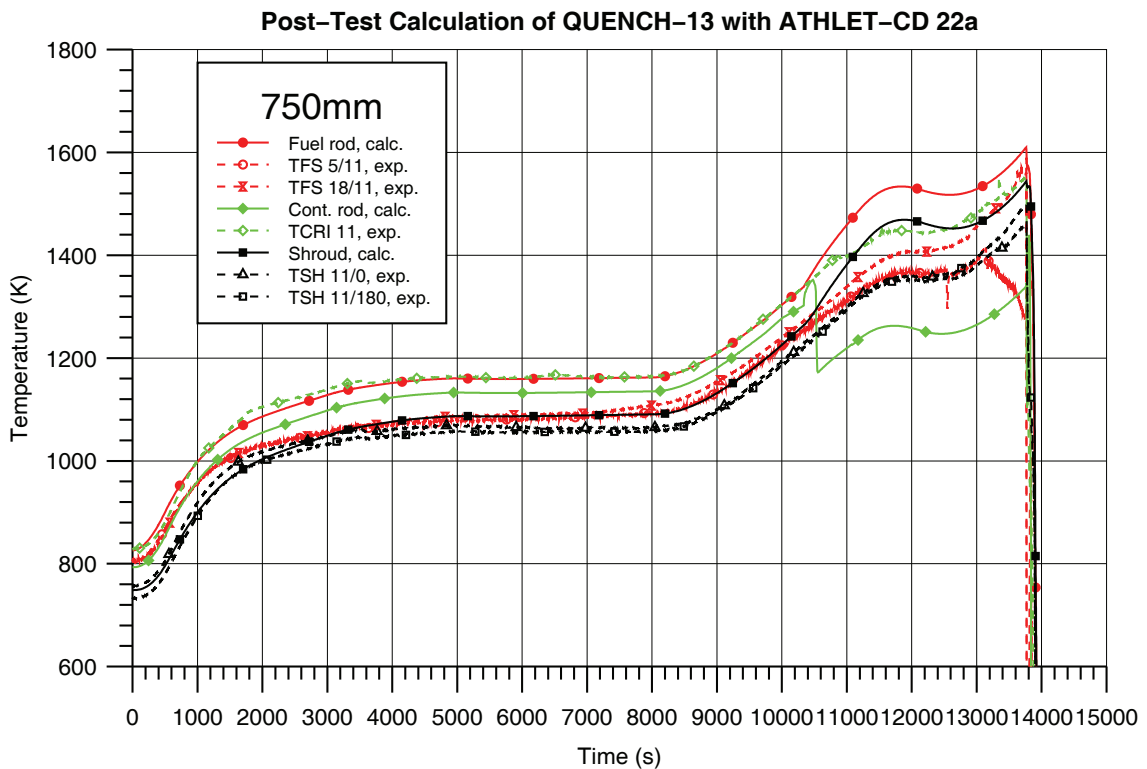


Bild 5.3-16: QUENCH-13: Temperaturen in 750 mm Bündelhöhe

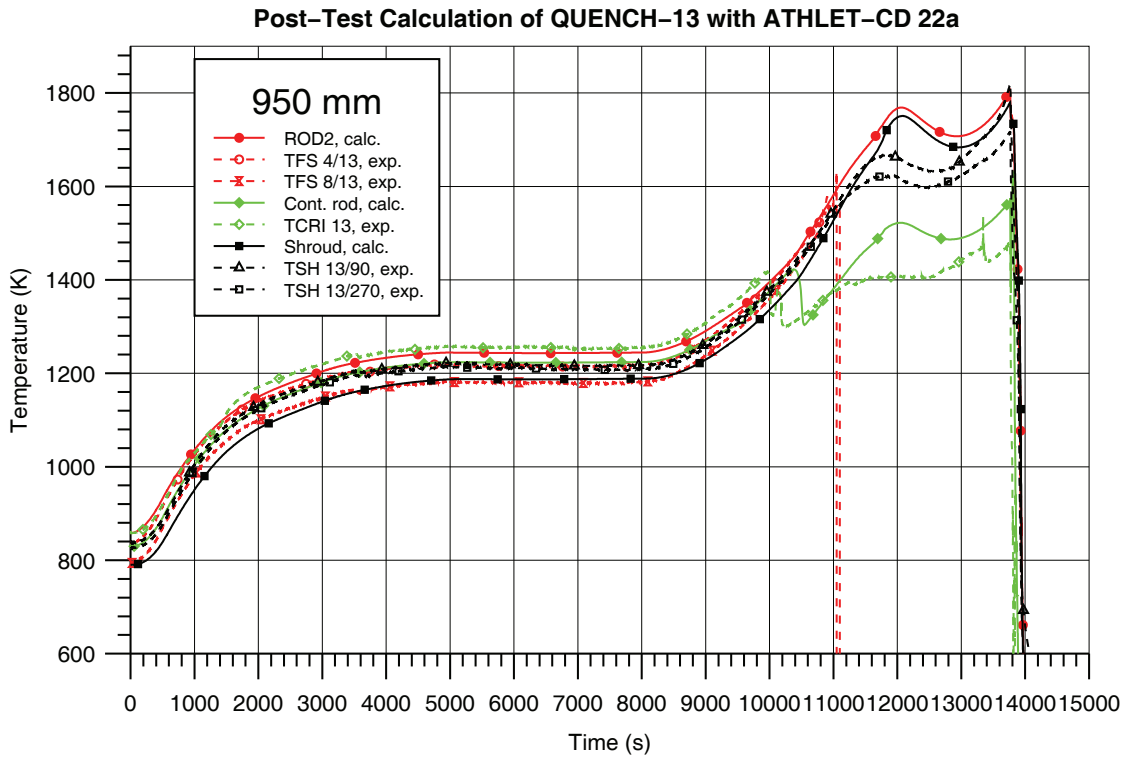


Bild 5.3-17: QUENCH-13: Temperaturen in 950 mm Bündelhöhe

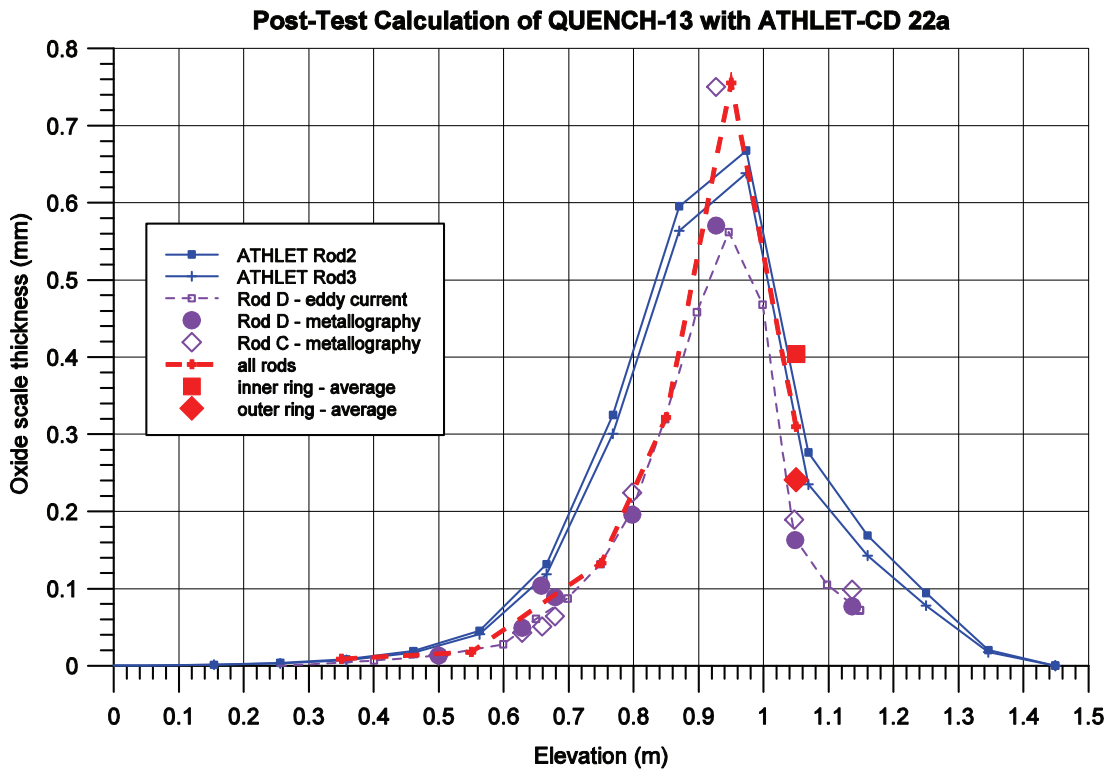


Bild 5.3-18: QUENCH-13: Axiales Temperaturprofil nach 13760 s (vor Quenchbeginn)

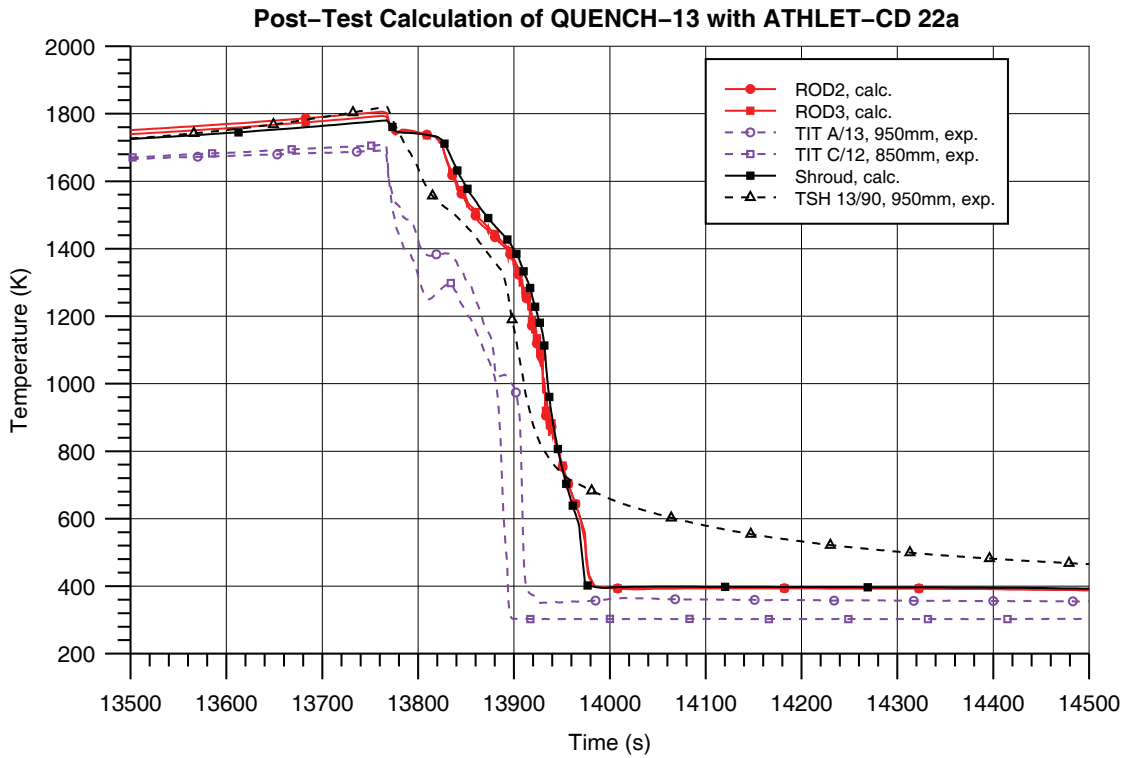


Bild 5.3-19: QUENCH-13: Abkühlung der Maximaltemperaturen

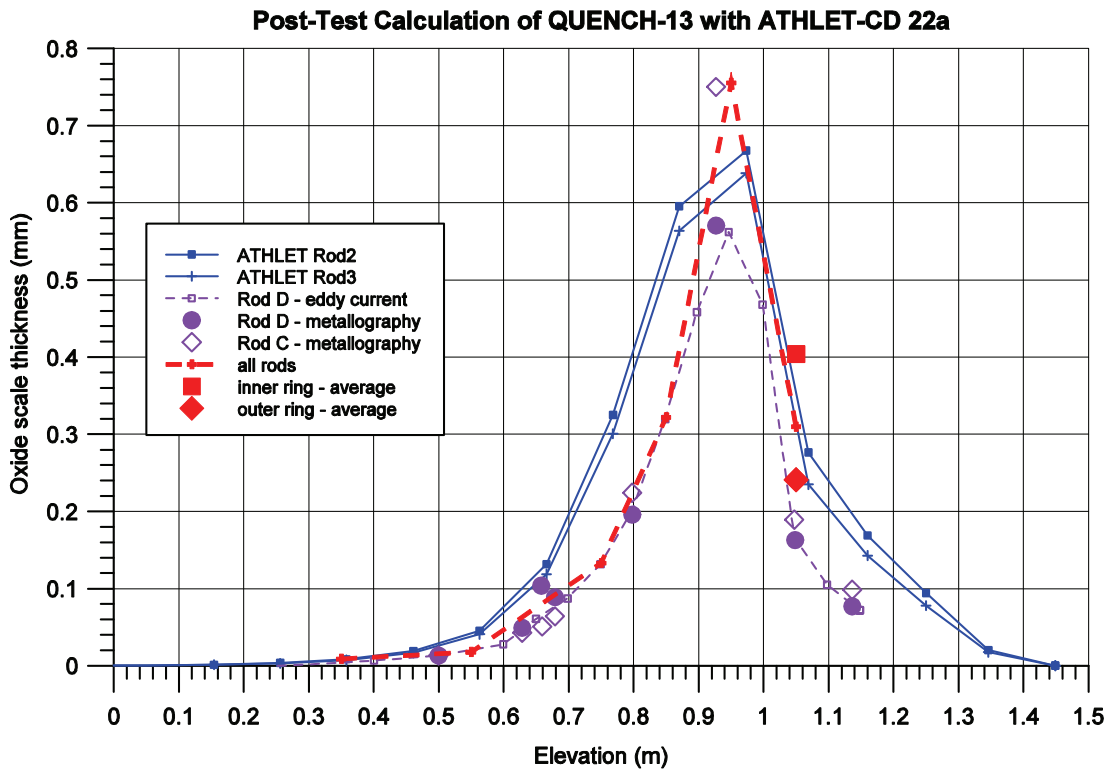


Bild 5.3-20: QUENCH-13: Axiales Profil der Oxidschichtdicke nach 15000 s

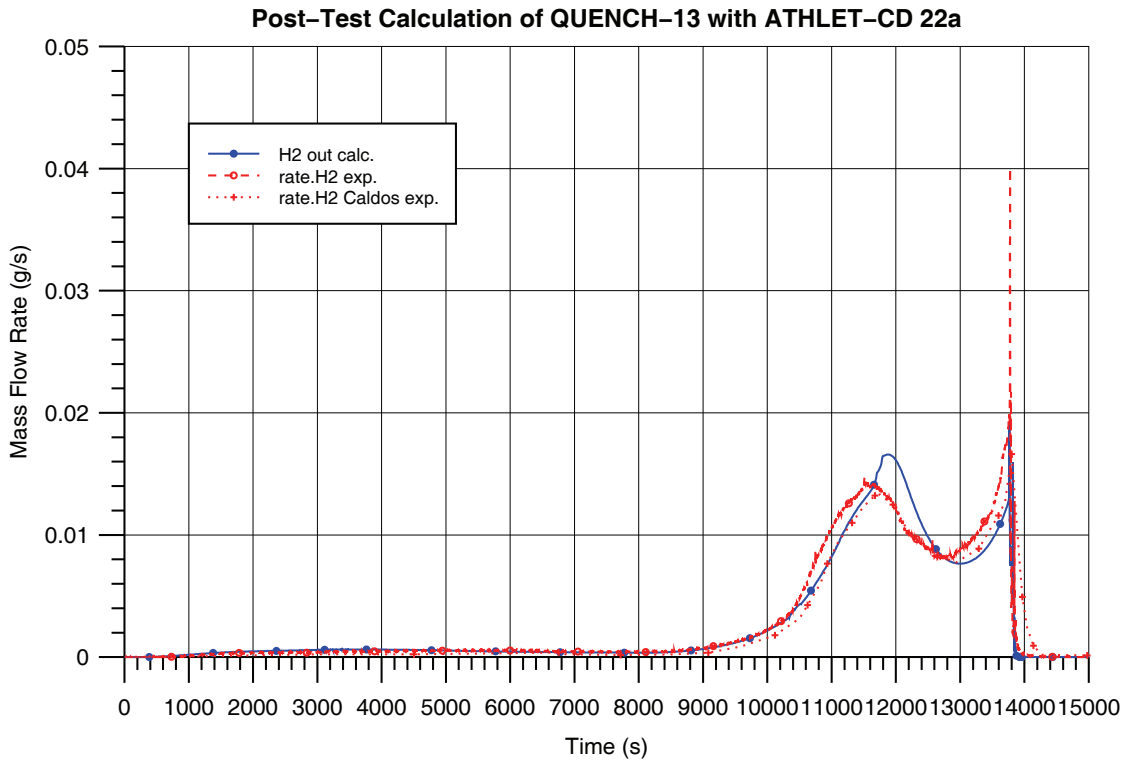


Bild 5.3-21: QUENCH-13: Rate der Wasserstoffproduktion

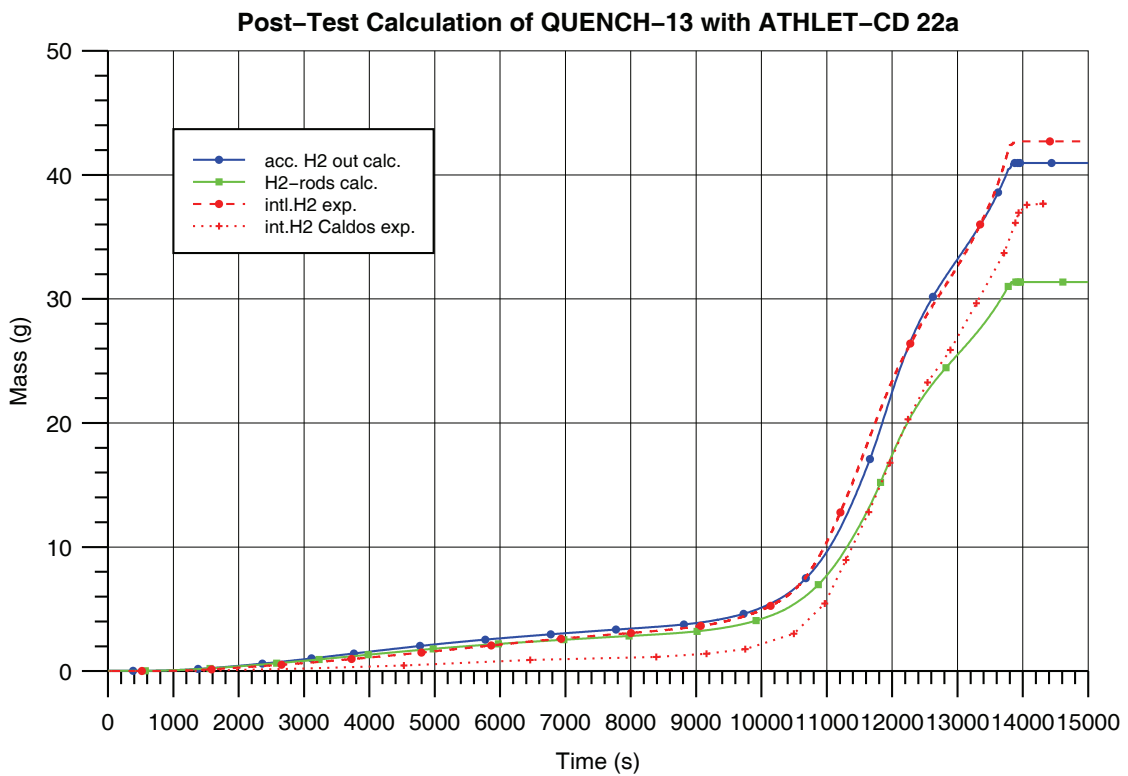


Bild 5.3-22: QUENCH-13: Gesamtmasse der Wasserstoffproduktion

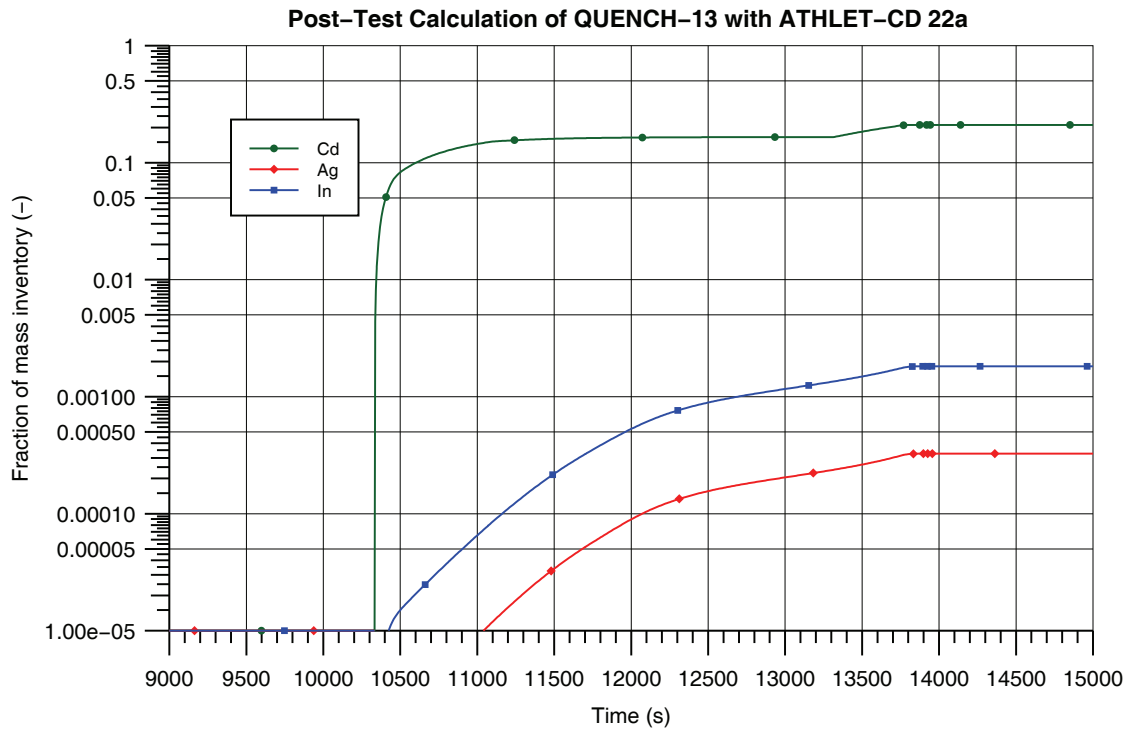


Bild 5.3-23: QUENCH-13: SIC-Massenanteile der integralen Freisetzung

5.3.3 Nachrechnung des Versuchs PARAMETER SF2

5.3.3.1 Einleitung

Das PARAMETER-SF2 Experiment wurde am 3. April 2007 in der russischen PARAMETER Versuchsanlage als zweiter Versuch im Rahmen des ISTC Projekts #3194 durchgeführt /NAL 07/.

Bei diesem Experiment wurde die Anfangsphase eines schweren Störfalls mit Kühlmittelverlust bei einem großen Bruch (LOCA) simuliert. Im Unterschied zum ersten Versuch SF1, bei dem das aufgeheizte Bündel durch Wassereinspeisung nur von oben gekühlt wurde, war es das spezielle Ziel dieses Versuchs, die Wirksamkeit der kombinierten Einspeisung bei der Kühlung von oben und unten für die bis 1500°C aufgeheizte Anordnung zu untersuchen. Das verwendete Bündel mit 19 Stäben entspricht hierbei der Anordnung in einem WWER-1000 Reaktor; die Kühlbedingungen eines schweren Störfalls wurden mit einer niedrigen Einspeiserate für die "Top Flooding"-Kühlung sowie einer hohen Einspeiserate für die "Bottom Flooding"-Kühlung simuliert.

Aus den Versuchsdaten werden insbesondere für die Modellierung der Gegenstrombegrenzung, der Quench-Front-Bewegung und für die Simulation der Zirkon-Oxidation wertvolle Hinweise zur Modellüberprüfung erwartet.

5.3.3.2 Modellierung der Versuchsanlage

Zur Nachrechnung des Versuchs SF2 wurde die aktuelle Version ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle B verwendet, ergänzt durch die im Abschnitt 5.3.1.3 beschriebene Optimierung des Oxidationsmodells für HECU-Strukturen sowie durch eine Erweiterung der Modellierung von elektrischen Heizleitern, die es ermöglicht, für die PARAMETER-Anlage spezifizierte Materialeigenschaften (Messing, Molybdän und Tantal) zu berücksichtigen.

Der Datensatz für die Nachrechnung von PARAMETER SF2 basiert auf dem zur Simulation des Versuchs SF1 verwendeten Datensatz /ERD 06a/. Wegen der Umbauten der Versuchsanlage für den Test SF2 zur Vermeidung der beim Test SF1 aufgetretenen

nachteiligen Effekte (z. B. der Schwierigkeiten bei der Stabilisierung der Temperatur in der Voroxidationsphase) mussten außer den Anfangs- und Randbedingungen auch Geometriedaten verändert werden. Dies betrifft im Wesentlichen die Materialstärken der Bündelumfassung („Shroud“) und der außen angrenzenden Isolierung.

Die Nodalisierung der Teststrecke ist in Abb. 5.3-24 dargestellt. Das gesamte als CORE abgebildete Testbündel wurde in 21 Zonen unterteilt, dessen Höhe von der Mündung der Dampf- und Argon-Einspeiseleitungen bis 16 cm oberhalb der Dampf- und Argon-Abström-Leitung reicht. Diese obere Bündelbegrenzung wurde gewählt, um die Strömungsumleitung um den oberhalb der Bündelumfassung eingebauten Zylinder richtig abbilden zu können; gleichzeitig endet auf dieser Höhe die Molybdän-Elektrode des Brennstab-Simulators (vgl. Abb. 3.2-15). Der beheizte Kernbereich (0 – 1275 mm) umfasst 14 Zonen, der Abschnitt unterhalb der beheizten Länge wurde mit 4 Zonen und der darüber liegende Bereich mit 3 Zonen abgebildet. Die im untersten und obersten Abschnitt des Brennstab-Simulators befindlichen Messing-Elektroden werden somit in der ATHLET-CD Rechnung nicht berücksichtigt.

Das Testbündel ist in einen zentralen (CORE2) und einen außen liegenden Bereich (CORE3) aufgeteilt, wobei der Anteil der Querschnittsflächen von CORE2 gegenüber CORE3 85,7 % gegenüber 14,3 % beträgt. Der zentrale Bereich enthält die 3 Brennstabgruppen des unbeheizten Stabes 1.1 (ROD1), des inneren Ringes mit den Stäben 2.1 bis 2.6 (ROD2) und des äußeren Ringes mit den Stäben 3.1 bis 3.12 (ROD3). Die Wassereinspeisung des „Top-Flooding“ ist entsprechend der Einspeisvorrichtung des Experiments mit dem zentralen CORE2 verbunden; der Bereich des äußeren Ringes (CORE3) ist an die Abströmleitung OUTPIPE gekoppelt. Die zwei Bereiche des Kerns sind durch Querverbindungen (C-R2R3) miteinander verbunden; in den zwei Zellen, die sich oberhalb der Bündelumfassung befinden, ist die Querverbindung ausgeschaltet (Eingabe-Option REDEFINE), um die zylindrischen Einbauten des Versuchs zur Vermeidung von Querströmungen zu simulieren.

Die axiale Aufteilung des Strömungskanals wurde auch für die Brennstabsimulatoren und die Wärmeleitobjekte zur Nachbildung der Wandstrukturen gewählt. Bei der radialen Unterteilung der Wandstrukturen umfasst das Objekt SHROUD die 2 mm dicke Shroud-Wandung aus Zr-1%Nb (3 Schichten), die 23 mm dicke ZrO₂-Isolierung (3 Schichten) sowie die 1 mm und 6 mm dicken Stahl-Behälterwände innerhalb des „Cooling-Jackets“, die zu einem Materialbereich zusammengefasst wurden (2 Schichten). Der hier dazwischen liegende, nicht definierte Bereich von 1,5 mm Dicke wird

nicht simuliert. Die sechs gleichmäßig über die beheizte Länge verteilten Abstandshalter (GRID1 bis GRID6) wurden ebenfalls als Wärmestrukturen berücksichtigt.

Zusätzlich zur Oxidation der Brennstab-Hüllrohre wurde auch für die aus Zirkon bestehenden Objekte SHROUD und GRID1 bis GRID6 die Oxidation berücksichtigt. Da die Außenseite der Bündelumfassung keine eigene Strukturfläche bildet, sondern innerhalb des als Gesamtstruktur bis zum „Cooling Jacket“ reichenden Wärmeleitobjektes liegt, kann die Oxidation der äußeren Zirkonfläche der Bündelumfassung in der ATHLET-CD Rechnung nicht berücksichtigt werden.

Außerhalb des Bereichs des im Objekt SHROUD berücksichtigten Stahlbehälters wird der von Kühlwasser durchströmte Zwischenkanal abgebildet (JACKETTUBE), der von der Außenwand-Struktur H-JACTUBE umgeben ist. Der Energieaustausch infolge Strahlung wird sowohl zwischen den Brennstäben und dem Shroud als auch zwischen dem Shroud und der äußeren Wand simuliert.

Entsprechend der Nodalisierung des Stabbündels für den Versuch SF1 wurde in einer ersten Rechnung zum Versuch SF2 die Lage der Einspeiseleitungen für Argon und Dampf als Beginn des Simulationsbereichs „CORE“ gewählt. Um bei dieser Abbildung und einem Anfangswasserspiegel, der 450 mm unterhalb der Dampf- und Argon-Einspeiseleitungen liegt, den Zeitpunkt, an dem das unten eingespeiste Kühlwasser die Unterkante des simulierten Bereichs erreicht, entsprechend dem realen Versuchsablauf nachzubilden, wurde in der ursprünglichen Rechnung der Beginn der Bottom-Einspeisung um 40 s verzögert vorgegeben /BAL 08a/. Bei der hier beschriebenen Nachrechnung wurde das Volumen des unterhalb der Dampf- und Argon-Einspeiseleitungen vorhandenen Bündelbereichs ebenfalls abgebildet (Abb. 5.3-24). Das zu Beginn des Versuchs vorliegende Wasserinventar wurde mit Anwendung des Gemischspiegel-Modells vorgegeben; die Verzögerung des Einspeisebeginns der Bottom-Kühlung ist daher nicht mehr notwendig.

In der Simulation tragen die Oxidation der Brennstab-Hüllrohre, der Abstandshalter (GRID1 bis GRID6) sowie die Innenseite des Shrouds zur Energieerzeugung bei.

In dem in ATHLET-CD eingebauten Modell wird die Oxidationsreaktion mit einem Arrhenius-Ratenansatz $R_i = A_i \cdot e^{-E_i/T} \cdot g(p_{O_2})$ modelliert, wobei mit dem Index i zur Festlegung der Konstanten A und E (Eingabewert IOXM) die für die Nachrechnung benutz-

te Korrelation ausgewählt wird. Erste Rechnungen mit der Sokolov-Korrelation (IOXM=18), die aus Versuchen mit der bei PARAMETER zum Einsatz kommenden Zirkon-Legierung Zr-1%Nb abgeleitet und für dieses Material zur Verwendung empfohlen wurde, zeigten eine zu geringe Oxidation in dem für SF₂ wichtigen Temperaturbereich von 1200°C bis 1500 °C ($0,56 < 1000/T < 0,68$ 1/K). Die Korrelation von Leistikow / Prater-Courtright (IOXM=19) liefert höhere Oxidationsraten und somit eine bessere Übereinstimmung der Nachrechnung mit Messwerten insbesondere im Hinblick auf den durch die Oxidationsreaktion erzeugten Wasserstoff.

Durch die Wahl von ROXLIM=1 als Eingabewert für die gezeigte Nachrechnung wird der Übergang von parabolischer zu linearer Oxidationsreaktion nicht benutzt; d. h. die Zunahme der Oxidschichtdicke wirkt bis zum Ende der Rechnung begrenzend auf die Rate, eine mögliche Rissbildung in der anwachsenden Oxidschicht (Cracking) wird somit nicht berücksichtigt.

Als Druckrandbedingung wird für die Nachrechnung der Anfangsdruck von 3 bar konstant gehalten; hierbei wird das Volumen PHCOROUT (Abb. 5.3-24) als „Time Dependent Volume“ definiert und ersetzt somit die relativ aufwändige Condenser-Ausführung der Versuchsanordnung.

5.3.3.3 Versuchsaufbau, Anfangs- und Randbedingungen

Eine detaillierte Darstellung des experimentellen Ablaufs ist aus /NAL 07/ zu entnehmen.

Abb. 5.3-25 zeigt die Bündelleistung während des Experiments. Dargestellt ist die gesamte elektrische Leistung des Experiments (P_{exp}), die auch der bei der Rechnung als Eingabe verwendeten elektrischen Leistung entspricht (P_{tot}). Das Bild zeigt außerdem die für die Aufheizung des Bündels tatsächlich verwendete Gesamtleistung nach Berücksichtigung der Verluste in den zu den Heizleitern führenden Zuleitungen (P_{bundle}), die sich von der eingegebenen elektrischen Gesamtleistung kaum unterscheidet. Der für die Berechnung der Leitungsverluste verwendete Eingabewert des äußeren Widerstandes von 1 mΩ pro Stab (WHRES0) wurde so klein gewählt, um die Aufheizrampe richtig wiederzugeben. Anders als bei den Nachrechnungen der QUENCH-Versuche erforderlich, wurde der Wert von WHRES0 nicht temperaturab-

hängig (größere Leitungsverluste bei steigender Temperatur), sondern konstant vorgegeben.

Bei Raumtemperatur (ca. 25°C) des Bündels wird die Datenaufzeichnung gestartet (0 s). In einer Strömung von 3,5 g/s überhitztem Dampf und 2 g/s Argon wird mit ansteigender Leistung das Bündel aufgeheizt. Nach etwa 5000 s sind im Bündel ca. 500 °C erreicht und es wird nach der Stabilisierung bei dieser Temperatur mit der stufenförmigen Steigerung der elektrischen Leistung begonnen; bei etwa 700 °C werden die Systeme nochmals überprüft und das Bündel daraufhin weiter bis ca. 1200 °C im heißesten Bereich in 1250 mm Höhe aufgeheizt.

Nach 11.900 s ist in /NAL 07/ der Beginn der Voroxidationsphase markiert. Die Leistung wird jetzt 3400 s lang so gesteuert, dass das Temperaturniveau von 1200 °C möglichst konstant gehalten wird, wobei dies mit einer maximalen Abweichung von 70 °C im Bereich der höchsten Temperaturen (1250 mm) gelingt. Ab 15300 s wird durch weitere Leistungssteigerung die transiente Phase begonnen; nach 15930 s ist die maximale Leistung von 10,5 kW erreicht, weitere 560 s später (16490 s) wird im Heizstab 2.3 (2. Reihe) auf 1250 mm Höhe die maximale Temperatur von 1480 °C erreicht. Danach wird die elektrische Leistung ausgeschaltet und anschließend die Wassereinspeisung eingeleitet.

Die bei 16508 s beginnende Top-Flooding-Kühlung speist 118 s lang mit einer durchschnittlichen Einspeiserate von 41 g/s insgesamt 4838 g Wasser in das Bündel; das 27 s später einsetzende Bottom-Flooding speist über eine Zeitdauer von 91 s mit einer mittleren Rate von 130 g/s 11830 g Wasser in das System ein, so dass insgesamt 16668 g Wasser für die Kühlung des Bündels verwendet werden. Das Ausschalten des Dampfmassenstroms erfolgt bereits 6 s nach Beginn der Top-Wassereinspeisung (16514 s); kurz vor Beendigung der Messung bei ~16800 s wird auch das Ventil der Argon-Einspeisung geschlossen.

Der Kühlmassenstrom von Argon, der im Experiment nach Beginn der Flutung zusätzlich in das obere Plenum eingespeist wird (2 g/s ab 16529 s), wird in der ATHLET-CD-Rechnung nicht simuliert.

5.3.3.4 Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD

Die Nachrechnung des Versuchs PARAMETER-SF2 beinhaltet eine Vorlaufrechnung von 2000 s, um das System mit den vorgegebenen Anfangsbedingungen zu stabilisieren. Danach erfolgt die Analyse mit dem Beginn der Aufheizphase bis zu einer Problemzeit von 17000 s.

In den Vergleichsdiagrammen (Abb. 5.3-26 bis 5.3-38) erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Bezeichnung der Heizstäbe in /NAL 07/. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich aus dem Nodalisierungsmodell (Abb. 5.3-24). Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt somit zwischen 0 und 1275 mm.

Das Bild 5.3-26 zeigt die Verteilung der gemessenen und berechneten Hüllrohrtemperaturen in verschiedenen Höhen des Bündelbereichs für den gesamten Zeitraum des Versuchs. Übereinstimmend in Rechnung und Messung treten auf der Höhe 1250 mm die höchsten Temperaturen auf. Der Verlauf der Aufheizung stimmt im Allgemeinen gut überein; die berechneten Temperaturen sind im Durchschnitt etwas überschätzt.

Die Abb. 5.3-27 zeigt die Bandbreite der auf der Höhe der maximalen Temperaturen in 1250 mm Höhe gemessenen Heizleiter-Temperaturen im Vergleich zur radialen Verteilung der ATHLET-CD Rechnung. Die berechneten Temperaturen der 1250 mm-Position liegen mit Ausnahme eines kurzen Zeitbereichs in der Voroxidationsphase (~12000 s), in dem die Messwerte unterschritten werden, innerhalb des Streubereiches der Messwerte. Kurz vor Beginn der Kühlung bei 16500 s steigen die berechneten Temperaturen etwas steiler an als die gemessenen Temperaturen und erreichen einen Maximalwert von 1513 °C, der um nur 33 °C höher ist als der gemessene Maximalwert von 1480 °C. Die höchste Hüllrohrtemperatur tritt wie im Experiment in der mittleren Reihe der Heizstäbe auf (Experiment Stab 2.3, Rechnung ROD2), wobei jedoch der Unterschied der berechneten Temperaturen für ROD1, ROD2 und ROD3 nur sehr gering ist.

Nach dem Beginn der Top-Flooding Wasserkühlung nach 16508 s sinkt die Temperatur im oberen Bündelbereich in Versuch und Rechnung sehr schnell ab (Abb. 5.3-28).

Bis zum Zeitpunkt 16620 s sind alle gemessenen und berechneten Temperaturen unterhalb die Benetzungsgrenze abgesunken. Auch im mittleren Bündelbereich (800–1250 mm, Abb. 5.3-29) stimmt das globale Abkühlungsverhalten der Nachrechnung gut mit den Versuchsdaten überein, wenn auch lokale Effekte, wie das kurzfristige Benetzen einer Messstelle und das darauffolgende Wiederaustrocknen von ATHLET-CD nicht wiedergegeben werden kann, da hier das mittlere Abkühlverhalten über die gesamte Länge der einzelnen Heizleiterabschnitte berechnet wird. Im unteren Abschnitt der beheizten Länge ($h < 700$ mm) zeigt sich jedoch, dass die während der Oxidationsphase im Schnitt etwas zu hoch berechneten Temperaturen zu schnell vorkühlen und demzufolge unterhalb von 500 mm Bündelhöhe auch etwas zu früh wiederbenetzen (Abb. 5.3-30).

Den Verlauf der oberen und unteren Wiederbenetzungsfronten zeigt die Abb. 5.3-31. Der experimentelle Verlauf ist abgeleitet aus den gemessenen Temperaturverläufen und kennzeichnet den Zeitpunkt, an dem die Temperatur von ~ 500 °C erstmals unterschritten wird. Da an einigen Positionen oberhalb von 800 mm Höhe die lokal gemessenen Temperaturen kurzfristig wieder ansteigen, ist das spätere Quenchen der Nachrechnung im oberen Bündelbereich, z. B. bei 1400 mm Höhe nicht als Fehler zu werten, da die folgenden kurzen Aufheizphasen der lokalen Messfühler in der Rechnung durch die Mittelung des Quenchverhaltens über einen längeren Abschnitt berücksichtigt sind. Im Bündelbereich unterhalb von 500 mm verläuft die Abkühlung dagegen zu schnell, wobei der Unterschied zu den Messdaten innerhalb der beheizten Länge maximal ca. 10 s Differenz beträgt. Unterhalb von 0 m Höhe bis zum Beginn des Kerns in der ATHLET-CD-Simulation (Höhe der Dampf- und Argon Einspeiseleitungen bei -355 mm) ist die Kühlung wegen eines zu frühzeitigen Wassereintrags eindeutig zu hoch, da das von oben eingespeiste Wasser mit nur wenigen Sekunden Verzögerung die Kernunterkante erreicht. Außerdem trägt nach dem Öffnen des Bottom-Flooding-Ventils (16535 s) auch das unten eingespeiste Wasser aufgrund von Wassermittress oberhalb der Einspeiseleitungen zur Kühlung bei.

Die Begegnung der unteren und oberen Abkühlfront wird in Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messdaten auf der Höhe der Maximaltemperaturen in 1250 mm Höhe bestimmt. Der Zeitpunkt des letzten Quenchens wird in der Nachrechnung mit hoher Genauigkeit bei 16620 s berechnet, so dass sich insgesamt der Verlauf der Abkühlungsfronten im beheizten Bereich in guter Übereinstimmung mit dem aus den Temperaturverläufen abgeleiteten Abkühlverhalten im Versuch ergibt.

Während bei den Heizleiter-Hüllrohren die Temperaturen vor allem in der Endphase des Temperaturanstiegs eher etwas überschätzt werden (Abb. 5.3-26) zeigt sich beim Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen der Abstandshalter (Abb. 5.3-32), dass die berechneten Werte eher zu niedrig sind. Während die Abweichung von den Messwerten für Grid 4 und 6 mit Ausnahme des Zeitraums zwischen 12000 und 14000 s bei ≤ 50 °C liegt, wird die Temperatur für Grid 5 ab Beginn der Voroxidationsphase bis zu 200 °C zu niedrig berechnet. Der Vergleich der Messwerte untereinander zeigt allerdings, dass das auf 1030 mm Höhe befestigte Grid 5 vor Beginn der Einspeisung (16500 s) mit 1350 °C eine höhere Temperatur aufweist als die überwiegende Zahl der Hüllrohre in 1100 mm Höhe, deren Messwerte zu diesem Zeitpunkt zwischen 1150 und 1400 °C betragen. Somit liegt auch diese Abweichung von 200 °C innerhalb der Fehlerbandbreite der gemessenen Temperaturen.

In Abb. 5.3-33 sind die gemessenen und gerechneten Temperaturen der Bündelumfassung („Shroud“) im Vergleich aufgetragen. Die hierzu eingesetzten Messfühler befinden sich an der äußeren Shroud-Oberfläche (T_{Sh}), was in der ATHLET-Nodalisierung der Position zwischen der 3. und 4. Radialen Schicht entspricht. Der Vergleich zeigt nach relativ guter Übereinstimmung zu Beginn des Versuchs ab ~ 10000 s zu hohe Temperaturen der Rechnung im Shroudbereich. Der im Verlauf der Messdaten auftretende steile Temperaturanstieg an einigen Positionen bei ~ 10000 s kann insbesondere im Hinblick auf die relativ gleichmäßige Erwärmung der Heizstäbe zwischen 3000 und 11000 s nicht nachvollzogen und auch nicht erklärt werden. Eine zusätzlich durchgeführte Rechnung mit höherem Wärmeübergang zum „Water Cooling Jacket“ hin liefert zwar eine etwas bessere Übereinstimmung der Temperaturen im Außenbereich (Shroud, Isolierung), wegen des größeren Wärmeverlustes im Bündel liefert aber dann die Hüllrohr-Oxidation eine nicht mehr ausreichende Oxidationsrate.

Übereinstimmend in Rechnung und Versuch wird bei den vorliegenden Maximaltemperaturen von ca. 1500 °C keine Schmelze erzeugt.

Die Verteilung der nach Versuchsende (Nachrechnung: 17000 s) erreichten ZrO_2 -Schichtdicke über der Bündelhöhe ist aus Abb. 5.3-34 zu ersehen. Die aus /NAL 07/ entnommene Verteilung der im Versuch erreichten Oxidschichtdicken umfasst die nachträgliche Überprüfung und Auswertung der Heizstäbe der Reihe 1 und 2; der Vergleich mit den berechneten Werten zeigt etwas höhere Werte in der Simulationsrechnung. Die in /NAL 07/ ebenfalls gezeigte Auswertung der noch vorhandenen metallischen Oxidschicht im Bündelbereich zwischen 513 und 1250 mm weist allerdings auf

höhere Oxidschichtdicken in Stäben der 3. Reihe hin (Stab 3.11: verbleibende Metallschichtdicke 260 μm). In Abb. 5.3-35 ist die alle Stäbe umfassende Auswertung der verbleibenden Zr-Schichtdicke im Vergleich mit den Rechenergebnissen aufgetragen (Zunahme der Gesamtdicke Zr / ZrO_2 wegen höherer Dichte des Oxids). Diese Gegenüberstellung weist auf eine im Rahmen der Bandbreite der Versuchsdaten liegende Oxidation hin.

Die Messung des bei der Bildung von ZrO_2 entstehenden Wasserstoffs ermöglicht einen Vergleich, der auch über den zeitlichen Verlauf der Oxidation Aufschluss gibt. Aus der Gegenüberstellung der Rate der Wasserstofferzeugung (Abb. 5.3-36) ist zu erkennen, dass die Rechnung die Wasserstofferzeugung in einem ca. 1500 s andauernden Zeitbereich bei 12000 s unterschätzt, von 13000 bis 16000 s nahezu deckungsgleich verläuft und in der Endphase der Aufheizung bis 16500 s etwas über den Messwerten liegt. Durch die Unterschätzung zu Beginn der Oxidationsphase wird die Gesamtmasse der Wasserstofferzeugung (Abb. 5.3-37) bis kurz vor Beginn der Wasserkühlung unterschätzt; liegt aber mit einem Endwert von 23,1 g insgesamt nur wenig unterhalb der mit zwei verschiedenen Methoden gemessenen Wasserstoffmasse von 24 bzw. 28 g.

Der Vergleich der Wasserstofferzeugung (Abb. 5.3-37) und der gemessenen Maximaltemperatur (Abb. 5.3-27) zeigt Übereinstimmung hinsichtlich ihres Verlaufs. Unbekannt ist bisher die Ursache für den relativ starken Temperaturanstieg zwischen 11000 und 12000 s im Versuch, der in der Rechnung nicht auftritt und sich auch nicht aus dem Verlauf der elektrischen Leistung erklären lässt (Abb. 5.3-25).

In Abb. 5.3-38 sind die integrierten Massenströme der Dampf- und Wasserausströmung der Nachrechnung aufgetragen. Für das Experiment ist eine insgesamt aus Dampfkondensation und Wasserausströmung ab Beginn der Kühlphase gewonnene Wassermasse von 6506 g angegeben /NAL 07/. Da die Dampfeinspeisung unmittelbar nach dem Beginn der Kühlphase bei 16508 s beendet wird, ist der ab diesem Zeitpunkt ausströmende Dampf identisch mit der verdampften Masse; in der Nachrechnung werden ab Einspeisebeginn 2,4 kg Dampf erzeugt.

Gleichzeitig ist aus dem Bild zu ersehen, dass ab ca. 16575 s Wasser aus der Anlage ausgetragen wird; zum Ende der Rechnung wird hierbei insgesamt ein Wasseraustrag von 5,3 kg erreicht. Vergleicht man die Summe dieser beiden Beiträge von 7,7 kg Wasser mit dem aus dem Versuch bestimmten Wert von 6,5 kg, so ist festzustellen, dass der Wasseraustrag aus dem Bündel um 18 % überschätzt wurde. Bei einer Was-

sereinspeisung von 16,7 kg (s. Kap. 5.3.3.3) muss das im Bündel verbleibende Wasserinventar in der Rechnung (9,0 kg) um 1,2 kg niedriger sein als im Test (10,2 kg). Genau diese Menge an Wasser ist in der Rechnung nach bereits vollständigem Wiederbenetzen des Bündels (16620 s) noch ausgeströmt, so dass das Wasserinventar während des Abkühlvorgangs als übereinstimmend mit dem Versuch betrachtet werden kann.

5.3.3.5 Zusammenfassende Bewertung

Der Vergleich der Nachrechnung mit den Versuchsergebnissen zeigt mit Ausnahme einer zu schnellen Abkühlung der Bündelbereiche am unteren Ende der beheizten Länge eine gute Übereinstimmung der Heizstabtemperaturen. Die gute Übereinstimmung des zeitlichen Verlaufs der Abkühlung zwischen Experiment und Rechnung wird deutlich beim Vergleich der Quench-Front-Verläufe, die sowohl im Zeitpunkt der vollständigen Kühlung (~ 16620 s) als auch in der Bündelhöhe, auf der das letzte Quenchen auftritt (1250 mm), übereinstimmen. Im Unterschied zu einer ersten Rechnung, bei der die zu starke Vorkühlung im unteren Bündelbereich durch Änderung der Standardparameter des Zwischenphasenreibungsmodells (Herabsetzung der Dampfgeschwindigkeit, bei der Wassermittress beginnt) korrigiert werden konnte /BAL 08/, war diese Änderung bei der vorliegende Rechnung mit dem korrigierten hydraulischen Durchmesser und der geänderten Nodalisierung (Berücksichtigung des Volumens unterhalb der Dampf- und Argon-Einspeiseleitungen) nicht mehr notwendig.

Mit der Verwendung der Leistikow / Prater-Courtright-Korrelation für die Berechnung der Hüllrohroxidation kann der Verlauf der Wasserstoff-Erzeugung mit Ausnahme einer kurzen Phase zu Beginn der Oxidation in guter Übereinstimmung mit den Messdaten bestimmt werden und führt zu einer Gesamtmenge von 23,1 g Wasserstoff, die damit nur 4 % unter dem durch kontinuierliche Messung ermittelten Gesamtwert des Versuchs liegt (24 g). Die nach der Oxidation noch vorhandenen Schichten von metallischem Zirkon werden in der Rechnung innerhalb der Bandbreite der bei der Auswertung ermittelten Versuchsdaten bestimmt.

Der Vergleich der Temperaturen im Außenbereich des Bündels weisen auf einen etwas höheren radialen Wärmeabfluss im Versuch hin; eine Rechnung mit höherem Wärmeübergang im Außenbereich zeigt aber, dass hierdurch zwar eine geringe Verbesserung

hinsichtlich der Shroud- und Isolierungs-Temperaturen erreicht werden kann, diese wirkt sich jedoch nachteilig auf die Übereinstimmung im Bündelbereich aus.

Der nach dem Start der unteren Einspeisung gemessene Druckanstieg wird von ATHLET nicht wiedergegeben. Es wird angenommen, dass hierzu der als Randbedingung für das Ende der Ausströmleitung angenommene konstante Druck durch eine realistischere Modellierung des Kondensatorbehälters ersetzt werden müsste.

Der durch Verdampfung und Wasseraustrag summierte Wasserverlust der Versuchsanlage ist in der Rechnung mit 7,7 kg höher als im Versuch mit 6,5 kg. Die Differenzmasse von 1,2 kg wird allerdings in der Rechnung erst nach Beendigung des Quenchvorgangs ausgetragen, so dass während des Abkühlvorgangs von einer übereinstimmenden Wassermasse im Bündel ausgegangen werden kann.

Die Nachrechnung des PARAMETER SF2 Versuchs zeigt, dass einzelne lokale Effekte im Abkühlverhalten durch die Vereinfachung der dreidimensionalen Anordnung auf die zweidimensionale Abbildung nicht simuliert werden können; im zeitlichen Mittel wird jedoch das Abkühlverhalten in guter Übereinstimmung nachgerechnet.

Hinsichtlich des für Wassereinspeisung von oben bisher nur wenig überprüften Quench-Modells zeigt sich, dass mit geänderten Eingabewerten, die denen der unteren Quench-Front entsprechen, insgesamt gute Übereinstimmung bezüglich des Endzeitpunktes für die Abkühlung und der Lage des Schnittpunktes für die untere und obere Abkühlfront erreicht wird.

Im ATHLET-CD Benutzerhandbuch /ATH 09a/ wird bisher die Verwendung der Sokolov-Korrelation für die Berechnung der Oxidation von WWER-Hüllrohren (Zr-1%Nb) empfohlen. Der Vergleich der Rechnungen mit den Optionen 18 (Sokolov) und 19 (Leistikow / Prater-Courthright) zeigt jedoch, dass im vorliegenden Temperaturbereich zwischen 1200°C und 1500°C die Wahl der Korrelation zwar kaum Einfluss auf den Verlauf der Temperaturen hat, aber zu deutlich sichtbaren Unterschieden in der Wasserstoff-Erzeugungsrate führt. Hierbei wird mit den aus der Leistikow / Prater-Courthright-Korrelation resultierenden höheren Oxidationsraten eine bessere Übereinstimmung mit den Messdaten erzielt.

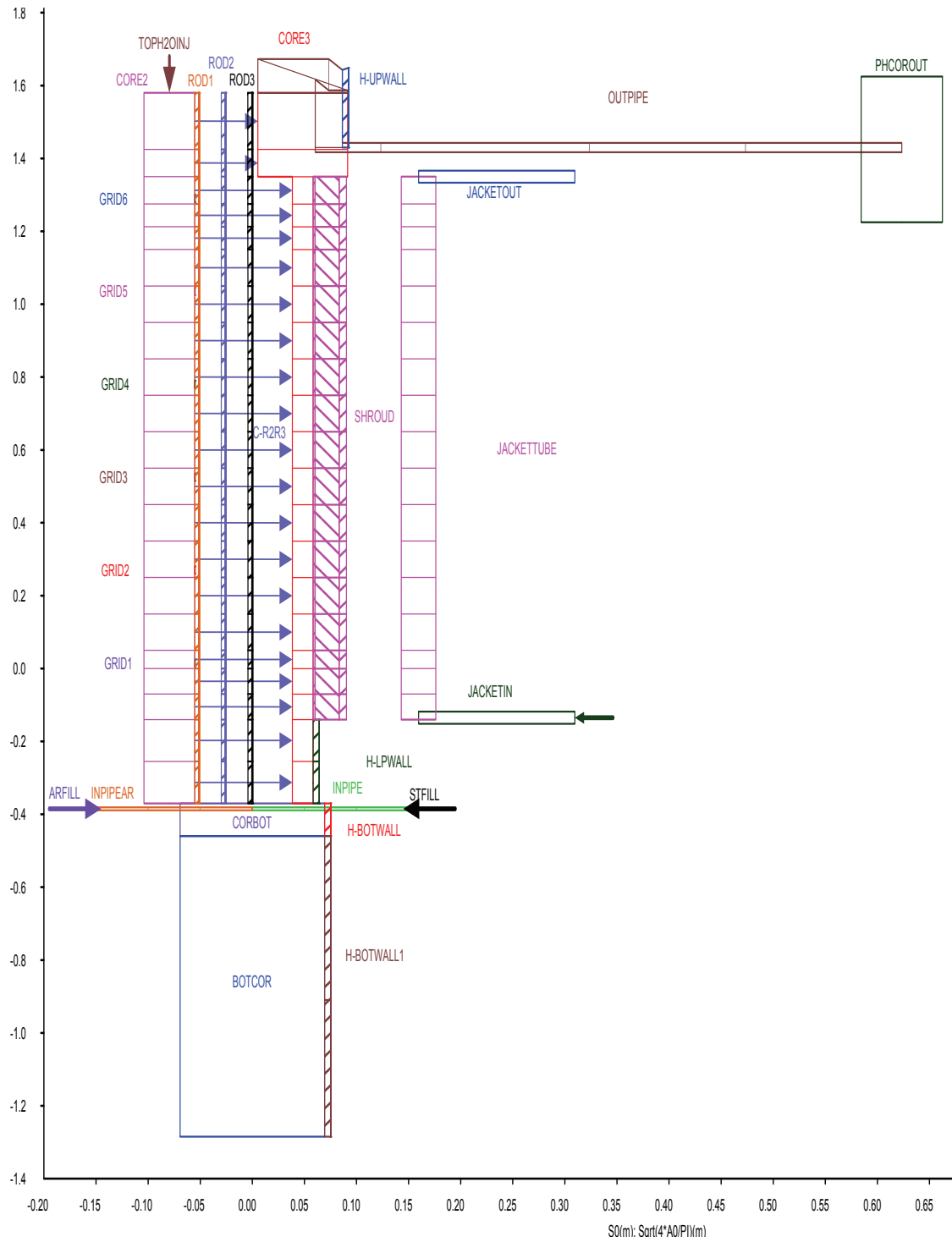


Bild 5.3-24: Nodalisation der PARAMETER-Teststrecke

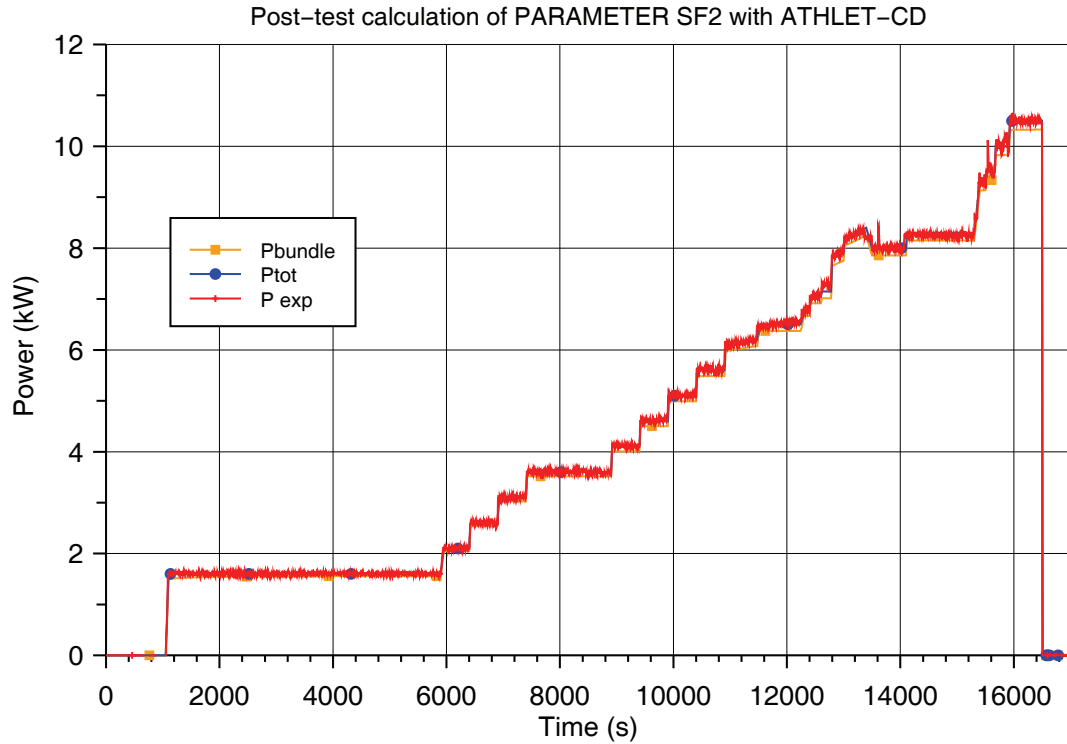


Bild 5.3-25: PARAMETER SF2: Verlauf der Bündelleistung

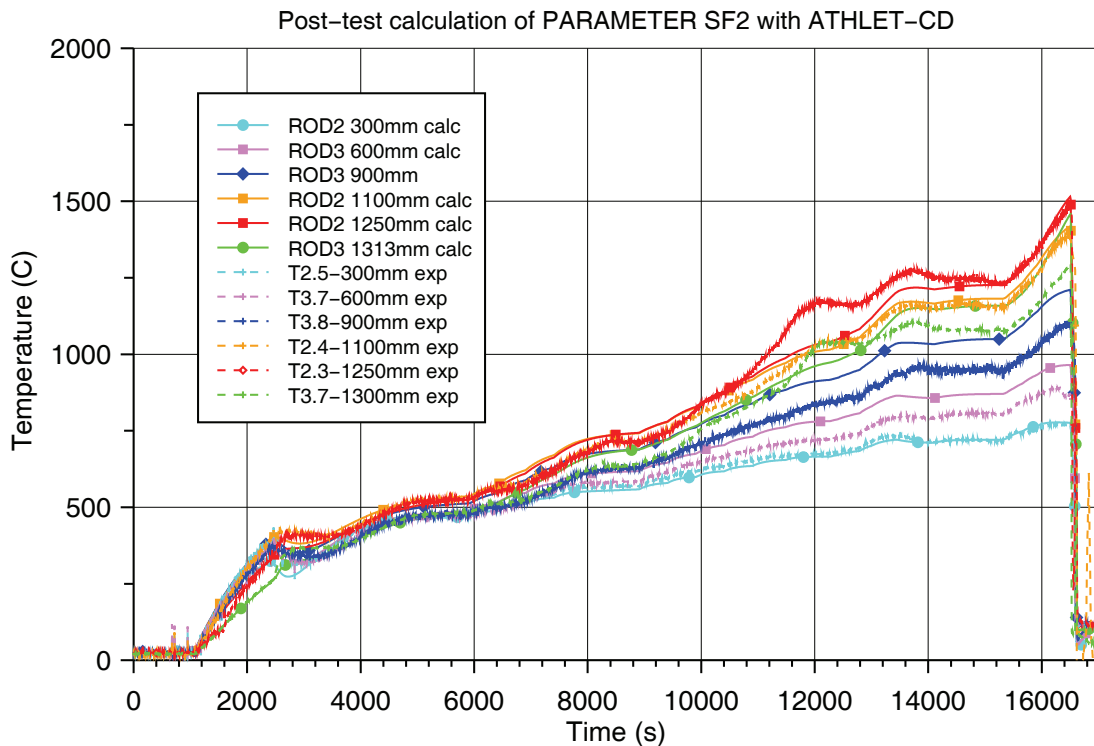


Bild 5.3-26: PARAMETER SF2: Axiale Verteilung der Hüllrohrtemperaturen

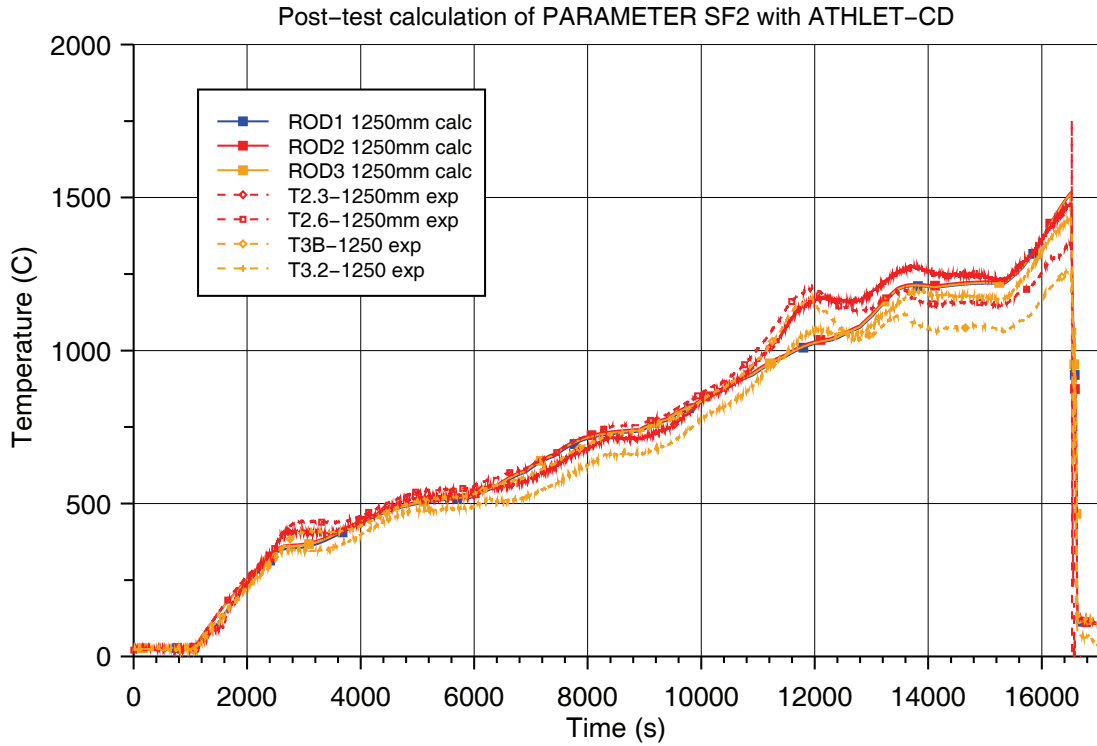


Bild 5.3-27: PARAMETER SF2: Vergleich der maximalen Hüllrohrtemperaturen

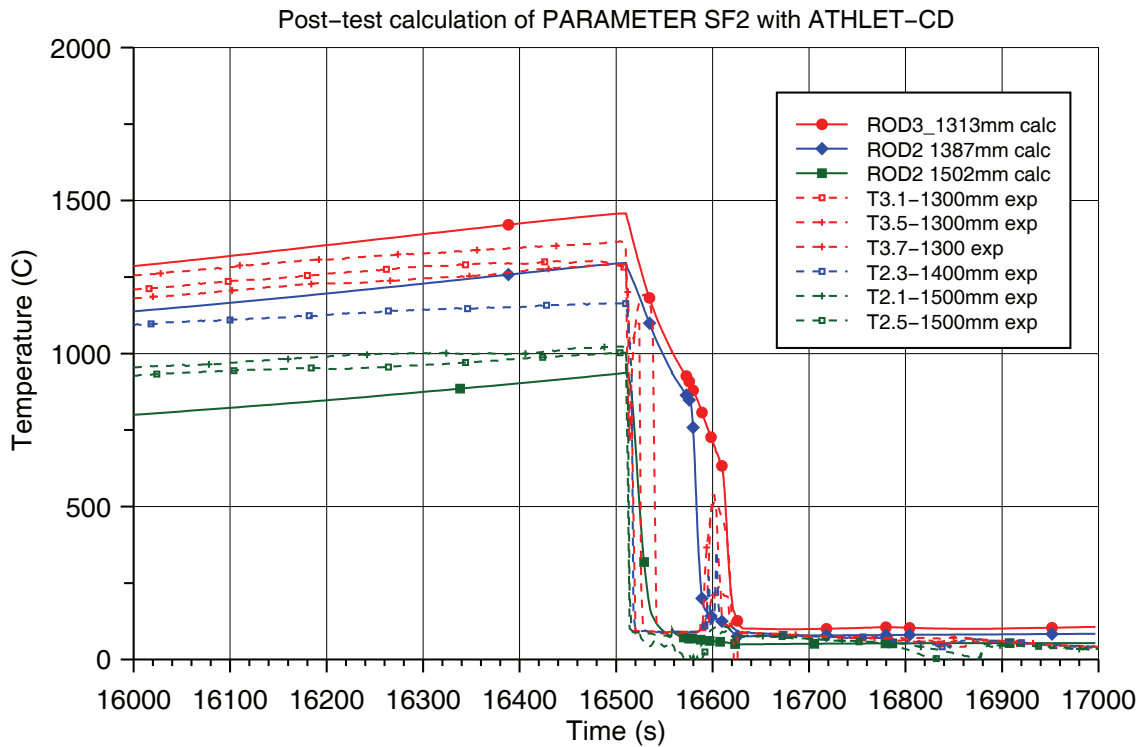


Bild 5.3-28: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im oberen Bündelbereich (1300 – 1500 mm)

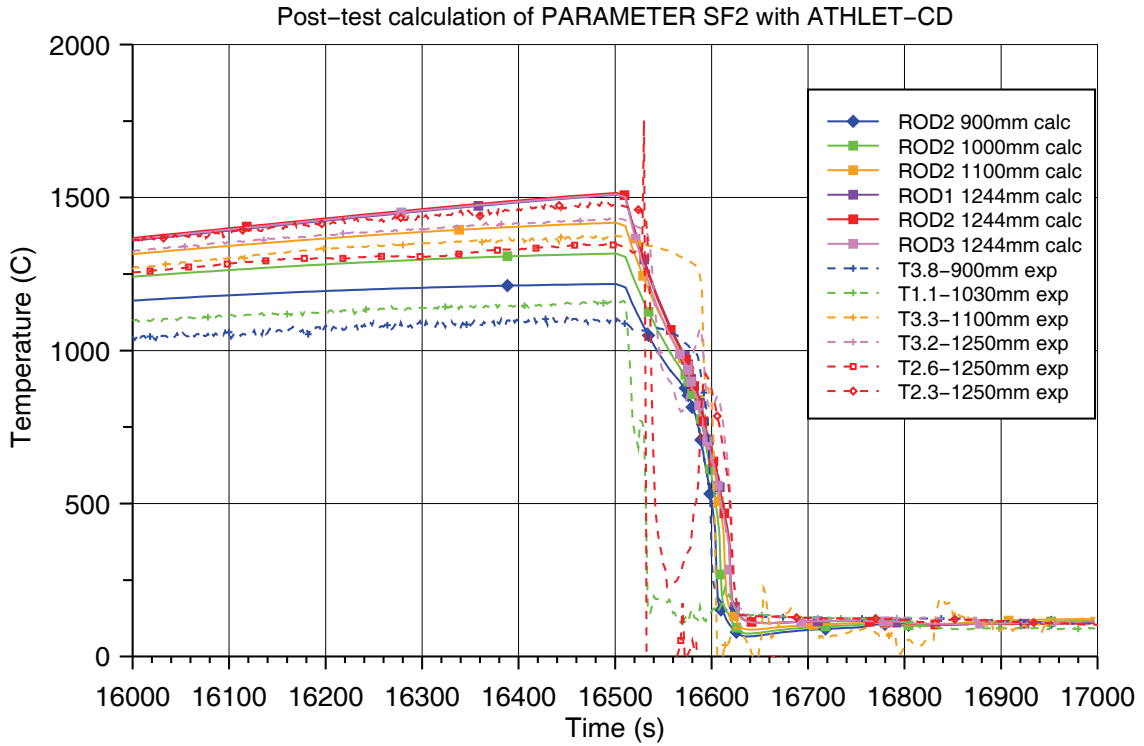


Bild 5.3-29: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im mittleren Bündelbereich (800 – 1250 mm)

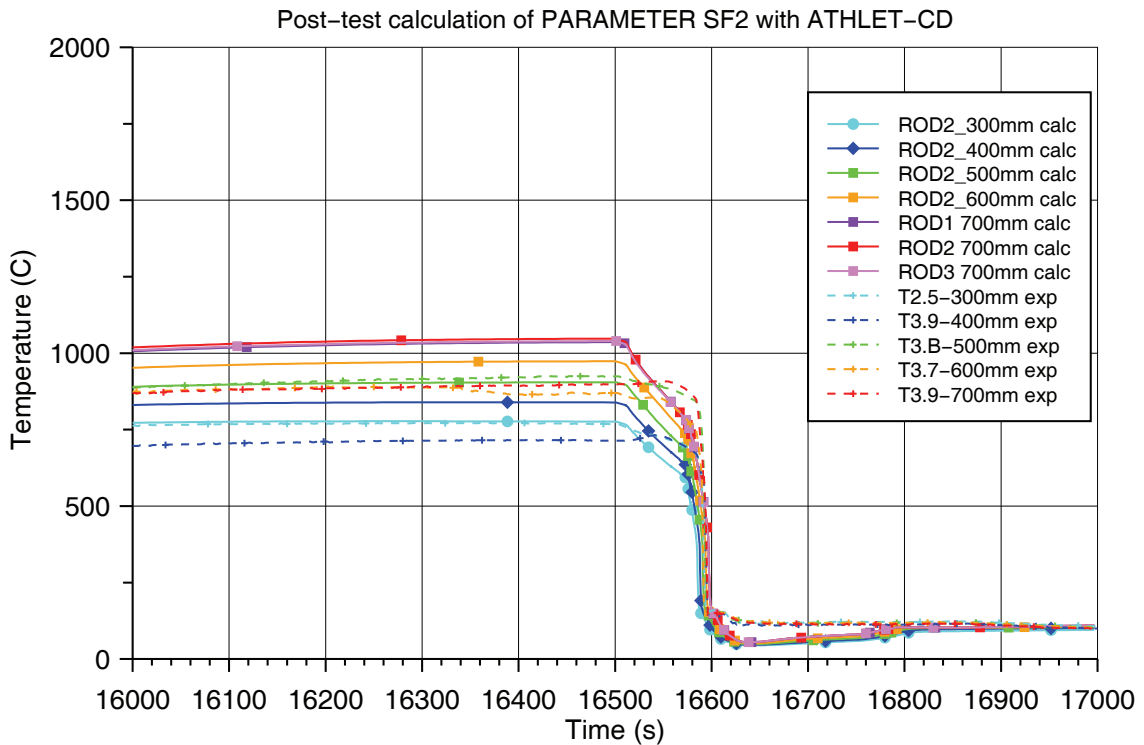


Bild 5.3-30: PARAMETER SF2: Hüllrohrtemperaturen im unteren Bündelbereich (300 – 700 mm)

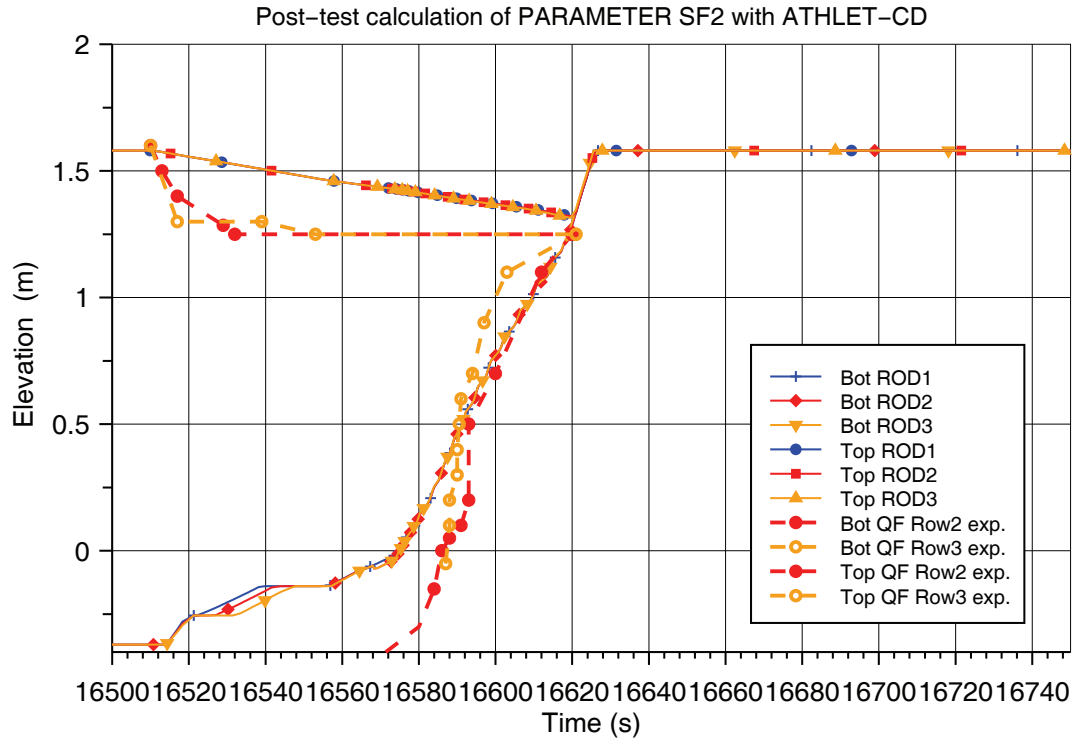


Bild 5.3-31: PARAMETER SF2: Verlauf der Quenchfronten

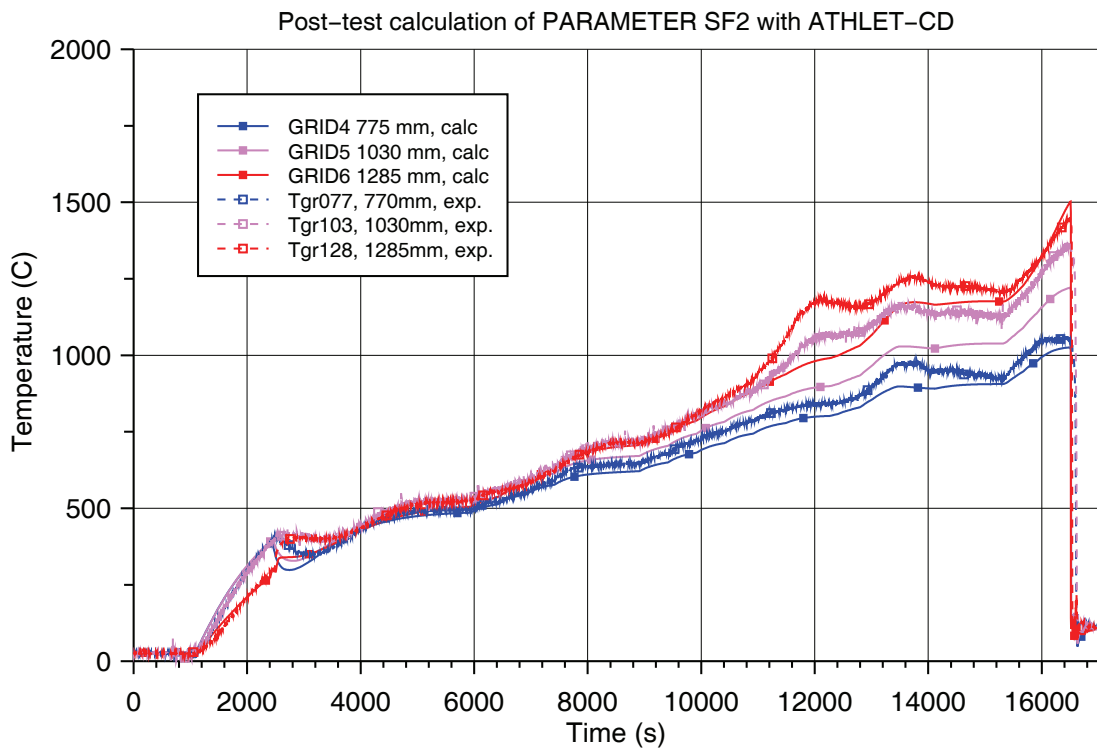


Bild 5.3-32: PARAMETER SF2: Vergleich der Temperaturen der Abstandshalter

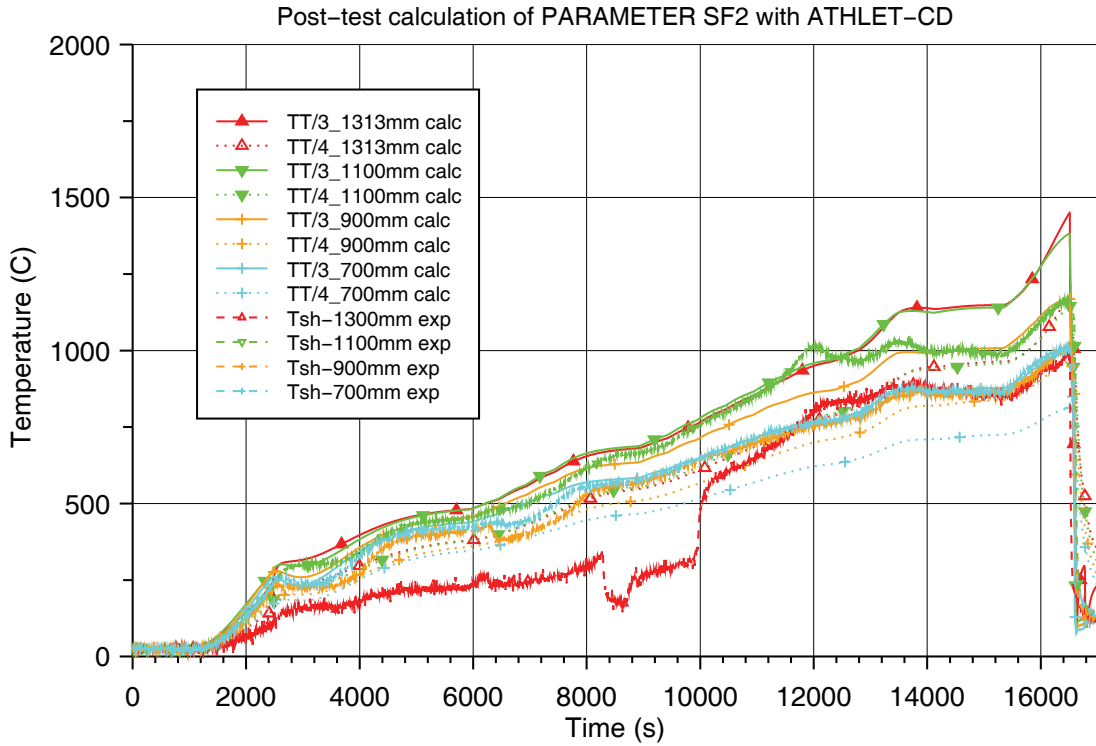


Bild 5.3-33: PARAMETER SF2: Vergleich der Temperaturen in der Bündelumfassung

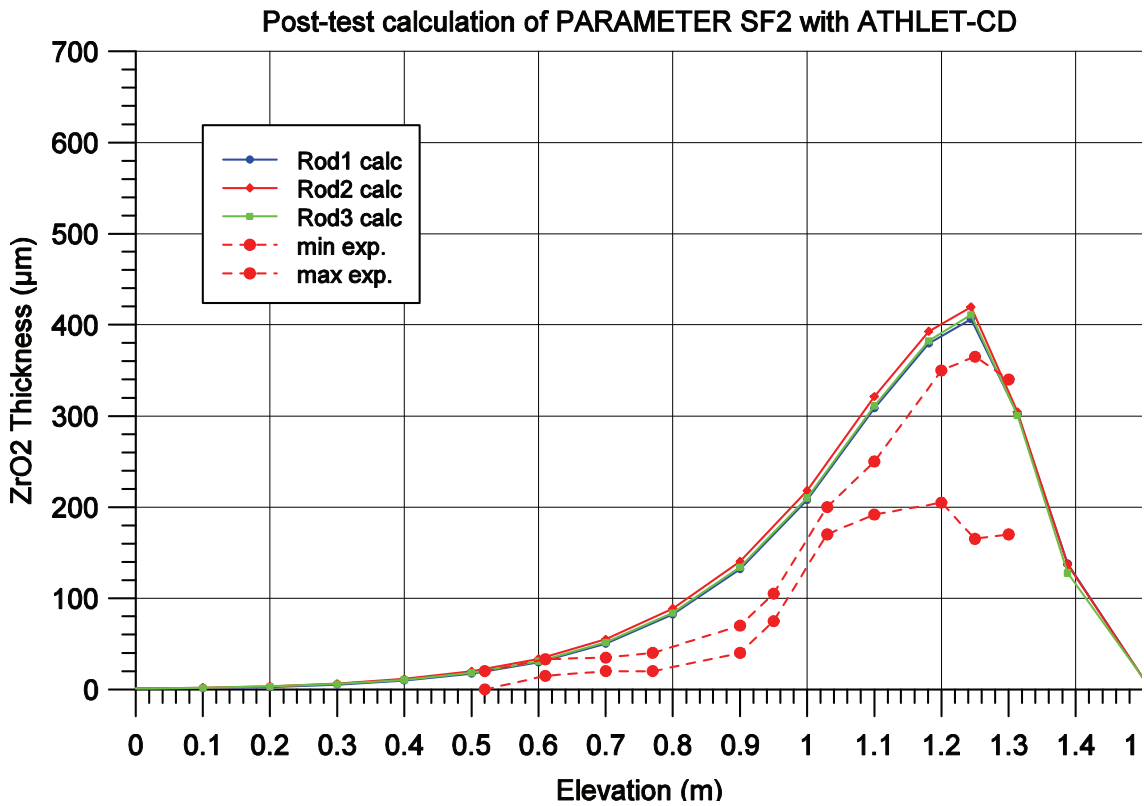


Bild 5.3-34: PARAMETER SF2: Oxidschichtdickenverteilung über der Bündelhöhe (t=17000s)

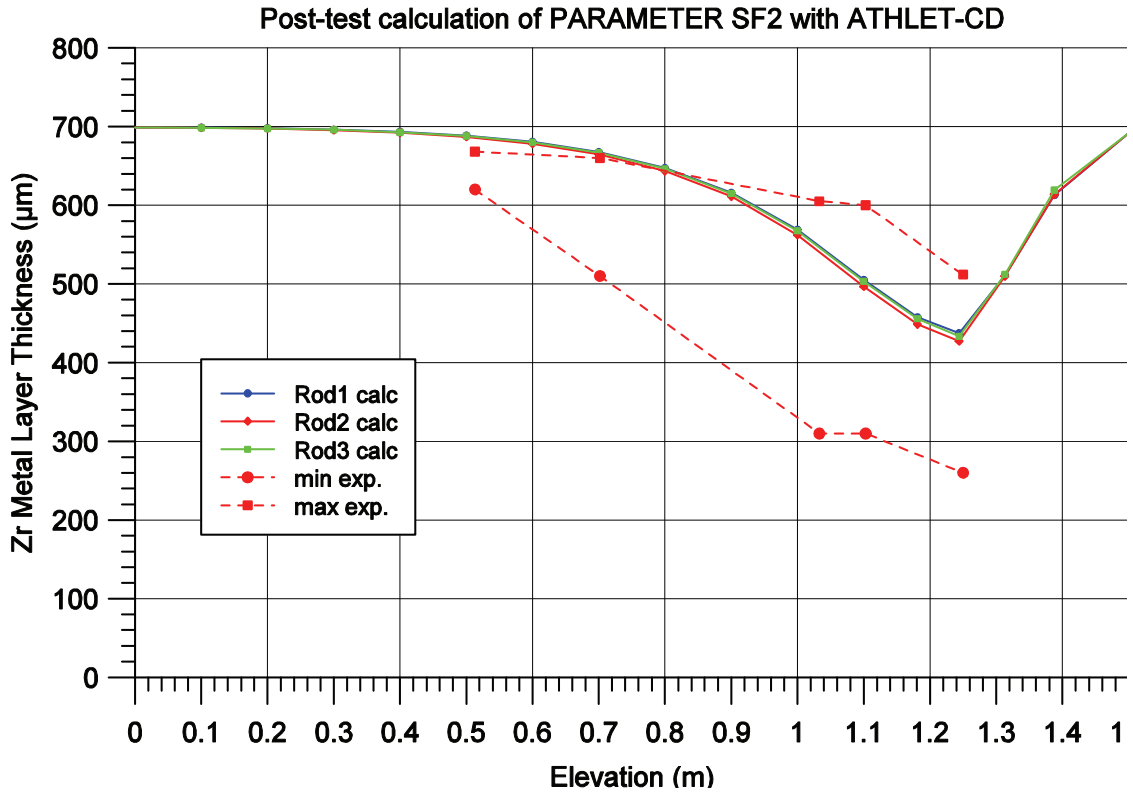


Bild 5.3-35: PARAMETER SF2: Verteilung der verbleibenden Zr-Metallschicht über der Bündelhöhe (t=17000s)

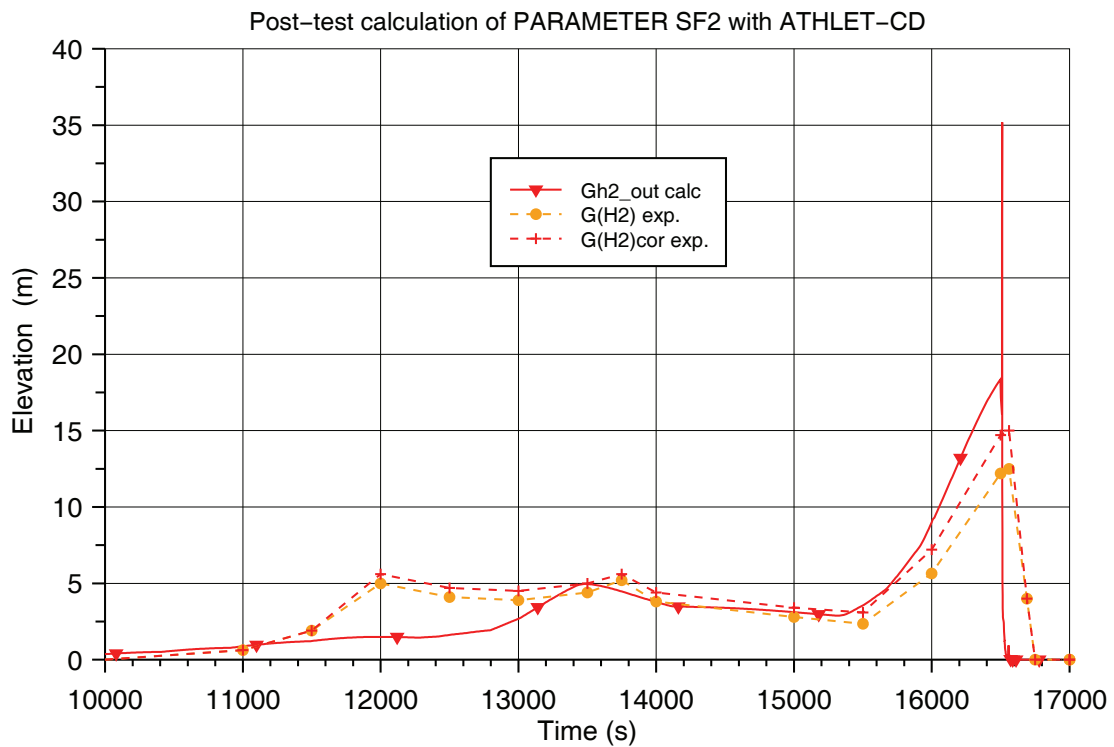


Bild 5.3-36: PARAMETER SF2: Rate der Wasserstoffproduktion

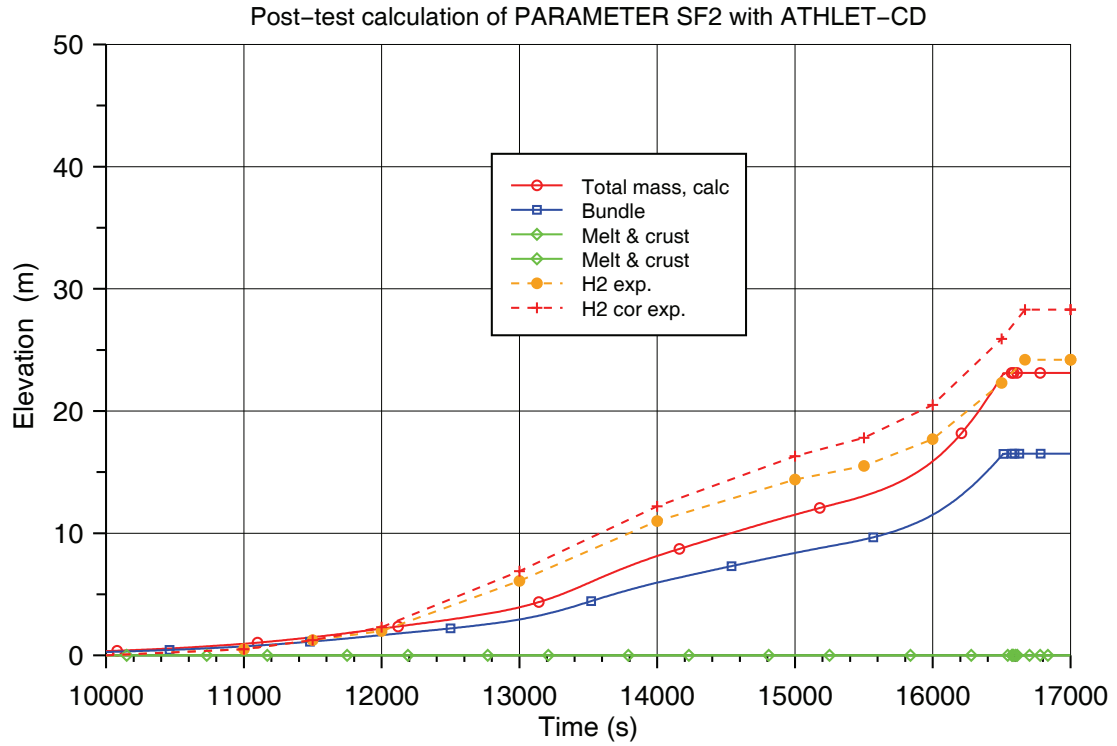


Bild 5.3-37: PARAMETER SF2: Gesamtmasse der Wasserstoffproduktion

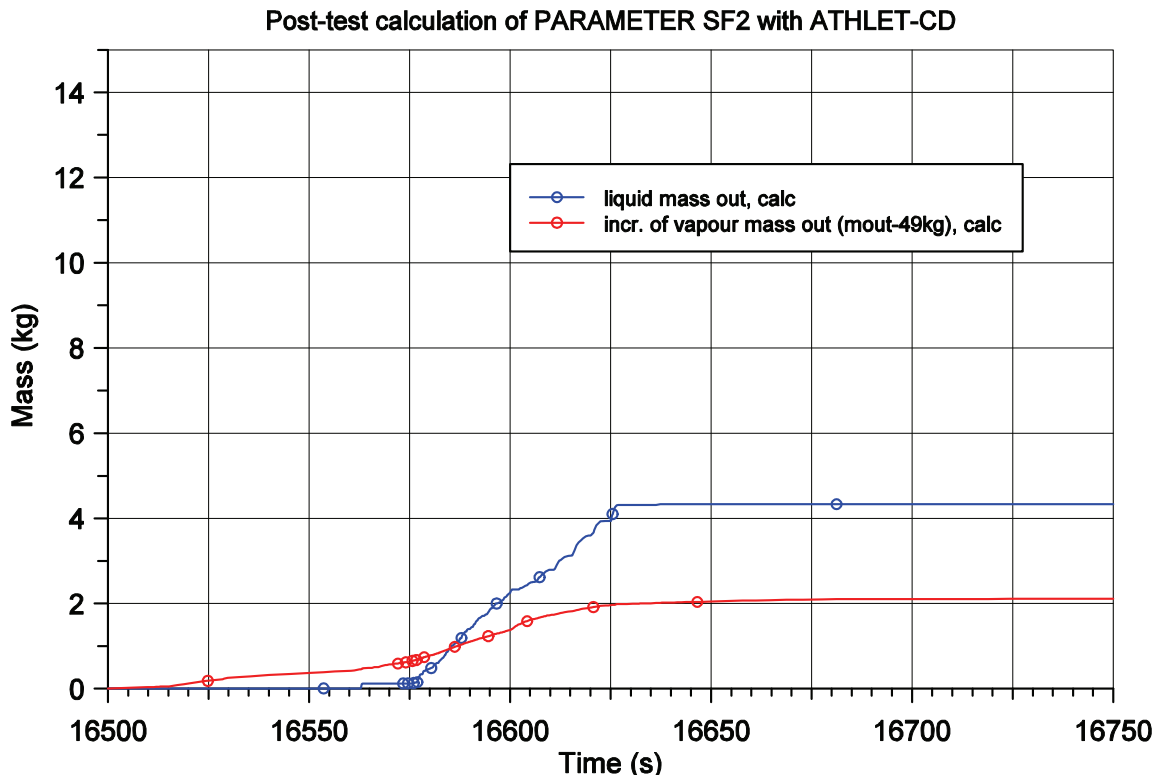


Bild 5.3-38: PARAMETER SF2: Dampf- und Wasserausströmraten

5.3.4 Nachrechnung des Versuchs PARAMETER SF3

5.3.4.1 Einleitung

Das Parameter-SF3 Experiment wurde am 31. Oktober 2008 als dritter Versuch in der PARAMETER-Versuchsanlage bei „LUCH“ in Podolsk, Russland durchgeführt. Bei diesem im Rahmen des ISTC-Projektes #3690 durchgeführten Experiment wird wie bei den ersten beiden Versuchen SF1 und SF2 in der PARAMETER Anlage die Anfangsphase eines schweren Störfalls mit Kühlmittelverlust bei einem großen Bruch (LOCA) simuliert. Im Unterschied zum Versuch SF2, bei dem das aufgeheizte Bündel durch kombinierte Wassereinspeisung von oben und unten gekühlt wurde, war es das spezielle Ziel dieses Versuchs, die Wirksamkeit der Kühlung nur von oben für die bis 1600°C aufgeheizte Anordnung zu untersuchen. Das verwendete Bündel mit 19 Stäben entspricht hierbei hinsichtlich der verwendeten Materialien und der Anordnung dem eines WWER-1000 Reaktors. Bei dem Versuch SF1, bei dem erstmals die Einspeisung von oben untersucht wurde, hatten sich nachteilige Effekte durch die ursprünglich gewählte sechseckige Form der Bündelumfassung ergeben, so dass der Test SF3 als Wiederholung des ursprünglichen Versuchs mit ähnlichen Randbedingungen in der optimierten umkonstruierten Anlage gesehen werden kann.

Das Experiment soll über das Verhalten und die Wechselwirkungen der Materialien und Strukturen des 19-Stab-Bündels Aufschluss geben und Folgerungen für die Kühlbarkeit eines WWER-Reaktors ermöglichen.

Aus den gemessenen Experimentdaten sollen Informationen für die Programmverifikation abgeleitet werden. Insbesondere für das bisher kaum überprüfte Quenchen von oben soll sich zeigen, ob die bisherige Modellierung und die empfohlenen Eingabeparameter für die Bewegung der oberen Quenchfront die experimentellen Gegebenheiten simulieren können. Außerdem werden Hinweise für die Modellierung der Gegenstrombegrenzung erwartet. Für die Simulation des Zirkon-Oxidationsprozesses soll sich zeigen, ob die verfügbaren Korrelationen die Oxidationskinetik von Zr1%Nb (E110) ausreichend gut nachbilden können.

5.3.4.2 Modellierung der Versuchsanlage

Für die vorliegende Nachrechnung wurde die Programmversion ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A eingesetzt. Der Datensatz für die Nachrechnung von PARAMETER SF3 wurde aus dem bereits anhand der Nachrechnung des Experiments SF2 überprüften Datensatz entwickelt und unterscheidet sich nicht in der Abbildung der Versuchsanlage.

Die gesamte Versuchsanordnung wurde wie in Abb. 5.3-24 dargestellt und in Kap. 5.3.3.2 beschrieben für ATHLET-CD abgebildet. Die Wassereinspeisung des „Top-Flooding“ ist entsprechend der Einspeisevorrichtung des Experiments mit dem zentralen CORE2 verbunden; der Bereich des äußeren Ringes (CORE3) ist an die Abströmleitung OUTPIPE gekoppelt. Die zwei Bereiche des Kerns sind durch Querverbindungen (C-R2R3) miteinander verbunden. In den 2 Zellen, die sich oberhalb des Shrouds befinden, ist die Querverbindung mit hohen Reibungsbeiwerten belegt, um den Strömungswiderstand der zylindrischen Einbauten des Versuchs zur Vermeidung von Querströmung zu simulieren.

Auch für die Brennstabsimulatoren und die Wärmeleitobjekte zur Nachbildung der Wandstrukturen wurde die bereits für die Nachrechnung des Tests SF2 gewählte Nodalisierung beibehalten (Abb. 5.3-24).

In einer zusätzlichen Rechnung wurde die etwas oberhalb des Shroud-Endes abzweigende Leitung zu den Wasserauffangbehältern (Tanks 6.1 bis 6.3) abgebildet (LEAK), um eine dem Versuch entsprechende realistische Wasserabströmung bereits unterhalb der Dampf- und Argon-Ausströmleitung (OUTPIPE) zu ermöglichen. Diese Erweiterung der ursprünglichen Nodalisierung brachte jedoch nicht die erhoffte Verbesserung hinsichtlich einer erhöhten Wasserabströmung und eines geringeren im Bündel verbleibenden Wasserinventars.

In der vorliegenden Nachrechnung tragen die Oxidation der Brennstab-Hüllrohre, der Abstandshalter (GRID1 bis GRID6) sowie die Innenseite des Shrouds zur Energieerzeugung bei.

Die Nachrechnung des Versuchs PARAMETER-SF2 zeigte eine zu geringe Oxidation bei Verwendung der Sokolov-Korrelation (IOXM=18), die aus Versuchen mit der bei PARAMETER zum Einsatz kommenden Zirkon-Legierung Zr1%Nb abgeleitet und für dieses Material zur Verwendung empfohlen wurde, jedoch eine gute Übereinstimmung

für IOXM=19 (Korrelation von Leistikow / Prater-Courtright). In der im folgenden gezeigten Nachrechnung des Versuchs SF3 erwiesen sich auch diese mit IOXM=19 erreichten Oxidationsraten als etwas zu niedrig; bei den hier in der Voroxidationsperiode vorliegenden Maximaltemperaturen von 1200°C lassen sich mit der Korrelation von Cathcart / Prater-Courtright (IOXM=15) nochmals etwas höhere Oxidationsraten und somit eine weiter verbesserte Übereinstimmung der Wasserstoff-Erzeugungsraten erreichen.

Wie bereits bei der Nachrechnung des Tests SF2 wird durch die Wahl von ROXLIM=1 der Übergang von parabolischer zu linearer Oxidationsreaktion nicht benutzt; d. h. die Zunahme der Oxidschichtdicke wirkt bis zum Ende der Rechnung begrenzend auf die Rate, eine mögliche Rissbildung in der anwachsenden Oxidschicht (Cracking) wird somit nicht berücksichtigt.

Der laut /LUC 08/ zu Beginn des Versuchs vorliegende Wasserinventar mit einer Füllstandshöhe von 450 mm wurde mit Hilfe des Mixture Level Modells vorgegeben.

Ebenfalls in Übereinstimmung mit dem Versuch SF2 wurde auch für SF3 das 6-Gleichungsmodell benutzt, wobei die Impulsgleichungen für die Dampf- und Wasserphase separat gelöst werden. Mit den Standard-Eingabedaten für die Berechnung der Zwischenphasenreibung ergibt sich nach Beginn des Top-Flooding eine zu schnelle Kühlung des Bündels von unten aufgrund des im Behälter verbleibenden Wassers bei der im unteren Bereich sich ausbildenden Tropfen- bzw. Ringströmung und dem schließlich in den beheizten Bereich ansteigenden Wasserspiegel.

In einer zusätzlichen Rechnung wurde versucht, die Wasserausströmung aus dem System zu erhöhen, um damit die Kühlung des unteren Bündelbereichs zu reduzieren und hiermit eine bessere Übereinstimmung des Kühlverhaltens mit den Messdaten zu erreichen. Hierzu wurden die Eingabedaten für die Berechnung der Zwischenphasenreibung (CW MODELUNC) so korrigiert, dass die Dampfgeschwindigkeit für „Onset of Entrainment“ verkleinert und die für Ringströmung und Ring- /Tropfenströmung berechnete Zwischenphasenreibung vergrößert wird. Mit dieser Änderung, sowie weiteren Maßnahmen zur Erhöhung der Ausströmung (LEAK) konnte eine Verzögerung der Abkühlung im unteren Bündelbereich erreicht werden, hierbei wurde jedoch eine starke Erhöhung der Rechenzeit festgestellt.

5.3.4.3 Versuchsablauf, Anfangs- und Randbedingungen

Eine detaillierte Darstellung des experimentellen Ablaufs ist aus /LUC 08/ zu entnehmen; die für die Nachrechnung des Experiments mit ATHLET-CD erforderlichen Anfangs- und Randbedingungen wurden den übermittelten Messdaten entnommen.

Die Tabelle 5.3-3 gibt einen Überblick über wesentliche Ereignisse während des Versuchsablaufs. Anhand dieser Tabelle, der Bündelleistung (Bild 5.3-39) sowie der gemessenen Maximaltemperaturen im Testbündel (Bild 5.3-40) wird nachfolgend der Versuchsablauf dargestellt.

Bild 5.3-39 zeigt die Bündelleistung während des Experiments. Dargestellt ist die gesamte elektrische Leistung des Experiments (P_{exp}), die auch der bei der Rechnung als Eingabe verwendeten elektrischen Leistung entspricht (P_{tot}). Das Bild zeigt außerdem die für die Aufheizung des Bündels tatsächlich verwendete Gesamtleistung nach Berücksichtigung der Verluste in den zu den Heizdrähten führenden Zuleitungen (P_{bundle}), die sich bis zum Beginn der transienten Phase von der eingegebenen elektrischen Gesamtleistung kaum unterscheidet. Der für die Berechnung der Leitungsverluste verwendete Eingabewert des äußeren Widerstandes von $1\text{ m}\Omega$ pro Stab (WHRES0) wurde so klein gewählt, um die Aufheizrampe richtig wiederzugeben (Bild 5.3-40). Nach 13700 s wurde der Wert von WHRES0 auf $6\text{ m}\Omega$ pro Stab erhöht, um das thermische Verhalten während der transienten Phase richtig zu simulieren. Eine Erhöhung des Eingabewertes ist physikalisch gerechtfertigt, da bei höherer Temperatur größere Leitungsverluste anzunehmen sind. In /YUD 09/ ist außerdem dargestellt, dass nach $\sim 10000\text{ s}$ 7 Heizleiter durch Kontaktverlust zwischen den Kupfer- und Molybdän-Elektroden ausfielen, was zu einer außerordentlichen Zunahme des elektrischen Widerstands führte. Durch Zunahme der Spannung wurde die benötigte elektrische Gesamtleistung gehalten, wobei jedoch eine Umverteilung der elektrischen Leistung unter den unbeschädigten Heizleitern erfolgte. Diese Maßnahme führte zu einer Abnahme der Hüllrohrtemperatur bei den ausgefallenen sowie einer Zunahme der Temperaturen bei den unbeschädigten Heizleitern. Diese Änderung während des Versuchs rechtfertigt ebenfalls die Erhöhung der Leitungsverluste im Zeitbereich nach 10000 s .

Bei Raumtemperatur (ca. 25°C) des Bündels wird die Datenaufzeichnung gestartet (0 s). Nach ca. 600 s wird beginnend mit einer elektrischen Ausgangsleistung von ca. 2 kW das Bündel auf ca. 500°C vorgeheizt. Ab 500 s wird von unten Argon als Trägergas bei einer Temperatur von ca. 400°C und einem konstanten Massenstrom von

2 g/s eingespeist. Beginnend bei ~2300 s wird aus einer separaten Einspeiseleitung außerdem Dampf mit einer Temperatur von ca. 500 °C bis kurz vor dem Ausschalten der elektrischen Leistung (14470 s) mit einem konstanten Massenstrom von 3,5 g/s eingeleitet.

Nach ~ 4500 s ist im Bündel ca. 500°C erreicht, und es wird nach der Stabilisierung bei dieser Temperatur mit der stufenförmigen Steigerung der elektrischen Leistung begonnen, um das Bündel bis ca. 1200 °C im heißesten Bereich aufzuheizen. Nach 9760 s ist in /LUC 08/ der Beginn der Voroxidationsphase markiert. Die Leistung wird jetzt zwischen ~8 und 9 kW so gesteuert, dass das Temperaturniveau von 1200°C möglichst gut gehalten wird, wobei dies bei einer allmählichen Aufheizung auf 1260°C im Bereich der höchsten Temperaturen gelingt. Ab 13725 s wird durch weitere Leistungssteigerung auf ~13 kW die transiente Phase begonnen; nach 14470 s wird bei Annäherung an die Temperatur von 1600°C das Ventil für die Dampfeinströmung geschlossen, nach 14481 s wird die elektrische Leistung ausgeschaltet. Zu diesem Zeitpunkt ist im Heizstab 2.5 (2. Reihe) auf 1300 mm Höhe die maximale Temperatur von 1578°C erreicht.

Mit dem Öffnen des Ventils für den Beginn des „Top Flooding“ 5 s später (14.486 s) wird mit einer Wassereinspeisung von 40 g/s bei ca. 25°C die Temperatur im oberen Bündelbereich schnell abgesenkt. Gleichzeitig mit dem Beginn der Kühlung wird die Argon-Zufuhr auf Einspeisung von oben umgeschaltet; diese wird erst nach Beendigung des Tests ausgeschaltet. Das Quenchen wird, wie in /LUC 08/ definiert, durch das Erreichen der Maximaltemperatur von 1600°C ausgelöst und geht einher mit dem Ausschalten der elektrischen Leistung. Während dies im Experiment bereits nach 14486 s der Fall ist, wird in der Rechnung zeitlich um 40 s verzögert die Kühlung eingeleitet. Die in der Rechnung bei 14526 s beginnende Top-Flodding-Kühlung speist mit einer durchschnittlichen Einspeiserate von 40 g/s Wasser mit einer Temperatur von 25°C in den zentralen Bündelbereich ein (TOPH2OINJ). Nach 14960 s, also 474 s nach dem Beginn der Top-Einspeisung ist im Versuch die Maximaltemperatur im Bündel auf ~130°C abgesunken; das Einspeiseventil wird geschlossen und damit die Kühlung beendet. In der Nachrechnung wird die Einspeisung ebenfalls 474 s nach dem Beginn beendet (15000 s); zu diesem Zeitpunkt wurde in Versuch und Rechnung mit der identischen Wassermenge von 19,0 kg Wassereinspeisung das Brennstabbündel vollständig abgekühlt. Zum Zeitpunkt 15064 s werden die Messsysteme ausgeschaltet.

Entsprechend den Bedingungen des Versuchs steigt der Anfangsdruck von 1,0 bar im Zeitbereich zwischen 500 und 1000 s auf 3,5 bar an; dieser Wert wird als Randbedingung bis zum Ende der Rechnung beibehalten. Hierbei wird das Volumen PHCOROUT (vgl. Abb. 5.3-24) als „Time Dependent Volume“ definiert und ersetzt somit die relativ aufwändige Condenser-Ausführung der Versuchsanordnung.

Das „Cooling Jacket“ wird mit einem Wassermassenstrom von 52 g/s gekühlt; während die Messdaten starke Schwingungen im Bereich zwischen 50 und 100 g/s aufzeigen, wird der Wert für die Rechnung konstant gehalten und die hierbei bewirkte Kühlung somit vermutlich etwas unterschätzt.

Tabelle 5.3-3 PARAMETER SF3: Versuchsablauf /LUC 08/

Zeit (s)	Ereignis
0 s	Beginn der Datenaufzeichnung
~ 500 s	Argon Einspeisung in das Testbündel, Einspeiserate 2g/s, Temperatur ~ 420 °C
~ 2300 s	Zus. Dampf-Einspeisung mit einer Strömungsrate von ~3,5 g/s, Temperatur ~500 °C
~ 4500 s	Erreichen von Bündeltemperaturen um ~500 °C auf den Ebenen 300 – 1300 mm
4506 s	Beginn der langsamen Bündelaufheizung
9760 s	Beginn der Voroxidationsphase
13725 s	Beginn der Bündelaufheizung auf ~ 1600 °C
14470 s	Schließen des Ventils für die Dampfeinspeisung
14481 s	Ausschalten der elektrischen Leistung
14486 s	Öffnen des Ventils für „Top Flooding“
14960 s	Schließen des Einspeiseventils für „Top Flooding“
15064 s	Ausschalten der Datenaufzeichnung

5.3.4.4 Ergebnisse der Nachrechnung mit ATHLET-CD

Zunächst wurde eine Vorlaufrechnung von 2000 s durchgeführt, um das System mit den vorgegebenen Anfangsbedingungen zu stabilisieren. Danach erfolgte die Analyse mit dem Beginn der Aufheizphase zur Zeit 0 s (Tabelle 5.3-3).

Die Rechnungen wurden bis zu einer Problemzeit von 16000 s durchgeführt /BAL 09a/. In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Bezeichnung der Heizstäbe in /LUC 08/. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich aus dem Nodalisierungsmodell (vgl. Abb. 5.3-24). Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt somit zwischen 0 und 1275 mm (vgl. Abb. 3.2.13).

Für den Vergleich der Hüllrohrtemperaturen sind die während des Versuchs ausgefallenen Messfühler nicht berücksichtigt. Die Abb. 5.3.40 zeigt die Verteilung der gemessenen und berechneten Hüllrohrtemperaturen auf der Höhe der maximalen Temperaturen für den gesamten Zeitraum des Versuchs. Während die Temperaturen in der Simulationsrechnung bis ca. 7500 s im Mittel geringfügig überschätzt werden, bleiben die berechneten Temperaturen zum Ende der Aufheizphase bzw. zum Beginn der Voroxidationsphase bis ca. 10000 s etwas unter den gemessenen Werten, wobei übereinstimmend in Rechnung und Experiment auf der Höhe 1250 mm die höchsten Temperaturen auftreten. In der späteren Phase der Voroxidation und im Zeitbereich der Transiente verlaufen die Rechen- und Versuchsdaten nahezu deckungsgleich innerhalb der Streuung der Messwerte. In der Rechnung bleibt allerdings die Position der maximalen Temperatur auf der Höhe 1250 mm bestehen, während sich im Test die Temperatur an der 1300 mm-Position als die schließlich höhere und auslösende Temperatur bei Erreichen des 1600°C-Kriteriums für den Beginn der Abkühlung entwickelt.

In den Abb. 5.3-41 bis 5.3-44 sind die Heizleitertemperaturen von Versuch und Rechnung für die Regionen oberhalb der beheizten Länge (1300 – 1500 mm) sowie im mittleren (500 – 800 mm) und unteren Bereich (100 – 400 mm) der beheizten Länge verglichen. Wie bereits beim Vergleich der Maximaltemperaturen festzustellen ist, ist der Unterschied der für ROD1, ROD2 und ROD3 berechneten Temperaturen sehr gering, daher wurde in den hier dargestellten Verläufen nur ROD2 und ROD3 berücksichtigt. Während an der obersten Bündelposition (1500 mm) die Temperatur zu niedrig be-

rechnet wird, sind die berechneten Verläufe im Bereich hoher Temperaturen in guter Übereinstimmung mit den Messwerten und im unteren Bündelbereich etwas zu hoch.

Nachdem bei Erreichen der Maximaltemperatur von 1600°C in der Rechnung 40 s verspätet gegenüber dem Versuch der Beginn des Top-Flooding ausgelöst wird (Experiment: $t=14486$ s, T_{\max} in 1300 mm Höhe, Rechnung: $t=14526$ s, T_{\max} in 1250 mm Höhe), werden die Heizstäbe übereinstimmend in Versuch und Rechnung unmittelbar auf ihrer gesamten Länge gekühlt. Das Kühlverhalten in der oberen Hälfte des beheizten Bündelbereichs stimmt gut mit den gemessenen Daten überein (Bild 5.3.44), während in der unteren Bündelregion die Abkühlung in der Simulation überschätzt wird (Bild 5.3-45). Wie im Folgenden gezeigt wird, ist die Ursache in einer zu großen Wasseransammlung in der Testanlage zu sehen.

In weiteren Rechnungen wurde versucht, die Ausströmrates für das Wasser zu erhöhen, indem die im Versuch etwas oberhalb des Shrouds abzweigende und zu den Wassersammelbehältern (Tanks 6.1 bis 6.3) führende Kondensatleitung in der Nodalisierung in Form einer abführenden Leitung (LEAK) berücksichtigt wurde, deren Auslass ab 14600 s, also ca. 70 s nach Beginn der Einspeisung geöffnet wird. So muss das in der Dampf- und Argon-Strömung mitgerissene Wasser nicht wie bisher (Referenzrechnung) über die Strömungsumleitung aufgrund der Blecheinbauten zum Auslass (OUTPIPE) abströmen, sondern kann bei einer Ansammlung oberhalb des Shroud wie im Versuch direkt austreten. Da sich diese Maßnahme allein nur wenig auswirkt, wurde außerdem wie bereits bei früheren Nachrechnungen des Versuchs SF2 durch eine Änderung der Eingabedaten für das Zwischenphasenreibungsmodell der Wassermittels erhöht. Eine mit diesen Zusatzmaßnahmen durchgeführte Rechnung zeigte hinsichtlich der Kühlung in der unteren Bündelregion eine verbesserte Übereinstimmung (Bild 5.3-46), allerdings kann diese alternative Rechnung nicht als zufriedenstellende Lösung des Problems betrachtet werden, da hierbei wesentlich erhöhte Rechenzeiten auftraten und zudem die Abkühlung oben verschlechtert wird.

Den Verlauf der oberen und unteren Wiederbenetzungsfronten zeigt Bild 5.3-47. Der experimentelle Verlauf /NAL 09/ zeigt hier deutlich, dass das letzte Quenchen auf der Höhe 500 mm bzw. 200 mm auftritt, während sich die obere und untere Quenchfront der Rechnung in 850 mm Höhe schneiden. Die obere Quenchfront stimmt gut mit den Daten des Versuchs überein, die untere Quenchfront schreitet jedoch zu schnell voran, so dass sich insgesamt ein um ca. 150 s zu frühes Wiederbenetzen in der Simulation

ergibt. Das Bündel ist somit in der Simulationsrechnung bereits nach ca. 300 s, anstatt der im Versuch auftretenden Zeit von ca. 450 s abgekühlt.

Die Quenchfrontverläufe der Alternativrechnung mit höherem Wasseraustrag zeigen deutlich die anfangs verlangsamte Abkühlung im unteren Bündelbereich, allerdings wird auch hier schließlich zu schnell gekühlt, wobei die ursprünglich in guter Übereinstimmung mit dem Versuch berechnete obere Quenchfront zurückbleibt, so dass diese Rechnung nicht als wirkliche Verbesserung gesehen werden kann (Bild 5.3-48, grüne Linien).

Die Messung des bei der Bildung von ZrO_2 entstehenden Wasserstoffs ermöglicht einen Vergleich, der über den zeitlichen Verlauf der Oxidation Aufschluss gibt. In Übereinstimmung mit dem Vergleich der Maximaltemperaturen, die zum Ende der Aufheizphase etwas zu hoch berechnet werden, beim Eintreten in die Voroxidationsphase eher etwas zu niedrig sind, aber dann ab ca. 10000 s in sehr guter Übereinstimmung mit den gemessenen Daten verlaufen (Bild 5.3-40) wird mit der Korrelation von Cathcart / Prater-Courtright ($IOXM=15$) ein entsprechendes Bild des Oxidationsverlaufs erzeugt. Dieses Verhalten zeigt sich deutlich beim Vergleich der Wasserstoffherzeugungsrate (Bild 5.3-48); wobei die in der Simulation erreichten Werte im entscheidenden Zeitbereich ab 10000 s innerhalb der Streubreite der Experimentdaten verlaufen. Die hierbei integral erzeugte Wasserstoffmasse, die im Experiment nur in ihrer Gesamtmenge erfasst werden kann, beträgt zum Ende des Versuchs 34,5 g. Diese Menge wird in der Rechnung mit 33,9 g nahezu exakt nachgerechnet, wobei ein Anteil von 24,4 g durch das Stabbündel und 9,5 g durch die Oxidation der Shroud-Innenwand und der Abstandshalter erzeugt werden (Bild 5.3-49).

Dieser Vergleich der Wasserstoffherzeugung für die Oxidation der Zr1%Nb (E110) Hüllrohre und Strukturmaterialien legt nahe, dass mit den für reines Zirkon abgeleiteten und in der Literatur bisher bekannten Ratengleichungen die Oxidationsraten des in den WWER-Reaktoren verwendeten Materials mit ausreichend hoher Genauigkeit bestimmt werden können.

In Bild 5.3-50 ist der zeitliche Verlauf der in der Nachrechnung bestimmten Zirkon-Oxidschichtdicke der Hüllrohre aufgetragen. Die Nachrechnung zeigt, dass bis zum Ende der Voroxidationsphase (~ 13700 s) eine maximale Oxidschichtdicke von ~ 400 μm erreicht wird. Zum Ende des Versuchs wächst die Oxidschicht nur noch geringfügig auf maximal 450 μm in 1250 mm Bündelhöhe an.

Die aus /YUD 09a/ entnommene Information über die im Versuch erreichten Oxidschichtdicken umfasst die nachträgliche metallographische Überprüfung und Auswertung der Heizstäbe auf den Bündelhöhen 800, 1000, 1250 und 1300 mm. Die Auswertung zeigt eine starke Streuung der Oxidschichtdicken über den Querschnitt in jeder der ausgewählten Höhen mit einer maximalen Schichtdicke der Hüllrohre von 560 μm in einer Höhe von 1300 mm, wobei jedoch in dieser Höhe auch minimale Werte von ca. 250 μm auftreten. Dies zeigt, dass die in der Rechnung erreichten Oxidschichtdicken von 450 μm innerhalb der im Versuch aufgetretenen Bandbreite liegen.

Bei dem im Versuch SF2 aufgetretenen Phänomen eines gemessenen Druckanstiegs in der Flutphase auf 6,2 bar wurde angenommen, dass der im Versuch für die Kondensation der ausströmenden Dampfmasse verantwortliche „Condenser“ nicht leistungsstark genug ist, um den ausströmenden Dampf schnell genug zu kondensieren, so dass sich ein von hier ausgehender Druckanstieg in das Bündel hinein ausbreitet. In der mit konstanter Druckrandbedingung durchgeführten ATHLET-Rechnung konnte dieser starke Druckanstieg nicht nachvollzogen werden. Diese Annahme wird im Nachhinein beim Vergleich der SF3 Druckverläufe bestätigt, da sich hier bei geringerer Gesamteinspeiserate geringere Verdampfungsraten ergeben, die im Versuch und in der Rechnung mit Druckanstiegen von weniger als 1 bar verbunden sind /BAL 09a/.

In der Tabelle 5.3-4 ist für Experiment und Rechnung eine Bilanz der eingespeisten und am Ende der Rechnung integral vorgefundenen Wassermengen vorgenommen. Obwohl in der Rechnung die Kühlung des gesamten Bündels bereits nach ca. 300 s erreicht ist, wird die Einspeisung über einen Zeitbereich von 474 s aufrecht erhalten, um mit der identisch eingespeisten Wassermenge von 19,0 kg die ab Einspeisebeginn bilanzierten Wassermengen vergleichen zu können.

Wie in /LUC 08/ und /NAL 09/ bilanziert, ist die Dampfausströmung im Versuch ab 14464 s mit 6,2 kg (Tank 5.5) wesentlich höher als in der Rechnung mit 1,9 kg; dies erklärt auch den höheren Wassermitriss mit einer höheren Wasseraustragungsrate von 4,3 kg (Tank 6.3) gegenüber 3,1 kg in der Rechnung. Durch das Shroudversagen gehen in der letzten Phase des Flutens im Test 3,14 kg Wasser in den Zwischenraum zur Isolierung verloren /LUC 08/, während die Rechnung das Shroud-Versagen nicht simuliert. Zum Ende des Versuchs verbleiben im Behälter nur 4,8 kg Wasser /NAL 09/ entgegen einer wesentlich höheren Wassermenge von 14,0 kg in der Rechnung. Diese Diskrepanz erklärt den wesentlich schnelleren Anstieg der unteren Quenchfront in der Simulation, wobei bereits die Kühlung der Ring- und Tropfenströmung, noch vor dem

Anstieg des Wasserspiegels in die beheizte Region ausreicht, um die Wiederbenetzung des Bündels im unteren Drittel herbeizuführen. Der große Unterschied der zum Ende des Versuchs vorgefundenen Wasseransammlung im Testbehälter ist zum Teil auch darauf zurückzuführen, dass in der Simulation die Einspeisung bei bereits vollständig erfolgter Abkühlung aufrecht erhalten wird, um eine mit dem Experiment identische Einspeisemenge zu erhalten, während im Versuch die Einspeisung unmittelbar nach dem vollständigen Wiederbenetzen ausgeschaltet wurde. Insgesamt ist jedoch nicht völlig geklärt, wieso sich im Versuch das Vordringen des eingespeisten Wassers in die unteren Bündelbereiche erst zum Ende der Flutphase auswirkt.

Tabelle 5.3-4 PARAMETER SF3: Massenbilanz für den Zeitbereich der Wassereinspeisung

	Experiment /LUC 08/	ATHLET-CD Rechnung
Wassereinspeisung $\Delta t=474$ s, $G=40$ g/s	19,0 kg	19,0 kg
Dampfkondensation aus Dampf- ausströmung (nach Einspeisebeginn)	6,2 kg (Tank 5.5)	1,9 kg
Gesamtmasse des ausgeströmten Wassers	4,3 kg (Tank 6.3)	3,1 kg
Wasserverlust (Shroudversagen)	3,14 kg	-
Wassermasse in der Anlage (zum Ende des Versuchs)	4,8 kg	14,0 kg
Summen der Massen	18,4 kg	19,0 kg

5.3.4.5 Zusammenfassende Bewertung

Der Vergleich der Nachrechnung mit den Versuchsergebnissen zeigt im gesamten Zeitraum des Experiments eine gute Übereinstimmung der Maximaltemperaturen der Heizstäbe. Insbesondere in der letzten Phase der Voroxidation und während der transienten Phase bis zum Erreichen der Temperatur von 1600°C als Auslösekriterium für den Beginn der Top-Flooding-Einspeisung werden die Maximaltemperaturen nahezu deckungsgleich mit den Messdaten berechnet. Beim Vergleich der Abkühlung während der Flutphase wird die Kühlung durch das von oben in das Bündel vordringende Wasser im Bereich von 1500 mm bis ca. 700 mm Höhe in guter Übereinstimmung mit den Versuchsdaten berechnet; im unteren Bündelbereich zeigt sich jedoch eine zu starke Kühlwirkung und daher ein insgesamt zu schnelles Quenchen der Brennstabsimulatoren.

In einer alternativen Rechnung, in der versucht wurde, die Wasserausströmung in der Kondensatleitung realistischer gegenüber der Referenzrechnung zu simulieren und außerdem durch Änderung der Eingabedaten für die Zwischenphasenreibung eine höhere Wasserausströmung aus dem Behälter zu erreichen, konnte die Abkühlung im unteren Bündelbereich und somit der Fortschritt der unteren Quenchfront verlangsamt werden. Insgesamt wird jedoch auch hier eine zu hohe Kühlung in der ‚Bottom‘-Region berechnet.

Mit der Verwendung der Cathcart / Prater-Courtright-Korrelation für die Berechnung der Hüllrohroxidation kann der zeitliche Verlauf der Wasserstoff-Erzeugungsrate mit Ausnahme einer kurzen Phase am Ende der Aufheizung und zu Beginn der Voroxidation in sehr guter Übereinstimmung mit den Messdaten bestimmt werden und führt zu einer Gesamtmenge an Wasserstoff von 33,9 g, die damit nahezu gleich dem integralen Endwert des Versuchs ist (34,5 g). Die nach dem Ende des Versuchs vorhandenen Oxidationsschichtdicken liegen, soweit Vergleichswerte vorhanden sind, innerhalb der Bandbreite der durch metallographische Auswertung ermittelten Versuchsdaten.

Der beim Versuch SF2 beobachtete Druckanstieg auf nahezu den doppelten Wert des ursprünglichen Drucks von 3,5 bar in der Flutphase konnte bei dem Versuch SF3 nicht beobachtet werden. Dies lässt auf geringere Verdampfungsraten schließen, was wegen der geringeren Gesamteinspeisung bei SF3 (Top-Flooding) gegenüber dem Versuch SF2 (kombinierte Einspeisung) auch schlüssig erscheint. In der Nachrechnung des

Versuchs SF3 tritt ähnlich wie bei den Messdaten nur ein geringer Druckanstieg von weniger als 1 bar auf.

Der durch Verdampfung und Wasseraustrag summierte Wasserverlust der Versuchsanlage ist im Versuch (10,5 kg) höher als in der Rechnung (5,0 kg). Außerdem tritt im Versuch ein Wasserverlust durch das Versagen des Shroud auf, der in der Rechnung nicht simuliert wird. Daher ist am Ende des Experiments die in der Rechnung im Behälter angesammelte Wassermasse wesentlich höher als im Versuch, was die höhere Kühlung im unteren Bündelbereich erklärt.

Hinsichtlich des für Wassereinspeisung von oben bisher nur wenig überprüften Quenchmodells zeigt sich, dass mit Eingabewerten, die denen der unteren Quenchfront entsprechen, für die obere Abkühlfront eine gute Übereinstimmung mit der Abkühlfront des Versuchs erreicht wird. Somit bestätigen sich die bereits bei der Nachrechnung des Versuchs SF2 (kombinierte Einspeisung) gemachten Erfahrungen, dass mit den Eingabewerten, die standardmäßig auch für die untere Quenchfront benutzt werden, die beste Übereinstimmung des Verlaufs der oberen Quenchfront erreicht werden kann.

Im ATHLET-CD Benutzerhandbuch /ATH 09/ wird bisher die Verwendung der Sokolov-Korrelation für die Berechnung der Oxidation von WWER-Hüllrohren (Zr-1%Nb) im Handbuch empfohlen. Der Vergleich der Rechnungen mit den Optionen IOXM=18 (Sokolov, E110), 19 (Leistikow / Prater-Courthright, SF2) und IOXM=15 (Cathcart / Prater-Courthright, SF3) zeigt jedoch, dass im vorliegenden Temperaturbereich zwischen 1200°C und 1600°C die Wahl der Korrelation zu deutlich sichtbaren Unterschieden in der Rate der Wasserstoff-Erzeugung führt. Hierbei wird mit den aus der Cathcart / Prater-Courthright-Korrelation resultierenden höheren Oxidationsraten die beste Übereinstimmung mit den Messdaten erzielt.

Insgesamt kann mit dieser Nachrechnung gezeigt werden, dass das bisher nur unzureichend getestete Modell der oberen Quenchfront in zufrieden stellender Weise die Abkühlung von oben simuliert. Die Oxidation von Zr1%Nb (E110) wird in sehr guter Übereinstimmung mit den für reines Zirkon abgeleiteten Korrelationen abgebildet, wie aus dem Vergleich der Wasserstoffproduktion geschlossen werden kann. Hinsichtlich der Wassermassenbilanz bleiben einige Unsicherheiten des Versuchs, so dass die richtige Simulation der Wasserausströmung nicht abschließend beurteilt werden kann.

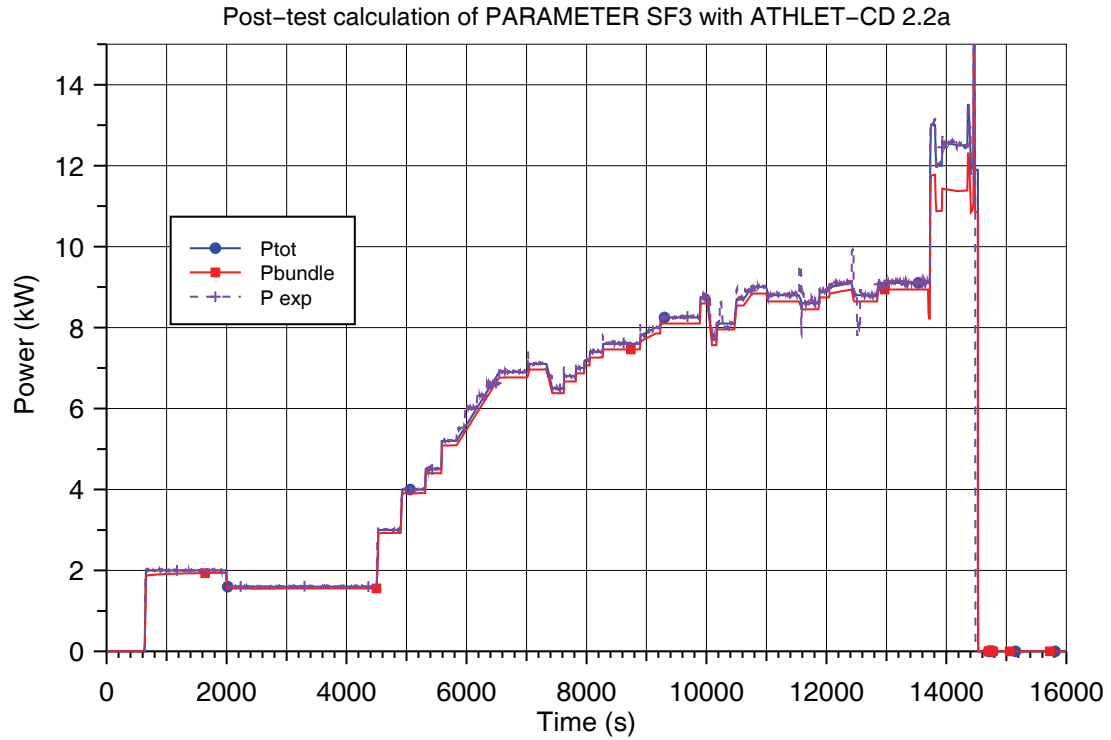


Bild 5.3-39: PARAMETER SF3: Verlauf der Bündelleistung

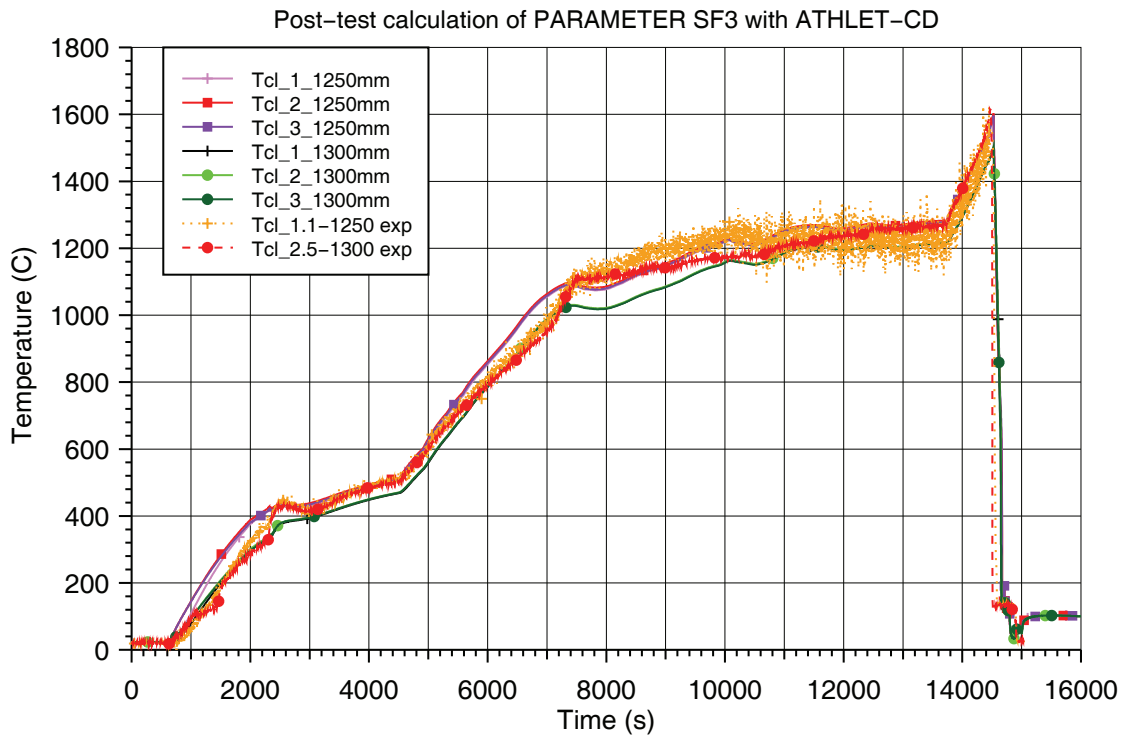


Bild 5.3-40: PARAMETER SF3: Vergleich der maximalen Hüllrohrtemperaturen (0 – 16000s)

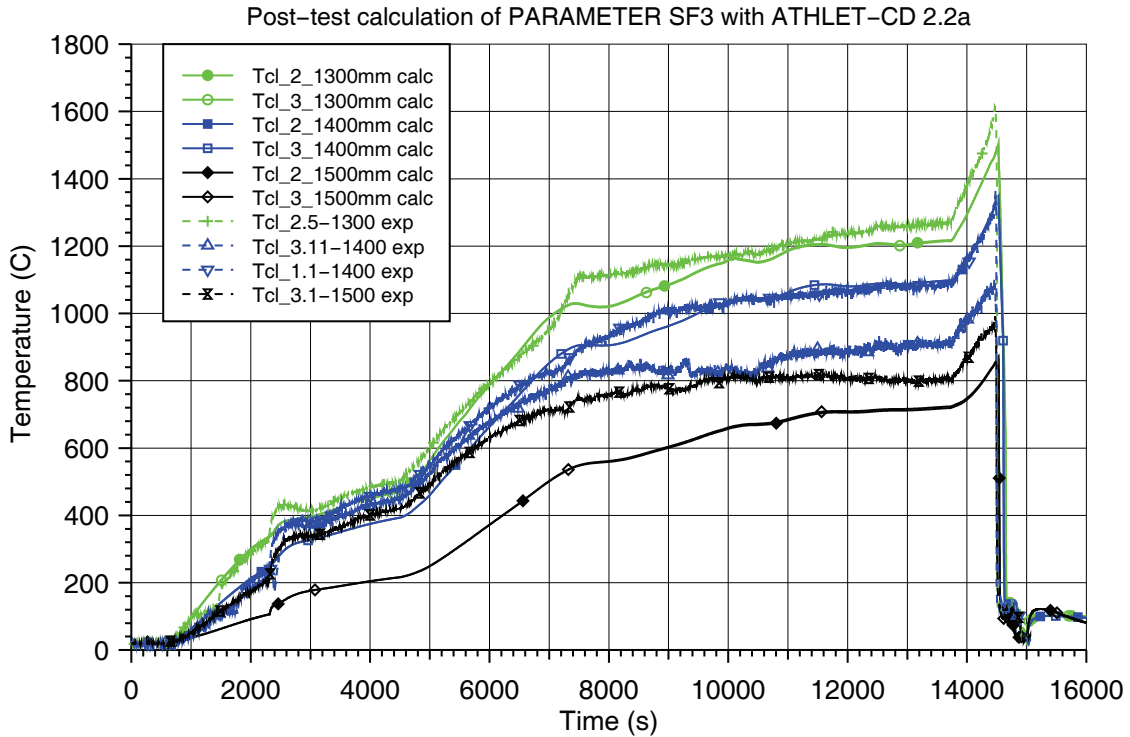


Bild 5.3-41: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen oberhalb der beheizten Länge (1300 – 1500 mm)

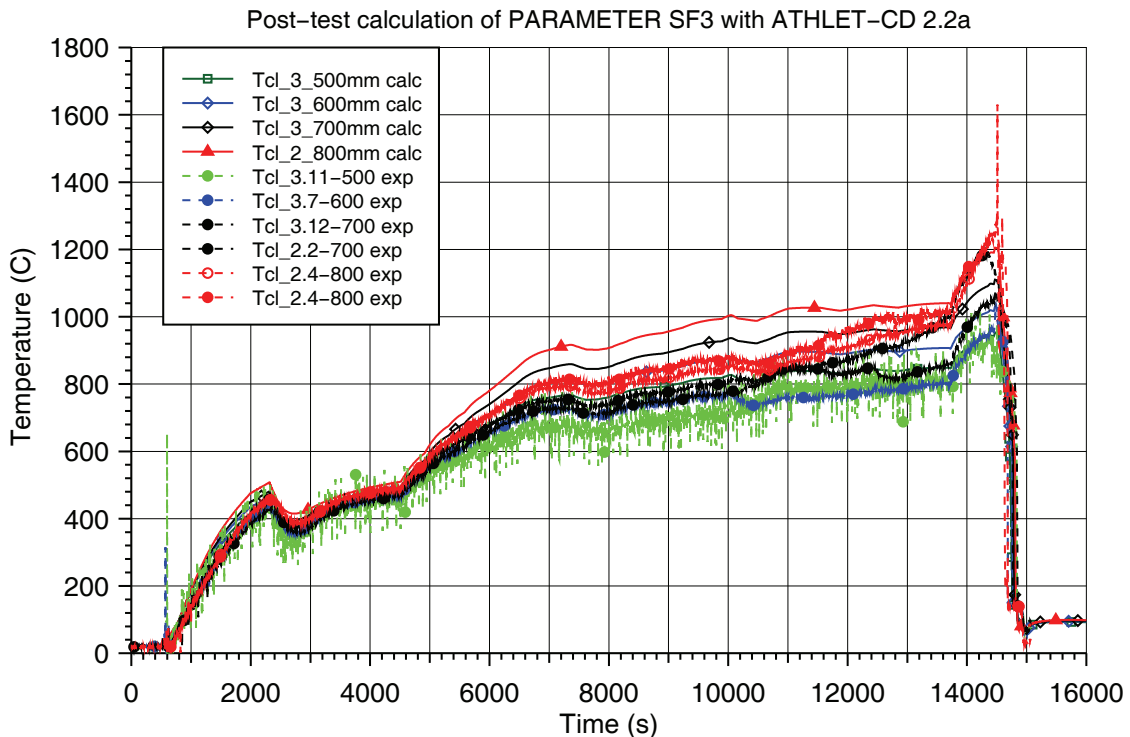


Bild 5.3-42: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen im mittleren Bündelbereich (500 – 800 mm)

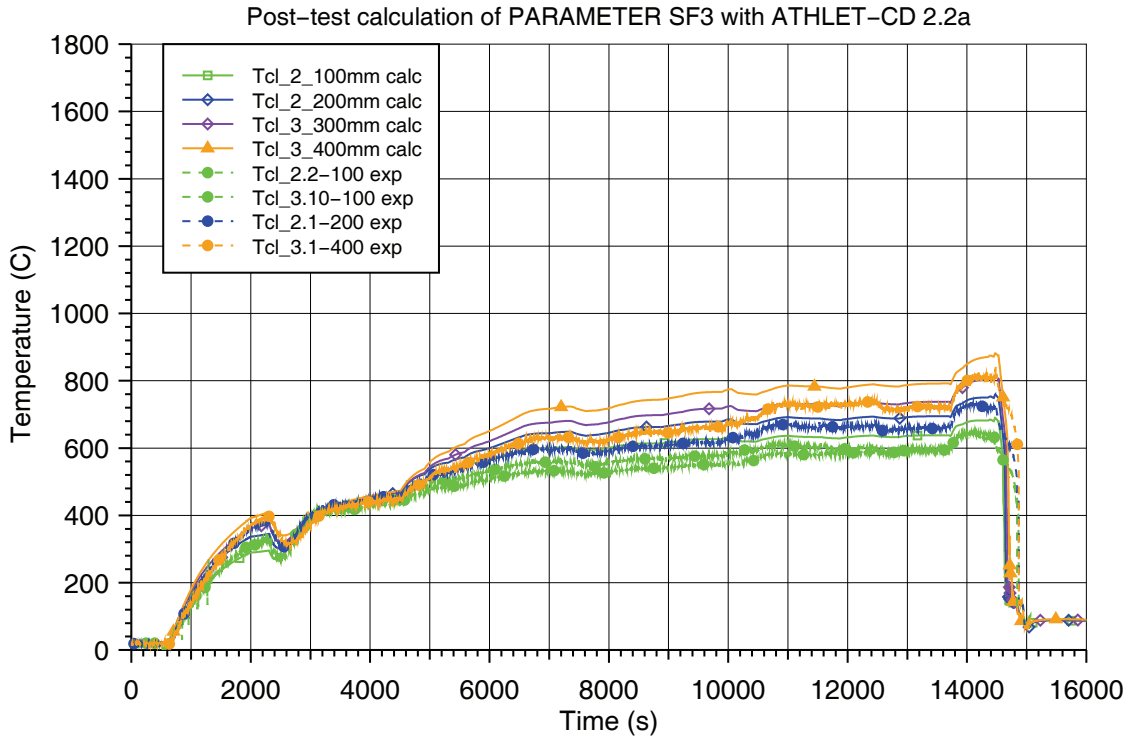


Bild 5.3-43: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen im unteren Bündelbereich (100 – 400 mm)

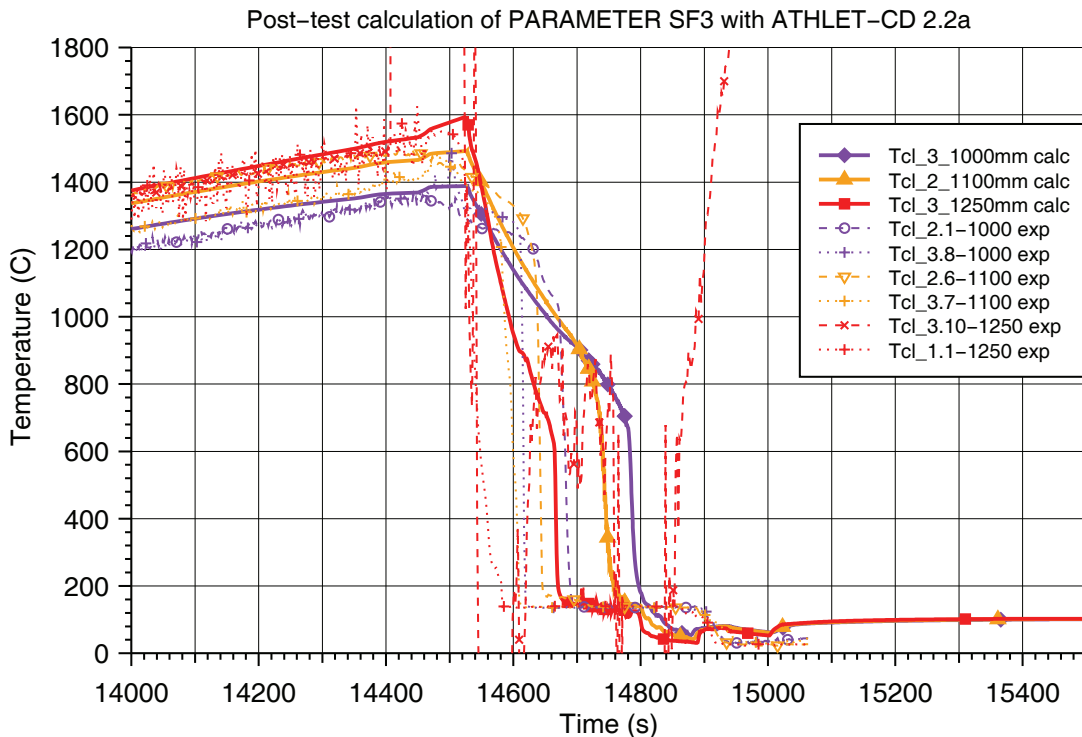


Bild 5.3-44: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen während der Quenchphase (1000 – 1250 mm)

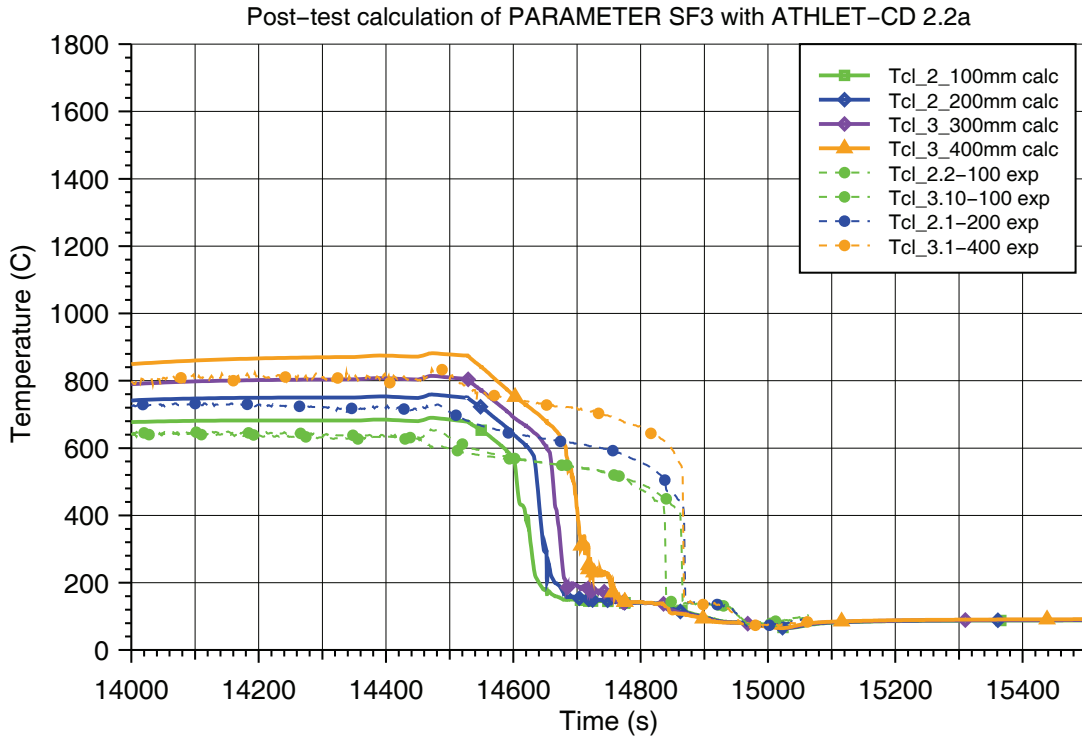


Bild 5.3-45: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen während der Quenchphase (100 – 400 mm)

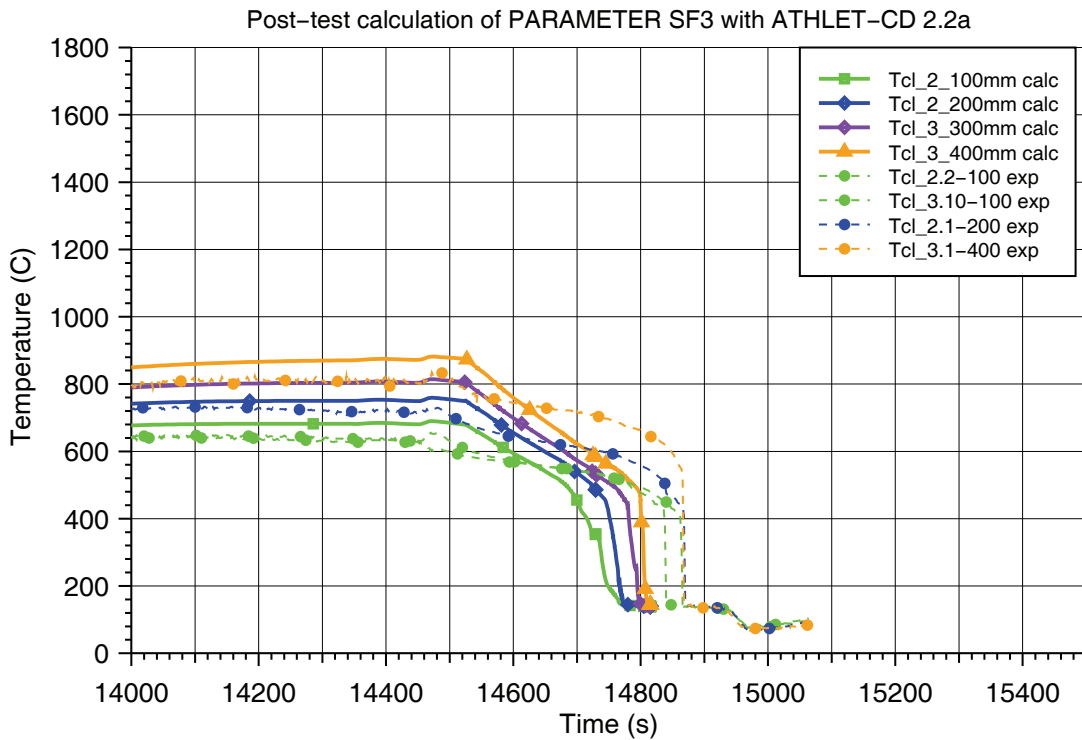


Bild 5.3-46: PARAMETER SF3: Hüllrohrtemperaturen der Alternativrechnung während der Quenchphase (100 – 400 mm)

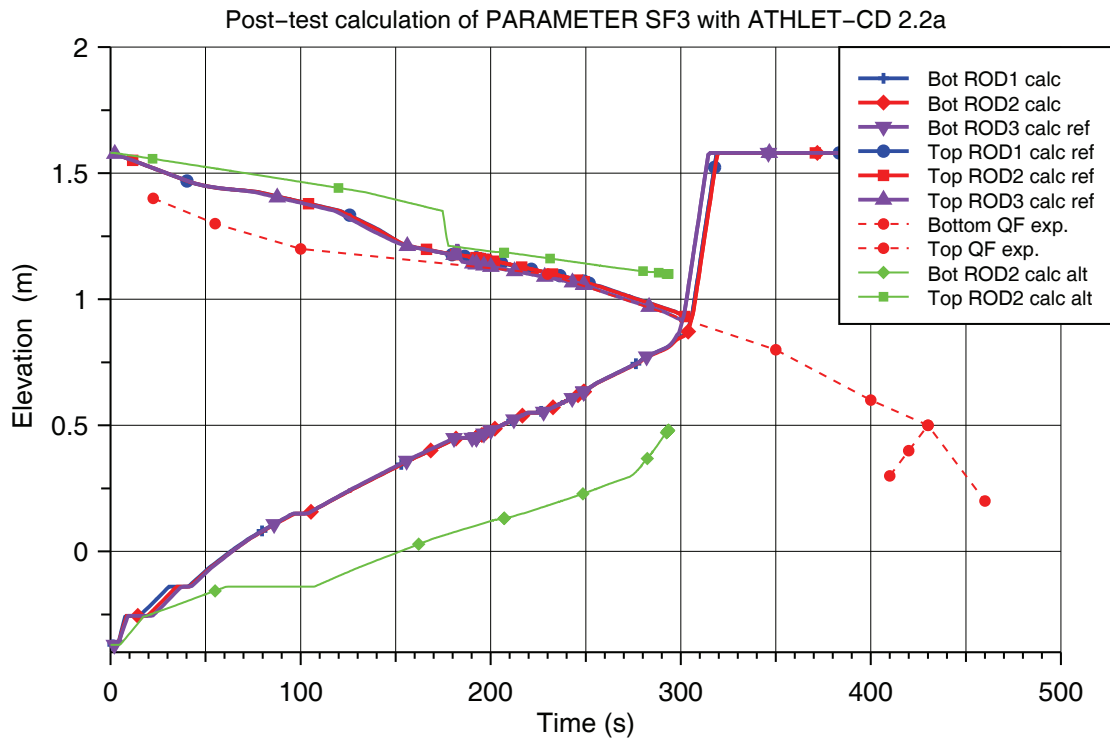


Bild 5.3-47: PARAMETER SF3: Verlauf der Quenchfronten

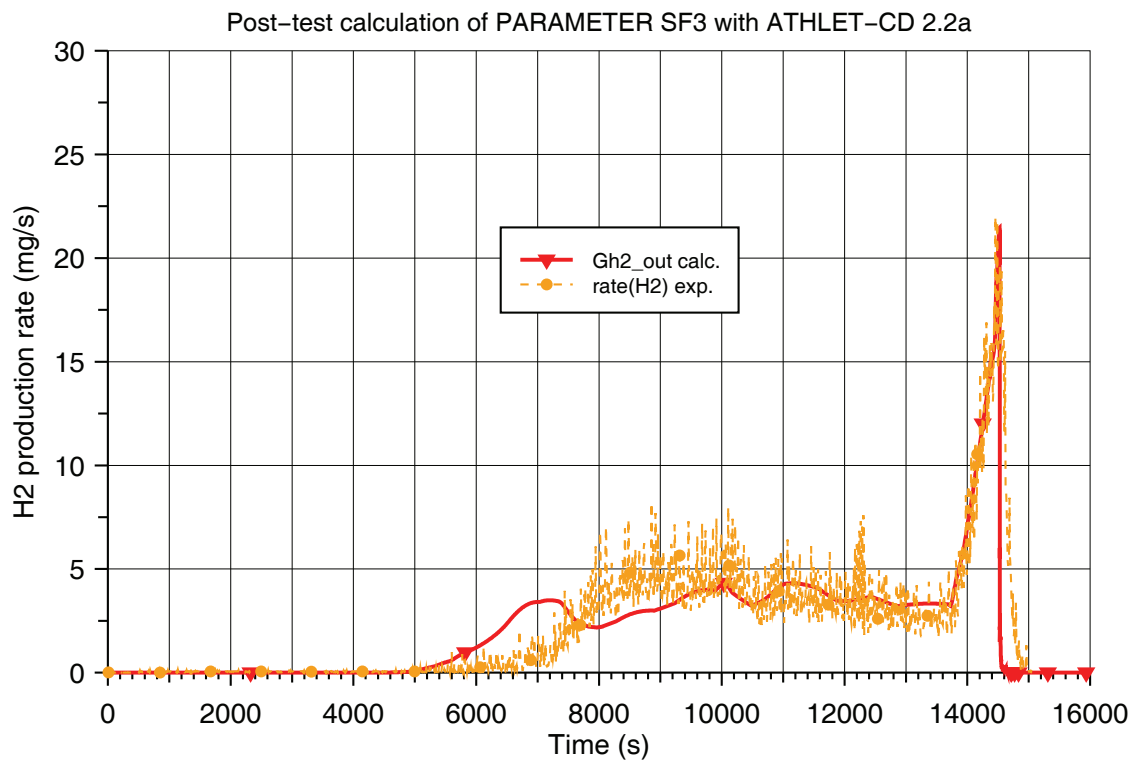


Bild 5.3-48: PARAMETER SF3: Rate der Wasserstoffzeugung

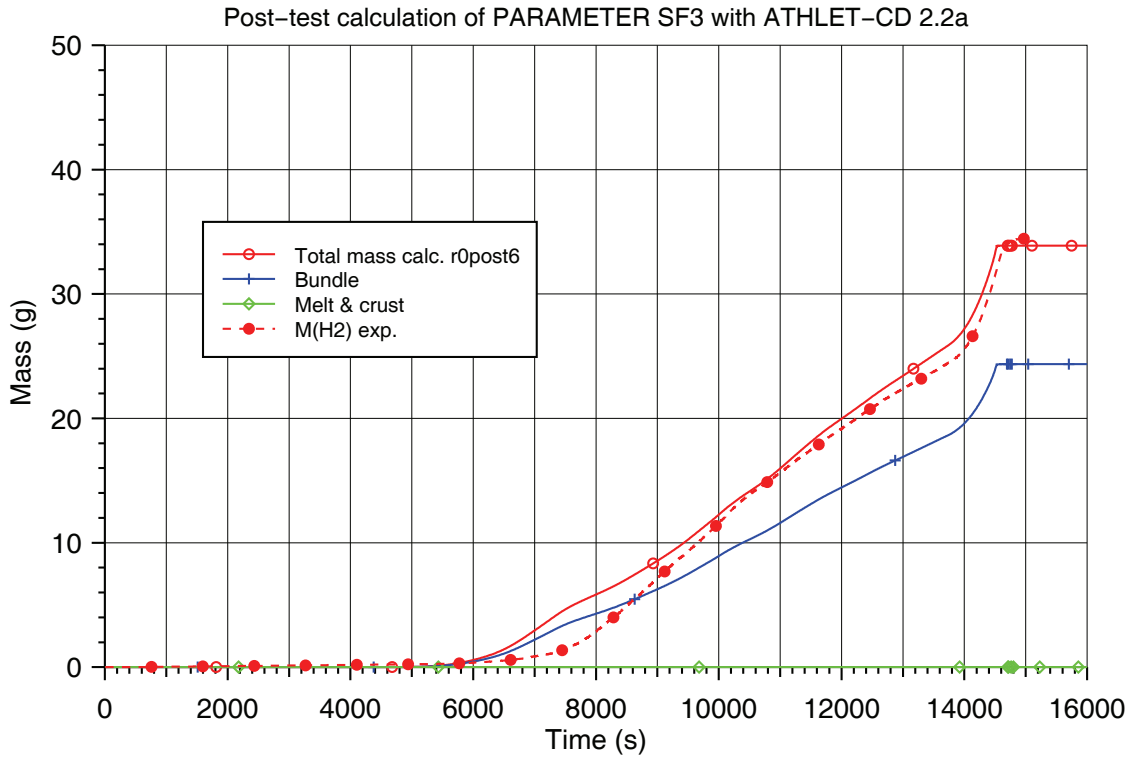


Bild 5.3-49: PARAMETER SF3: Gesamtmasse der Wasserstoffproduktion

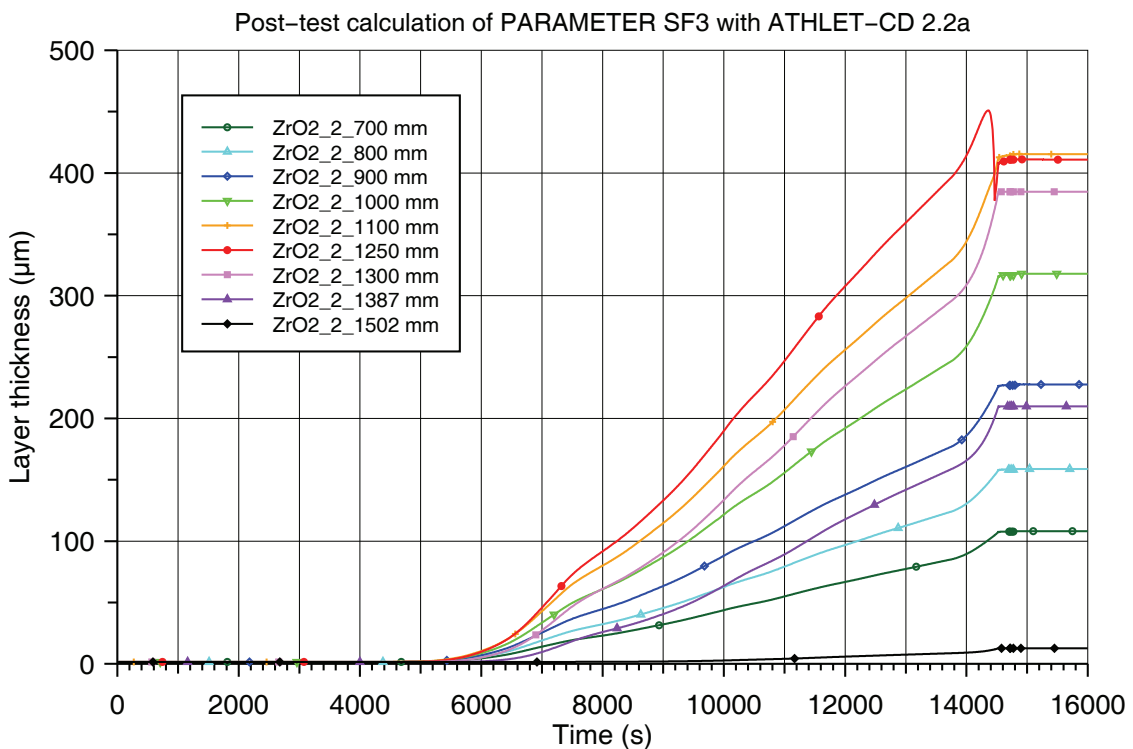


Bild 5.3-50: PARAMETER SF3: Verlauf der Oxidschichtdicke

5.3.5 Nachrechnung des Versuchs PHÉBUS FPT3

5.3.5.1 Einleitung

Der Versuch FPT3 wurde als letzter Versuch des PHÉBUS FP Programms im Dezember 2004 durchgeführt. Dieser Bündelversuch dient der Untersuchung der Bündelzerstörung und der Materialverlagerung mit der damit verbundenen Freisetzung von Spaltprodukten sowie mit dem Transport, der Ablagerung und der Rückhaltung im Kühlkreislauf und im Sicherheitsbehälter. Im Gegensatz zu früheren PHÉBUS-Versuchen wurde bei FPT3 Borkarbid anstatt Silber-Indium-Cadmium als Absorbermaterial verwendet.

Ziele der Nachrechnung waren:

- die ATHLET-CD Modelle zur frühen Phase der Kernzerstörung (Brennstabverhalten, Zr- und B_4C -Oxidation, B_4C -Stahl-Wechselwirkung, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung) abzusichern, und
- eine Referenzrechnung für die im Kap. 6.3 beschriebene Unsicherheitsanalyse bereitzustellen.

Die ursprünglich vorgesehene Überprüfung des Moduls SOPHAEROS zur Spaltprodukttransport konnte nicht durchgeführt werden, da die Auswertung der entsprechenden Messdaten seitens der Experimentatoren bis zum Ende des Vorhabens noch nicht abgeschlossen wurde.

5.3.5.2 Versuchsablauf

Der Versuch FPT3 lässt sich in zwei Phasen aufteilen: die Kernzerstörungsphase und die chemische Phase. In der ersten Phase, die fünf Stunden andauerte und während der die Temperatur auf bis zu 2500 °C erhöht wurde, schmolz das Kernmaterial, was zu einer Freisetzung von Spaltprodukten und deren Transport in das Containment führte. Am Ende dieser Phase wurde der PHÉBUS-Reaktor schließlich heruntergefahren. Die anschließende chemische Phase dauerte vier Tage. Während dieser Zeit wurden wichtige Daten gemessen, welche zu einem besseren Verständnis des Spaltprodukttransports und von Depositionsphänomenen führen. Ein weiterer wesentlicher Punkt war dabei die Untersuchung der Iod-chemischen Vorgänge im Containment.

Der genaue Ablauf der Kernzerstörungsphase ist in Abb. 5.3-51 dargestellt /BIA 07/. Das Experiment startet zum Zeitpunkt 0 s und wird im Wesentlichen durch Steigern der Leistung über die vier Plateaus P1 bis P4 gesteuert. Dabei sind folgende Abschnitte zu beobachten:

- Kalibrierung (0 bis 7920 s)
- Voroxidation (7920 bis 8640 s)
- Oxidation (8640 bis 11100 s)
- Plateau 4 (11100 bis 15500 s)
- Aufheizen (15500 bis 17370 s)
- Abkühlen (ab 17370 s)

Die Abschaltung des Reaktors wurde nach 17370 s eingeleitet, Messwerte wurden jedoch noch bis 18500 s aufgezeichnet.

Während der Kalibrierungsphase wurden die Versuchsbedingungen eingestellt und die Instrumentierung überprüft. Bereits in dieser Phase versagten die Hüllrohre der Brennstäbe und es kam zu ersten Spaltproduktfreisetzungen. In der Voroxidationsphase kam es zur exothermen Zirkoniumoxidation. In der darauf folgenden Oxidationsphase wurde die Leistung weiter erhöht, so dass es zur Beschädigung des Absorberstabes kam. Die Hüllrohroxidation, die von der Mitte nach unten und anschließend wieder nach oben wanderte, führte zu einer Temperatureskalation mit deutlichen Temperaturpeaks. Danach sank die Temperatur wieder, bis die Aufheizung durch die Bündelleistung wieder dominiert. Während der Plateauphase wurde die Leistung in zwei Schritten erhöht und die Temperatur stieg infolge der Leistungssteigerung langsam an. Bereits in dieser Phase kam es zu ersten Materialverlagerungen. Die anschließende Aufheizphase mit kontinuierlicher Leistungssteigerung sollte erreichen, dass die Schmelztemperatur des Brennstoffes überschritten und weitere Schmelze verlagert wird. Danach erfolgte die Abschaltung des Treiberkerns und die Abkühlungsphase setzte ein.

5.3.5.3 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Die Nachrechnung des Versuchs FPT3 wurde mit der Programmversion ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A durchgeführt /WEB 09/. Neben der Simulation der Thermohydraulik mit ATHLET wurden auch die ATHLET-CD Module ECORE, FIPREM und SOPHAEROS angesprochen.

Der dazu gehörende Eingabedatensatz basiert weitgehend auf dem Datensatz, der zur Nachrechnung des Versuchs FPT2 verwendet wurde /TRA 08/ und im Kap. 5.2.2 zusammenfassend beschrieben ist. Die einzigen wesentlichen Änderungen beziehen sich auf die Modellierung des Absorberstabs aus Borkarbid und der inneren Schicht aus ThO_2 im unteren Bereich der Bündelumfassung (Shroud), sowie auf die Eingabe der Randbedingungen des Versuchs FPT3. Die verwendete Nodalisierung ist aus Abb. 5.2-1 und 5.2-2 zu entnehmen.

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung sind in den Abb. 5.3-52 bis 5.3-64 den entsprechenden Messwerten gegenübergestellt. Sie sind eine Auswahl aus /WEB 09/. Simuliert wurde die Zeitspanne bis 20000 s nach Beginn des Experiments, etwa 2600 s nach dem Abschalten des Treiberreaktors. In den Graphiken sind die Messergebnisse als rote, gestrichene Linien dargestellt und mit den in /PHE 02/ bezeichneten Messstellen gekennzeichnet. Die Tabelle 5.3-5 zeigt die Ereignisabläufe in Versuch und Nachrechnung im direkten Vergleich.

Temperaturverläufe im Testbündel

Von zentraler Bedeutung sind die Temperaturverläufe während des Versuchs in den verschiedenen Höhen der Teststrecke. Die Temperaturen haben starken Einfluss auf wichtige Messgrößen wie beispielsweise die Oxidation (und damit einhergehend die Wasserstoffproduktion), das Schmelzverhalten sowie die Freisetzung von Spaltprodukten in den Kühlkreislauf.

Geregelt wird der Temperaturverlauf im Wesentlichen über die Leistung des Treiberkerns. Die über den Kopplungsfaktor von 135 reduzierte Leistung des Treiberkerns entspricht der im Brennstoff erzeugten thermischen Leistung, welche in Abb. 5.3-52 dargestellt ist. Die Berechnung des Kopplungsfaktors ist mit gewissen Ungenauigkeiten behaftet /LUZ 06, BIA 07/. In der Rechnung wurde die als Randbedingung verwendete Leistung um einen konstanten Faktor auf 90% reduziert, d.h. innerhalb des Toleranzbereiches, um das thermische Verhalten des Bündels korrekt wiedergeben zu können. Zusätzlich wurde eine konstante Nachzerfallsleistung von 0.55 kW berücksichtigt /BIA 07/. Die totale Bündelleistung (TOTNPOW) ergibt sich aus der Summe der vom Treiberkern aufgeprägten Leistung und der aus dem Nachzerfall. Die Leistung SQPOW gibt hingegen die tatsächlich im Bündel freigesetzte Leistung an. Bis etwa 16400 s sind beide Leistungen identisch, danach ist SQPOW aufgrund von Brennstoffverlagerungen

aus Zonen mit hohem Neutronenfluss in Zonen mit kleineren Neutronenflüssen geringer.

Die Abbildungen 5.3-53 bis 5.3-56 zeigen die Temperaturen im Testbündel und in der Bündelumfassung (Shroud) in verschiedenen Höhen über dem Beginn des Brennstoffs. Dargestellt sind die simulierten Temperaturen der Hüllrohr- und Fluidtemperaturen der inneren und äußeren Brennstäbe sowie in den Ringspalten (S_1/4 und S_out). Außerdem sind die im Experiment gemessenen Temperaturen der „Ultra sonic thermometer“ (TUS.), in bzw. an den frischen Brennstäben (TCW.), am Steuerstab (TCX.), in der Bündelumfassung (TCB..) und in den Ringspalten (TCK..) aufgetragen. Bis etwa 10800 s (in 900 mm Höhe bis 9000 s) wird der Temperaturverlauf in der Simulation in allen Höhen sehr gut wiedergegeben. Danach werden in der Simulation bis zur Abschaltung des Reaktors die Temperaturen ab einer Höhe von 300 mm etwas überschätzt. Gegen Ende des Versuchs zeigen die Kurven dann jeweils wieder sehr gute Überstimmungen, wobei der Ausfall einiger Temperaturmessgeräte jedoch einen genauen Vergleich verhindert. Insgesamt wird der Temperaturverlauf also weitgehend korrekt simuliert.

Oxidation und Wasserstoffproduktion

Wie aus den Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring aus Abb. 5.3-57 gut ersichtlich ist, beginnt bei 9850 s die Temperatureskalation durch Oxidation zuerst in einer Höhe von 550 mm. Bis zu diesem Zeitpunkt verlaufen die Temperaturen vollkommen analog zur Bündelleistung. Danach wandert die Oxidationsfront von der Mitte des Bündels nach unten und im Anschluss ganz nach oben. Der Temperaturanstieg im unteren Bündelbereich wird durch abfließende Schmelze noch beschleunigt, so dass die Spitzen bei den entsprechenden Kurven steiler sind als bei den Kurven der höher gelegenen Bereiche des Bündels. Nach dem Erreichen der Spitze sinkt die Temperatur aufgrund der abklingenden Oxidation wieder und beginnt erst wieder zu steigen, sobald die Bündelleistung hoch genug angestiegen ist, um das Verhalten wieder zu dominieren. Ein ähnliches Verhalten der Temperaturen konnte bereits beim Versuch FPT2 beobachtet werden /TRA 08/. Betrachtet man die Massenströme am Bündelein- und -austritt (Abb. 5.3-58), so ist deutlich eine Dampfmangelphase von etwa 2000 s zu erkennen.

Bei der Oxidation von Zirkonium und Borkarbid entsteht Wasserstoff, was in Abb. 5.3-59 dargestellt ist. Da bei der Simulation über längere Zeit viel Wasserstoff gebildet wird (Abb. 5.3-58), wird die integrierte Produktion zunächst zu hoch berechnet, im weiteren

Verlauf gleichen sich die berechnete und die gemessene Kurve jedoch wieder an und die gesamte im Versuch gebildete Wasserstoffmenge wird sehr gut berechnet.

Neben Wasserstoff werden bei der B_4C -Oxidation auch CO und CO_2 freigesetzt, wie in Abb. 5.3-60 dargestellt ist. Bedingt durch die gegenwärtige Modellierung können in der Simulation allerdings nur die Anteile von CO, CO_2 und CH_4 an der Gesamtproduktion eingegeben werden, so dass bei der gewählten Konfiguration zwar die zeitliche Entwicklung und die Gesamtmasse der CO-Entstehung gut wiedergegeben, die CO_2 -Entstehung jedoch deutlich überschätzt wird. Die Bildung von CH_4 wird ebenfalls leicht überschätzt. Der Anteil des oxidierten B_4C liegt in der Nachrechnung mit 89 % im Vergleich zu 77 % im Experiment allerdings zu hoch.

Schmelzeverhalten

Zu bestimmten, materialspezifischen Temperaturen beginnen die verschiedenen Materialien der Bündelkomponenten zu schmelzen. Die dadurch einsetzende Materialverlagerung hat wiederum Auswirkungen auf die Temperaturen sowie die Spaltproduktfreisetzung. Ab 5111 s in der Simulation und 4870 s im Experiment beginnt das Hüllrohr zu versagen (Bersten), das Versagen des Steuerstabes liegt bei 9361 s bzw. bei 9550 s. Auch hier gibt die Simulation also das reale Verhalten recht gut wieder. Während sich bei 10919 s die erste metallische Schmelze und auch Kruste aus dem Hüllrohr bilden, entstehen erst ab 16466 s keramische Schmelze und Kruste vom Brennstab selbst. Mit fast 1,5 kg ist der Großteil des geschmolzenen Materials keramisch, der metallische Anteil beträgt lediglich etwa 0,17 kg und die Gesamtmasse einschließlich des Materials aus dem Steuerstab 2,02 kg. Die ersten Vorabuntersuchungen des Versuchs liefern eine Masse von rund 1,5 kg, in der Nachrechnung wird die Masse des geschmolzenen Materials also überschätzt.

Auffällig ist außerdem, dass in der Simulation im Gegensatz zum Experiment eine stärkere Verlagerung im äußeren Ring stattfindet, wie Abb. 5.3-61 verdeutlicht. Erhöht man die Wärmeleitfähigkeit der ZrO_2 -Schicht in der Bündelumfassung um 20%, einen Wert noch innerhalb des von den Experimentatoren angegebenen Unsicherheitsbereichs /PHE 02/, kann mehr Wärme nach außen abgeführt werden und es wird weniger Material verlagert (Abb. 5.3-62, modifiziertes Modell). Eine Reduktion der Bündelleistung QTOT würde ebenfalls die Materialverlagerung im äußeren Ring verringern, jedoch auch zu anderen, ungünstigen Werten, beispielsweise bei der Spaltproduktfreisetzung, führen.

Spaltproduktfreisetzung

Die zeitlichen Verläufe für die Freisetzungen sind in Abb. 5.3-63 und 5.3-64 exemplarisch dargestellt. Aus Abb. 5.3-63 wird ersichtlich, dass die leicht flüchtigen Spaltprodukte Xenon, Jod und Cäsium bereits mit Bersten der Hüllrohre ab etwa 4700 s freigesetzt werden und während der Oxidationsphase infolge der hohen Temperaturen stark ansteigen. Der Anstieg wird anschließend durch die abnehmende Temperatur und durch die Abnahme des im Inventar verbliebenen Materials flacher. Insgesamt wird von diesen drei Elementen ein sehr großer Anteil von über 80 % freigesetzt. Die anderen Nuklide werden erst beim Versagen des Steuerstabes und der Brennstäbe freigesetzt. Die Freisetzung von Tellur und Antimon steigt dabei während der Oxidationsphase wesentlich langsamer an und erreicht einen geringeren Anteil von lediglich etwa 25 %. Im Gegensatz dazu steigt die Kurve für Molybdän etwas steiler an und erreicht am Ende einen Wert von etwa 70 %. Beispielhaft sind in der Abbildung auch die gemessenen Werte von Cäsium und Tellur dargestellt. Die Kurve für Cäsium verläuft dabei deutlich unter der der Simulation. Eine Ursache dafür ist, dass die Messwerte nicht den tatsächlichen Freisetzungswerten im Kern entsprechen, sondern am Messpunkt C im heißen Strang aufgenommen wurden und sich auf dem Weg dorthin zuvor schon einiges an Material abgelagert hat. Weiterhin ist davon auszugehen, dass ATHLET-CD die Freisetzung hier überschätzt. Bei Tellur verläuft die Kurve der experimentellen Werte zunächst fast gleich wie die der Simulation und es tritt erst gegen Ende eine Divergenz auf. Jedoch lagert sich Tellur besonders stark ab und eine am Bündelaustritt gemessene Kurve würde wesentlich höher verlaufen.

Die mittel bis schwer flüchtigen Spaltprodukte Barium, Strontium und Ruthenium zeigen ein ähnliches Verhalten wie Tellur und Antimon, wie Abb. 3-21 zeigt. Im Vergleich zu den experimentellen Messwerten tritt bei diesen Elementen eine besonders deutliche Überschätzung der Freisetzung auf.

Tabelle 5.3-6 stellt die berechnete Freisetzung einiger Nuklide den vorläufig veröffentlichten experimentellen Werten gegenüber. Außer bei Tellur liegen die Daten bei allen dargestellten Elementen in der Simulation deutlich über denen des Experiments. Obwohl die Daten erst im heißen Strang gemessen wurden und die Werte somit niedriger ausfallen als die tatsächliche gesamte Freisetzung im Kern, ist dennoch davon auszugehen, dass ATHLET-CD die Freisetzung überschätzt und die zugrundeliegenden Modelle weiter verbessert werden sollten. Bei Tellur gibt es bei den experimentellen Daten aufgrund der stark ausgeprägten Neigung zur Ablagerung große Unterschiede zwi-

schen der Messung im heißen Strang und den auf den Kern zurückgerechneten Werten.

Tabelle 5.3-5 Zeitverlauf der wesentlichen Ereignisse im Versuch FPT3

Ereignis	Experiment (s)	Rechnung (s)
Beginn des Experiments	0	0
Erstes Hüllrohrversagen auf 500 mm Bündelhöhe	4870	5111
Beginn der Voroxidation	8560	ca. 8600
Versagen des Kontrollstabs	9550	9361
Beginn der Oxidationsexkursion	9840	ca. 9800
Beginn der Plateauphase	11100	11200
Erste Progression von Schmelze über dem unteren Abstandshalter	16620	16470
Zweite Progression von Schmelze über dem unteren Abstandshalter	17330	17200
Reaktorabschaltung	17370	17370

Tabelle 5.3-6 PHÉBUS FPT3: Relative Freisetzung in Simulation und Experiment (alle Angaben in % des Anfangsinventars)

Element	ATHLET-CD	/PAY 08/	/BIA 07/	/DEV 08/
Cs	86	72	45 – 65	65
I	84	70	45 – 65	
Te	24	63	45 – 65	12
Xe	85	81,5	80	
Ba	15	3	3	3
U	0,3			0,03
Ru	15			0,3

5.3.5.4 Zusammenfassende Bewertung

Der Verlauf der Temperaturen in den verschiedenen Höhen des Testbündels und der Bündelumfassung konnte in der Simulation gut wiedergegeben werden. Auch die Oxidation und dabei besonders das Wandern der Oxidationsfront konnte sehr gut reproduziert werden. Die dadurch bedingte Entstehung von Wasserstoff wird jedoch über einen kurzen Zeitraum überschätzt, die Gesamtmenge am Ende des Versuchs liegt aber wieder gut im Unsicherheitsbereich der Messungen. Bei der Freisetzung von CO, CO₂ und CH₄ können aufgrund der vorhandenen Modellierung nur die Anteile dieser Größen an der Gesamtproduktion angegeben werden, so dass in der vorliegenden Simulation die Entstehung von CO korrekt wiedergegeben wird, die CO₂-Entstehung allerdings deutlich von den experimentellen Werten abweicht.

Sowohl die Zeitpunkte als auch die Mengen der Schmelzen werden von ATHLET-CD gut berechnet und die Ergebnisse stehen in zufriedenstellender Übereinstimmung mit den experimentellen Daten. Die Masse des geschmolzenen Materials wird dabei jedoch ein wenig überschätzt. Außerdem liefert das Simulationsprogramm im Gegensatz zum Experiment eine deutliche Verlagerung im äußeren Ring des Testbündels. Die Freisetzung der meisten Nuklide, insbesondere der halbflüchtigen und der schweren Spaltprodukte wird in der Simulation deutlich überschätzt.

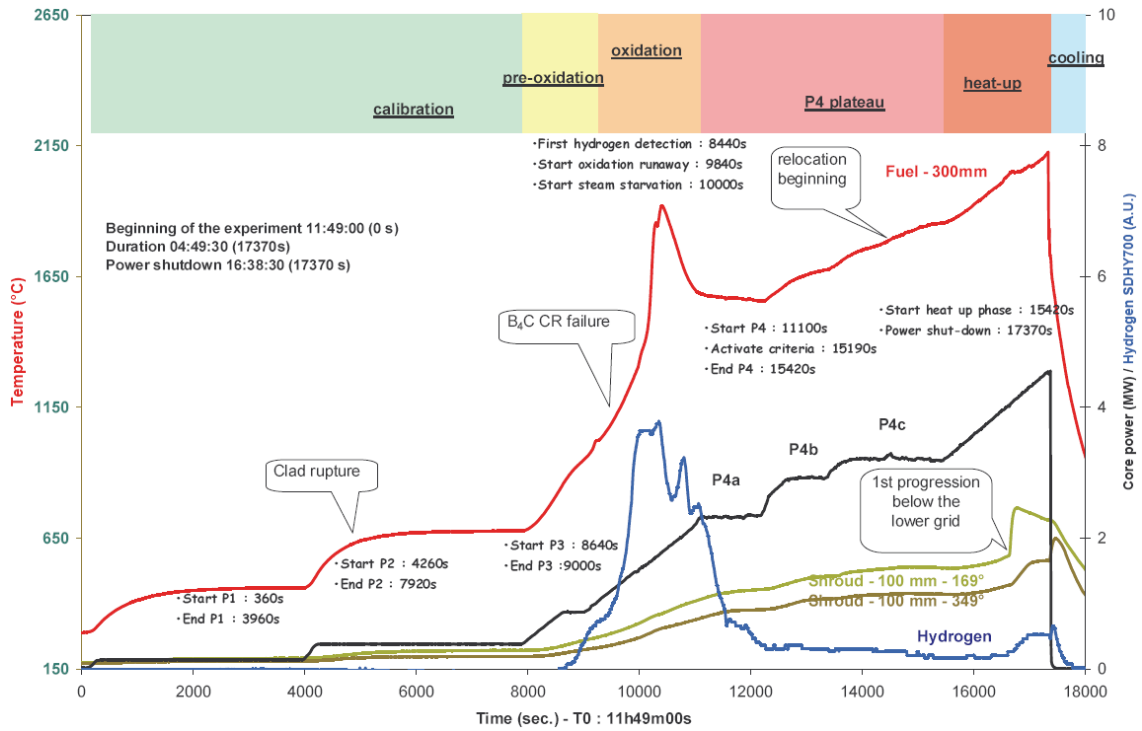


Bild 5.3-51: PHÉBUS FPT3: Versuchsablauf /BIA 07/

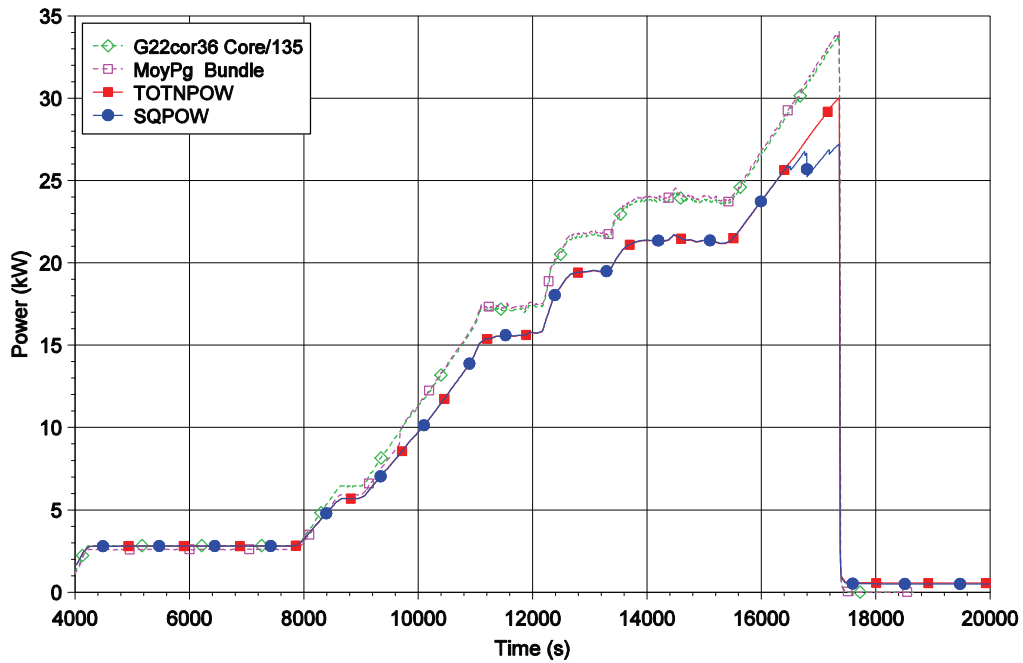


Bild 5.3-52: PHÉBUS FPT3: Bündelleistung

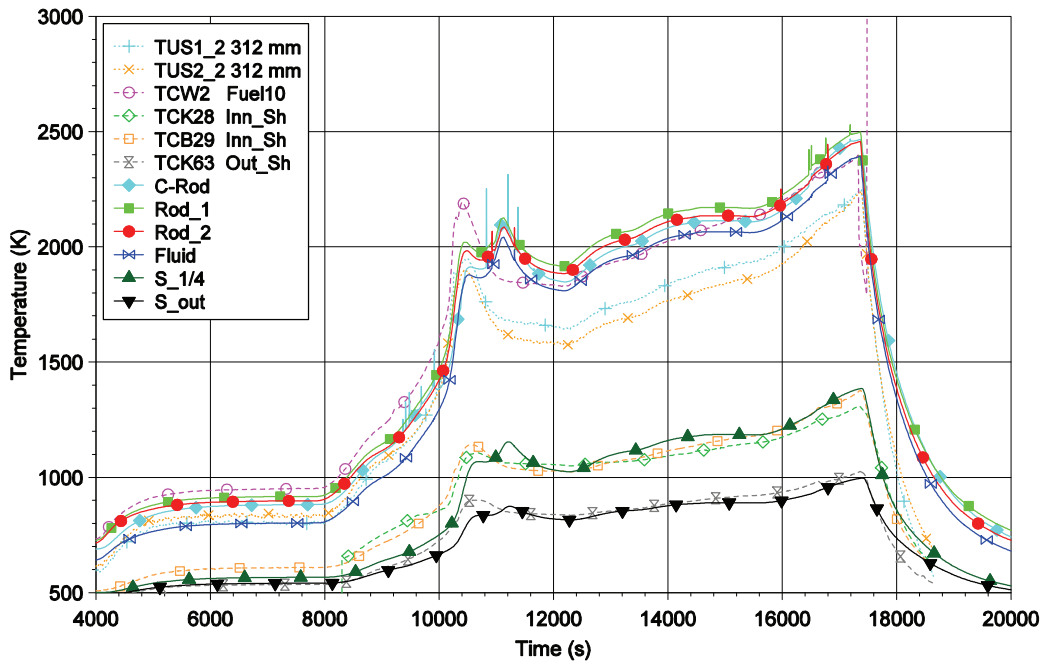


Bild 5.3-53: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 300 mm Höhe

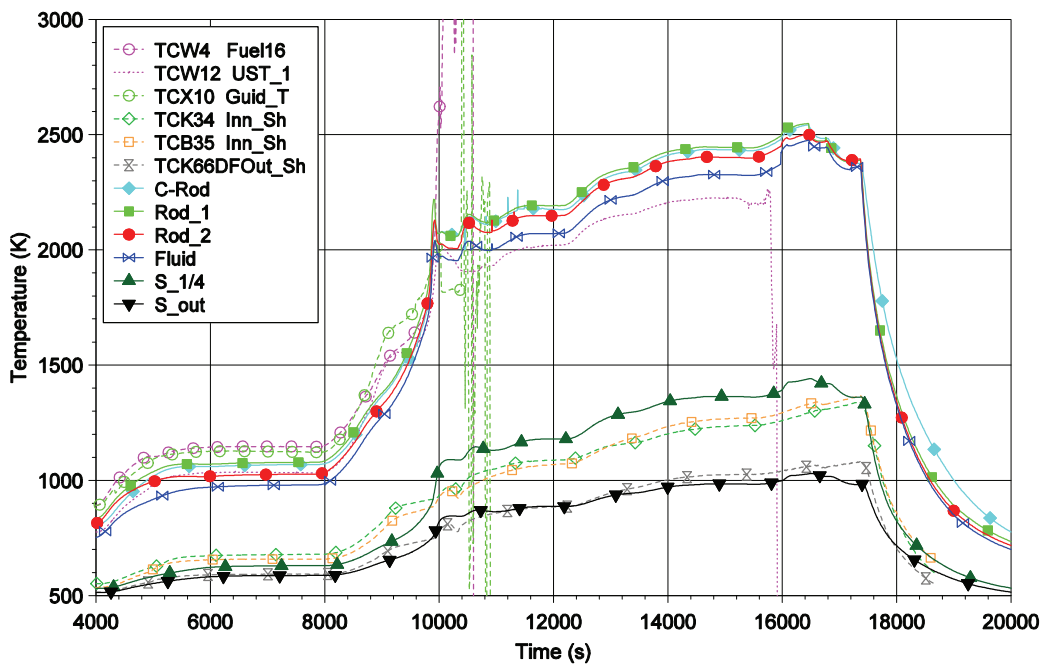


Bild 5.3-54: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 500 mm Höhe

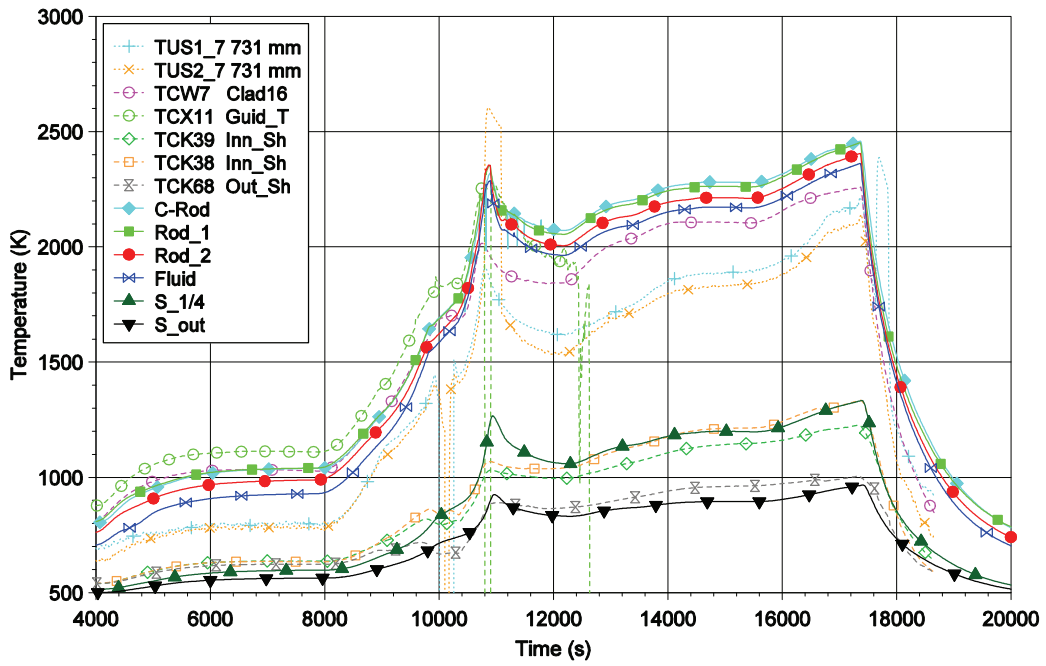


Bild 5.3-55: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 700 mm Höhe

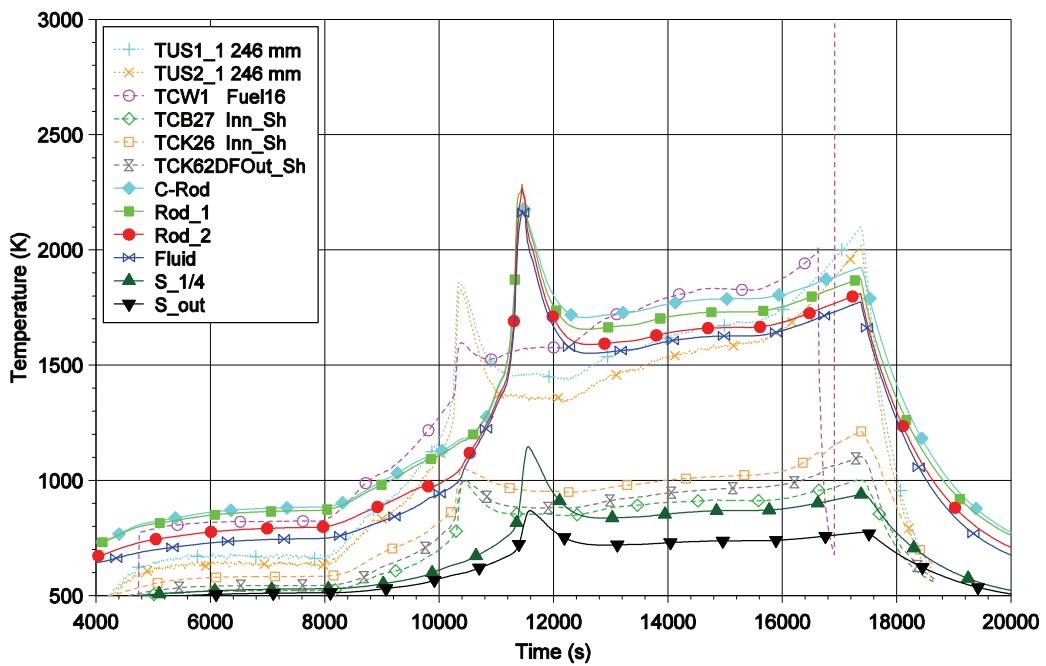


Bild 5.3-56: PHÉBUS FPT3: Bündeltemperaturen in 900 mm Höhe

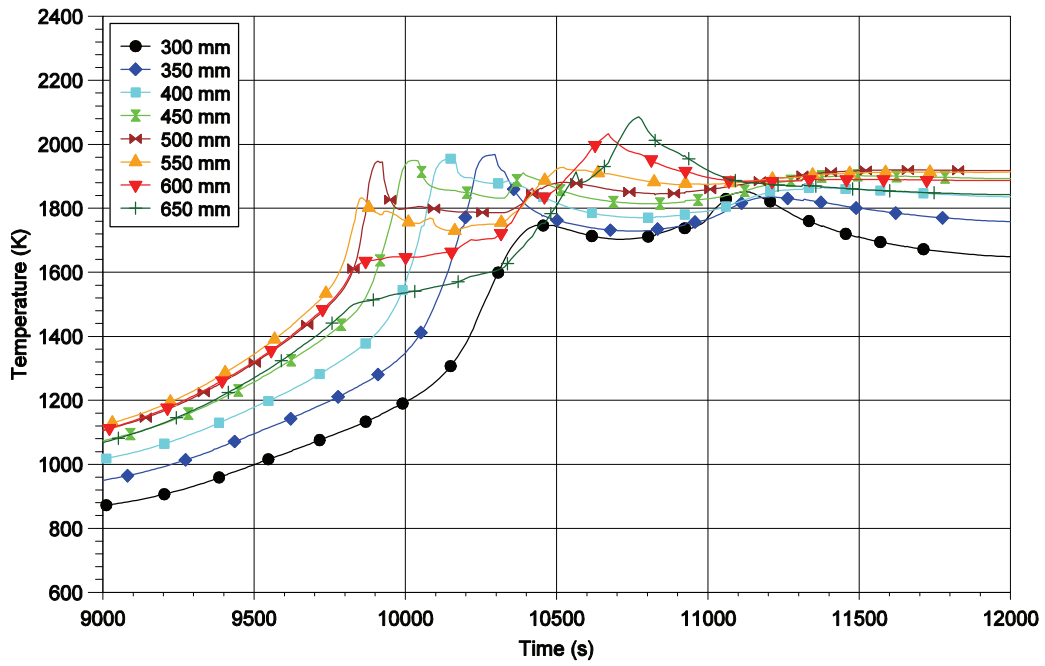


Bild 5.3-57: PHÉBUS FPT3: Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring

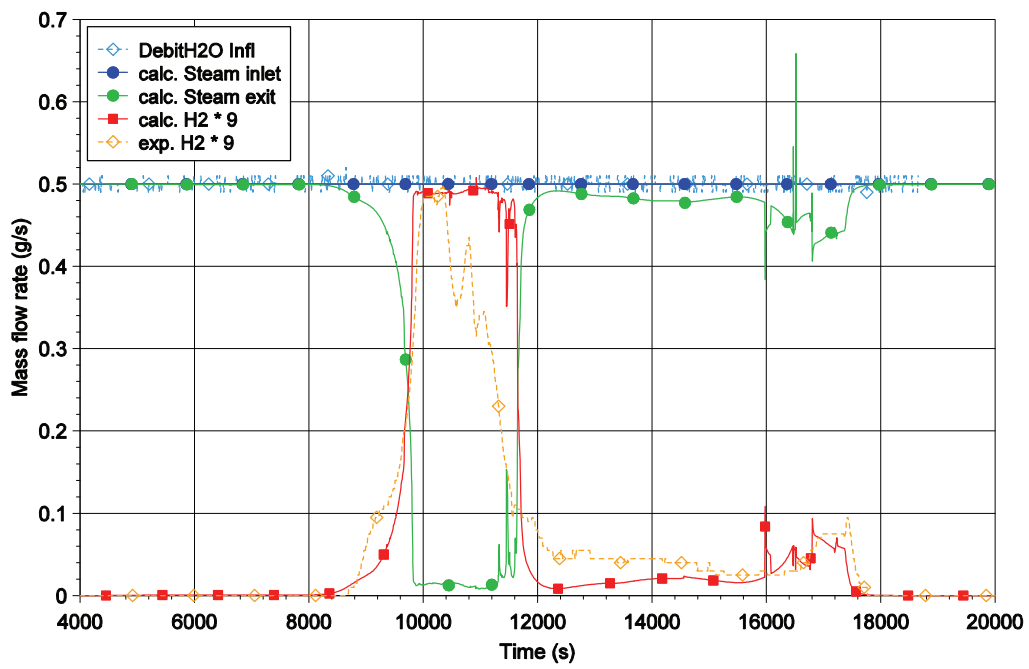


Bild 5.3-58: PHÉBUS FPT3: Massenströme am Bündelein- und -austritt

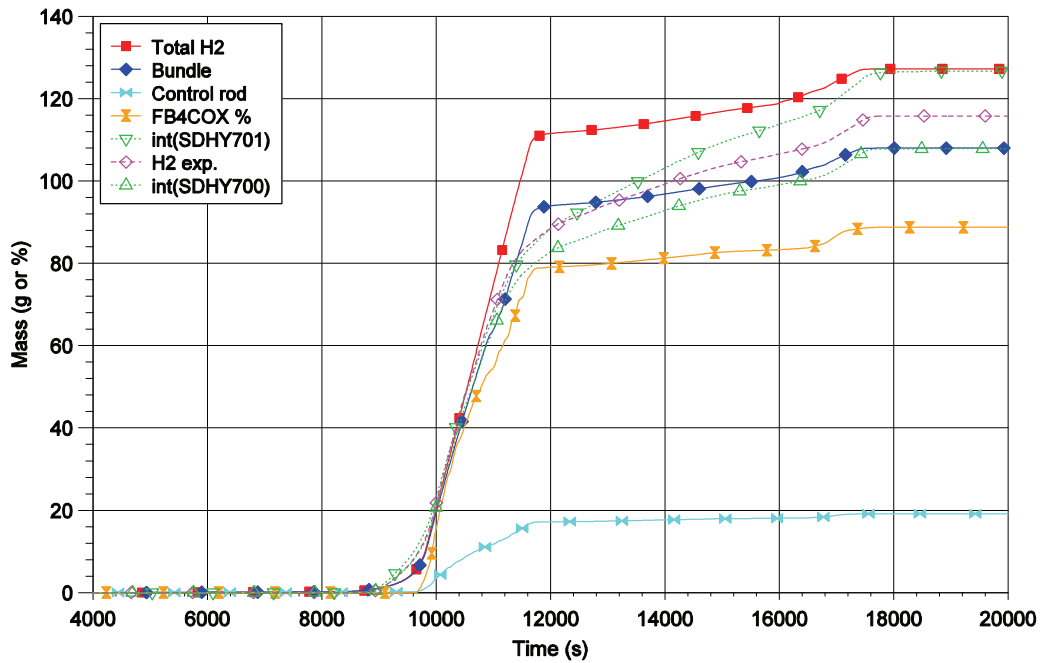


Bild 5.3-59: PHÉBUS FPT3: Integrierte Wasserstofferzeugung und B₄C-Oxidation

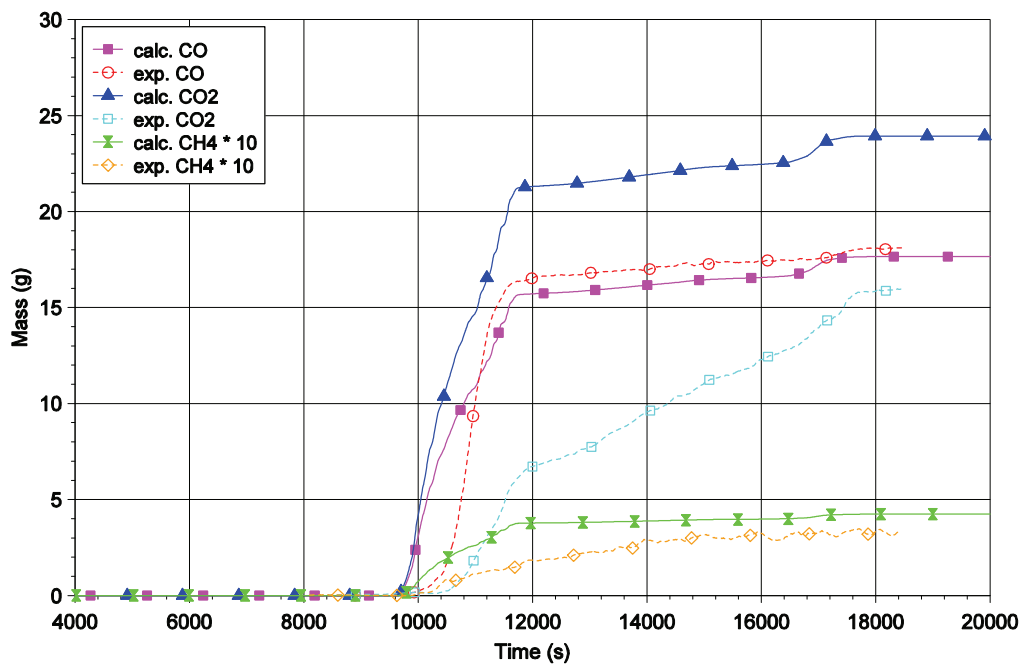


Bild 5.3-60: PHÉBUS FPT3: Gesamte Freisetzung von CO, CO₂ und CH₄ im Bündel

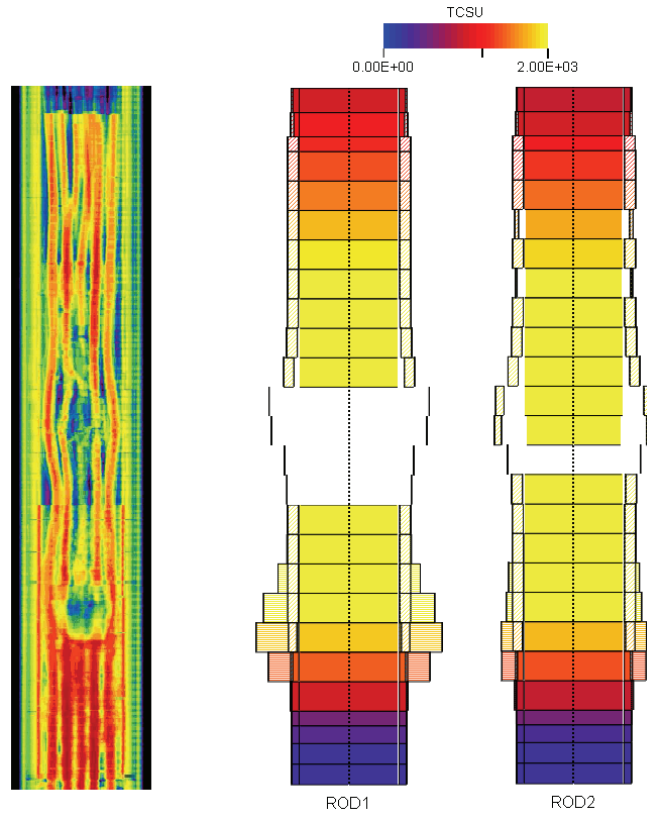


Bild 5.3-61: PHÉBUS FPT3: Bündelkonfiguration zu Versuchsende (links: Versuch, rechts: Simulation bei 17338 s)

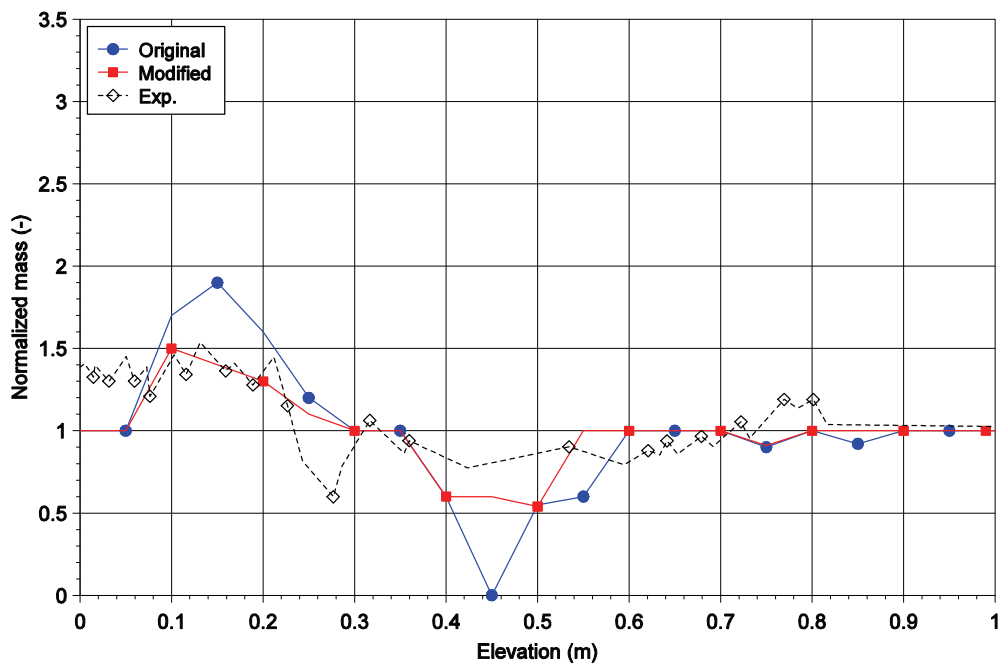


Bild 5.3-62: PHÉBUS FPT3: Axiale Massenverteilung im Bündel bei der Kernabschaltung (17500 s)

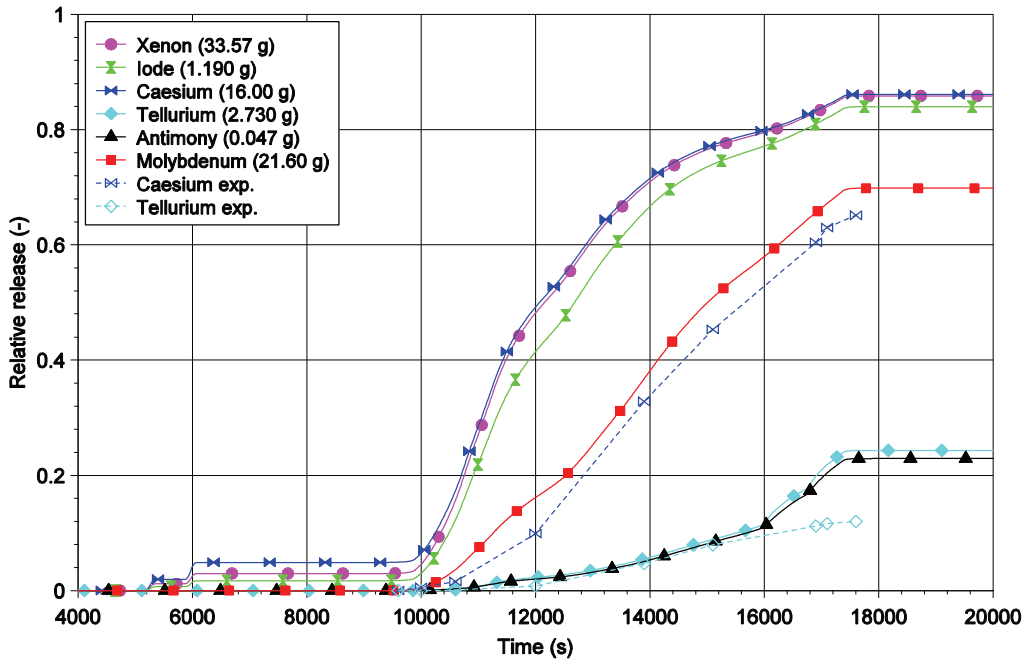


Bild 5.3-63: PHÉBUS FPT3: Gesamte relative Freisetzung von ausgewählten Spaltprodukten

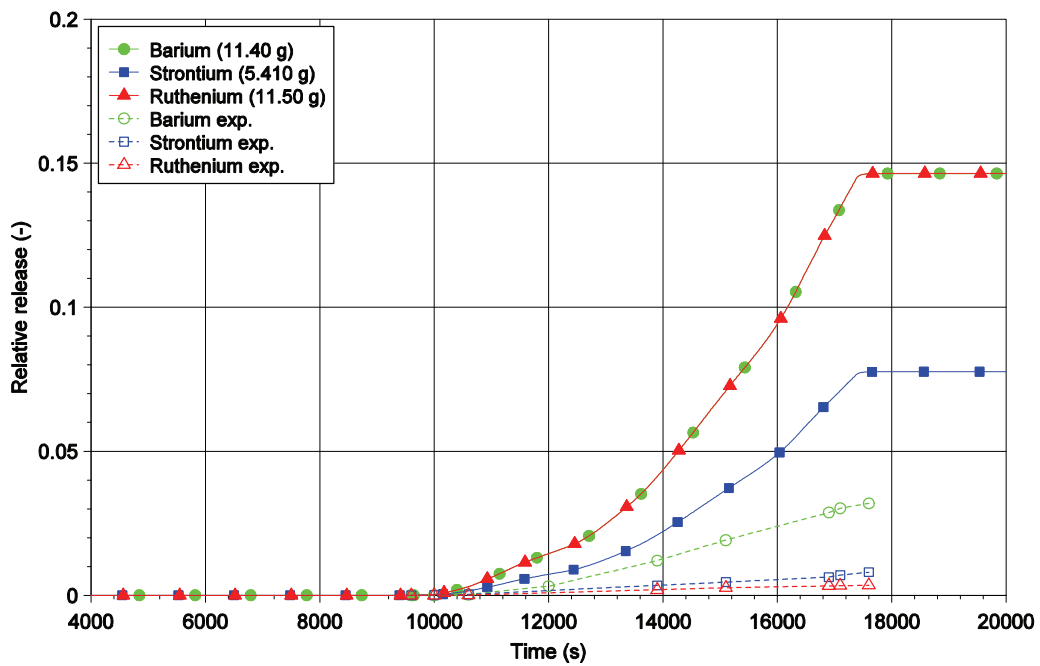


Bild 5.3-64: PHÉBUS FPT3: Gesamte relative Freisetzung von ausgewählten Spaltprodukten

5.4 Teilnahme am Benchmark-Problem „TMI-2 Alternatives Szenarium“

Im Rahmen der OECD/CSNI Arbeitsgruppe GAMA (Working Group on the Analysis and Management of Accidents) wurde zwischen November 2005 und Januar 2008 das Benchmark-Problem „TMI-2 Alternative Scenario“ unter Führung des französischen Instituts IRSN organisiert und durchgeführt. Das Ziel dieses Benchmark-Problems war, die Fähigkeit der gegenwärtigen Rechenprogramme zur Beschreibung der wesentlichen Phänomene der Kernzerstörung zu bewerten.

Das vorgeschlagene Störfallszenarium ist ein kleines Leck am heißen Strang des TMI-2 Reaktors, gleichzeitig mit dem Ausfall der Hauptspeisewasserversorgung. Die Anfangsbedingungen entsprechen denen des TMI-2 Störfalls. Es wird angenommen, dass die Hochdruckeinspeisung vorerst nicht verfügbar ist (die Einspeisung erfolgt nur über das Volumenregelsystem mit einer konstanten Einspeiserate, ohne Kühlmittelentnahme), und dass die Hauptkühlmittelpumpen bei einem Primärwasserinventar von 85 Tonnen abgeschaltet werden. Auf der Sekundärseite werden der Druck und der Wasserstand in den Dampferzeugern konstant gehalten. Etwa 5000 s nach dem Abschalten der Kühlmittelpumpen wird die Notkühleinspeisung eingeschaltet. Die Rechnungen sollten bis zur Wiederauffüllung des Kerns durchgeführt werden.

Insgesamt acht Organisationen aus sechs Ländern haben mit sechs verschiedenen Rechenprogrammen an diesem Benchmark-Problem teilgenommen. Die Gegenüberstellung und die Auswertung der Ergebnisse aller Teilnehmer sind dem Abschlussbericht /NEA 09/ zu entnehmen.

Die Teilnahme der GRS am Benchmark-Problem erfolgte mit der Programm-Version ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle A (Freigabedatum: August 2006). Der verwendete Eingabedatensatz basiert auf dem Datensatz, der zuletzt zur Nachrechnung des TMI-Störfalls im Rahmen der Programmverifikation verwendet wurde /TRA 03/.

Die Nodalisierung des Primärkreises ist in Abb. 5.4-1 dargestellt. Die wesentlichen Komponenten sind der Reaktordruckbehälter (RDB), die zwei Kühlkreisläufe PA und PB mit Geradrohrdampferzeugern (SG), vier kalte Stränge (CL) mit den Hauptkühlmittelpumpen und der Druckhalter (PRESS) mit der Volumenausgleichsleitung (SURGE). Das Leck (LEAK) wurde in der ersten Zone des heißen Stranges (PA-HL) im Kühlkreis-

lauf mit Druckhalter abgebildet. Am Primärkreislauf sind außerdem 4 Hochdruckeinspeiseleitungen (HPI) angeschlossen. Zur Druckentlastung verfügt der Druckhalter über ein Abblaseventil (PORV). Das Sprühsystem wurde nicht simuliert.

Der RDB umfasst den Ringraum (PV-DC), das untere und obere Plenum (PV-LH, PV-LP, PV-UP), den Deckelraum (PV-UH), den Reflektor (PV-REF) und den Reaktorkern. Nicht abgebildet sind die Rückschlagklappen (vent valves) zwischen dem Ringraum und dem oberen Plenum.

Der Reaktorkern (Abb. 5.4-2) ist in 5 konzentrische Parallelkanäle (PV-CORE1 bis 5) mit Querverbindungen (in der Abbildung nicht eingezeichnet) und 22 axiale Zonen unterteilt. Die 36816 Brennstäbe sind zu gleichen Teilen 4 Parallelkanälen (PV-CORE1 bis 4) zugeordnet, die 976 Steuerstäbe jedoch nur den inneren 3 Kanälen. Der fünfte Parallelkanal hat keine Brennstäbe und soll im Falle einer vollständigen Blockade im Kern eine geringe Bypass-Strömung ermöglichen.

Das stark vereinfachte Sekundärsystem besteht aus dem Steigraum (16 axiale Zonen) und Dampfdom im Dampferzeuger. Das Speisewasser- und das Frischdampfsystem werden mit Fill-Objekten modelliert, deren Randbedingungen von der im GCSM-Modul nach den Benchmark-Spezifikationen simulierten Dampferzeuger-Füllstandsregelung bzw. Sekundärdruckregelung vorgegeben werden. Insgesamt besteht die gewählte Nodalisierung aus 376 Kontrollvolumina und 407 Strömungswegen, sowie 153 Wärmeleitelementen zur Simulation der RDB-Strukturen und Leitungswände.

Die Anlage-Thermohydraulik wurde mit dem 6-Gleichungsmodell (getrennte Impuls-gleichungen für Wasser- und Dampf- bzw. Gasphasen) in ATHLET modelliert, und durch eine zusätzliche Massenerhaltungsgleichung für Wasserstoff als nicht-kondensierbares Gas ergänzt. Ausnahmen bilden der Druckhalter und die Sekundärseiten der Dampferzeuger, für die das 5-Gleichungsmodell zusammen mit dem Gemischspiegel-Modell verwendet wurde.

In Anlehnung an die Benchmark-Spezifikationen wurden zwei Rechnungen durchgeführt, eine mit den im Anwenderhandbuch empfohlenen Eingabeparametern für die Modellierung der Kernzerstörung (bezeichnet als „Standard-Rechnung“) und eine mit Parametern, welche von den Organisatoren auf Basis von Analysen zum Versuch PHÉBUS FPT1 vorgeschlagen wurden (bezeichnet als „Alternative Rechnung“). Beide Eingabedatensätze sind sehr ähnlich, bis auf ein 50 K niedrigeres Temperaturkriterium

für das Versagen von oxidierten Hüllrohren und eine 100 K niedrigere Schmelztemperatur keramischer Schmelze für die alternative Rechnung.

Die wesentlichen Erkenntnisse aus den durchgeführten Rechnungen sind in /AUS 08/ dokumentiert.

Die Ergebnisse der ATHLET-CD Rechnungen zum TMI-2 Benchmark waren physikalisch plausibel und zeigten eine zufrieden stellende Übereinstimmung mit den Ergebnissen anderer fortschrittlicher Rechenprogramme wie ICARE/CATHARE und ASTEC, insbesondere hinsichtlich der Thermohydraulik im Primärkreis bis zum Beginn der Notkühleinspeisung, der Wasserstoffherzeugung und der gesamten Schmelzmasse, wie in den Bildern 5.4-3 bis 5.4-6 zu ersehen ist.

Wesentliche Abweichungen beziehen sich auf den Verlauf während der Wiederauffüllphase. ATHLET-CD (ohne das Partikelbett-Modul MEWA) war das einzige Rechenprogramm, das die Bildung eines Schmelzesees im unteren, zentralen Kernbereich errechnet hat, der bis zum Ende der Rechnung nicht vollständig abgekühlt werden konnte (Abb. 5.4-7). Es wird jedoch vermutet, dass die ICARE/CATHARE Rechnung ein ähnliches Verhalten zeigen würde, wenn die Hochdruckeinspeisung genug verzögert worden wäre, um eine zur Strömungsblockade am Kerneintritt ausreichende Schmelzeverlagerung zu bewirken. In einer der ASTEC-Rechnungen, mit der Anwendung eines Partikelbett-Modells, wurde ein Schmelzesee in der Kernmitte gebildet, der aber während der Kernflutung wiederbenetzt wurde. Auch die IKE-Rechnung, mit der „stand-alone“ Version des Moduls MEWA und thermohydraulischen Randbedingungen aus der ATHLET-CD Rechnung, zeigte eine vollständige Abkühlung des zerstörten Kerns.

Die Auswertung der Benchmark-Ergebnisse belegt den Entwicklungsfortschritt der gegenwärtigen Rechenprogramme, insbesondere im Vergleich zum letzten Benchmark-Problem. Die Ergebnisse sind insgesamt vergleichbar oder sogar besser als die Ergebnisse der in letzter Zeit durchgeführten Benchmark-Rechnungen zu Integralversuchen wie PHÉBUS FPT1 oder QUENCH-11. Die Streuung der Ergebnisse bezüglich der globalen Parameter während der frühen Phase der Kernzerstörung war erfreulich gering. Dazu haben aber auch die geringe Anzahl der Rechnungen und die Erfahrung der Teilnehmer beigetragen.

Das Benchmark-Problem hat auch auf Schwächen der Rechenmodelle hingewiesen, wie z. B. in Bezug auf die Oxidation der Schmelze, auf die Beschreibung der UO₂-Schmelze und deren Wechselwirkung mit den übrigen Materialien, und insbesondere auf die Beschreibung der Phänomene während der Wiederauffüllung des zerstörten Kerns.

Die Stabilität und Robustheit der Rechnungen, insbesondere in der Wiederauffüllphase, belegen die Eignung der in ATHLET-CD gewählten Kopplung zwischen der Thermohydraulik und den Modellen zur Kernzerstörung, auch im Vergleich mit anderen Rechenprogrammen. Die Modellierung der früheren Phasen der Kernzerstörung in ATHLET-CD bis zur Schmelzeverlagerung in den unteren Kernbereich entspricht dem aktuellen internationalen Stand der Technik.

Insgesamt hat das Benchmark-Problem gezeigt, dass die Simulation der Phänomene der Kernzerstörung sehr stark von der Auswahl von Eingabeparametern bzw. Korrelationen abhängig ist. Es wird daher empfohlen, dass die Anwendung des Rechenprogramms auf deterministische Reaktoranalysen möglichst von Unsicherheitsanalysen, welche den Einfluss der kombinierten Variation von Eingabeparametern und Modelloptionen berücksichtigen, unterstützt wird.

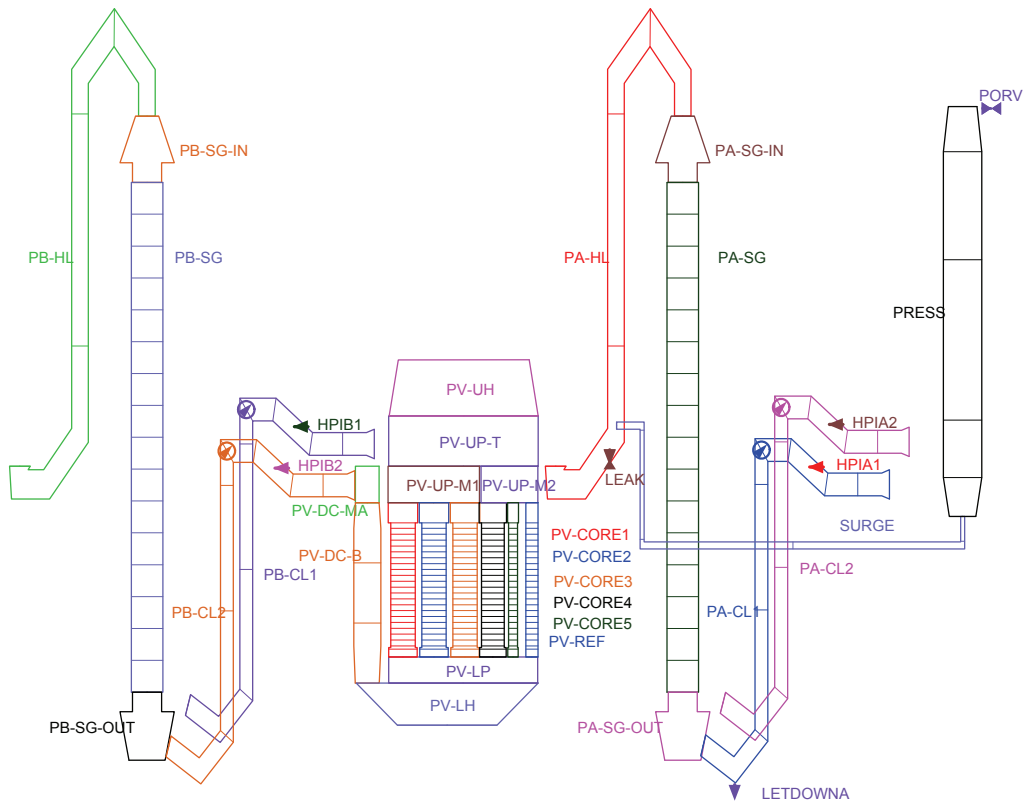


Bild 5.4-1: TMI-2 Benchmark: ATHLET-CD Nodalisierung (Primärkreis)

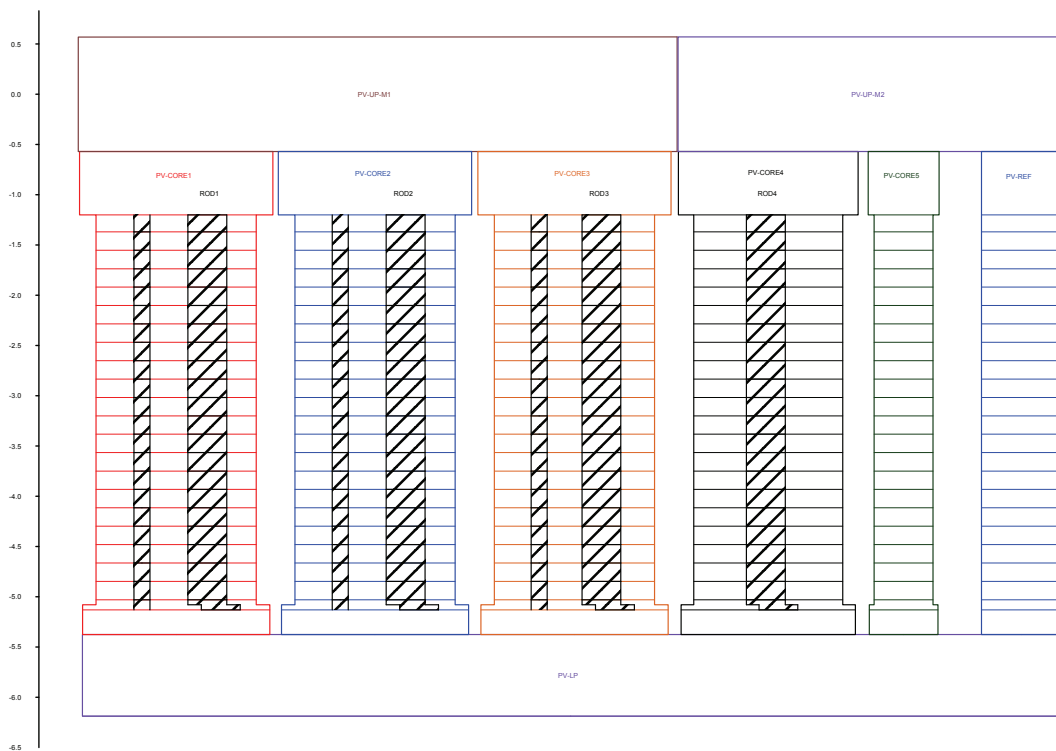


Bild 5.4-2: TMI-2 Benchmark: ATHLET-CD Nodalisierung für den Kernbereich

Pressurizer Pressure

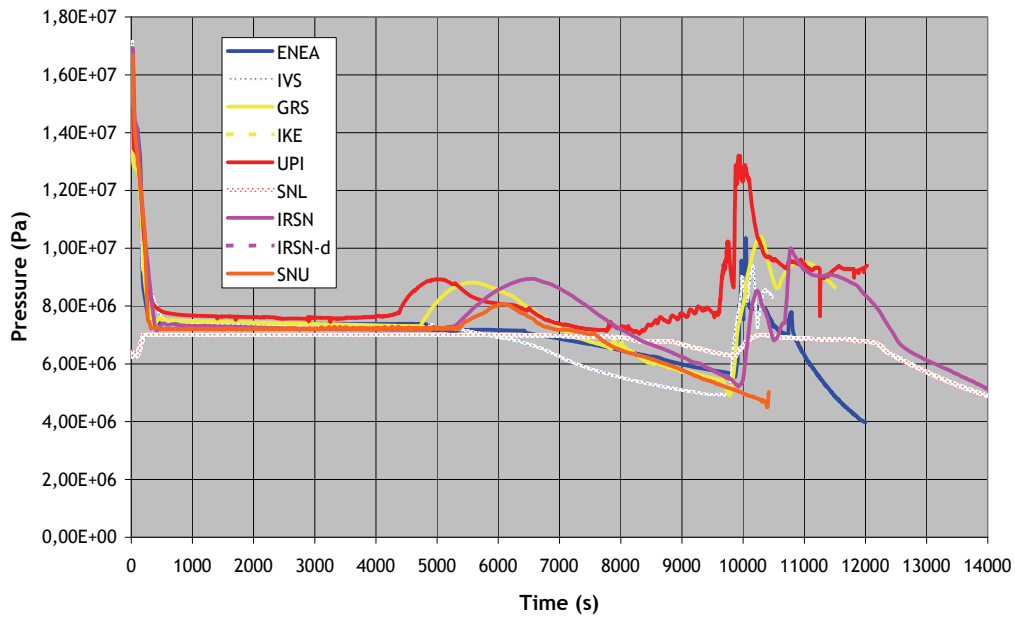


Bild 5.4-3: TMI-2 Benchmark: Primärdruck

Primary Mass

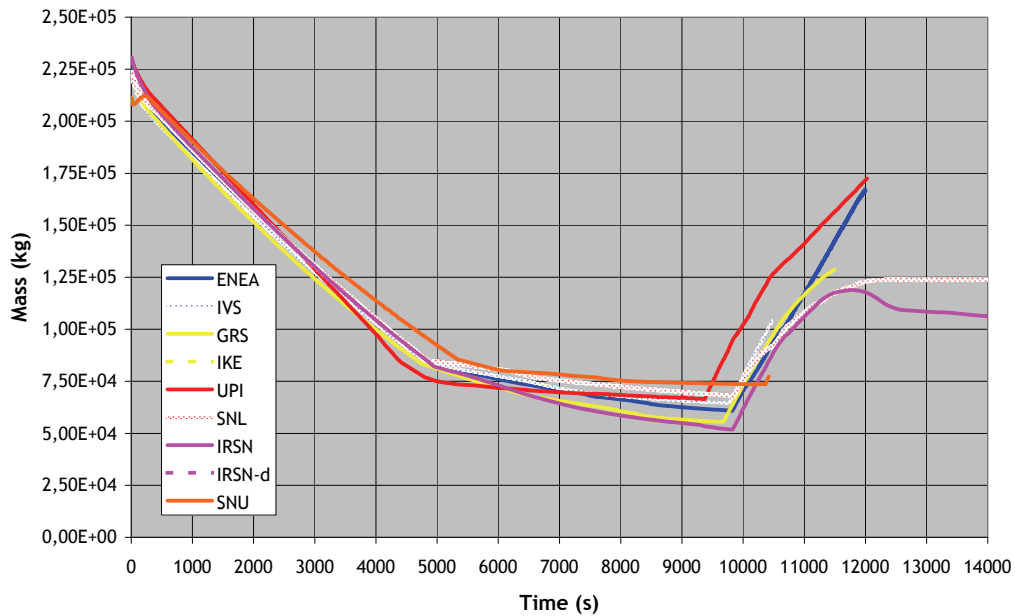


Bild 5.4-4: TMI-2 Benchmark: Kühlmittelinventar im Primärkreis

Cumulated Hydrogen Production

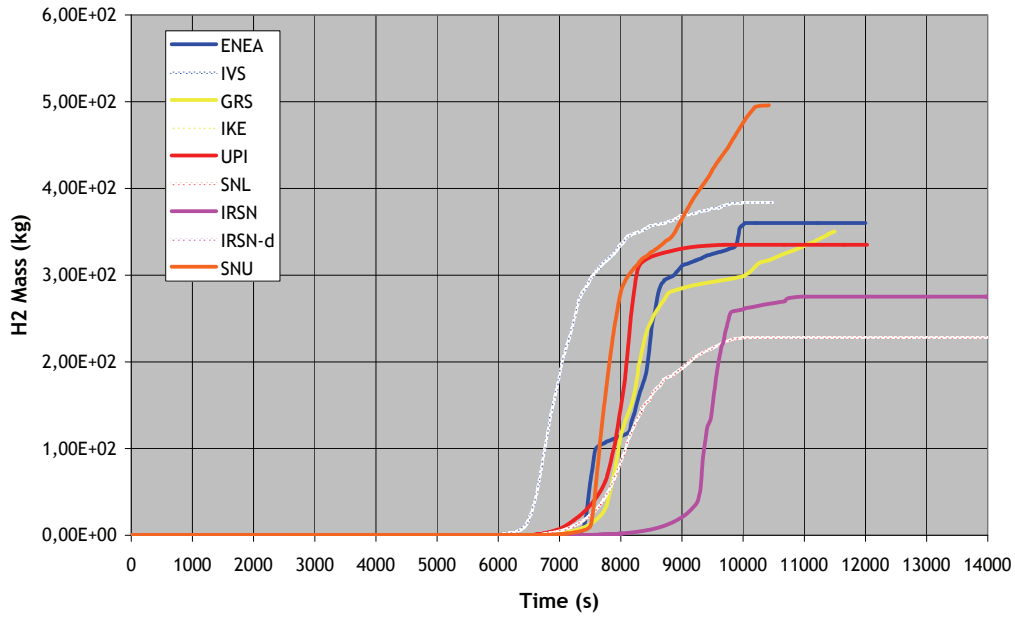


Bild 5.4-5: TMI-2 Benchmark: Wasserstofferzeugung

Total Mass of Molten Materials

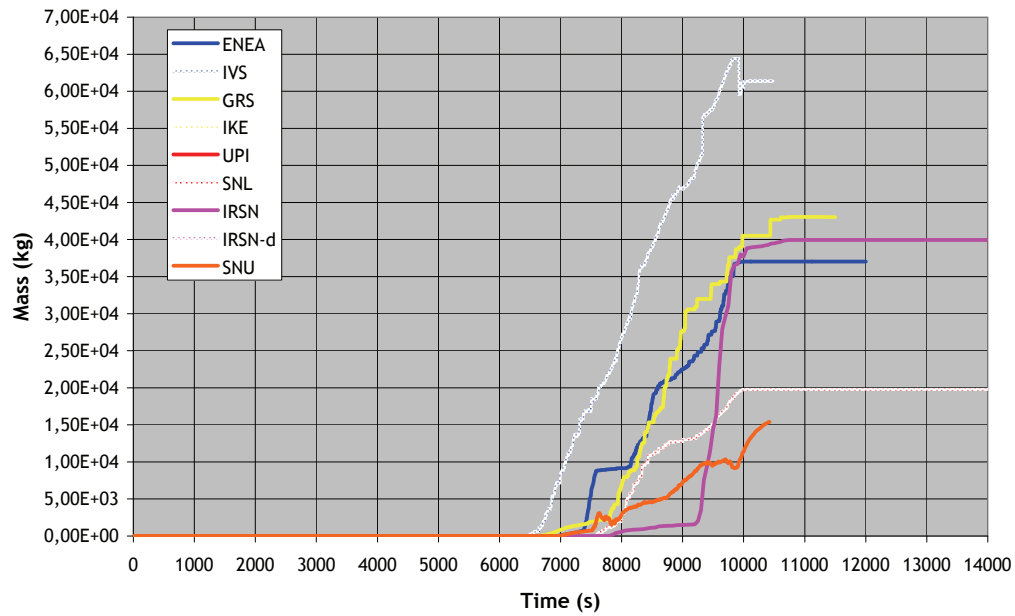
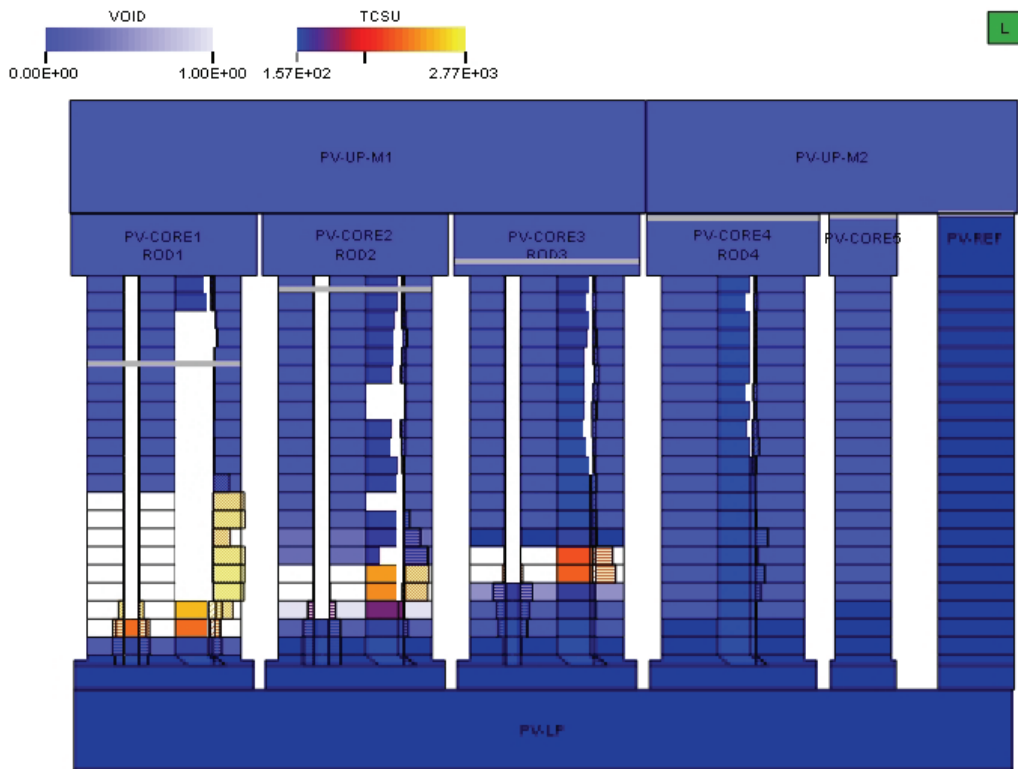
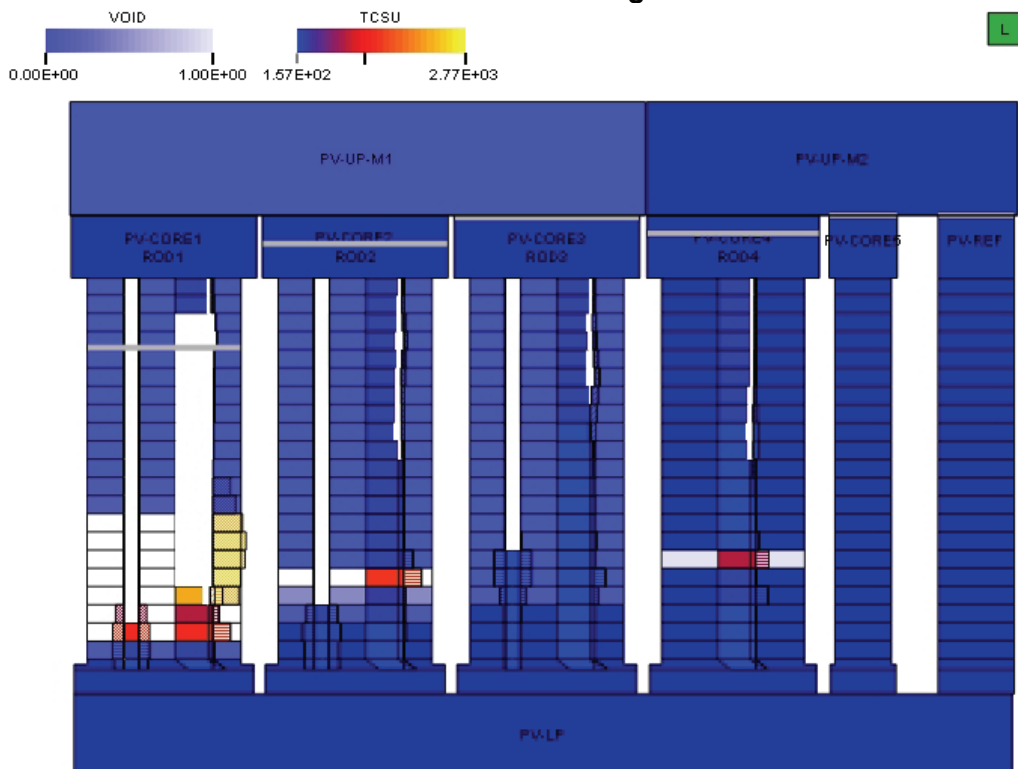


Bild 5.4-6: TMI-2 Benchmark: Gesamte Schmelzmasse



Standard Rechnung



Alternative Rechnung

Bild 5.4-7: TMI-2 Benchmark: Zustand des Kerns am Ende der Rechnung (30 Minuten nach Beginn der Wiederauffüllung)

6 Anwendung von Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse auf Validierungsrechnungen

6.1 Methodologie

In einer Validierungsrechnung wird die Übereinstimmung mit Messwerten eines Experiments teilweise durch die Auswahl bestimmter Eingabeparameter oder durch Änderung von Modelloptionen erzielt. Diese Parameter müssen manchmal geändert werden, um unterschiedliche Experimente in der gleichen Versuchsanlage oder ein ähnliches Experiment in einer anderen Anlage in guter Übereinstimmung mit den Messwerten nachzurechnen. Die Aussagesicherheit der Rechenergebnisse kann im Rahmen dieses Validierungsprozesses nicht quantifiziert werden.

Als einen zusätzlichen Beitrag zur Erhöhung der Aussagesicherheit des Rechenprogramms wird die Anwendung von Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse auf Validierungsrechnungen angesehen. Damit können quantitative Aussagen über den gemeinsamen Einfluss von Unsicherheiten der Eingabeparameter und Modelloptionen (modellbedingte Unsicherheiten) sowie der versuchsbedingten Unsicherheiten (z. B. Anfangs- und Randbedingungen, Materialeigenschaften) auf die Rechenergebnisse ermittelt werden.

Die von der GRS eingeführte Methode zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen (Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse) basiert auf der Methode der Monte-Carlo-Simulation, d.h. es wird eine Anzahl von Rechenläufen mit diesem Rechenprogramm durchgeführt, wobei in jedem dieser Rechenläufe die Werte der unsicheren Parameter variiert werden. Der Stand der Kenntnis eines jeden unsicheren Parameters wird dabei durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen quantifiziert.

Ein wesentliches Merkmal der GRS-Methode ist, dass der Rechenaufwand für die Analyse unabhängig ist von der Anzahl der beteiligten unsicheren Parameter und der zu untersuchenden Ergebnisgrößen. Der Stichprobeumfang N , d. i. die Anzahl der durchzuführenden Rechenläufe, ist lediglich abhängig von der geforderten statistischen Schärfe der Unsicherheitsaussage, ausgedrückt durch zwei statistische Parameter β (= zu erfassende Unsicherheit) und γ (= gewünschtes Vertrauensniveau aufgrund der Beschränktheit des Stichprobenumfangs N). Für gängige Werte dieser statistischen Parameter β und γ , in der Regel $\beta=95\%$ und $\gamma=95\%$, ergibt sich ein Mindeststichpro-

benumfang N_{\min} , nämlich $N_{\min}=59$ für einseitige und $N_{\min}=93$ für zweiseitige Unsicherheits-Limits.

Gleichzeitig mit der Unsicherheitsanalyse kann man mit der GRS-Methode auch eine Sensitivitätsanalyse durchführen. Diese Form der Sensitivitätsinformation gibt die Rangfolge der individuellen Unsicherheitsbeiträge der Parameter zur Unsicherheit des Rechenergebnisses an. Damit ist ein zusätzliches Bewertungskriterium für eine effiziente Verbesserung eines Rechenprogramms und somit zur Verbesserung der Aussagesicherheit von Rechenergebnissen gegeben.

In den im Rahmen des Vorhabens durchgeführten Untersuchungen wurde als Sensitivitätsmaß für Einzelparameter bei allen Ergebnisgrößen der sog. Rang-Korrelationskoeffizient nach Spearman (Spearman's rank correlation coefficient, abgekürzt RCC) gewählt. Der RCC kann bekanntlich als ein Maß für den Grad der monotonen Abhängigkeit der Ergebnisgröße Y vom Eingangsparameter X betrachtet werden. Je größer der RCC seinem Betrage nach ist, desto größer ist der Grad dieser Abhängigkeit und damit auch der Einfluss des betreffenden Parameters auf die Unsicherheit der Ergebnisgröße. Ein positives Vorzeichen von RCC bedeutet, dass mit zunehmenden Werten des betreffenden Parameters die betrachtete Ergebnisgröße ebenfalls zu größeren Werten tendiert. Entsprechend bedeutet ein negatives Vorzeichen die Umkehrung dieser Tendenz. Diese Eigenschaft ist hilfreich bei der Interpretation der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse.

Weiterentwicklungen im Rahmen der GRS-Methode ermöglichen nun die Bestimmung multipler Sensitivitätsindizes, die, analog zu den oben genannten „einfachen“ Sensitivitätsindizes, den Einfluss der Unsicherheit einer ganzen Parametergruppe auf die Unsicherheit im Rechenergebnis quantifizieren. Mit Hilfe dieser multiplen Sensitivitätsindizes kann man z. B. abschätzen, welcher Anteil der Ergebnisunsicherheit aus den Unsicherheiten der Versuchsanlagen und welcher aus den Unsicherheiten bei der Modellierung stammt bzw. welchen Beitrag zur Gesamtunsicherheit ein bestimmtes Teilmodell im Rechenprogramm mit allen seinen internen modellspezifischen unsicheren Parametern liefert.

Die GRS-Methode zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse wurde exemplarisch auf zwei Validierungsrechnungen angewendet /AUS 09, AUS 10/:

- Nachrechnung des ROSA/LSTF Versuchs SB-PV-09 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B

- Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A.

Für beide Anwendungen waren folgende Arbeitsschritte notwendig:

- Durchführung der Referenzrechnung
- Bestimmung der unsicheren Eingabeparameter, deren Wertebereiche und Wahrscheinlichkeitsverteilungen, auf der Basis der Erkenntnisse aus den Referenzrechnungen sowie aus der Erfahrung aus früheren Validierungsrechnungen.
- Auswahl der wesentlichen Ergebnisgrößen, die den Versuchsablauf kennzeichnen
- Durchführung der Variationsrechnungen:

Für jeden unsicheren Parameter wurden mit Hilfe des Programmsystems SUSAs aus den festgelegten Wertebereichen entsprechend den angegebenen Wahrscheinlichkeitsverteilungen jeweils Eingabewerte nach dem Zufallsprinzip ausgespielt sowie die entsprechenden Eingabedatensätze automatisch generiert. Es wurden $N=208$ Modellrechnungen durchgeführt. Gegenüber der bekannten minimal erforderlichen Anzahl der Modellrechnungen $N_{\min} = 93$, weisen die auf der Basis dieser 208 Rechnungen ermittelten 95% / 95%-Toleranzgrenzen eine deutlich geringere „Konservativität“ auf. Darüber hinaus erhöht sich dabei naturgemäß auch die Genauigkeit der abgeleiteten Sensitivitätskoeffizienten.

- Auswertung der Analyseergebnisse:
- Aus der Gesamtheit der errechneten alternativen Ergebnisse wurden quantitative Unsicherheitsaussagen in Form von zweiseitigen (95% / 95%)-Toleranzgrenzen hergeleitet sowie die Rangfolge der Beiträge der einzelnen unsicheren Parameter zur jeweiligen Ergebnisunsicherheit ermittelt (Sensitivitätsanalyse). Zusätzlich wurden multiple Sensitivitätsmaße berechnet, welche eine Gegenüberstellung und einen quantitativen Vergleich des Einflusses von modellbedingten und versuchsbedingten Unsicherheiten ermöglichen. In den Analysen wurden durchwegs die multiplen Rangkorrelationskoeffizienten /GLA 08/ als Gruppensensitivitätsindizes für die multiple Sensitivitätsanalyse verwendet. Trotzdem wurden zu Test- und Vergleichszwecken auch die Sobol'schen Sensitivitätsindizes für die Gruppe der „modellbedingten Parameter“ bzw. für die Gruppe der „versuchsbedingten Parameter“ mit dem entsprechenden Rechenaufwand bestimmt (Stichprobenumfang jeweils $N=100$).

6.2 Erkenntnisse aus der Unsicherheitsanalyse zum Versuch SB-PV-09

Gegenstand des Versuchs SB-PV-09, der in der japanischen ROSA/LSTF-Versuchsanlage durchgeführt worden ist, war ein kleines Leck im Deckelraum des Reaktordruckbehälters mit Totalausfall der Hochdruckeinspeisung und sekundärseitiger Druckabsenkung als vorgesehene Notfallschutzmaßnahme. Der Versuch diente der Untersuchung der Auswirkungen von symptom-orientierten Notfallschutzmaßnahmen auf das thermohydraulische Verhalten im Primärkühlkreislauf. Von besonderem Interesse war der Einfluss des Wasserspiegels im Deckelraum des Reaktordruckbehälters auf die Bruchausströmraten und auf die Druckabsenkung im Primärkreis.

Die Referenzrechnung zur Validierung der ATHLET-Modelle ist in /AUS 07/ dokumentiert und im Kap. 4.3.1 zusammenfassend beschrieben. Zur Bestimmung der unsicheren Eingabeparameter für die Unsicherheitsanalyse stand die Erfahrung aus der gesamten bisher durchgeführten ATHLET-Validierung zur Verfügung, die bis zu dem Zeitpunkt 51 Einzeleffektexperimente und 90 Integralexperimente umfasste. Insbesondere ging die umfangreiche Erfahrung der GRS auf dem Gebiet der kleinen und mittleren Leckstörfälle in die Spezifikation der Wahrscheinlichkeitsverteilungen ein. Zusätzliche Informationen lieferten die Sensitivitätsstudien, die im Rahmen der Validierungsrechnung zum Versuch SB-PV-09 durchgeführt wurden /AUS 07/, sowie die Erkenntnisse aus vorhergehenden Unsicherheitsanalysen, insbesondere aus der Analyse des LSTF-Experiments SB-CL-18 /GLA 97/.

Es wurden insgesamt 50 potentiell wichtige unsichere Parameter identifiziert und quantifiziert. Unter ihnen sind 40 Parameter, welche die Unsicherheiten der physikalischen Modellierung und der numerischen Simulation beschreiben, sowie 10, die sich auf die Unsicherheiten der Versuchsanlage und des durchgeführten Experiments beziehen.

Zu den Modellunsicherheiten zählen:

- 4 Parameter für die Bestimmung der kritischen Ausströmung
- 20 Parameter zur Beschreibung der Unsicherheiten in den Impulsgleichungen
- 9 Parameter für die Wärmeübertragung zwischen Fluid und Strukturen
- 4 Parameter für den zweiphasigen Wärme- und Massenaustausch durch Verdampfung bzw. Kondensation
- 1 Parameter für die axiale Nodalisierung im Bündelbereich

- 2 Parameter zur Beschreibung der Formdruckverluste in der Anlage

Zu den versuchsspezifischen Unsicherheiten zählen die Unsicherheiten in Bezug auf die verschiedenen Kernbypässe (3 Parameter). Weitere anlagebedingte unsichere Parameter berücksichtigen die Unsicherheiten bezüglich der Bündelleistung, der Leckage durch die Entlüftungsleitung am Deckel des Druckbehälters sowie der Genauigkeit der Temperaturmessungen, die zur Einleitung der Notfallschutzmaßnahme bzw. zur Auslösung des Kernschutzsystems verwendet werden.

Insgesamt wurden 8 Einzelwerte, d. h. skalare Größen, und 15 zeitabhängige Ergebnisgrößen zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ausgewählt. Wesentliche Erkenntnisse aus dieser Untersuchung werden hier anhand der zeitabhängigen Größen „Bruchmassenstrom“ und „Wasserstand im Bündelbereich“ sowie der skalaren Größe „Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung“ exemplarisch dargestellt.

Bruchmassenstrom

Die Abb. 6.2-1 und 6.2-2 zeigen den Zeitverlauf der zweiseitigen (95%, 95%)- Toleranzgrenzen des berechneten Bruchmassenstroms mit Berücksichtigung aller unsicheren Parameter bzw. nur der versuchsbedingten Parameter. Die Messwerte liegen weitgehend im Unsicherheitsbereich der Rechenergebnisse, abgesehen von einer kurzen Zeitspanne (etwa 30 s) unmittelbar nach der Bruchöffnung, in der die Rechenergebnisse die Messwerte deutlich überschätzen, und am Ende der Druckspeichereinspeisung, etwa bei $t = 1850$ s.

Der Vergleich zwischen beiden Diagrammen zeigt, dass die modellbedingten Parameter für die Unsicherheiten bei der Berechnung des Bruchmassenstroms maßgebend sind. Beträchtlich ist die Unsicherheitsbreite bei der Simulation des Übergangs zwischen zweiphasiger Bruchausströmung und reiner Dampfausströmung (Bruchfreilegung, ca. $t = 700$ s im Experiment).

Die Sensitivitätsmaße in Abb. 6.2-3 zeigen, dass folgende Eingabeparameter Bedeutung für den Unsicherheitsbereich des berechneten Bruchmassenstroms haben:

- Parameter 2 (Turbulenzfaktor für Verdampfung bei kritischer Strömung), mit negativen Werten bis zur Bruchfreilegung (ca. $t = 700$ s), danach positiv aber mit abnehmender Bedeutung;
- Parameter 3 (Kontraktionskoeffizient für Dampfausströmung), zwischen 700 und 1200 s;
- Parameter 41 (vermutete Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum), zwischen 1000 und 1700 s. Je größer die Leckage, desto langsamer wird der Deckelraum nach der Druckspeichereinspeisung wieder aufgefüllt, und somit umso länger ist die Periode der reinen Dampfausströmung und umso niedriger sind die Ausströmraten.

Die multiplen Sensitivitätsmaße bestätigen (Abb. 6.2-4), dass die Modellunsicherheiten (Gruppe 1) den größten Beitrag zu den Unsicherheiten des berechneten Bruchmassenstroms leisten. Die experimentellen Unsicherheiten, insbesondere die Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum, sind nur während der Druckspeichereinspeisung von Bedeutung.

Wasserstand im Bündelbereich

Die zweiseitigen (95%, 95%)- Toleranzgrenzen des berechneten Wasserstands im Kern, ermittelt auf der Basis der Variation aller 50 unsicheren Parameter, sind in Abb. 6.2-5 dargestellt. Während der Phase der Kernfreilegung, zwischen 800 und 1300 s, liegen die entsprechenden Messwerte nah an der unteren Toleranzgrenze der Rechenergebnisse. Insgesamt betrachtet haben die experimentellen unsicheren Parameter einen geringeren Einfluss auf die Unsicherheitsbreite der Rechenergebnisse (Abb. 6.2-6).

Der zeitliche Verlauf des Wasserstands im Kern kann in drei unterschiedliche Phasen aufgeteilt werden: eine Anfangsphase von etwa 800 s, mit Dampferzeugung im Kern und Bildung eines Gemischspiegels, der hoch genug ist, um die Kühlung der Heizstäbe sicherzustellen, die Phase der Kernfreilegung und Aufheizung der Brennstäbe, und die Phase der Wiederauffüllung, mit dem Beginn der Druckspeichereinspeisung ab etwa 1300 s.

In der Anfangsphase leisten Parameter 17 (Berechnung der Zwischenphasen-Reibung in Bündelgeometrien) und Parameter 40 (Anzahl der axialen Nodes im beheizten Kernbereich) den größten Beitrag zur Unsicherheit des berechneten Wasserstands (Abb. 6.2-7). Sie sind maßgebend für die Berechnung des Void-Profiles im Kernbereich.

Während der für den gesamten Versuchsablauf wesentlichen Phase der Kernfreilegung und –Aufheizung ist jedoch der Parameter 41 (Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum) maßgebend. Je größer die vermutete Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum, desto niedriger der Wasserstand im Kern.

In der Wiederauffüllphase haben die Parameter 3 (Kontraktionsfaktor für die Dampfausströmung) und Parameter 41 (nun mit positivem Vorzeichen) den größten Einfluss auf die Rechenergebnisse. Wie im letzten Abschnitt schon gesehen, bewirken zunehmende Werte dieser Parameter tendenziell einen niedrigen Primärdruck und somit eine schnellere Wiederauffüllung des Kerns.

Die multiplen Sensitivitätsmaße zeigen (Abb. 6.2-8), dass die Modellunsicherheiten (Gruppe 1) den größten Beitrag zu den Unsicherheiten des berechneten Wasserstands im Kern leisten. Dennoch sind die experimentellen Unsicherheiten (Gruppe 2), insbesondere die Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum, maßgebend in der wichtigen Phase der Kernfreilegung.

Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung

Die sekundärseitige Druckabsenkung als vorgesehene Notfallschutzmaßnahme wurde im Versuch eingeleitet, als die gemessene Temperatur am Kernaustritt den Wert 623 K erreicht hat ($t = 1090$ s). Die kumulative Verteilungsfunktion der Rechenergebnisse zeigt einen Mittelwert von 1200 s, mit der oberen (95%, 95%)-Toleranzgrenze bei 1390 s (Abb. 6.2-9). Obgleich der gemessene Zeitpunkt innerhalb der Unsicherheit der Rechenergebnisse liegt, zeigt das Rechenmodell die Tendenz, die Kernfreilegung und somit den Temperaturanstieg zu verzögern.

Die wichtigsten unsicheren Parameter für die Unsicherheit dieser Ergebnisgröße sind (Abb. 6.2-10):

- Parameter 41 (Leckage zwischen Ringraum und oberem Plenum). Je größer die angegebene Strömungsfläche, desto früher der berechnete Zeitpunkt zur Einleitung der Notfallschutzmaßnahme. Wie bereits gezeigt, ist dieser Parameter maßgebend zur Simulation der Kernfreilegung und somit des Temperaturanstiegs am Kernaustritt.
- Parameter 6 (Bestimmung der relativen Phasengeschwindigkeit in vertikalen Leitungen)
- Parameter 2 (Turbulenzfaktor im Ausströmmodell)
- Parameter 40 (Nodalisierung im Kernbereich)

Die multiplen Sensitivitätsmaße weisen darauf hin (Abb. 6.2-11), dass die versuchsbedingten unsicheren Parameter (Gruppe 2) insgesamt einen größeren Beitrag zur Unsicherheit der Ergebnisgröße als die modellbedingten Parameter liefern (Verhältnis 60:40).

Zusammenfassende Bewertung

Die Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse bestätigen, dass die wesentlichen physikalischen Vorgänge des ROSA/LSTF Versuchs SB-PV-09 von ATHLET nachgebildet werden können /AUS 09/. Die entsprechenden Messwerte liegen weitgehend innerhalb der ermittelten Toleranzgrenzen der Rechenergebnisse.

Insgesamt haben die modellbedingten unsicheren Parameter eine größere Bedeutung für die Gesamtunsicherheit der Rechenergebnisse. Sie bestimmen den berechneten Verlauf der Bruchmassenströme und somit des Kühlmittelinventars im Primärkreis, sowie den Druckverlauf im Primär- und im Sekundärkreislauf.

Den dominierenden Beitrag zur Unsicherheit der Rechenergebnisse liefert die Berechnung der Bruchausströmraten mit dem 1D-Ausströmmodell CDR1D in ATHLET. Mögliche Modellverbesserungen bestehen darin, den Turbulenzfaktor zur Bestimmung der Verdampfungsraten nicht als konstanten Eingabeparameter, sondern in Abhängigkeit vom Unterkühlungsgrad des Fluides an der Bruchstelle auszudrücken sowie die relati-

ven Phasengeschwindigkeiten im Impulserhaltungssatz des kritischen Ausströmmodells zu berücksichtigen.

Weitere wichtige Unsicherheitsparameter beziehen sich auf die Modellierung der Zwischenphasen-Reibung im Bündelbereich sowie der relativen Phasengeschwindigkeit in vertikalen Leitungen, insbesondere im Zusammenhang mit der Verfolgung von Gemischspiegel-Bewegungen. Für diese Teilmodelle ist eine erweiterte Modellüberprüfung anhand von Einzeleffektversuchen zu empfehlen.

Die versuchsbedingten unsicheren Parameter sind maßgebend für die Bestimmung der Kühlmittelverteilung im Reaktordruckbehälter und somit zur Simulation der für den Testverlauf wesentlichen Phase der Kernfreilegung und Aufheizung der Brennstäbe sowie der Auswirkungen der vorgesehenen Notfallschutzmaßnahme auf das thermohydraulische Verhalten im Primärkreis. Der dominierende unsichere Parameter ist die Unsicherheit bezüglich der Strömungsfläche des Bypasses zwischen Ringraum und oberem Plenum.

Die gute Übereinstimmung zwischen dem bei der Referenzrechnung berechneten und dem experimentell ermittelten Zeitpunkt zur Einleitung der Notfallschutzmaßnahme wurde hauptsächlich durch die Annahme dieses zusätzlichen Kernbypasses und durch eine entsprechende Anpassung der Strömungsfläche erzielt. Die dazugehörige Unsicherheit kann nur durch die Nachrechnungen weiterer Versuche in dieser Anlage genauer quantifiziert werden.

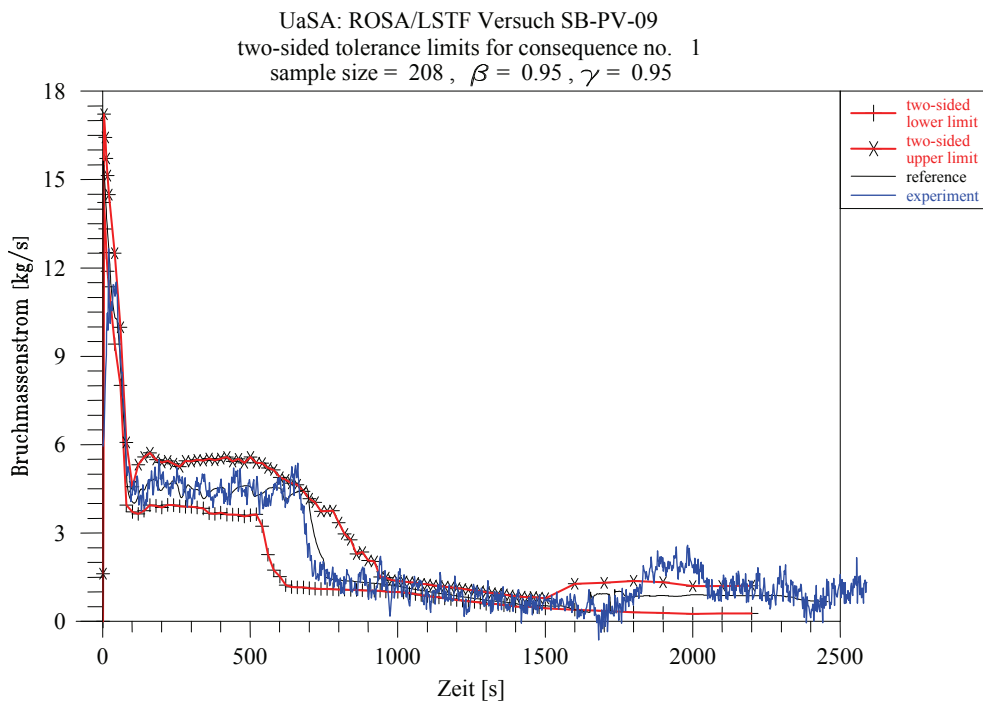


Bild 6.2-1: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Bruchmassenstroms unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter

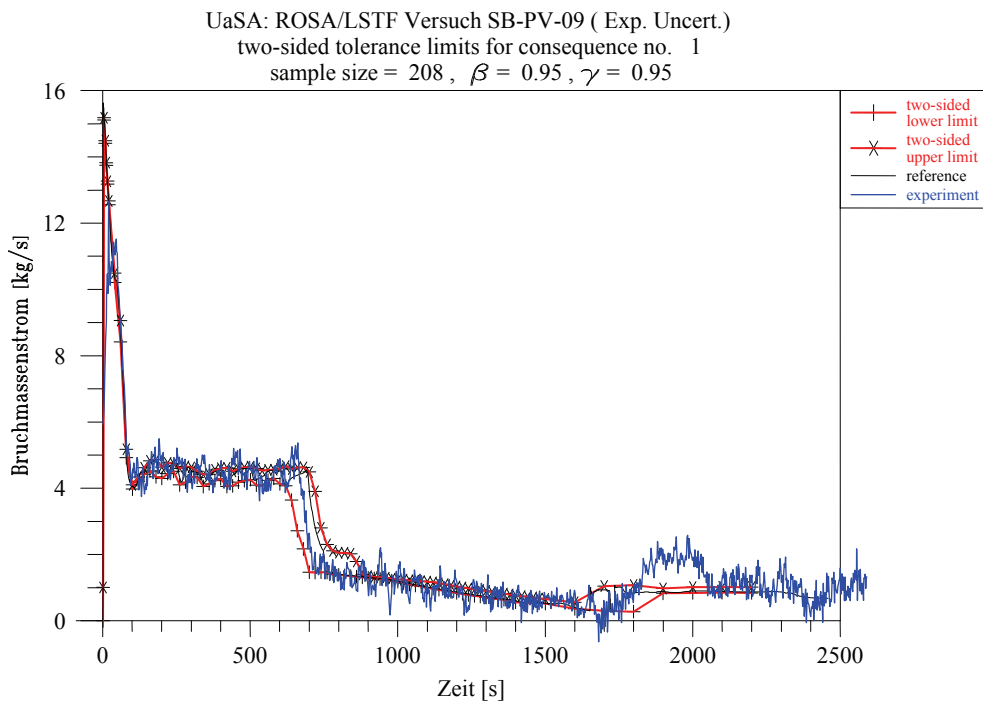


Bild 6.2-2: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Bruchmassenstroms (nur mit experimentell unsicheren Parametern)

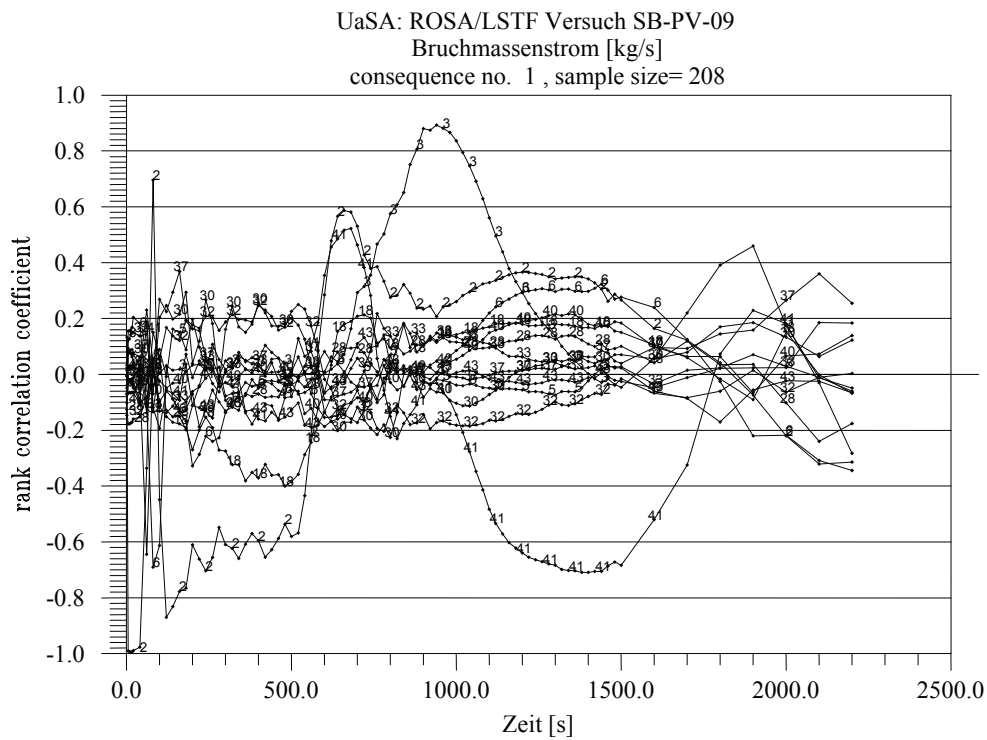


Bild 6.2-3: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für den berechneten Bruchmassenstrom

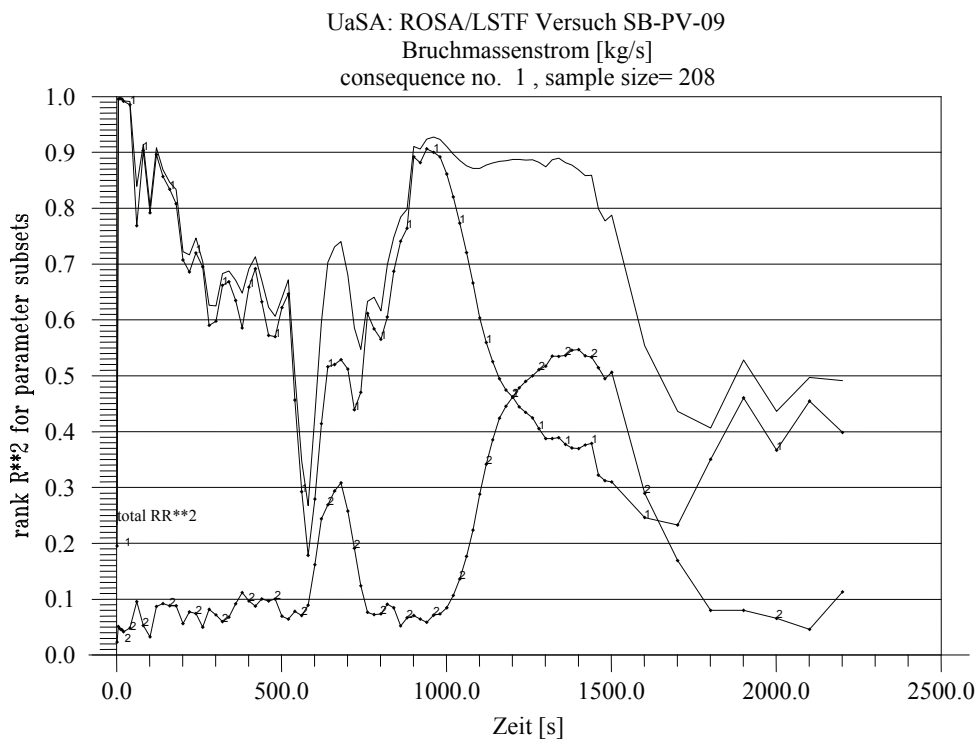


Bild 6.2-4: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Bruchmassenstrom (Gruppe 1: modellbedingte Unsicherheiten, Gruppe 2: versuchsbedingte Unsicherheiten)

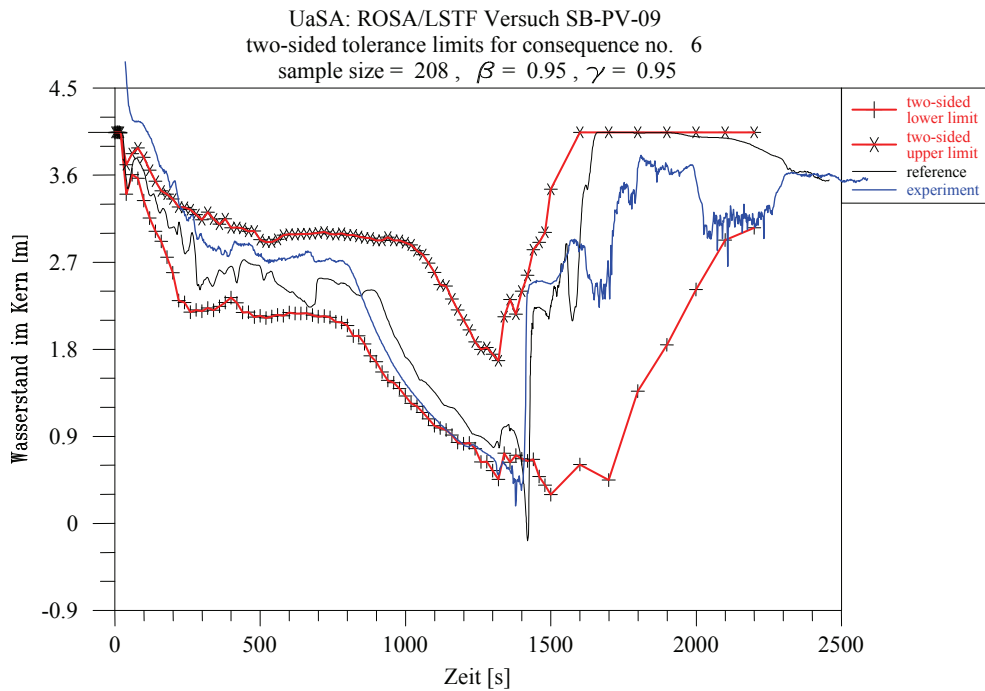


Bild 6.2-5: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Wasserstands im Kern unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter

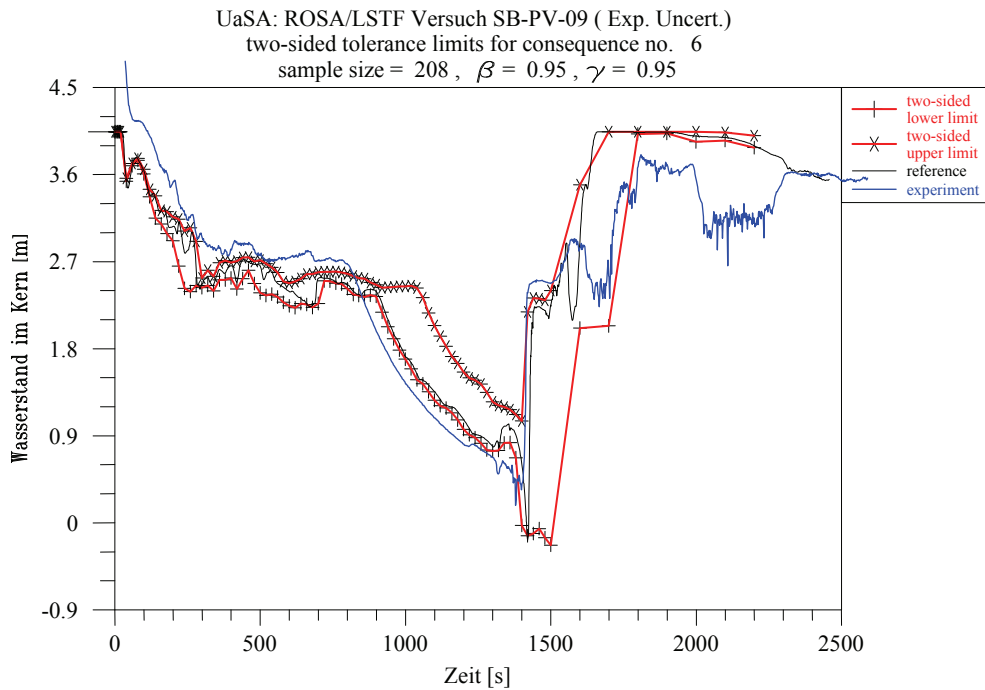


Bild 6.2-6: Zweiseitige Toleranzgrenzen des berechneten Wasserstands im Kern (nur mit experimentell unsicheren Parametern)

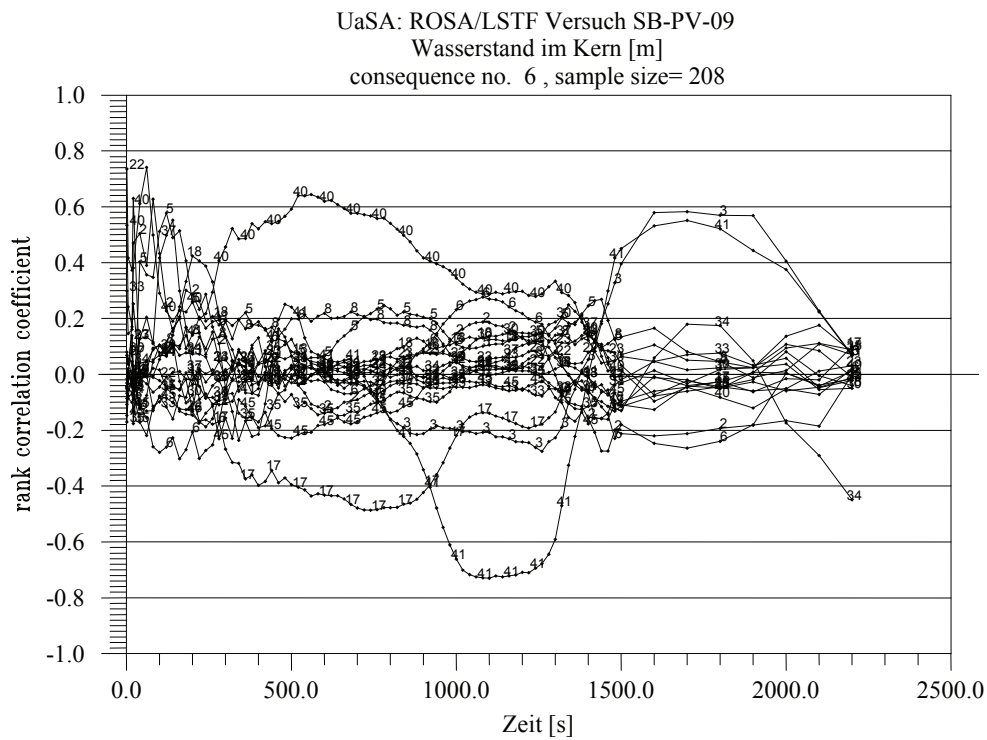


Bild 6.2-7: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für den berechneten Wasserstand im Kern

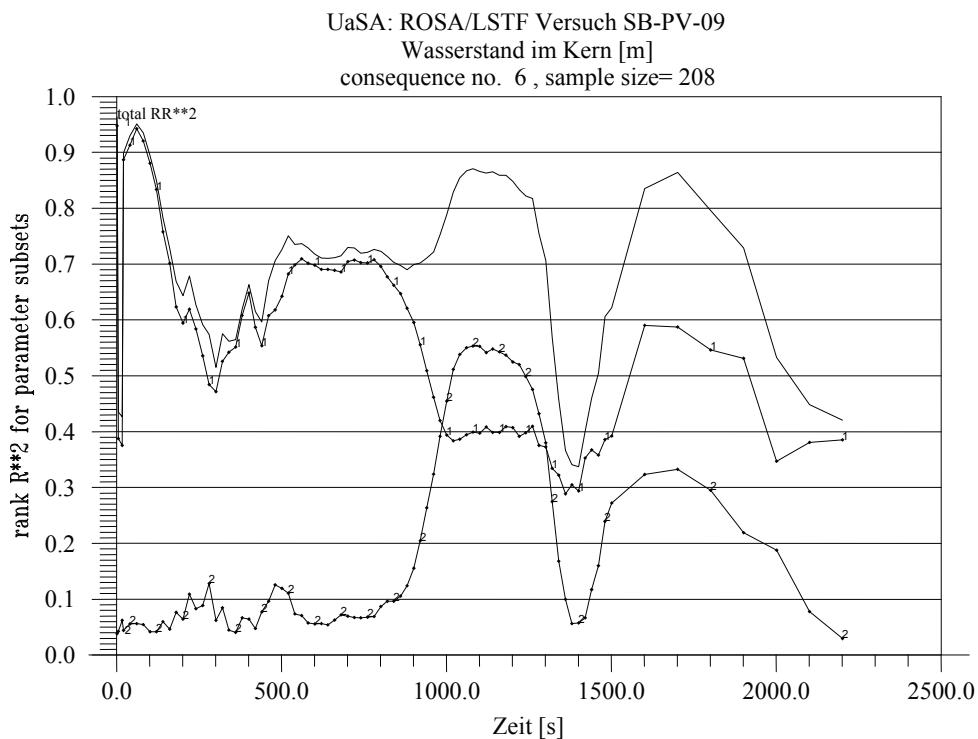


Bild 6.2-8: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Wasserstand im Kern (Gruppe 1: modellbedingte Unsicherheiten, Gruppe 2: versuchsbedingte Unsicherheiten)

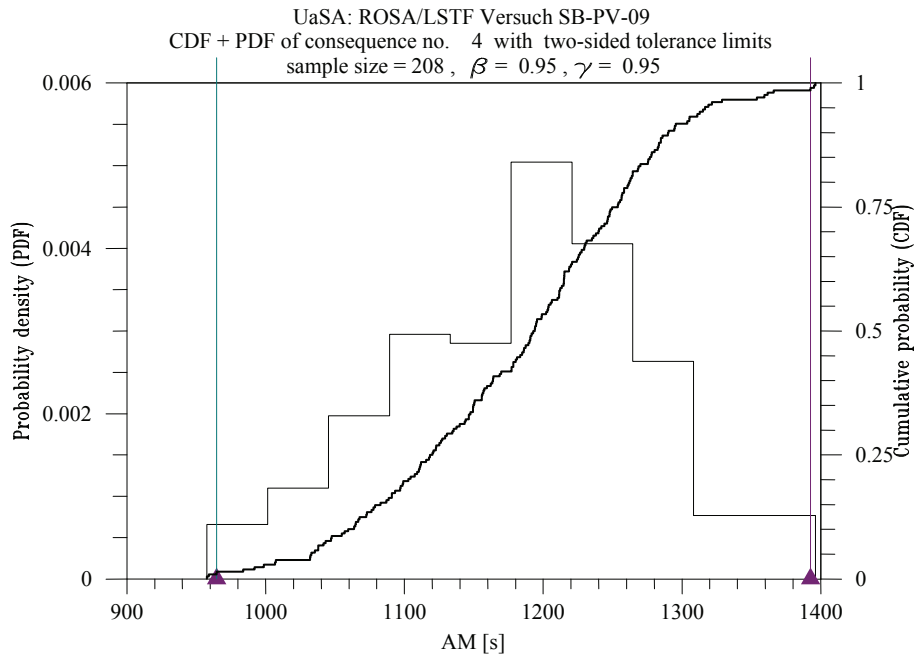


Bild 6.2-9: Häufigkeitsdichte und kumulative Verteilungsfunktion für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung

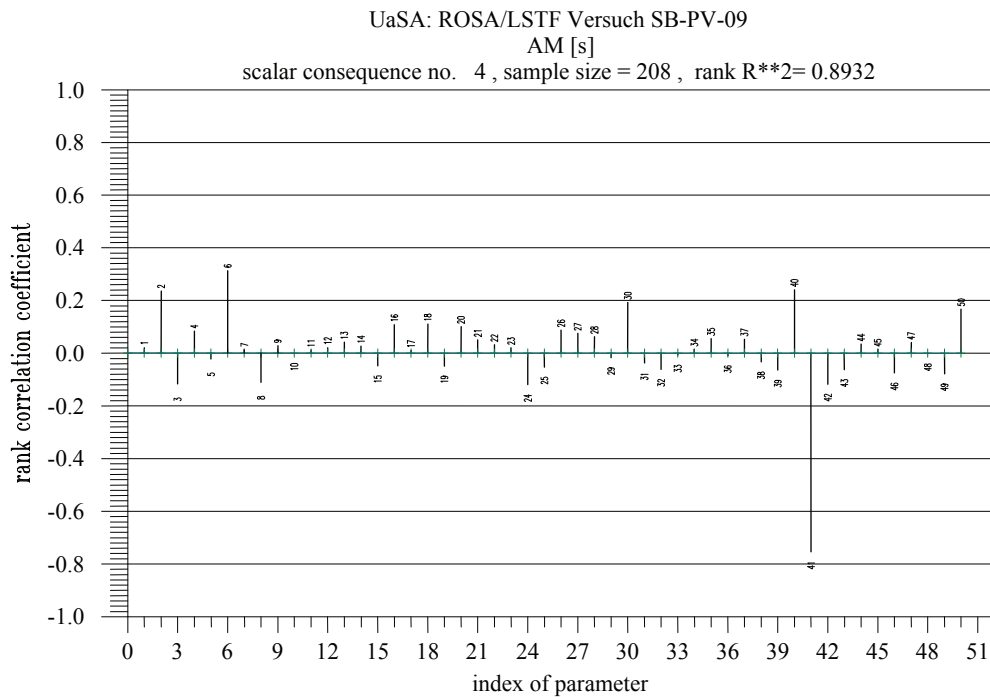


Bild 6.2-10: Sensitivitätsmaße für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung

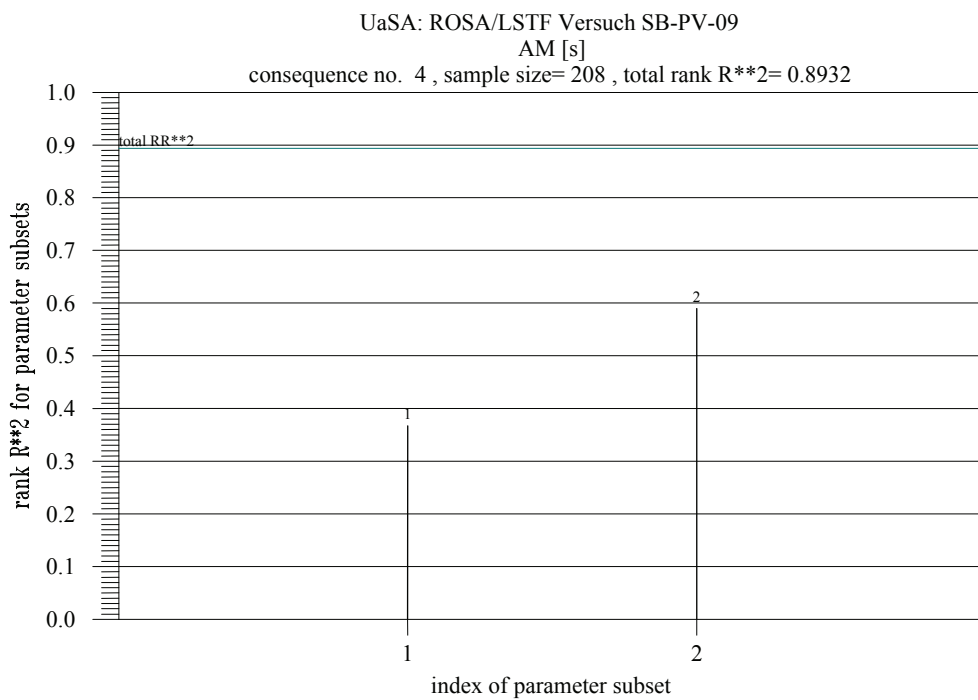


Bild 6.2-11: Multiple Sensitivitätsmaße für den berechneten Zeitpunkt zum Start der sekundärseitigen Druckabsenkung (Gruppe 1: modellbedingte Unsicherheiten, Gruppe 2: versuchsbedingte Unsicherheiten)

6.3 Erkenntnisse aus der Unsicherheitsanalyse zum Versuch FPT3

Die Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 (Bündelversuch mit 20 Brennstäben und mit einem Absorberstab aus Borkarbid zur Untersuchung der Bündelzerstörung und der Materialumlagerung mit der damit verbundenen Freisetzung und dem Transport von Spaltprodukten), die im Kap. 5.3.5 zusammenfassend beschrieben worden ist, wurde mit der aktuellen Code-Version ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A durchgeführt und durch einige Parameterstudien ergänzt /WEB 09/.

Auf der Basis dieser Referenzrechnung sowie mit Erkenntnissen aus früheren Validierungsrechnungen zu PHÉBUS- und QUENCH-Versuchen wurden insgesamt 25 modellbedingte und 15 versuchsbedingte unsichere Parameter identifiziert und deren Wahrscheinlichkeitsverteilungen für die Unsicherheitsanalyse bestimmt.

Die Auswahl der modellbedingten Unsicherheiten hat sich grundsätzlich auf die Beschreibung der Thermohydraulik in der Teststrecke (ATHLET-Modelle) sowie auf die Modelle zum Brennstabverhalten und Kernzerstörung (Modul ECORE) konzentriert. Die vorhandene experimentelle Datenbasis reicht nicht aus, um unsichere Eingabeparameter bei der Simulation der Freisetzung und des Transports von Spaltprodukten (Module FIPREM und SOPHAEROS) zu bestimmen und insbesondere zu quantifizieren. Da die Brennstabtemperatur jedoch ein wesentlicher Parameter zur Bestimmung der Spaltproduktfreisetzung ist, wirken sich die Unsicherheiten bei der Bestimmung des thermischen Verhaltens im Testbündel auch auf die Berechnung der Freisetzung und des Transports der Spaltprodukte aus.

Zu den Modellunsicherheiten zählen:

- 7 Parameter zur Simulation der Thermohydraulik in der Teststrecke. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf Parameter gelegt, welche die Strömungsverhältnisse innerhalb des Testbündels beeinflussen können, sowie auf die Beschreibung der Wärmeübertragung zwischen den Brennstäben und dem Kühlmittel (Dampf).
- 4 Parameter zur Beschreibung der Zr-Oxidation
- 4 Parameter zur Modellierung des Absorberstabs aus Borkarbid
- 9 Parameter zur Beschreibung der Bildung und der Verlagerung von metallischer und keramischer Schmelze.

- 1 Parameter zur Bestimmung der Wärmeübertragung durch Strahlung.

Die 15 versuchsbedingten Unsicherheiten beziehen sich hauptsächlich auf die Angabe der Bündelleistung, die nicht gemessen sondern aus der Leistung des Treiberkerns abgeleitet wurde, und auf die Stoffeigenschaften der Komponenten der Testanlage.

Insgesamt wurden 13 Einzelwerte, d. h. skalare Größen, und 14 zeitabhängige Ergebnisgrößen zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ausgewählt. Wesentliche Erkenntnisse aus dieser Untersuchung werden hier anhand der zeitabhängigen Größen „Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm“ und „H₂-Erzeugungsraten“ sowie der skalaren Größe „Gesamtmasse der Schmelze am Versuchsende“ exemplarisch dargestellt.

Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm

Die Abb. 6.3-1 und 6.3-2 zeigen den Zeitverlauf der zweiseitigen (95% / 95%)-Toleranzgrenzen der berechneten Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm mit Berücksichtigung aller unsicheren Parameter bzw. nur der versuchsbedingten Parameter. Die Messwerte liegen weitgehend im Unsicherheitsbereich der Rechenergebnisse, abgesehen von einer relativ kurzen Zeitspanne während des Plateaus P4b (zwischen 12000 und 13500 s, vgl. Abb. 5.3-51), in der die Rechenergebnisse die Messwerte geringfügig überschätzen. Das Messinstrument versagt bei etwa 17000 s, kurz vor der Reaktorabschaltung.

Der Vergleich zwischen beiden Diagrammen zeigt, dass die versuchsbedingten Parameter einen beträchtlichen Beitrag zu den Unsicherheiten bei der Berechnung der Brennstabtemperatur liefern. Die Sensitivitätsmaße in Abb. 6.3-3 zeigen, dass folgende Eingabeparameter von Bedeutung für den Unsicherheitsbereich dieser Ergebnisgrößen sind:

- Parameter 29 (ZrO₂-Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung), mit zunehmender Bedeutung nach der Oxidationsphase (ab etwa 11500 s) bis zum Ende des Versuchs. Die negativen Werte der Sensitivitätsmaße bedeuten, dass je kleiner die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit, desto geringer die Wärmeabfuhr durch die Bündelumfassung und umso höher die berechneten Brennstabtemperaturen;

- Parameter 28 (Axiale Leistungsverteilung) und Parameter 26 (Bündelleistung), während des gesamten Versuchs bis auf die Oxidationsphase zwischen 9800 und 11500 s;
- Parameter 1 (Auswahl der Nodalisierung im Bündelbereich), während der Voroxidation bis zum Beginn der Temperaturskalation durch Oxidation (9800 s), sowie während der Dampfmangelphase zwischen 10000 und 11500 s. Je detaillierter die Nodalisierung im Bündelbereich ist, desto tendenziell niedriger sind die berechneten Brennstabtemperaturen.

Die multiplen Sensitivitätsmaße bestätigen (Abb. 6.3-4), dass die versuchsbedingten Unsicherheiten (Gruppe 2) den größten Beitrag zu den Unsicherheiten der berechneten Brennstabtemperaturen leisten. Die modellbedingten unsicheren Parameter, insbesondere die Nodalisierung im Bündelbereich, sind nur während der Oxidationsphase von Bedeutung.

H₂-Erzeugungsraten

Von größter Bedeutung für die Simulation der Abläufe von schweren Störfällen ist eine realistische Wiedergabe der Kinetik der Wasserstofferzeugung. Die entsprechenden zweiseitigen Toleranzgrenzen mit Berücksichtigung aller unsicheren Parameter bzw. nur der experimentellen Unsicherheiten, sind in Abb. 6.3-5 und 6.3-6 dargestellt. Auch hier liegen die Messwerte weitestgehend im Unsicherheitsbereich der Rechnungen. Die Streubreite im Bezug auf die Dauer der Dampfmangelphase (zwischen 350 und 2400 s im Vergleich zu etwa 1000 s im Versuch) ist jedoch beträchtlich.

Am Beginn der Zr-Oxidation sind die Parameter 29 (ZrO₂-Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung) und 26 (Bündelleistung) von Bedeutung im Hinblick auf die Gesamtunsicherheit der berechneten H₂-Erzeugungsraten (Abb. 6.3-7). Ab dem Start der Dampfmangelperiode, etwa 10000 s nach Versuchsbeginn, wird die Gesamtunsicherheit maßgeblich durch die Parameter 1 (Nodalisierung im Bündelbereich) und 9 (obere Grenze der Dampfverfügbarkeit zur Begrenzung der Dampfoxidation) bestimmt. Je detaillierter die Nodalisierung im Bündelbereich bzw. je größer der Eingabeparameter OXXLIM ist, desto kürzer ist die Dampfmangelphase.

Im weiteren Verlauf der Simulation werden die berechneten H_2 -Erzeugungsraten hauptsächlich von den Parametern 1, 16 (Temperaturkriterium zum Hüllrohrversagen) und 29 beeinflusst. Es ist anzumerken, dass die Auswahl der Korrelationen zur Beschreibung der Zr-Oxidation (Parameter 8) eine eher untergeordnete Rolle bei der Berechnung der H_2 -Erzeugung spielt.

Die multiplen Sensitivitätsmaße zeigen (Abb. 6.3-8), dass die Modellunsicherheiten (Gruppe 1) den größten Beitrag zu den Unsicherheiten der berechneten H_2 -Erzeugungsraten ab dem Start der Dampfangelphase bis zum Beginn der Schmelzeverlagerung leisten. Dennoch sind die experimentellen Unsicherheiten (Gruppe 2), insbesondere die ZrO_2 -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung, maßgebend während der Oxidationseskalation.

Gesamtmasse der Schmelze

Die Abb. 6.3-9 zeigt die Häufigkeitsdichte und die Verteilungsfunktion für die berechneten Schmelzmassen bei Versuchsende. Der experimentelle Wert liegt nah an der unteren Toleranzgrenze der berechneten Ergebnisse, und die Streubreite der Rechenergebnisse ist relativ groß, was die große Unsicherheit bei der Simulation der Schmelzebildung und -verlagerung belegt.

Der dominierende Unsicherheitsparameter für diese Ergebnisgröße ist die ZrO_2 -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Parameter 29, Abb. 6.3-10), gefolgt von den Parametern 26 (Bündelleistung), 21 (Verlagerungsgeschwindigkeit der keramischen Schmelze) und 20 (Temperaturkriterium zur Verlagerung der keramischen Schmelze). Das negative Vorzeichen für Parameter 21 bestätigt die Erfahrung aus früheren Sensitivitätsstudien: je kleiner die angegebene Verlagerungsgeschwindigkeit desto größer die berechnete Gesamtmasse der Schmelze.

Überwiegend durch den Beitrag der Wärmeleitfähigkeit des Zirkoniumoxids sind die versuchsabhängigen Unsicherheiten maßgebend für die Gesamtunsicherheit der berechneten Schmelzmasse (Abb. 6.3-11).

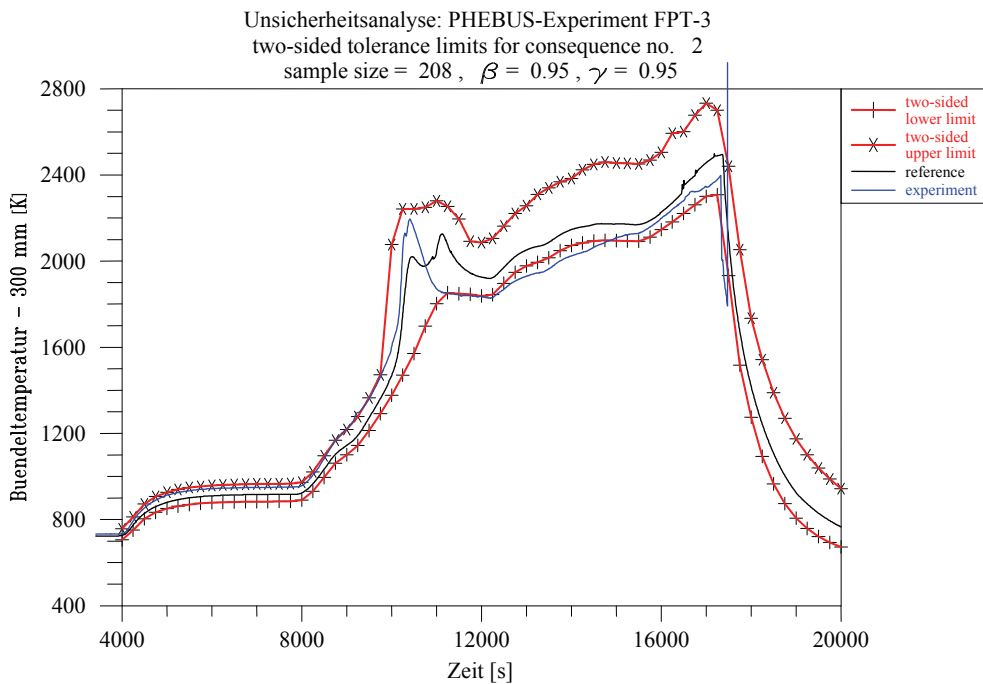


Bild 6.3-1: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter

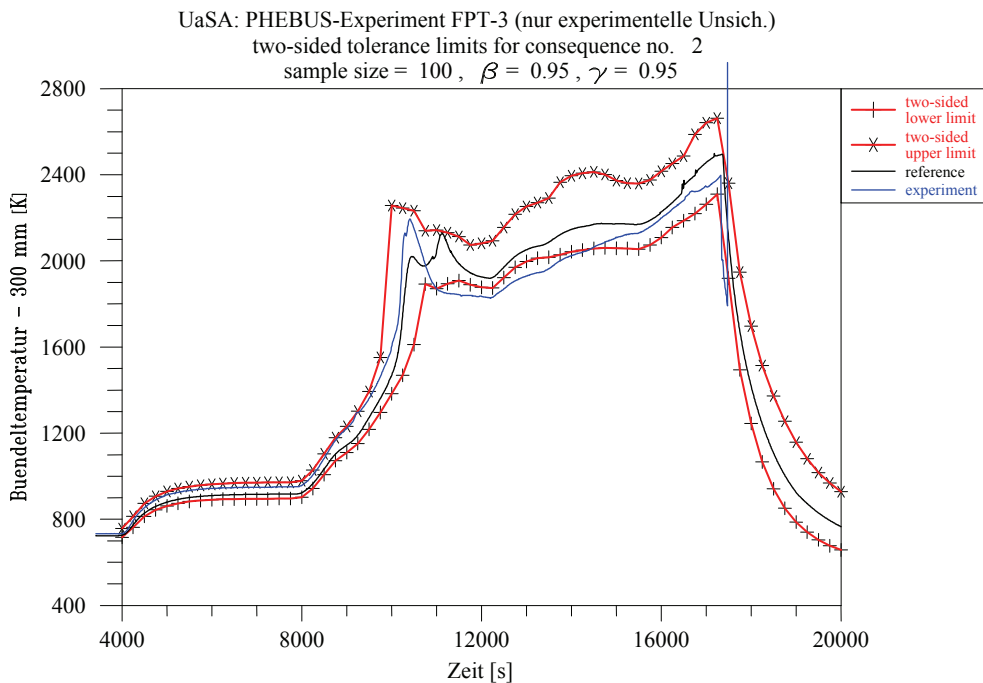


Bild 6.3-2: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm (nur mit experimentell unsicheren Parametern)

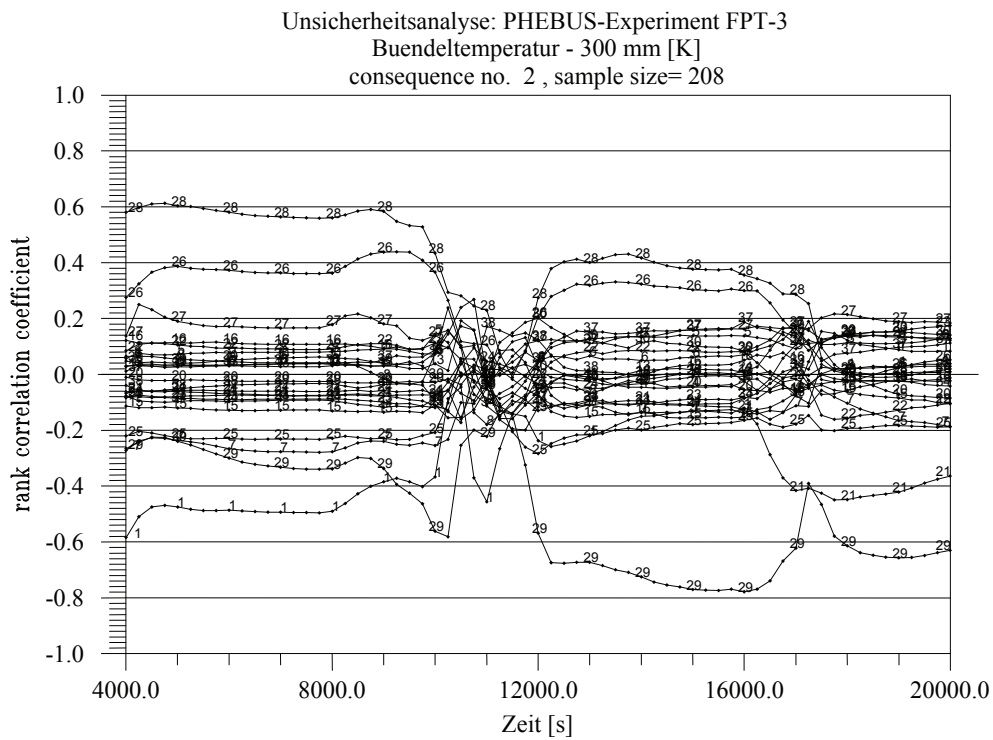


Bild 6.3-3: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für die berechnete Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm

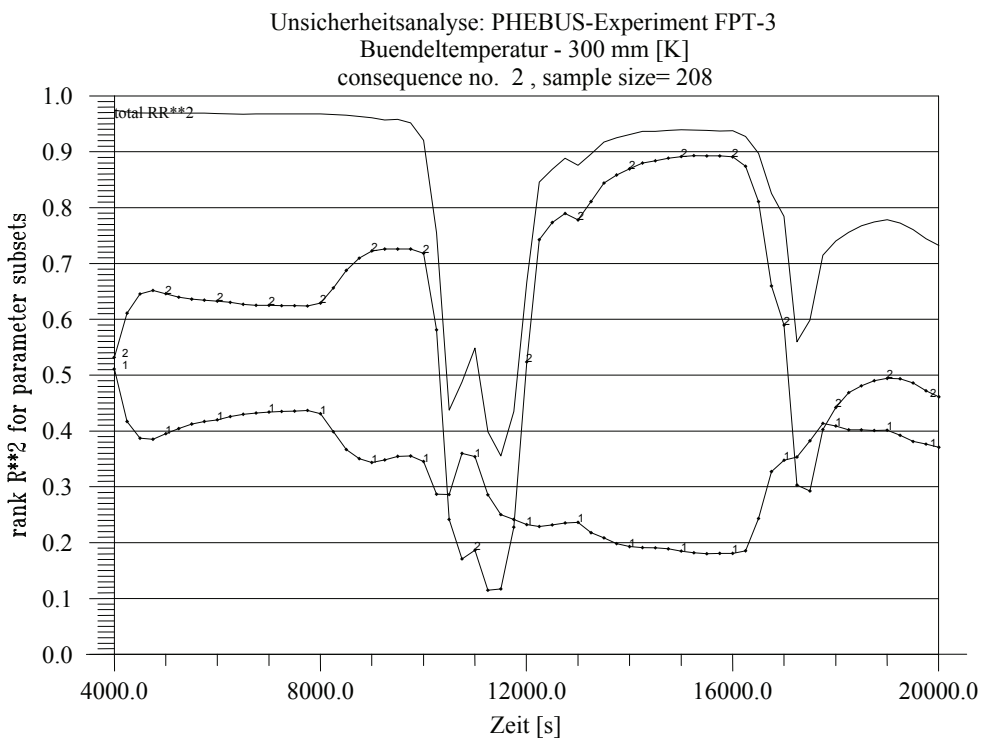


Bild 6.3-4: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete Brennstabtemperatur in der Höhe 300 mm (Gruppe 1: modellbedingte Unsicherheiten, Gruppe 2: versuchsbedingte Unsicherheiten)

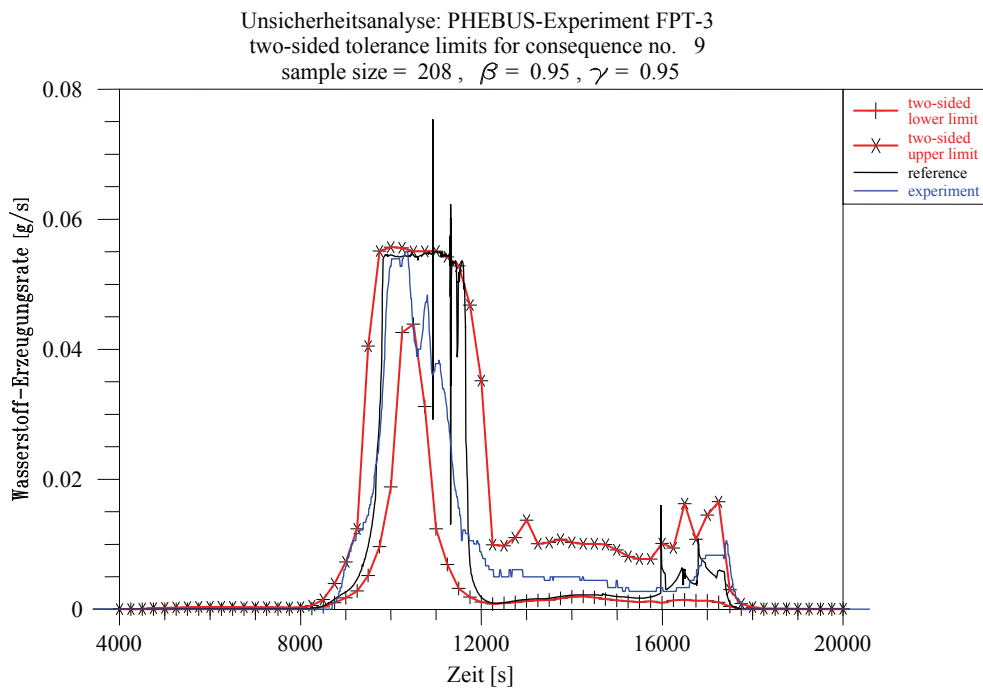


Bild 6.3-5: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten H₂-Erzeugungsrate unter Berücksichtigung aller unsicheren Parameter

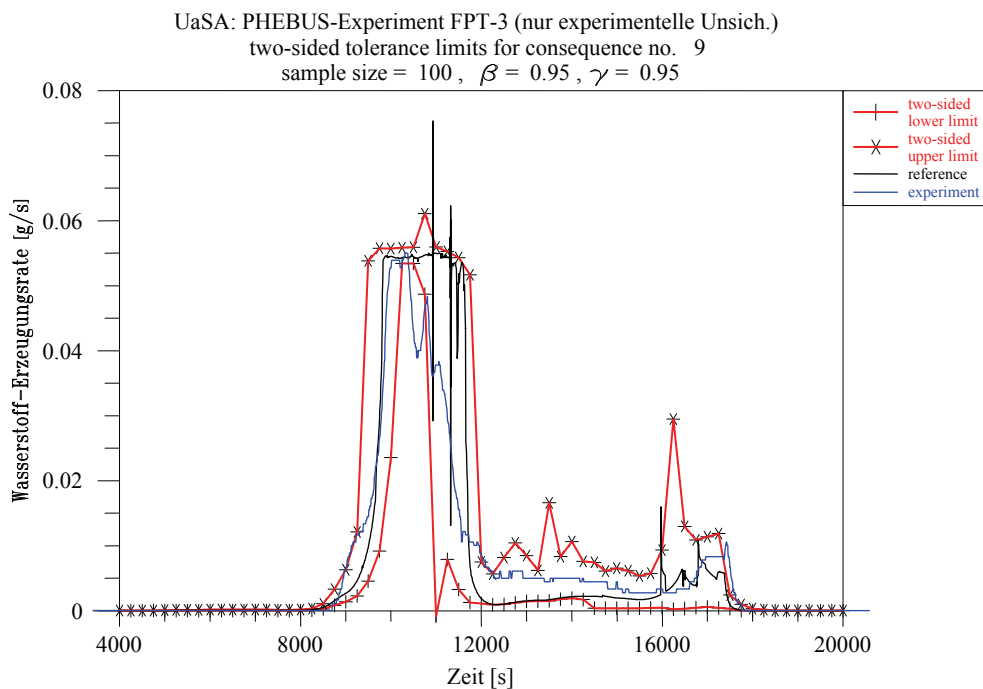


Bild 6.3-6: Zweiseitige Toleranzgrenzen der berechneten H₂-Erzeugungsrate (nur mit experimentell unsicheren Parametern)

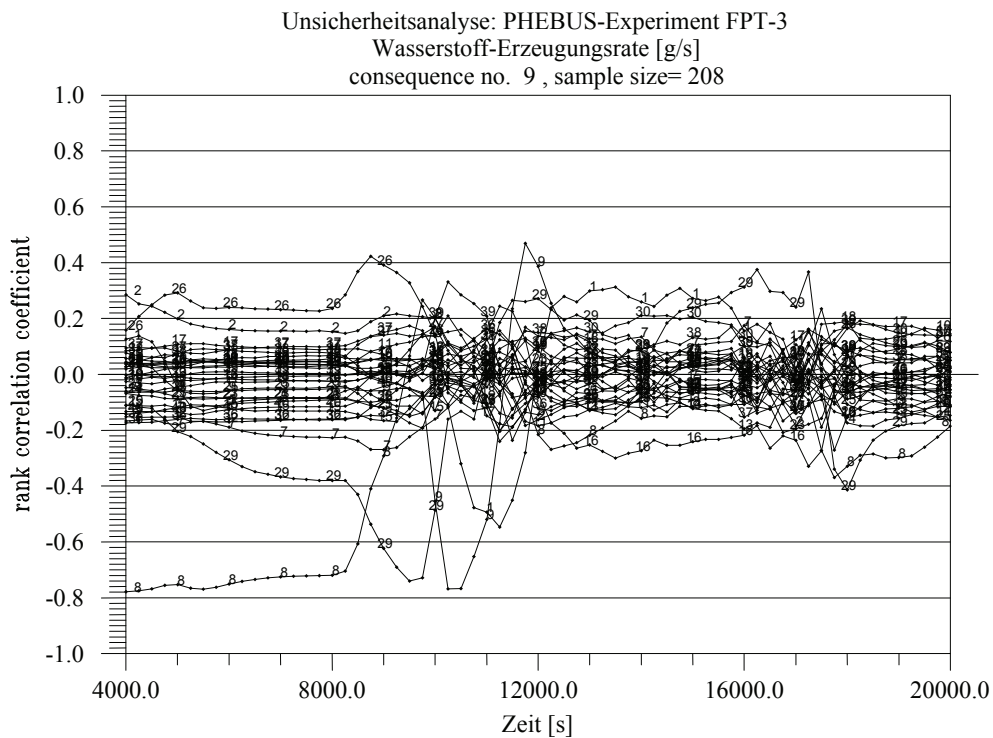


Bild 6.3-7: Sensitivitätsmaße der unsicheren Parameter für die berechnete H₂-Erzeugungsrate

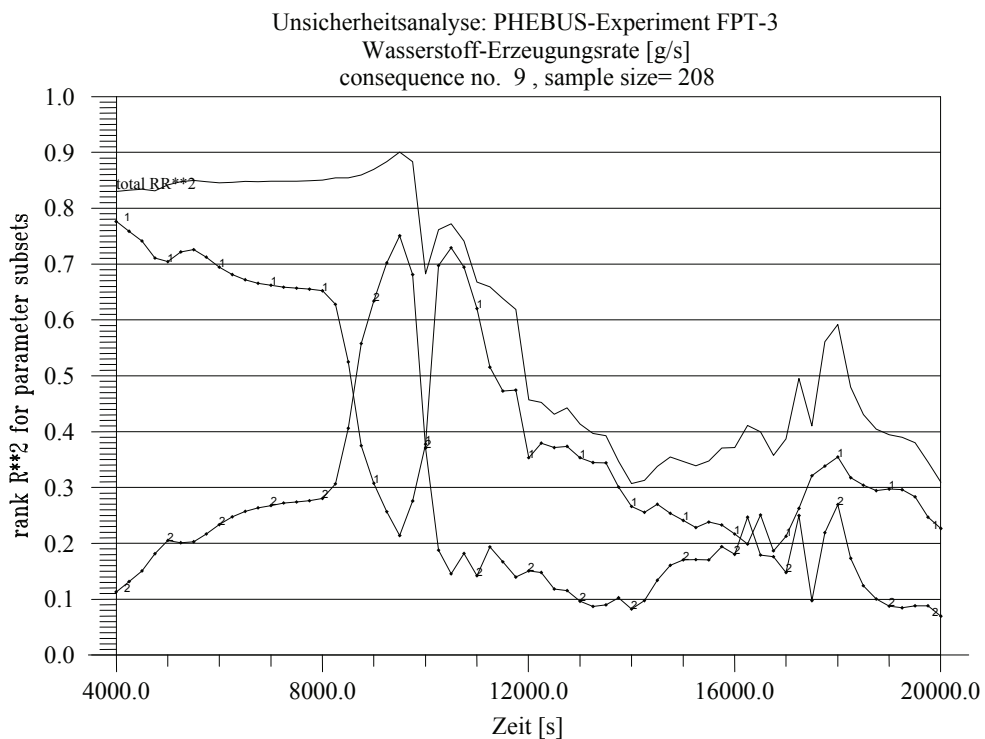


Bild 6.3-8: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete H₂-Erzeugungsrate (Gruppe 1: modellbedingte Unsicherheiten, Gruppe 2: versuchsbedingte Unsicherheiten)

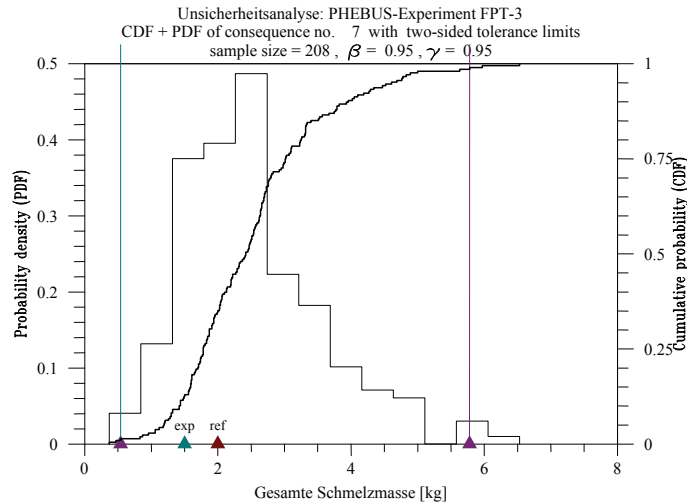


Bild 6.3-9: Häufigkeitsdichte und kumulative Verteilungsfunktion für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze

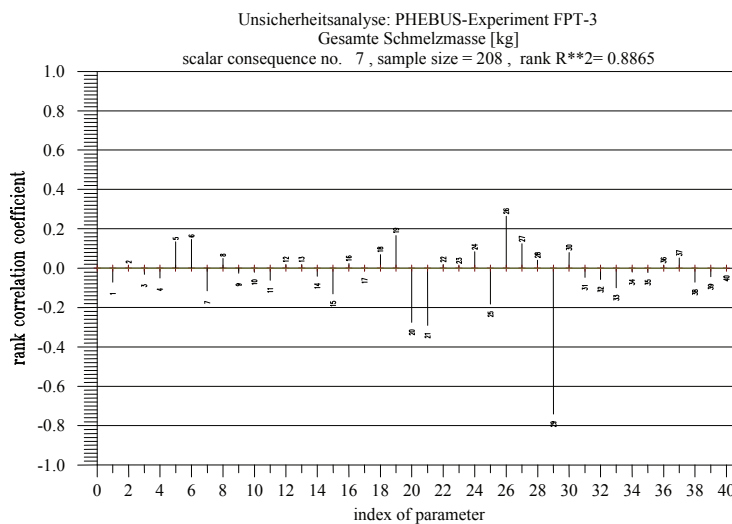


Bild 6.3-10: Sensitivitätsmaße für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze

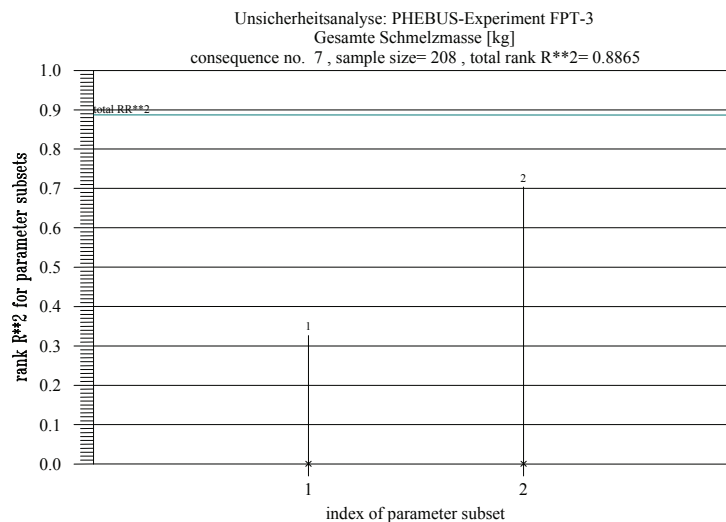


Bild 6.3-11: Multiple Sensitivitätsmaße für die berechnete Gesamtmasse der Schmelze

Zusammenfassende Bewertung

Die Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse bestätigen, dass die wesentlichen physikalischen Vorgänge hinsichtlich der Bündelzerstörung vom Rechenprogramm nachgebildet werden können /AUS 10/. Die entsprechenden Messwerte liegen weitgehend innerhalb der Toleranzgrenzen der Rechenergebnisse. Besonders hervorzuheben ist die relativ geringe Breite des Unsicherheitsbereiches im Bezug auf die berechnete Wasserstofferzeugung, was die Eignung der vorhandenen Oxidationsmodelle bestätigt. Dagegen ist die Unsicherheit im Bezug auf die Schmelzebildung und –verlagerung noch groß und stark von den entsprechenden Modellparametern abhängig.

Zur Gesamtunsicherheit der Rechenergebnisse tragen maßgeblich die gewählte Nodalisierung im Bündelbereich, die Beschreibung der Wärmeübertragung durch Dampfkonvektion und die Temperaturkriterien zur Schmelzebildung (modellbedingte Parameter), sowie die Bündelleistung und die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der ZrO_2 -Schicht in der Bündelumfassung (versuchsbedingte Parameter) bei.

Insgesamt überwiegt der Einfluss der versuchsbedingten unsicheren Parameter auf die Berechnung des thermischen Verhaltens des Testbündels, was die ausreichende Aussagesicherheit der Rechenmodelle für die frühe Phase der Kernzerstörung belegt. Bedingt durch den Einfluss auf den Verlauf der berechneten Temperaturen im Testbündel sind auch die Unsicherheiten der gesamten Wasserstofferzeugung und der Freisetzung der Spaltprodukte stark von den versuchsbedingten Unsicherheiten abhängig.

Demgegenüber sind die modellbedingten Unsicherheiten maßgebend bei der Simulation der Oxidationskinetik, insbesondere während der Dampfzirkulationsphase, sowie des Jod-Transports im Kühlkreislauf. Aus dieser Analyse wurde keine unmittelbare Modellschwäche identifiziert. Zu beachten ist jedoch der Einfluss der Nodalisierung im Bündelbereich.

Im Rahmen der Code-Validierung werden bei den in der GRS durchgeführten Nachrechnungen von verschiedenen Versuchen in einer bestimmten Anlage, so weit es möglich ist, die gleichen Nodalisierungen und Modelloptionen verwendet. Geändert werden nur die entsprechenden Anfangs- und Randbedingungen des jeweiligen Experiments. Für die im Kap. 5.3.5 beschriebene Referenzrechnung des Versuchs FPT3 wurde die gleiche Nodalisierung verwendet, die sich bei den Nachrechnungen der PHÉBUS-Versuche FPT1 und FPT2 bewährt hat /TRA 08/. Für zukünftige Validie-

rungsrechnungen ist somit eine parametrische Untersuchung der gewählten Nodalisierung vor allem im Bezug auf die Konvergenz der Rechenergebnisse zu empfehlen.

Die Ergebnisse dieser Untersuchung belegen die Tendenz des Rechenprogramms, die Freisetzung von halbflüchtigen und schweren Spaltprodukten zu überschätzen. In diesem Gebiet sind weitere Entwicklungs- und Validierungsarbeiten notwendig. Desweiteren ergibt sich der Bedarf weiterer Validierungsarbeiten im Bezug auf die Modelle zum Transport von Spaltprodukten sowie zur B_4C -Oxidation. Die Nachrechnung des Versuchs FPT3 soll wiederholt werden, sobald die endgültigen Versuchsergebnisse bezüglich Freisetzung und Transport von Spaltprodukten vorliegen.

Die Ergebnisse der zusätzlichen Rechnungen, die zur Bestimmung der zeitabhängigen Sobol'schen Sensitivitätsindizes für die beiden Parametergruppen von modell- und versuchsbedingten Unsicherheiten durchgeführt worden sind, zeigten eine weitgehende qualitative Übereinstimmung mit den Sensitivitätsergebnissen auf der Basis multipler Rangkorrelationskoeffizienten /AUS 10/. Es ist daher zu erwarten, dass die Bestimmung der Sobol'schen Indizes und die hierfür notwendigen zusätzlichen Rechnungen auch für zukünftige Sensitivitätsanalysen nicht mehr erforderlich sein werden.

Für einige Ergebnisgrößen waren die berechneten Bestimmtheitsmaße RR^2 relativ niedrig, was die Aussagesicherheit der abgeleiteten Sensitivitätsmaße beeinträchtigt hat. Ein möglicher Grund dafür ist die große Anzahl von diskreten Werten der spezifizierten unsicheren Parameter, insbesondere bei der Auswahl von Korrelationen zur Oxidation und zur B_4C -Stahl-Wechselwirkung. Der Stichprobenumfang von 208 Rechnungen reicht nicht aus, um alle mögliche Kombinationen der diskreten Parameter abzudecken. Dies soll in zukünftigen Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen durch Verbesserung des Kenntnisstandes vermieden werden.

In diesem Zusammenhang ist es den Programmentwicklern zu empfehlen, die Anzahl der angebotenen Korrelationen auf der Basis der bisherigen Erkenntnisse aus der Programmvalidierung weitgehend zu verringern. Dies gilt insbesondere für die Auswahl der Modelle zur Zr-Oxidation.

Insgesamt erweist sich die Anwendung von Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse als eine wertvolle Ergänzung zum Validierungsprozess eines Rechenprogramms.

7 Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordinierung der externen Validierung

Die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen ermöglicht Einfluss und Mitsprache bei der Definition neuer Versuche, bei der detaillierten Versuchsspezifikation, bei der Auswahl der zu messenden Größen und bei Umfang und Detaillierung der Versuchsdokumentation. Auf diese Weise können Erkenntnisse und offene Fragen aus der Programmentwicklung, aus der Validierung von Versuchen anderer Skalierung und aus der Anwendung der Rechenprogramme in konkrete Anforderungen an die Durchführung von Versuchen umgesetzt werden. Des Weiteren ergibt sich durch die Diskussion der Versuchsergebnisse in den Arbeitsgruppen und deren sicherheitstechnischen Bewertung ein frühzeitiger Überblick über die Bedeutung der Versuche für die Programmvalidierung. Die Präsentation eigener Analysen in den begleitenden Arbeitsgruppen ermöglicht den Erfahrungsaustausch mit den Experimentatoren und mit den Analytikern, die andere fortschrittliche Rechenprogramme anwenden.

Im Rahmen des Vorhabens RS 1173 erfolge die Teilnahme an den folgenden Arbeitsgruppen:

- Arbeitsgruppe PKL-III: in den halbjährlichen Sitzungen der AG PKL-III werden die Ergebnisse der durchgeführten Versuche aus dem Versuchsprogramm PKL-III F (Experimentelle Untersuchungen zur Borthematik, bis März 2007) und insbesondere aus der neuen Versuchsreihe PKL-III G vorgestellt und die Spezifikationen der geplanten Experimente diskutiert.
- PHÉBUS-Arbeitsgruppen: in den halbjährlichen Sitzungen der PHÉBUS-Arbeitsgruppen (u. A. BIC – Bundle Interpretation Circle) werden die Ergebnisse aus der Versuchsreihe FP analysiert und durch Nachrechnungen interpretiert.
- Workshops zu den QUENCH-Versuchen beim Forschungszentrum Karlsruhe (FZK): In diesem ab 1994 laufenden Vorhaben wird die beschleunigte Oxidation von hochaufgeheizten Stäben zu Beginn des Kernflutens experimentell untersucht. Bei den Workshops werden die Randbedingungen zu neuen Versuchen und die Ergebnisse durchgeführter Versuche diskutiert. In den Workshops wurden regelmäßig Ergebnisse von Voraus- und Nachrechnungen von QUENCH-Versuchen mit ATHLET-CD vorgestellt /ERD 06, AUS 08a/.

- Mitarbeit in OECD-CSNI-Arbeitsgruppen, insbesondere in den OECD/NEA Projekten PKL-2 und ROSA-2

Als Beitrag zum OECD/NEA PKL-2 Projekt wurde eine erste Vorausrechnung zur Spezifikation des geplanten Versuchs G3.1 (10%-Frischdampfleitungsleck innerhalb des Containments im Zustand Nulllast heiß) mit ATHLET durchgeführt /AUS 09a/. Die Ergebnisse dieser Vorausrechnung bestätigten, dass mit den vorgegebenen Spezifikationen die Versuchsziele erreicht werden können. Bei der geplanten Leckgröße entleert sich der betroffene Dampferzeuger innerhalb von 15 Minuten nach Lecköffnung. Kein nennenswerter Wassermitttriss aus dem Dampferzeuger wurde berechnet. Die errechnete niedrigste Temperatur im kalten Strang des defekten Loops betrug 165 °C, und etwa 195 °C am Kerneintritt.

Der Versuch PKL-III G3.1 wurde am 7. Juli 2009 erfolgreich durchgeführt. Aus diesem Versuch wurden die Randbedingungen für einen begleitenden Versuch in der ROCOM-Anlage (Vermischungsvorgänge im Reaktordruckbehälter) abgeleitet. Beide Versuche sind auch Gegenstand eines Benchmark-Problems innerhalb des OECD PKL-2 Projekts.

Für die erste Phase dieses Benchmarks wurde eine halb-blinde Simulation (d.h. vor der Veröffentlichung der Versuchsergebnisse) des Versuchs G3.1 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle C durchgeführt /AUS 09b/.

Der Versuch bestand aus zwei Phasen /DEN 09/:

- Phase 1 (t=0 bis 1000 s), mit der Öffnung des Bruchventils und gleichzeitiger Abschaltung der Druckhalterheizung und der Hauptkühlmittelpumpen
- Phase 2 (t=1000 bis 4410 s): mit dem Beginn der Hochdruckeinspeisung in zwei kalte Stränge (Loops 1 und 4) und anschließend mit der kontrollierten Begrenzung des Primärdrucks durch das Druckhalter-Sicherheitsventil.

Der ATHLET-Datensatz für diese halb-blinde Rechnung basiert auf dem detaillierten, 4-Loop-Datensatz, der zur Nachrechnung des Versuchs PKL F4.2 verwendet worden ist (Abb. 4.3-1). Besonderes Augenmerk wurde auf die Modellierung der Bruchleitung gelegt (Abb. 7-1). Sie wurde anhand von Messwerten aus zwei Vorversuchen, die von den Experimentatoren für diese Benchmark-Rechnung zur Verfügung gestellt wurden, erfolgreich überprüft (Abb. 7-2). Dabei wurde festgestellt, dass die beste Übereinstim-

mung mit den gemessenen Bruchmassenströmen durch die Verwendung eines Kontraktionskoeffizienten für reine Dampfausströmung (Eingabeparameter FCONTR für das Ausströmmodell) von 0,9 erzielt wird.

Die Auswertung der Ergebnisse aller Teilnehmer ist noch nicht abgeschlossen.

Ein erster Vergleich mit den Versuchsergebnissen zeigt, dass ATHLET die wesentlichen Vorgänge der ersten Versuchsphase, insbesondere das Ausdampfen der Sekundärseite des betroffenen Dampferzeugers (Abb. 7-4, 7-5 und 7-6), den Naturumlauf im Primärkreis (Abb. 7-7) und die Temperaturen in den kalten Strängen (Abb. 7-8) gut bis sehr gut vorausrechnen konnte. Die Simulation der Phase 2, mit der vorgesehenen kaltseitigen Notkühlein speisung, wurde jedoch durch die fehlende Information über die Funktionsweise des Druckhalter-Sicherheitsventils während des Versuchs beeinträchtigt.

Als Beitrag zum OECD/NEA ROSA-2 Projekt wurde eine halb-blinde Simulation des Versuchs Test 1 (17% Bruch im heißen Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung) in der japanischen ROSA/LSTF-Anlage mit ATHLET Mod 2.1 Cycle C durchgeführt /GLA 09/. Insgesamt haben sechs internationale Organisationen mit fünf verschiedenen Rechenprogrammen Vorausrechnungen zu diesem Versuch durchgeführt. Nur zwei Rechenprogramme, unter ihnen ATHLET, haben die im Versuch beobachtete Kernfreilegung und den daraus folgenden Temperaturanstieg der Brennstab-Hüllrohre vorausberechnet /TAK 09/.

Die Ergebnisse beider Vorausrechnungen belegen die Vorhersagefähigkeit des Rechenprogramms ATHLET.

Die externe Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD wird vom Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft der Ruhr-Universität Bochum (LEE-RUB) im Rahmen des Forschungsvorhabens 1501305 durchgeführt. Schwerpunkte der Validierungsarbeiten bilden die Modelle der späten Kernzerstörungsphase mit Materialverlagerung und Ausbildung von Schüttbetten und Schmelzepools (Modul MEWA), der Einfluss von Absorbieren aus Borkarbid auf die Kernzerstörung (Modelle zur B_4C -Oxidation und zur B_4C -Stahl-Wechselwirkung), und die Modellierung der Zr-Oxidation bei Luft einbruch in das Primärsystem (Air Ingress).

Im Rahmen der fachlichen Koordinierung der externen Validierung wurden jährlich Arbeitstreffen organisiert, in denen der jeweils aktuelle Stand der Programmentwicklung und Validierung erörtert wurde, und die weiteren Validierungsaufgaben zwischen der GRS und LEE-RUB abgestimmt wurden.

Im Lauf dieses Vorhaben wurden von LEE-RUB Nachrechnungen zu den Versuchen CORA-28, CODEX AIT-1, PHÉBUS FPT3 und FPT4, QUENCH-03, -07, -08, -10 und -11 sowie ACRR MP1 und MP2, die zur ATHLET-CD Validierungsmatrix gehören (vgl. Tab. 8.2-1), mit der Programm-Version ATHLET-CD Mod 2.1 Cycle A durchgeführt /DRA06, DRA 07, HOL 07, HOL 08, KRU 08/.

Ein Schwerpunkt der Analysen war die Bewertung der B₄C-Oxidationsmodelle und deren Einfluss auf die Berechnung des Wasserstoffquellterms. Diese Bewertung zeigte einige Schwächen bei der Modellierung der Kinetik der B₄C-Oxidation. Daraufhin wurde im Rahmen einer Dissertation eine neue Korrelation zur Beschreibung der B₄C-Oxidation entwickelt und in ATHLET-CD implementiert /DRA 07a/.

Die Ergebnisse der Nachrechnungen der Versuche QUENCH-10 und CODEX-AIT1 haben auf den Bedarf einer Überarbeitung der Modelle zur Luft-Oxidation hingewiesen /HOL 08/.

Die Nachrechnung des Bündelversuchs CORA-28 verdeutlichte die Notwendigkeit der Erweiterung der Verlagerungsmodelle für SWR-Komponenten, die nun in der aktuellen Programm-Version verfügbar sind.

Mit der Simulation der Spätphasenversuche PHEBUS FPT4, ACRR MP1 und MP2 wurden Schwierigkeiten bei der Kopplung des Moduls MESOCO an die Thermohydraulik in ATHLET-CD aufgezeichnet. Die Simulationsergebnisse zeigten große Abweichungen hinsichtlich der Abbildung des Schüttbettverhaltens. Mit den Wiederholungsrechnungen zu den Versuchen ACRR MP1 und MP2 mit der aktuellen Programm-Version Mod 2.2 Cycle A wurde das neu implementierte Spätphasenmodul MEWA erstmalig erfolgreich überprüft.

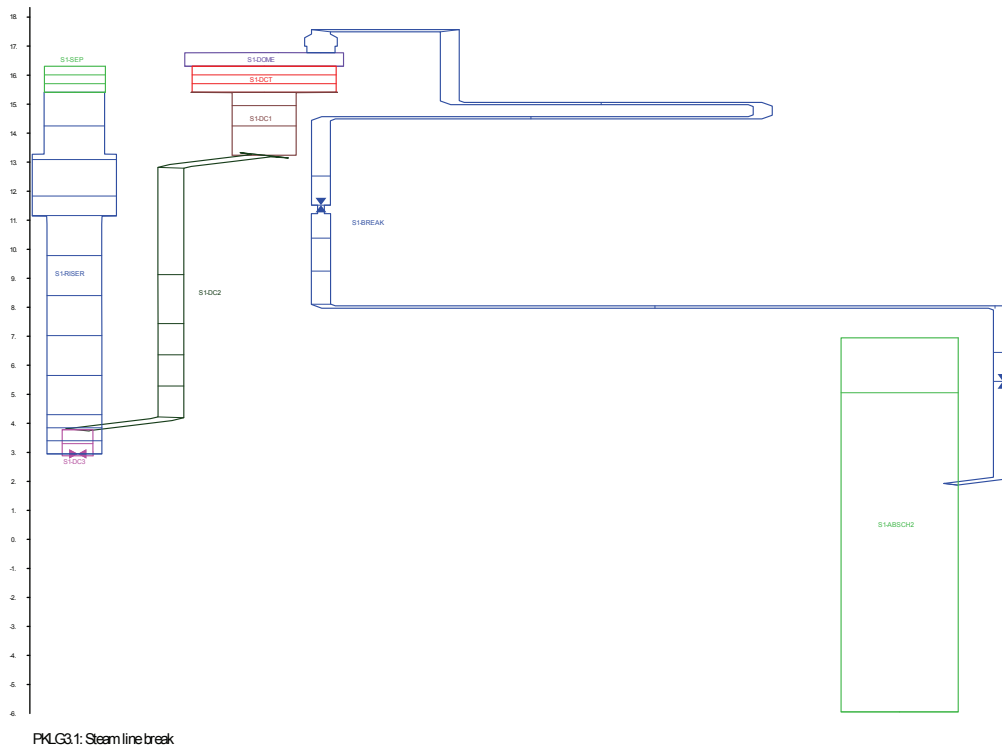


Bild 7-1: PKL G3.1: Modellierung der Bruchleitung

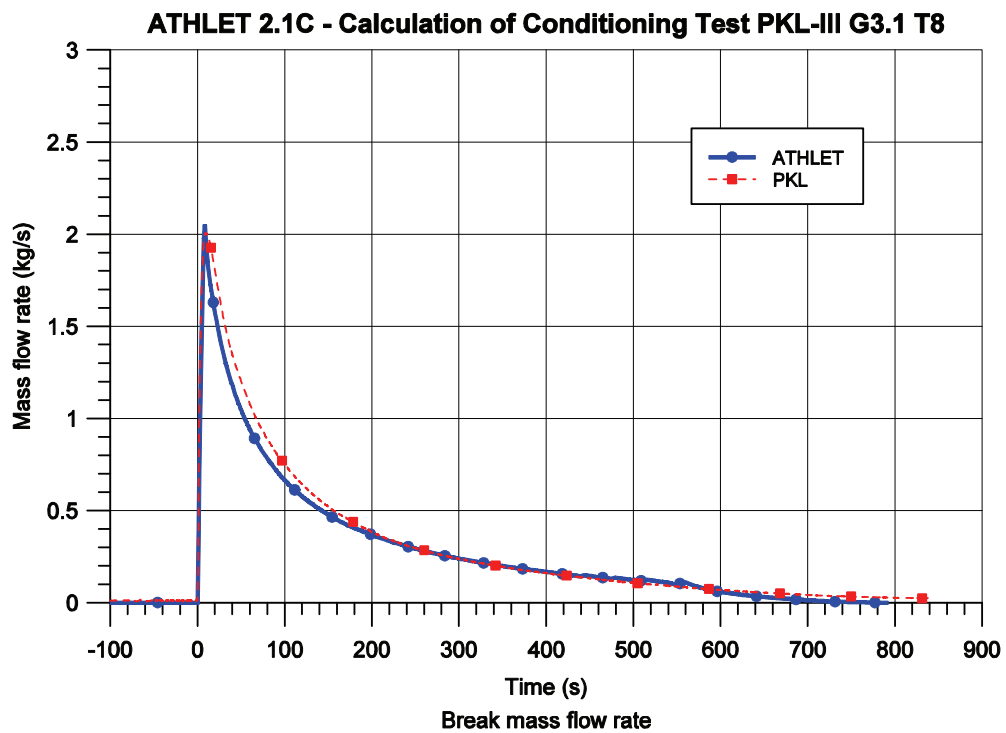


Bild 7-2: PKL G3.1: Überprüfung der Bruchmodellierung anhand des Vorversuchs T8

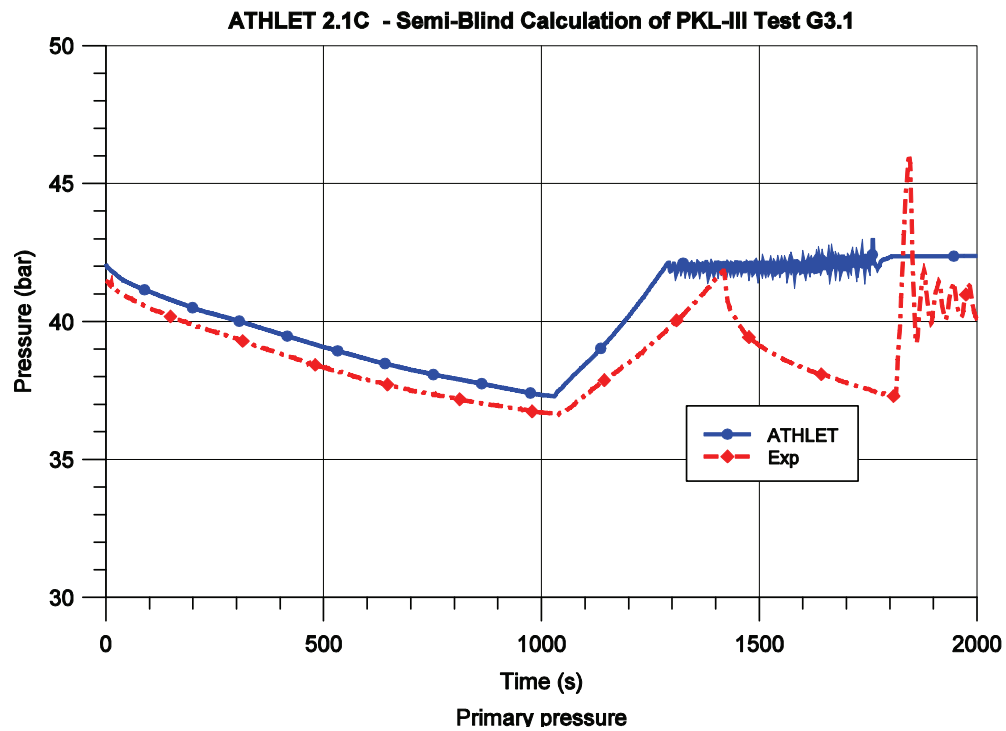


Bild 7-3: PKL G3.1: Primärdruck

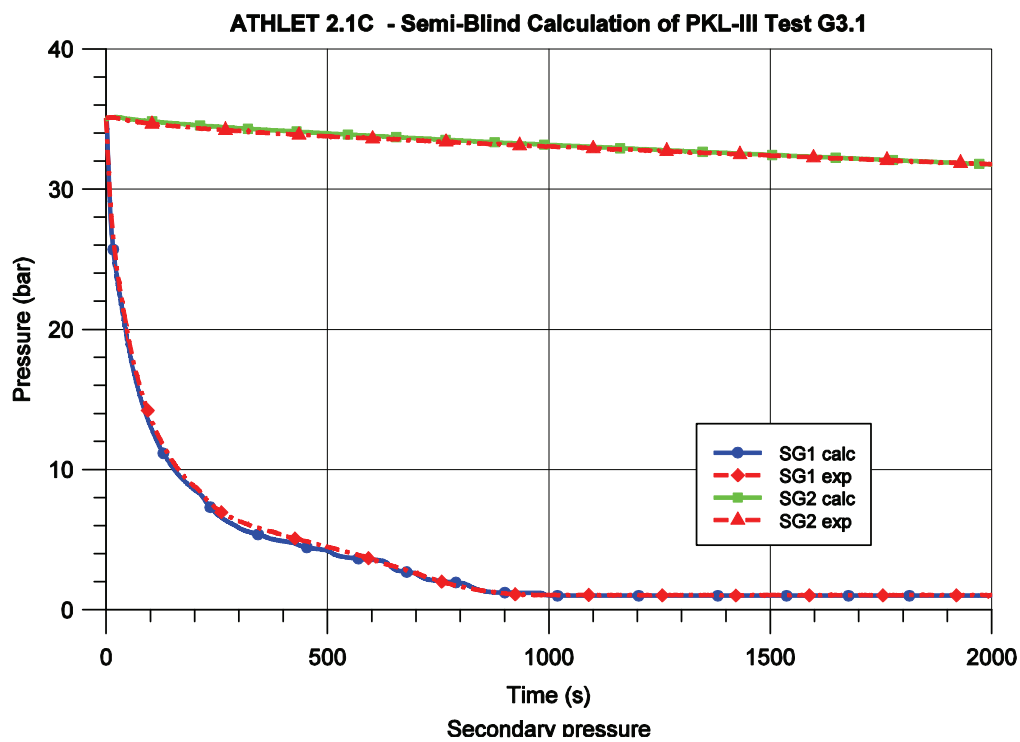


Bild 7-4: PKL G3.1: Sekundärdruck

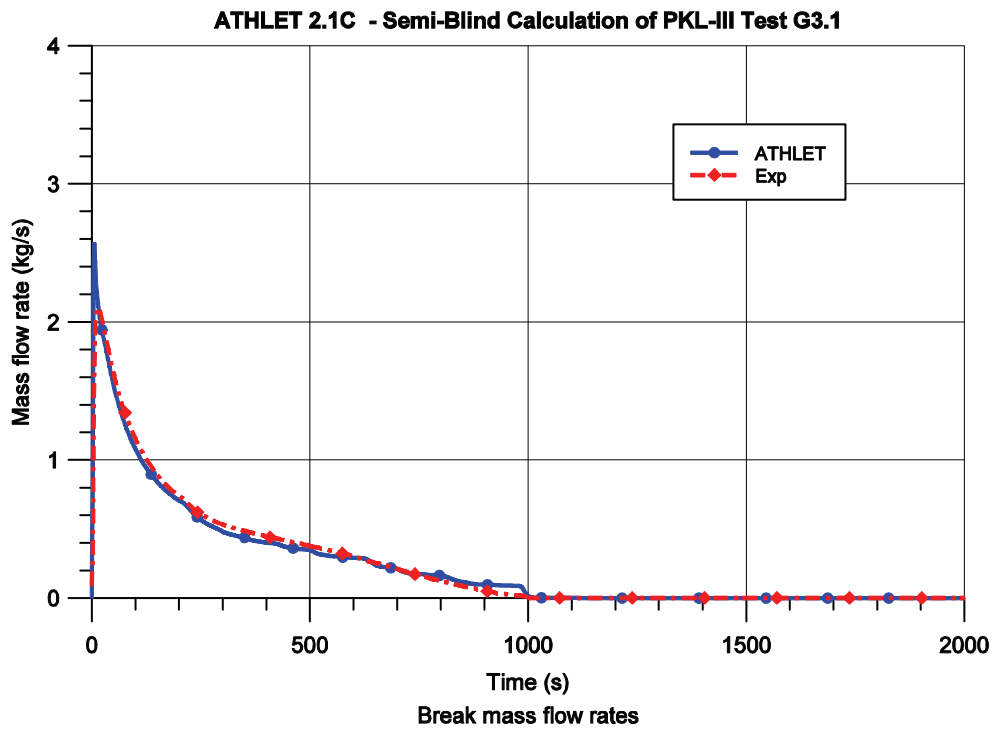


Bild 7-5: PKL G3.1: Bruchmassenstrom

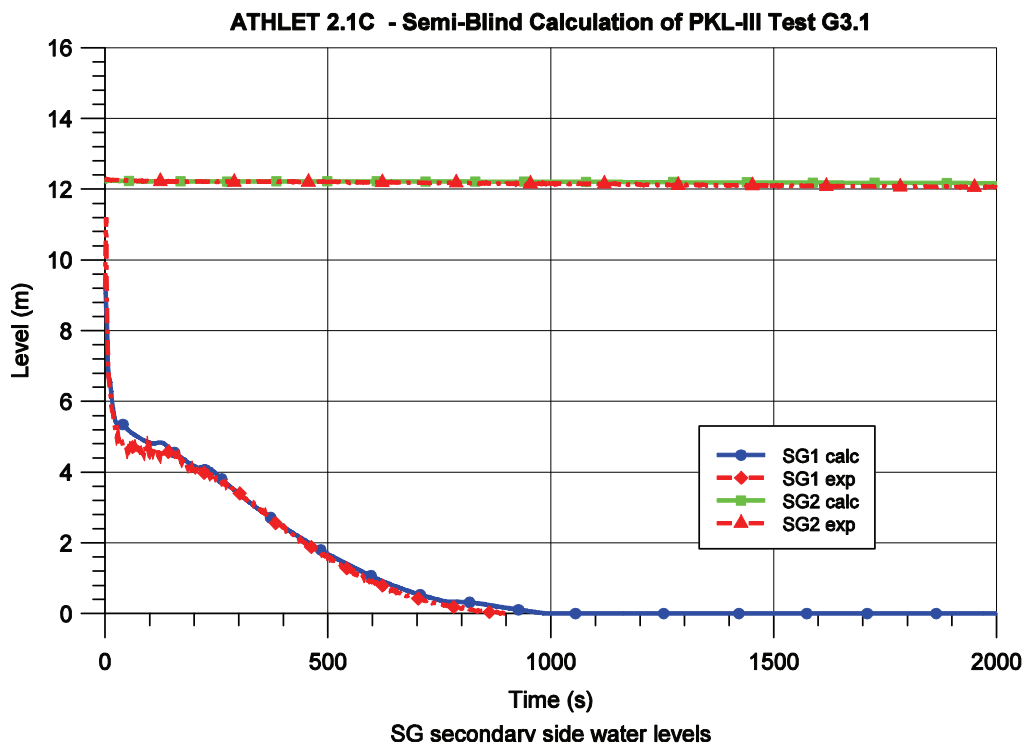


Bild 7-6: PKL G3.1: Wasserspiegel in der Sekundärseite der Dampferzeuger

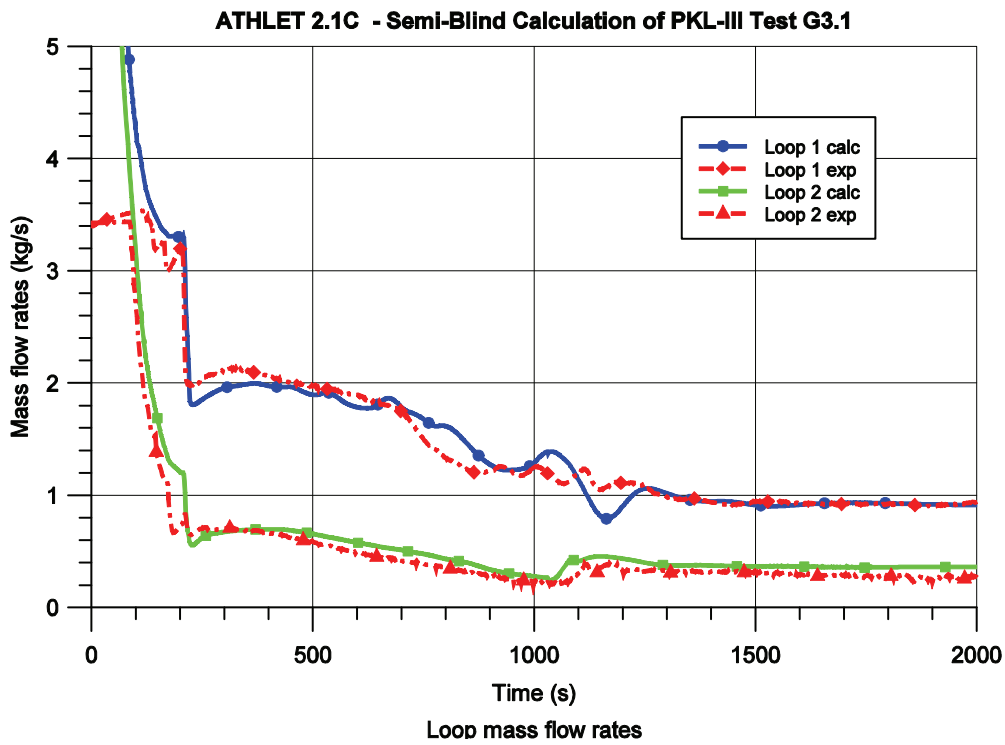


Bild 7-7: PKL G3.1: Loop-Massenströme

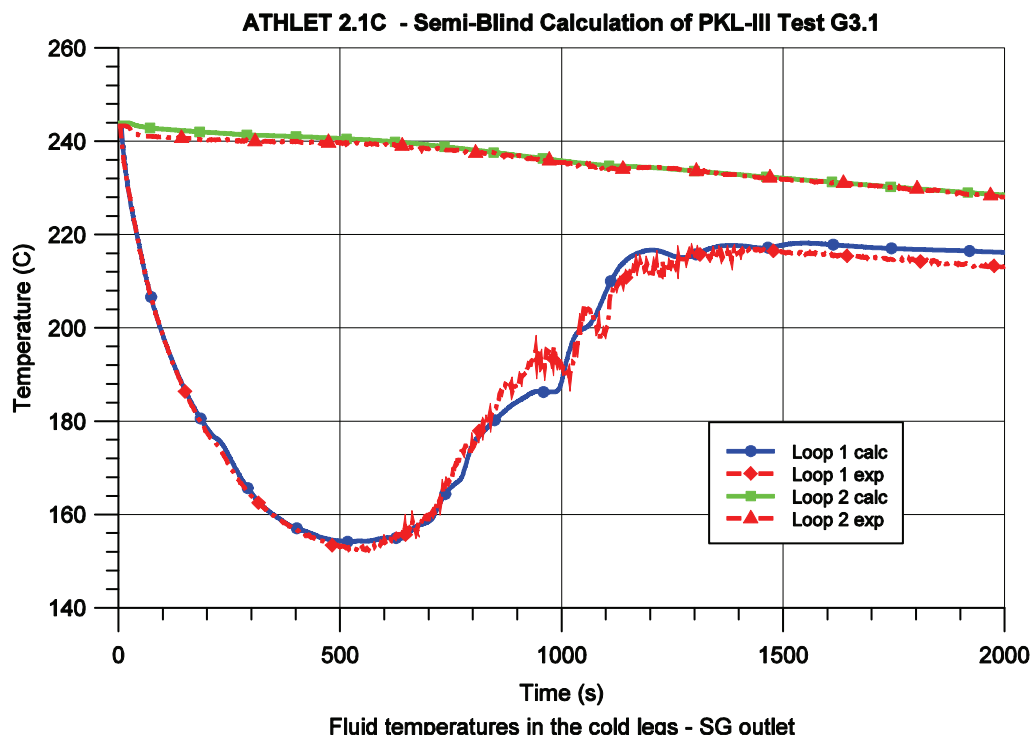


Bild 7-8: PKL G3.1: Kühlmitteltemperaturen am Dampferzeuger-Austritt

8 Fortschreibung der Validierungsmatrizen

8.1 ATHLET Validierungsmatrizen

Zur Validierung von thermohydraulischen Rechenprogrammen für Transienten und Störfälle ohne Kernschäden, zu denen ATHLET gehört, wurden die Validierungsmatrizen der OECD-CSNI für Integraltests und für Einzeleffektversuche weiterentwickelt, weiterhin die WWER-Validierungsmatrix der OECD-Support Group /AKS 93, ANN 96, LIE 01/. Daraus wurden für ATHLET relevante Experimente ausgewählt und durch Versuche ergänzt, die spezifischen Besonderheiten deutscher Reaktorkonzepte, aktuellen Fragestellungen und Versuchsvorhaben in besonderer Weise Rechnung tragen. Auf dieser Basis entstanden die ATHLET-Validierungsmatrizen für Einzeleffekt- und Integralversuche.

Tab. 8.1-1 bis 8.1-3 fassen den derzeitigen Stand der ATHLET-Validierungsmatrizen zusammen /ATH 09/. Die Fortschreibung gegenüber dem Stand zum Abschluss des Vorhabens RS 1155 /STE 06a/ betrifft folgende Versuche:

- Integraltests: Der Versuch LSTF SB-PV-10 (0,1%-Leck im unteren Plenum und Ausfall der Hochdruckeinspeisung) wurde in die Matrix VI (Accident management for non-degraded core in PWRs) aufgenommen.
- Einzeleffekttests: Die Versuche Bartolomej – Läufe 1-21 („subcooled and saturated nucleate boiling at high pressure“), und KFA („onset of flow instabilities in research reactors at low pressure), wurden in die Validierungsmatrix für Einzeleffektversuche aufgenommen. Diese Versuche wurden im Rahmen der Modelverifikation im Vorhaben RS 1162 nachgerechnet /TRA 09/.

Die Einzeleffekt-Versuchsmatrix enthält derzeit 80 Versuche und die Integralversuchsmatrix 105 DWR-Versuche, 18 SWR-Versuche sowie 37 WWER-Versuche. Von den Einzeleffektversuchen sind ca. 66 % analysiert, von den DWR-Versuchen ca. 71 %, von den SWR-Versuchen 100 % und von den WWER-Versuchen ca. 89 %.

Tabelle 8.1-1 Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungsmatrizen für Anlagen westlicher Bauart (Integralexperimente, aufgetretene Anlagentransienten)

Facility or plant	Scale	Pressurized water reactors					Boiling water reactors	
		Large breaks	Small and medium breaks	Transients	Shut-down transients	AM	LOCAs	Transients
UPTF/ TRAM	1:1	6/2	2/2			3/1		
CCTF	1:25	4/4						
LOFT	1:50	2/2	4/3	1/0				
LSTF	1:50		2/1			2/1		
BETHSY	1:100		7/7		3/1	5/4		
PKL	1:145	2/2	13/8	7/1	3/3	7/4		
ROSA-III	1:424						5/5	1/1
FIST	1:642						2/2	1/1
LOBI	1:712	2/2	8/6	4/3		2/2		
GERDA	1:1686		1/1					
GKN-2	PWR			3/3				
KBR	PWR			4/4				
KKU	PWR			3/3				
KKP-2	PWR			5/5				
KRB	BWR							3/3
KKK	BWR							3/3
KKP-1	BWR							3/3
		16/12	37/28	27/19	6/4	19/12	7/7	11/11

Total status PWRs: 105/75

Total status BWRs: 18/18

n/m = (number of experiments)/(number of documented ATHLET-calculations)

Tabelle 8.1-2 Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungsmatrizen für Anlagen russischer Bauart (Integralexperimente, aufgetretene Anlagentransienten)

Facility or plant	Scale	WWER Reactors					RBMKs
		Large breaks	Small and intermediate breaks	Transients	Shut-down transients	AM	LOCAs, Transients
PACTEL	1:305		9/5	2/2		2/2	
PMK-2	1:2070		6/6		2/2		
ISB-WWER	1:3000		6/6				
PSB-WWER	1:300	1/1	3/3				
PSB-RBMK	1:140						planned
Greifswald, Block 4, WWER-440/230	NPP			2/2			
Dukovany, WWER-440/213	NPP			2/2			
Bohunice, WWER-440/213	NPP			1/1			
Kozloduj WWER-1000	NPP			1/1			
		1/1	24/20	8/8	2/2	2/2	

Total status WWERs: 37/33

n/m = (number of experiments)/(number of documented ATHLET-calculations)

Tabelle 8.1-3 Stand der ATHLET-Validierung entsprechend den Validierungs-Matrizen für Einzeleffektversuche

Test Facility	No. Of Tests	Test Facility	No. Of Tests	Test Facility	No. Of Tests
Bartolomej	1/1	Battelle	2/2	CREARE	3/3
ECHTOR	1/1	FLECHT-SEASET	2/2	GE VESSEL	2/2
HDR	3/2	HDR-COCO	7/3	HORUS	6/6
IVO – Loop Seal	3/3	IVO – CCFL	1/1	KFA	1/1
KfK	1/0	KWU-Karlstein	1/0	Marviken	1/1
NEPTUNUS	1/1	OMEGA	1/1	PATRICIA	1/1
PERICLES	1/1	RS 77	1/1	SCTF	6/0
SUPER MOBY DICK	2/1	THETIS	1/1	TOSHIBA Vessel	1/1
TPTF	2/2	TU Hannover	1/0	UPTF	20/10
UPTF-TRAM	7/5				

Total status of separate effects tests: 80/53

n/m = (number of experiments) / (number of documented ATHLET-calculations)

8.2 ATHLET-CD Validierungsmatrix

Im Rahmen der 'CSNI-Task Group on In-Vessel Degraded Core Behaviour' wurden unter Mitarbeit der GRS die Validierungsmatrizen für Rechenprogramme zur Simulation von Ereignissen mit schweren Kernschäden fortgeschrieben /TRA 00/. Seither gibt es keine neuen international abgestimmten Nachträge. Die weitere Auswahl der Versuche zur Validierung von ATHLET-CD basiert auf der bei der Aufstellung der internationalen Validierungsmatrix angewandten Methodik. Bei den neueren Versuchen kann im Allgemeinen die Dokumentation der Versuchsergebnisse immer mit sehr gut bewertet werden. Weniger gut bewertet werden Versuche, die nicht wie geplant verliefen oder bei denen die Rand- oder Anfangsbedingungen mit größeren Unsicherheiten behaftet sind. Bei ähnlichen Versuchsbedingungen werden die Versuche besser bewertet, die sich durch eine größere Basis der Versuchsauswertung und –analyse auszeichnen. Damit ergeben sich wie auch bei der CSNI-Validierungsmatrix drei Klassen:

1. Versuche der Klasse 1 sind unter den vergleichbaren Versuchen besonders zur Validierung von Rechenprogrammen empfohlen. Dazu gehören im Allgemeinen Internationale Standard Probleme (ISP). Die Versuchsergebnisse sind vollständig und gut dokumentiert, die Anfangs- und Randbedingungen sind vollständig definiert (die Anforderungen sind lockerer für einzigartige Versuche).
2. Versuche der Klasse 2 sind zur Validierung gut geeignet. Sie decken einen größeren Parameterbereich ab und steigern damit das Vertrauen in der Programmanwendung.
3. Versuche der Klasse 3 sind zur Modellverifikation geeignet, bei der Einzeleffekte untersucht werden und nicht die Reproduktion aller Versuchsparameter angestrebt wird.

Tab. 8.2-1 gibt einen Überblick über den derzeitigen Stand der ATHLET-CD Validierungsmatrix zur Simulation der Kernzerstörung. Die Fortschreibung gegenüber dem Stand zum Abschluss des Vorhabens RS 1155 /STE 06b/ betrifft folgende Versuche:

– Halden IFA 650 2/3

Diese Einzelstabversuche, die im Rahmen des OECD Halden Reactor Projekts /LES 03/ durchgeführt wurden, sind gut dokumentiert und geeignet, das Brenn-

stabmodell und die Rückwirkung der Hüllrohrverformung auf den Wärmeübergang zwischen Brennstab und Hüllrohr zu überprüfen.

– PARAMETER SF1, SF2 und SF3

Diese Stabbündelversuche dienen der Untersuchung der Wasserstoffproduktion und der Brennstabschädigung beim Quenchen von überhitzten WWER-Brennelementbündeln. Sie tragen dazu bei, die Datenbasis zur Zr-Oxidation zu erweitern und eignen sich, das Quench-Front-Modell beim Fluten von oben (SF1, SF3) bzw. bei gleichzeitigem Fluten von oben und unten (SF2) zu überprüfen

– QUENCH 11

Gegenstand des Versuchs ist das Ausdampfen eines mit Wasser gefüllten Testbündels mit anschließender Wiederauffüllung des überhitzten Bündels. Der Versuch ist gut dokumentiert und planmäßig verlaufen. Die Anfangs- und Randbedingungen weisen keine besonderen Unsicherheiten auf. Der Versuch wurde als Benchmark-Problem im Rahmen des SARNET-Programms spezifiziert und durchgeführt.

– QUENCH 12

Der Versuch ist gut dokumentiert, planmäßig verlaufen, und dient der Absicherung des Brennstab-Modells, insbesondere der Zr-Oxidation, für WWER-typische Bündelkonfigurationen.

– QUENCH 13

Der Versuch ist planmäßig verlaufen, und eignet sich insbesondere dazu, die Modellierung der Freisetzung und des Transports von Absorbermaterialien (Silber, Cadmium und Indium) in ATHLET-CD zu verifizieren.

Der geplante Versuch FPT5 zur Simulation des Lufteinbruchs konnte nicht mehr im Rahmen des Programms PHEBUS FP durchgeführt werden, und wurde deshalb aus der Validierungsmatrix gestrichen. Die Validierungsmatrix umfasst nun 54 Versuche, von denen bis Ende 2009 44 (81%) mit verschiedenen Code-Versionen nachgerechnet wurden.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel des Vorhabens RS1173 war die Erhöhung des Standes der Validierung und damit der Aussagesicherheit des Rechenprogrammsystems ATHLET/ATHLET-CD mit Berücksichtigung des erweiterten Anwendungsspektrums. Zu diesem Spektrum gehören bei ATHLET neben den Transienten und Kühlmittelverluststörfällen mit auslegungsgemäßen und auslegungsüberschreitenden Ereignissen mit Maßnahmen des internen Notfallschutzes auch Störfälle bei Nichtleistungsbetrieb mit Stickstoff oberhalb des primärseitigen Wasserspiegels und Störfälle mit Deborierungsvorgängen im Reaktorkühlsystem mit Berücksichtigung von mehrdimensionalen Strömungsvorgängen.

Bei ATHLET-CD umfasst der erweiterte Anwendungsbereich den Zerstörungsprozess von DWR-, SWR- und WWER-Kernstrukturen, die Bildung und Verlagerung von metallischen und keramischen Schmelzen im Kernbereich, das thermische Verhalten von Partikelbetten sowie die Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung im Kernbereich und deren Transport und Ablagerung im Kühlkreislauf.

Die Validierung und Überprüfung der Modelle in ATHLET und ATHLET-CD wurden anhand von ausgewählten und in Validierungsmatrizen zusammengestellten internationalen Einzeleffekt- und Integralexperimenten durchgeführt. Die Auswahl der Versuche richtete sich nach dem Stand der Programmentwicklung, den Anforderungen von Seiten der Programmanwender, aktuellen Fragenstellungen und nach dem neuesten Stand der verfügbaren experimentellen Ergebnisse.

9.1 Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-Validierung

Zur Validierung der thermohydraulischen Modelle in ATHLET wurden 8 Integralexperimente (PKL-III Tests F2.1, F4.1, F4.2 und G1.1, LSTF Tests SB-PV-09 und SB-PV-10, FIST Tests 6PMC1 und 6PNC1) sowie 4 Einzeleffektversuche (UPTF Tests 7, 10 und 20, sowie ROCOM Testreihe T6655) herangezogen. Neben der Absicherung der vorhandenen Modelle haben sich die Validierungsrechnungen hauptsächlich der Überprüfung der Modellierung von nicht-kondensierbaren Gasen und deren Auswirkungen auf den zweiphasigen Naturumlauf im Reaktorkühlkreislauf und auf die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern sowie der Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge gewidmet.

In Bezug auf die Modellierung von nicht-kondensierbaren Gasen hat die Nachrechnung des LSTF Versuchs SB-PV-10 gezeigt, dass ATHLET den zweiphasigen Naturumlauf in Anwesenheit von Stickstoff als Funktion des Kühlmittelinventars im Primärkreis korrekt wiedergeben kann. Die Wärmeübertragung im Dampferzeuger in Reflux-Condenser-Mode bei geringen Wasseranteilen wird vom Rechenprogramm richtig erfasst, wie die Nachrechnung zu PKL-III G1.1 gezeigt hat. Mit ansteigendem Wasserstand in den U-Rohren wird die Wärmeübertragung zur Dampferzeuger-Sekundärseite jedoch zunehmend unterschätzt. Ein möglicher Grund dafür ist die nicht-Berücksichtigung der tatsächlichen Strömungsbilder bei der Berechnung des Wärmeübergangs innerhalb des ATHLET-Moduls HECU. Hier besteht ein Bedarf zur Weiterentwicklung.

Das in den Versuchen PKL F2.1 und G1.1 beobachtete Überlaufen einzelner Dampferzeuger-U-Rohre wird von ATHLET nicht erfasst. Eine Aufteilung der U-Rohre in bis zu 3 Gruppen mit unterschiedlichen Längen reicht nicht aus, um dieses Phänomen wiederzugeben.

Im Allgemeinen wurde ein deutlicher Anstieg der Rechenzeiten festgestellt, sobald die Anwesenheit von Stickstoff im Primärkreis simuliert wird. Die Anwendung des neuen Diffusionsmodells hat keinen nennenswerten Einfluss auf die Berechnung der Wärmeübertragung in den Dampferzeugern.

Die Validierungsarbeiten bezüglich der Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge hatten als Ziel, einerseits die Anwendbarkeit und die Grenzen der herkömmlichen Methode der Parallelkanalmodellierung auszuwerten, auch im Zusammenspiel mit der Anwendung von getrennten Impulsgleichungen für die Wasser- und Dampfphasen (das sog. 6-Gleichungsmodell), andererseits die Methode zu überprüfen, mit der das Modul FLUBOX an ATHLET angekoppelt wird.

Die Nachrechnungen der UPTF-Versuche 7, 10 und 20 ergaben, dass die experimentell beobachteten Vorgänge zur Gegenstrom-Begrenzung im Ringraum (Test 7) und im oberen Kernbereich (Tests 10 und 20) mit der Parallelkanalmodellierung (8 Kanäle im Ringraumbereich bzw. 5 Kernkanäle) in Verbindung mit dem 6-Gleichungsmodell zufrieden stellend nachgebildet werden können. Bei der Nachrechnung der im Test 10 simulierten Auffüllphase wurde der Wassermittels aus dem Kernbereich jedoch erheblich unterschätzt. Nach eingehender Überprüfung der entsprechenden Modelle soll die Rechnung wiederholt werden.

Die Nachrechnungen der Vermischungstransienten in der ROCOM-Anlage (Testreihe 6655) haben gezeigt, dass die verwendete Parallelkanalmodellierung mit 8 Ringraumkanälen und 17 Kernkanälen im Allgemeinen die Kühlmittelvermischung am Kerneintritt unterschätzt, und somit zu konservativen Ergebnissen für Reaktoranalysen führt. Im Vergleich zu den für die Übertragbarkeit auf die Originalanlage relevanten Versuchsläufen mit niedrigen Dichtedifferenzen zeigten die ATHLET-Ergebnisse dennoch eine zufrieden stellende bis gute Übereinstimmung mit den Messdaten sowie mit Ergebnissen entsprechender CFX-Analysen. Die ATHLET-Modelle sind damit eine für erste Abschätzungen von Vermischungsvorgängen geeignete und rechengünstige Methode.

Mit der Nachrechnung des ROCOM-Versuchs T6655_y1 wurde der aktuelle Stand der Kopplung ATHLET/FLUBOX-3D überprüft. Hierbei wurden die kalten Stränge der Versuchsanlage mit ATHLET und der Reaktordruckbehälter mit FLUBOX simuliert. Die Kopplungsstellen lagen im Bereich der kalten Stützen.

Bei dieser Nachrechnung hat sich das nicht geometrieangepasste, kartesische FLUBOX-Gitter als ungünstig erwiesen. Da die Stützen der kalten Stränge nur ungenau nachgebildet und ihre Querschnittflächen nur näherungsweise angegeben werden können, ist an der Kopplungsstelle keine strenge Massenerhaltung gewährleistet. Die Ergebnisse der gekoppelten Nachrechnung zeigen im Vergleich zur Rechnung mit FLUBOX Standalone kleinere Vermischungsskalare im Ringraum. Dies ist eine Folge der bereits im kalten Strang des ATHLET-Netzwerks einsetzenden Durchmischung von borierterem und deborierterem Kühlmittel. Der entwickelte Kopplungsalgorithmus muss entsprechend den Anforderungen einer Kopplung auf ATHLET-Leitungsebene erweitert werden, was insbesondere zur Simulation geschlossener Kreisläufe erforderlich ist.

Die Nachrechnungen der FIST Versuche 6PMC1 und 6PNC1 haben gezeigt, dass ATHLET die Abhängigkeit des zweiphasigen Naturumlaufs von der Kernleistung und vom Wasserstand im Ringraum des Reaktordruckbehälters in Siedewasserreaktoren sowie den im Versuch 6PMC1 beobachteten internen Umlauf zwischen Kernbündel und Bypass realitätsnah wiedergeben kann. Die Rechenergebnisse weisen jedoch darauf hin, dass die Modellierung der Dampfkondensation bei Sprüheinspeisungen zu verbessern ist.

9.2 Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-CD Validierung

Im Rahmen des Vorhabens wurden erstmalig die erweiterten Modelle zur Oxidation, Strahlung, Schmelzebildung und Schmelzeverlagerung von SWR-Komponenten anhand der Nachrechnungen der Bündelversuche CORA-17, -31 und -33 erfolgreich überprüft. Wesentliche Phänomene wie das Durchschmelzen der Brennelement-Kastenwände und die Freilegung einer Strömungsverbindung innerhalb des Kastens und außerhalb um die Absorberblätter, die in früheren Rechnungen nicht berücksichtigt werden konnten, werden mit der aktuellen Code-Version realitätsnah simuliert. Auch bei der Berechnung der Wasserstoffherzeugung wurde eine deutliche Verbesserung erzielt.

Auch erstmalig wurde die Kopplung von ATHLET-CD mit dem Modul SOPHAEROS zur Beschreibung des Spaltprodukttransportes im Primärkühlkreislauf überprüft. Die Nachrechnung des PHÉBUS-Versuches FPT2 hat gezeigt, dass trotz erheblicher experimenteller Ungenauigkeiten und komplexer physikalisch-chemischer Prozesse des Spaltprodukt- und Aerosoltransportes, die Aussagesicherheit des Rechenmodells ausreichend genau ist. Zur Bestätigung dieser Aussage sind weitere PHÉBUS-Versuche, insbesondere FPT1 und FPT3, entsprechend zu analysieren.

Zur Absicherung der vorhandenen Modellbasis zur Zr-Oxidation trugen die Nachrechnungen der Bündelversuche QUENCH-11, QUENCH-13 sowie PARAMETER SF2 und SF3 bei. Mit den Nachrechnungen der PARAMETER-Versuche konnte auch das Quench-Front-Modell für Wassereinspeisungen oberhalb des Kerns überprüft werden.

Die ursprünglich vorgesehene Überprüfung der Modelle zur späten Phase der Kernzerstörung, mit der Beschreibung der Schmelzeverlagerung ins untere Plenum unter Berücksichtigung der Wechselwirkung mit Restwasser, Schmelzerückhaltung und Komponentenversagen konnte nicht durchgeführt werden, da die entsprechenden Entwicklungsarbeiten noch nicht abgeschlossen sind. Die Kopplung mit dem Schüttbett-Modul MEWA wurde im Rahmen des Vorhabens 1501305 vom Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft der Ruhr-Universität Bochum (LEE-RUB) mit den Nachrechnungen der ACRR-Versuche MP1 und MP2 bei reiner Dampfkühlung erfolgreich überprüft.

Die durchgeführten Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD haben insgesamt gezeigt, dass durch die Verbesserung und Erweiterung der Modelle im Rechenprogramm

ATHLET-CD die Prozesse im Kern und Kühlkreislauf, die bei Kernreaktorunfällen die Kernzerstörung und den Spaltprodukt-Quellterm für den Sicherheitsbehälter bestimmen, im Vergleich zu früheren Rechnungen jetzt wesentlich besser und vollständiger simuliert werden können.

Aus den Validierungsrechnungen ergibt sich dennoch die Notwendigkeit für weitere Modellverbesserungen und Erweiterungen, insbesondere im Bezug auf:

- die Überarbeitung der Modelle zur Spaltproduktfreisetzung, insbesondere für halbflüchtige und schwere Spaltprodukte, wie die Nachrechnungen zu den Versuchen FPT2 und FPT3 gezeigt haben, sowie für die Freisetzung aus Schüttbetten und aus Schmelzeseen
- die Modellierung der Fraktur und der Verlagerung von festen Bestandteilen der Brennstäbe
- die Simulation der Kühlung eines teilzerstörten Kerns mit Notkühlwasser, insbesondere durch die Erweiterung der Kopplung ATHLET-CD/MEWA für zweiphasige Strömungen
- die Modellierung der späten Phasen der Kernzerstörung mit der Beschreibung der Materialverlagerung ins untere Plenum.

9.3 Weitere Erkenntnisse und Ausblick

Die Anwendung von Methoden der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse auf zwei Validierungsrechnungen im Rahmen dieses Vorhabens diente der Untersuchung der Auswirkungen einer kombinierten Variation von Eingabeparametern auf die Güte der Simulation der wesentlichen experimentell beobachteten Phänomene. Neben der Erweiterung der Datenbasis zur Bestimmung des Unsicherheitsbereiches und der Häufigkeitsverteilungen der unsicheren Modellparameter für zukünftige Reaktoranalysen mit dem Rechenprogrammsystem ATHLET/ATHLET-CD, ermöglichte diese Untersuchung auch Aussagen über den Einfluss der experimentell bedingten Unsicherheiten auf die Aussagesicherheit der Rechenergebnisse. Dies ist eine wertvolle Ergänzung zum Validierungsprozess des Rechenprogrammsystems. Es wird daher empfohlen, diese Vorgehensweise in Zukunft auf ausgewählte Validierungsrechnungen zu verwenden.

Von großer Bedeutung zur Erhöhung des Validerungsstandes des Rechenprogrammsystems hat sich die aktive Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen gezeigt. Die Durchführung von Begleitrechnungen zur Definition und Spezifikation neuer Versuche sowie von Voraus- und Nachrechnungen ausgewählter Versuche trägt dazu bei, die Aussagesicherheit von ATHLET/ATHLET-CD zu erhöhen, und sollte in ein mögliches Folgevorhaben mit einbezogen werden. Dies gilt auch für die Teilnahme an internationalen Standardproblemen und Benchmark-Rechnungen.

10 **Literatur**

- /AKS 93/ N. Aksan, F. D'Auria, H. Glaeser, R. Pochard, C. Richards, and A. Sjoeberg
Separate Effects Test Matrix for Thermal-Hydraulic Code Validation (Volume I: Phenomena Characterisation and Selection of Facilities and Tests);
NEA/CSNI/R(93)14/Part.1/Rev.; OCDE/GD(94)82, September 1993.
- /ANN 96/ A. Annunziato, H. Glaeser, J. Lillington, P. Marsili, C. Renaults, and A. Sjoeberg
Integral Test Facility Validation Matrix for the Assessment of Thermal-Hydraulic Codes for LWR LOCA and Transients;
NEA/CSNI/R(96) 17; OCDE/GD(97)12, July 1996.
- /ARE 07a/ AREVA NP GmbH
PKL III F4.2 RUN 1 – Preliminary Issue
Vorläufige elektronische Dokumentation zum Versuch PKL III F4.2 RUN 1
Erlangen, 2007.
- /ARE 07b/ AREVA NP GmbH
PKL III F4.2 RUN 3 – Preliminary Issue
Vorläufige elektronische Dokumentation zum Versuch PKL III F4.2 RUN 3
Erlangen, 2007.
- /ARE 08/ AREVA NP GmbH
OECD-PKL Project Final DVD
Elektronische Dokumentation
AREVA NP GmbH, NTCTP-G, January 2008.
- /ATH 09/ ATHLET Mod 2.2 Cycle A – Code Documentation
Vol. 1: User's Manual
Vol. 2: Programmer's Manual
Vol. 3: Validation
Vol. 4: Models and Methods
GRS-P-1, July 2009.

- /ATH 09a/ ATHLET-CD Mod 2.2 Cycle A – Code Documentation
Vol. 1: User's Manual
Vol. 2: Programmer's Manual
GRS-P-4, March 2009.
- /AUS 07/ H. Austregesilo
Nachrechnung des ROSA/LSTF Versuchs SB-PV-09 mit ATHLET Mod 2.1
Cycle A
Technischer Bericht, GRS-A-3369, März 2007.
- /AUS 07a/ H. Austregesilo, H. Glaeser
First Results of a Post-Test Calculation of LSTF Test 6-2 (SB-PV-10) with
the Code ATHLET
5th PRG Meeting of the OECD/ROSA Project, Paris, May 2007.
- /AUS 08/ H. Austregesilo, Ch. Bals, W. Erdmann, K. Trambauer
Stand der Arbeiten zur Validierung des Rechenprogramms ATHLET-CD
Technischer Bericht, GRS-A-3435, August 2008.
- /AUS 08a/ H. Austregesilo, Ch. Bals, K. Trambauer
Post-test Calculation of the QUENCH-13 Experiment with ATHLET-CD
14th International Quench Workshop, Karlsruhe, November 4-6, 2008.
- /AUS 09/ H. Austregesilo, B. Krzykacz-Hausmann, T. Skorek
Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Ergebnissen der Nachrech-
nung des ROSA/LSTF Versuchs SB-PV-09
Technischer Bericht, GRS-A-3462, März 2009.
- /AUS 09a/ H. Austregesilo
Results of a Pre-Test Calculation of PKL-III Test G3.1 with ATHLET
3rd PRG Meeting of the OECD PKL-2 Project, Dresden, March 26-27, 2009.
- /AUS 09b/ H. Austregesilo
Results of a Semi-Blind Calculation of PKL-III Test G3.1 with ATHLET
4th PRG Meeting of the OECD PKL-2 Project, Erlangen, October 20-21,
2009.

- /AUS 10/ H. Austregesilo, B. Krzykacz-Hausmann, T. Skorek, S. Weber
Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Ergebnissen der Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD
Technischer Bericht, GRS-A-3514, Februar 2010.
- /BAL 08/ Ch. Bals, H. Austregesilo
Nachrechnung des Bündel-Versuchs PARAMETER SF 2 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz TN-MIS-08/1, Mai 2008.
- /BAL 09/ Ch. Bals, H. Austregesilo
Nachrechnung des Bündel-Versuchs QUENCH-13 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz TN-MIS-09/1, Juni 2009.
- /BAL 09a/ Ch. Bals, H. Austregesilo
Nachrechnung des Bündel-Versuchs PARAMETER SF 3 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD
Technische Notiz TN-MIS-09/2, September 2009.
- /BIA 07/ B. Biard, Y. Garnier, J. Guillot, C. Manenc, P. March, F. Payot
FPT3 Preliminary Report
Document Phébus FP IP/06/569, IRSN (2007).
- /BIR 08/ J. Birchley, et al.
Post-test Analysis of the QUENCH-13 Experiment,
International Conference Nuclear Energy for New Europe 2008,
Portoroz, Slovenia, September 8-11, 2008.
- /CHO 09/ K.-Y. Choi et al.
ISP-50 Specifications for a Direct Vessel Injection Line Break Test with the ATLAS
Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI/TR-3778/2009, June 2009.

- /CLE 03/ B. Clément et al.
LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretations of the first PHEBUS FP experiment FPT0
Nuclear Engineering and Design **226** (2003) 5-82.
- /DEN 09/ L. Dennhardt
Test PKL III G3.1: Main Steam Line Break
Quick Look Report
AREVA NP, NTCTP-G/2009/en/0009, November 2009.
- /DEV 08/ J. Devoy
Phebus-FPT3 Post Test Analyses at Point C. Preliminary results
Phébus FPT3 CCIC Meeting, Aix-en-Provence (2008).
- /DRA 06/ T. Drath, T. Hollands, I. Kleinhietpaß, H.-J Wagner, M. K. Koch
Simulation der Bündelversuche QUENCH-07 und -08 mit ATHLET-CD 2.0A/1.1L
2. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1305
Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft (LEE), LEE-40, Juli 2006.
- /DRA 07/ T. Drath, T. Hollands, H.-J. Wagner, M. K. Koch
Nachrechnung des „In-Pile“-Versuchs PHÉBUS FPT-3 mit ATHLET-CD 2.1A und Bewertung der B₄C-Modellbasis
3. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1305
Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft (LEE), LEE-43, März 2007.
- /DRA 07a/ T. Drath
Validierung und Verbesserung des Programmsystems ATHLET-CD hinsichtlich der B₄C-Oxidation
Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft (LEE), LEE 18, 2007.

- /DUB 09/ R. Dubourg, et al.,
Understanding the behaviour of absorber elements in silver-indium-cadmium control rods during PWR severe accident sequences,
Third European Review Meeting on Severe Accident Research,
(ERMSAR 2009), Nesseber, Bulgaria, Sept. 23-25, 2009
- /ERD 05/ Erdmann, W.
Nachrechnung des Experiments PHEBUS FPT2 mit dem Rechenprogramm
ATHLET-CD
Technische Notiz ERD-TN-04/05, November 2005.
- /ERD 06/ W. Erdmann
Calculation of the SARNET Benchmark Experiment QUENCH-11 with
ATHLET-CD
12th International Quench Workshop, Forschungszentrum Karlsruhe, October
24-26, 2006.
- /ERD 06a/ Erdmann, W., K. Trambauer, J. Stuckert
Pre- and Post-test Calculation for the PARAMETER-SF1 Experiment with
ATHLET-CD
Poster presentation in the EUROSAFE Forum, Paris, November 13-14,
2006.
- /ERD 07/ W. Erdmann
Nachrechnung des SARNET Benchmark Experiments QUENCH-11 mit
ATHLET-CD 2.1B
Technische Notiz ERD-TN-03/07, Oktober 2007.
- /ERD 07a/ W. Erdmann
Nachrechnung des Bündel-Quench-Versuchs CORA-33 mit dem Rechen-
programm ATHLET-CD
Technische Notiz ERD-TN-04/07, Dezember 2007.
- /ERD 08/ W. Erdmann
Nachrechnung der CORA-Versuche -33, -31 und -17 mit dem Rechenpro-
gramm ATHLET-CD
Technische Notiz ERD-TN-01/08, Dezember 2008.

- /ERD 09/ W. Erdmann
Nachrechnung der CORA-Versuche -33, -31 und -17 mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD Mod 2.2A
Technische Notiz ERD-TN-01/09, Juni 2009.
- /GAL 08/ U. Gallenkamp
Der UPTF Versuch Nr. 10 als Beispiel zur Untersuchung der Übertragbarkeit von ATHLET Datensätzen
Technische Notiz TN-GAU-08/1, April 2008.
- /GLA 97/ H. Glaeser, E. Hofer, M. Kloos, T. Skorek
Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen von Thermohydraulik-Rechenprogrammergebnisse für das Integralexperiment LSTF SB-CL-18
Technischer Bericht, GRS-A-2496, August 1997.
- /GLA 08/ H. Glaeser, B. Krzykacz-Hausmann, W. Luther, S. Schwarz, T. Skorek
Methodenentwicklung und exemplarische Anwendungen zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen
Technischer Bericht, GRS-A-3443, November 2008.
- /GLA 09/ H. Glaeser, H. Austregesilo
Pre-Test Calculation of ROSA 2 Test 1 (17% Hot Leg Break) with ATHLET 2nd PRG Meeting of the OECD ROSA-2 Project, Tokai-mura, Japan, November 18-19, 2009.
- /GRA 04/ U. Graf, P. Papadimitriou
Status of Development and Verification of the CTFD Code FLUBOX
Proc. Of the 6th International Conference on Nuclear Thermal Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-6), Japan, October 4-8, 2004.
- /GRA 08/ U. Graf, P. Papadimitriou, M. Scheuerer, Ph. Schöffel
Weiterentwicklung dreidimensionaler CFD-Simulationsmethoden für Strömungen im Kühlkreislauf
Abschlussbericht RS 1161
Technischer Bericht, GRS-A-3451, Dezember 2008.

- /GRA 09/ U. Graf
Nachrechnung des ROCOM-Experiments T6655_y1 mit FLUBOX
Technische Notiz GRA-05/2009, 2009.
- /GRU 03/ G. Grunwald, T. Höhne, S. Kliem, H.-M. Prasser, U. Rohde
Forschungs- und Entwicklungsvorhaben des SA „Anlagentechnik“ -
„Experimentelle Untersuchung der Kühlmittelvermischung unter den Bedin-
gungen wiederanlaufenden Naturumlaufes“
VGB-Kennziffer: SA „AT“ 29/01, Abschlussbericht, Forschungszentrum
Rossendorf, März 2003.
- /HAG 94/ S. Hagen et al.
Dry Core BWR Test CORA-33: Test Results
Kernforschungszentrum Karlsruhe
Projekt Nukleare Sicherheitsforschung KfK 5261, Dezember 1994.
- /HAG 94a/ S. Hagen et al.
BWR Slow Heatup Test CORA-31: Test Results
Kernforschungszentrum Karlsruhe
Projekt Nukleare Sicherheitsforschung KfK 5383, Dezember 1994
- /HAG 96/ S. Hagen et al.
Comparison 513ft he Quench Experiments CORA-12, CORA-13, CORA-17
Forschungszentrum Karlsruhe (FZK)
Wissenschaftlicher Bericht FZKA 5679, August 1996.
- /HEB 08/ J. Herb
CFD-Simulationen zur Mischung von Deionat und boriertem Kühlmittel im
Primärkreis
Technischer Bericht, GRS-A-3429, Juni 2008.
- /HER 07/ W. Hering et al.
Results of Boil-off Experiment QUENCH-11
Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 7247, SAM-LACOMERA-D18,
Juni 2007.

- /HOL 07/ T. Hollands, K. van Bevern, T. Drath, H.-J. Wagner, M. K. Koch
 Nachrechnung des Siedewasserreaktorversuchs CORA-28 mit ATHLET-
 CD 2.1A und Bewertung der SWR-Modellbasis
 4. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1305
 Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirt-
 schaft (LEE), LEE-44, September 2007.
- /HOL 08/ T. Hollands, M. Hoffmann, P. Kruse, H.-J. Wagner, M. K. Koch
 Simulation der Bündelversuche QUENCH-10 und CODEX AIT-1 mit dem
 Programmsystem ATHLET-CD 2.1A sowie Bewertung der Air-Ingress-
 Modellbasis
 5. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1305
 Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirt-
 schaft (LEE), LEE-50, September 2008.
- /HOR 09/ W. Horche
 Modellierung des ROCOM-Versuchsstandes und Nachrechnungen von Ex-
 perimenten aus der Serie T6655 mit ATHLET
 Technischer Bericht, GRS-A-3453, Januar 2009.
- /HRU 95/ M. Hrubisko
 Nachrechnung des Versuchs FIST 6SB2C mit ATHLET
 Technischer Bericht, GRS-A-2276, 1995.
- /HWA 83/ W. S. Hwang, M. Alamgir, W. A. Sutherland
 BWR Full Integral Simulation Test (FIST) – Phase 1 Test Results
 NUREG/CR-3711, GEAP-30496, 1983.
- /KAN 09/ K.-H. Kang et al.
 ATLAS Facility and Instrumentation Description Report
 Korea Atomic Energy Research Institute, KAERI/TR-3779/2009, June
 2009.
- /KLI 08/ S. Kliem et al.
 Experiments at the mixing test facility ROCOM for benchmarking of CFD
 code
 Nuclear Engineering and Design **238** (2008) 566-576.

- /KRU 08/ P. Kruse, T. Hollands, H.-J. Wagner, M. K. Koch
Nachrechnung des „In-Pile“-Versuchs PHEBUS FPT-4 mit ATHLET-CD
2.1A
5. Technischer Fachbericht zum Forschungsvorhaben BMWi 150 1305
Ruhr-Universität Bochum, Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirt-
schaft (LEE), LEE-49, Juni 2008.
- /LIE 01/ K. Liesch et al.
Validation Matrix for the Assessment of Thermal-Hydraulic Codes for VVER
LOCA and Transients;
NEA/CSNI/R(2001)4, 2001.
- /LIN 08/ T. Lind,
On-line aerosol measurements in QUENCH-13 test,
14. International Quench Workshop, Forschungszentrum Karlsruhe,
4-6 November, 2008.
- /LUC 08/ FSUE SRI SIA “LUCH”,
Protocol of PARAMETER-SF3 Experiment Results,
ISTC Project #3690: „Study of fuel assemblies under severe accident top
quenching conditions in the PARAMETER-SF test series“, 2008.
- /LUZ 06/ O. De Luze
Preliminary analyses of the Phebus FP FPT3 experiment using the ICARE2
V3mod1.4 code (B₄C and bundle aspects)
Note technique DPAM/SEMCA 2006-314 ,NT Phebus IP/06/570, IRSN
(2006).
- /MAR 06/ P. March, B. Birad
Update of the Hydrogen Production Kinetics for the FPT2 Test
Appendix 5 of Proceedings of the 26th Meeting of PHEBUS FP BIC
Alkmaar, April 24, 2006, JRC Technical Note P2006/091.

- /NAL 07/ V. I. Nalivaev et al.
Fuel Assembly Tests under Severe Accident Conditions
(PARAMETER-SF Test Series)
Scientific and Research Final Report – ISTC Project No. 3194
FSUE SRI SIA “LUCH”, 2007.
- /NAL 09/ V. I. Nalivaev
Status of the ISTC project #3690 on the „Fuel assemblies behaviour under
severe accident top quenching conditions in the PARAMETER-SF test se-
ries“,
CEG-SAM-15, Villigen, Switzerland, March 10-12, 2009
- /NEA 09/ Nuclear Energy Agency – Committee on the Safety of Nuclear Installations
Ability of Current Advanced Codes to Predict Core Degradation, Melt Pro-
gression and Reflooding – Benchmark Exercise on an Alternative TMI-2
Accident Scenario
NEA/CSNI/R(2009) 3, August 2009.
- /NEA 10/ <http://www.nea.fr/html/jointproj/pkl.html>
- /PAY 08/ F. Payot et al.
Overview of γ -nuclide behaviour in the circuit during the FPT3 transient
Phébus FPT3 CCIC Meeting, Aix-en-Provence (2008).
- /PHE 02/ PHEBUS FP Data Book FPT3
TG 399, Document PHEBUS FP IP/02/517
Note technique NT 02/001, IRSN/DRS (2002).
- /PHE 08/ PHEBUS P. F.
FPT2 Final Report
Document Phébus PF IP/08/579, IRSN (France), October 2008.
- /POI 08/ W. Pointner, H. Austregesilo
Nachrechnung des PKL-III Versuchs F4.2 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
Technischer Bericht, GRS-A-3402, Januar 2008.

- /RIT 02/ G. Ritter et al.
FPT2 Preliminary Report, Vol. 1/2
Phébus FP Document
IP/02/514, IRSN (France), September 2002.
- /ROS 03/ The ROSA-V Group
ROSA-V Large Scale Test Facility (LSTF)
System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies
Report JAERI-Tech 2003-037, Japan Atomic Energy Research Institute,
January 2003.
- /ROS 06/ OECD/NEA ROSA Project
Final Data Report of ROSA/LSTF Test 6-1 (1.9% Pressure Vessel Upper-
head Small Break LOCA Experiment SB-PV-09 in JAEA)
Japan Atomic Energy Agency, Thermohydraulic Safety Research Group.
December 2006.
- /ROS 06a/ OECD/NEA ROSA Project
Heat Loss Characteristics of the ROSA/LSTF System
Japan Atomic Energy Agency, Thermohydraulic Safety Research Group,
August 2006.
- /ROS 07/ [ROSA Project Overview – NEA Joint Projects](http://www.nea.fr/html/jointproj/rosa.html)
<http://www.nea.fr/html/jointproj/rosa.html>
- /ROS 07a/ OECD/NEA ROSA Project
Final Data Report of ROSA/LSTF Test 6-2 (0.1% Pressure Vessel Bottom
Small Break LOCA Experiment SB-PV-10 in JAEA)
Japan Atomic Energy Agency, Thermohydraulic Safety Research Group.
January 2007.
- /SCH 08/ Ph. Schöffel,
Nachrechnung des Versuchs UPTF 20 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
Technischer Bericht, GRS-A-3400, Januar 2008.

- /SCH 08a/ Ph. Schöffel, H. Austregesilo
Nachrechnung des Versuchs FIST 6PMC1 mit ATHLET Mod 2.1 Cycle B
Technischer Bericht, GRS-A-3449, Dezember 2008.
- /SCH 09/ Ph. Schöffel
Kopplung ATHLET-FLUBOX-3D,
Kopplungsvariante 1: ATHLET auf CV-Ebene
GRS – Technische Notiz TN-SCO-09/02, November 2009.
- /SCH 10/ Ph. Schöffel
Nachrechnung des Versuchs ROCOM T6655_y1 mit dem gekoppelten Re-
chenprogramm ATHLET – FLUBOX-3D
Technischer Bericht, GRS-A-3512, Januar 2010.
- /SCL 07/ S. Schollenberger
48. Sitzung der AG PKL III
Besprechungsbericht
AREVA NP GmbH Technical Center, Erlangen, Juli 2007.
- /SCL 07a/ S. Schollenberger
Versuch PKL III F4.1: Inhärente Borverdünnung durch Reflux Condenser
Bedingungen in Abhängigkeit vom Kühlmittelinventar im Primärkreis (Pri-
märdruck: 30 und 40 bar)
Versuchsbericht NTCTP-G/2007/de/0014
AREVA NP GmbH Technical Center, Erlangen, Dezember 2007.
- /SCL 09/ S. Schollenberger
PKL III G1.1: Parameter Study on Heat Transfer Mechanisms in the SG in
Presence of Nitrogen, Steam and Water as a Function of the Primary Cool-
ant Inventory (Single Loop Operation)
Versuchsbericht NTCTP-G/2009/en/0004
AREVA NP GmbH Technical Center, Erlangen, August 2009.

- /SCO 07/ B. Schoen
Test PKL III F2.1: Loss of Residual Heat Removal in $\frac{3}{4}$ Loop Operation with the Reactor Coolant System Closed (Influence of Primary-Side Boundary Conditions)
Versuchsbericht NTCTP-G/2007/en/002
AREVA NP GmbH Technical Center, Erlangen, Dezember 2007.
- /SEP 09/ L. Sepold et al.,
Results of AgInCd Absorber Rod Experiment QUENCH-13,
Forschungszentrum Karlsruhe, Institut für Materialforschung,
Interner Bericht FZKA 7403, August 2009
- /SIE 88/ R. Emmerling, R. Hertlein, G. Jakob, R. Strobel, F. Winkler
UPTF: Program and System Description
Siemens-Bericht U9 414/88/023, Erlangen, 1988.
- /SIE 88a/ Siemens AG
UPTF: Test No. 20 – Upper Plenum Injection Simulation Test -
Quick Look Report
Siemens Bericht U9 316/88/08, Siemens UB KWU, Erlangen, 1988.
- /SIE 88b/ Siemens AG
UPTF: Test No. 10 – Tie Plate Countercurrent Flow Test -
Quick Look Report
Siemens Bericht U9 316/88/3, Siemens UB KWU, Erlangen, März 1988.
- /SIE 92/ Siemens AG
UPTF Test Instrumentation – Measurement System Identifications, Engineering Units and Computed Parameters
Siemens-Bericht S554/92/13, Erlangen, 1992.
- /STA 08/ A. Stefanova. Et al.
SARNET Benchmark on QUENCH-11 – Final Report
Forschungszentrum Karlsruhe, FZKA 7368, SARNET CORIUM-P008, März 2008.

- /STE 06a/ F. Steinhoff, U. Graf, A. Wielenberg
Validierung des weiterentwickelten Rechenprogramms ATHLET/ATHLET-
CD
Abschlussbericht – Vorhaben RS1155 (Teil 1: ATHLET)
Technischer Bericht, GRS-A-3348a, Oktober 2006.
- /STE 06b/ F. Steinhoff, H. Austregesilo, Ch. Bals, W. Erdmann, K. Trambauer
Validierung des weiterentwickelten Rechenprogramms ATHLET/ATHLET-
CD
Abschlussbericht – Vorhaben RS1155 (Teil 2: ATHLET-CD)
Technischer Bericht, GRS-A-3348b, Oktober 2006.
- /STP 82/ A. G. Stephans
BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program
Facility Description Report
NUREG/CR-2576, 1982.
- /STU 09/ J. Stuckert,
Results of two last QUENCH experiments : Material transport during the
QUENCH-13 test with Ag/In/Cd control rod and bundle oxidation during the
QUENCH-14 test with M5 claddings,
Forschungszentrum Karlsruhe, Institute for Materials Research,
WG1 Meeting of FZK-CEA-IRSN Corium Behaviour, Cadarache, France,
14.-16. Jan., 2009.
- /TAK 09/ T. Takeda
Analysis of Hot Leg Intermediate Break LOCA Test
2nd PRG Meeting of the OECD ROSA-2 Project, Tokai-mura, Japan, No-
vember 18-19, 2009.
- /THI 90/ T. Thiele
Post Test Calculation of UPTF test Nr. 20 Using Code System ATHLET
Mod 1.0 Cycle C
Pitscheider Ingenieur-Büro, Bericht No. 9058, München, Dezember 1990.

- /TRA 00/ K. Trambauer et al.
In-Vessel Core Degradation Code Validation Matrix (Update 1996-1999) ;
OCDE/GD(2000)21, Paris, 2000.
- /TRA 03/ K. Trambauer, H. Austregesilo
Analysis of Quenching during the TMI-2 Accident with ATHLET-CD
Proc. Of the 10th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal
Hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9, 2003.
- /TRA 08/ K. Trambauer,
Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT2 mit dem Rechenprogramm
ATHLET-CD
GRS – Technische Notiz TN-TRB-08-01, April 2008.
- /TRA 09/ K. Trambauer et al.
Weiterentwicklung ATHLET/ATHLET-CD
Abschlussbericht – Vorhaben RS 1162
GRS-A-3461, März 2009.
- /WEB 09/ S. Weber
Nachrechnung des Versuchs PHEBUS FPT3 mit ATHLET-CD
GRS – Technische Notiz TN-WES-09/01, August 2009.
- /WEI 90/ P. Weiss et al.
UPTF: Test No. 7 Downcomer Countercurrent Flow Test
Siemens-Bericht E314/90/003, Erlangen, 1990.
- /WIE 06/ A. Wielenberg
Nachrechnung des Einzeleffektversuches UPTF Nr. 7 (Gegenströmung im
Ringraum) mit ATHLET
Technischer Bericht, GRS-A-3365, Oktober 2006.
- /WIE 08/ A. Wielenberg
Nachrechnung des Versuchs PKL-III F2.1 (Reflux-Condenser-Mode bei
Ausfall der Not- und Nachkühlsysteme im $\frac{3}{4}$ -Loop-Betrieb) mit ATHLET
Technischer Bericht, GRS-A-3401, März 2008.

/WIE 10/ A. Wielenberg

Nachrechnung der Versuche PKL-III G1.1 und G1.1a mit ATHLET
Bericht in Vorbereitung, GRS-A-3513, Februar 2010.

/YUD 09/ T. Yudina

e-mail an Jon Birchley vom 17.04.2009, Kopie an GRS
(Anhang: Luch interpretations.doc).

/YUD 09a/ T. Yudina

Post-test examination of the PARAMETER-SF2 and –SF3 fuel assemblies
(ISTC project #3690),
15. CEG-SAM Meeting, Villigen, Switzerland, March 10-12, 2009.

11 Abkürzungen

AEKI	Atomic Energy Research Institute (Ungarn)
AIDA	Simulationsprogramm zur Schmelzerückhaltung im RDB
AIG	ATHLET Input Graphics
APR	Advanced Pressurizer Reactor
ASTEC	Accident Source Term Evaluation Code
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten
ATHLET-CD	ATHLET für Unfälle mit Kernzerstörung (Core Degradation)
ATLAS	Analyse Simulator
BE	Brennelement
BIC	Bundle Interpretation Circle
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
BOF	Brennstabunterkante (Bottom of Fuel)
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CFX	<i>Computational Fluid Dynamics Program developed by ANSYS</i>
CDR1D	eindimensionales Modell für kritische Bruchmassenströme in ATHLET
COCOSYS	Containment Code System
CORA	Bündel-Versuchsstand (Forschungszentrum Karlsruhe)
CV	Control volume
CW	Control Word (im ATHLET Eingabedatensatz)
DH	Druckhalter
DS	Druckspeicher
DWR	Druckwasserreaktor
ECORE	Brennstabmodul zur Simulation der Kernzerstörung in ATHLET-CD
FIPREM	Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzungsmodul in ATHLET-CD
FZD	Forschungszentrum Dresden-Rossendorf
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe (vormals KfK)
GAMA	s. WGAMA
GCSM	General Control and Simulation Module in ATHLET
Gl.	Gleichung
HCO	Wärmeleitobjekt
HCV	Wärmeleitstruktur, Teilvolumen eines HCO
HD	Hochdruck
HECU	Wärmeleit-Modul in ATHLET
HKMP	Hauptkühlmittelpumpe

HTC	Heat Transfer Coefficient (Wärmeübergangskoeffizient)
HS	Heißer Strang
IKE	Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Stuttgart
INRNE	Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy, Sofia, Bulgarien
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (Frankreich)
ISTC	International Scientific and Technology Center (Russland)
ISTP	International Source Term Program (Frankreich)
KfK	Kernforschungszentrum Karlsruhe
KIT	Karlsruher Institut für Technologie (vormals FZK)
KM	Kühlmittel
KS	Kalter Strang
LSTF	Large Scale Test Facility – Integrale Versuchsanlage (Japan)
MDB	Material Data Base (SOPHAEROS)
MESOCO	Melt and solidification code (Modul in ATHLET-CD)
MEWA	Modul zur Simulation eines Partikelshuttbetts in ATHLET-CD
ND	Niederdruck
NEA	Nuclear Energy Agency
NKW	Notkühlwasser
OECD	Organization for Economic Cooperation and Development
PARAMETER	Bündelversuchsstand (FSUE NPO LUCH, Russland)
PHÉBUS FP	PHÉBUS Spaltprodukt-Projekt - In-pile Versuchsanlage (Frankreich)
PKL	Primärkreislauf - Integrale Versuchsanlage (Deutschland)
PSI	Paul Scherrer Institut (Schweiz)
PW	Pseudo-Keyword (im ATHLET Eingabedatendatz)
QUENCH	Bündel-Versuchsstand (Forschungszentrum Karlsruhe)
RDB	Reaktordruckbehälter
RESA	Reaktorschnellabschaltung
ROSA	Rig of Safety Assessment Project (Japan)
RUB	Ruhr Universität Bochum
RPV	Reactor Pressure Vessel
SARNET	Severe Accidents Research and management NETwork
SIC	Silber, Indium, Cadmium (Absorbermaterial)
SOPHAEROS	Spaltprodukt- und Aerosoltransport-Modul in ATHLET-CD
SS	Edelstahl (Stainless steel)
SWR	Siedewasserreaktor
T	Temperatur
TFO	Thermo-Fluid-Objekt in ATHLET

TMI-2	Kernkraftwerk Three Mile Island, Unit 2
TPTF	Two-Phase Test Facility, JAERI, Japan
t	Zeit (s)
UPTF	Upper Plenum Test Facility - Integrale Versuchsanlage (Deutschland)
WGAMA	CSNI Working Group on the Analysis and Management of Accidents
WWER	Druckwasserreaktor russischer Bauart

12 Verteiler

		Exemplare: gedruckte Form:	CD-ROM:	Pdf Version:
BMWi				
Referat III B 4		1 x		
GRS-PT/B				
Internationale Verteilung (FIZ)		10 x	30 x	
Projektbegleiter (seh)		2 x	1 x	1 x
GRS				
Geschäftsführung (lim, stj)				je 1 x
Bereichsleiter (erv, lim, prg, paa, rot, zir)				je 1 x
Abteilungsleiter (som, gls, poi)				je 1 x
Projektleiter (auh)				1 x
Projektbetreuung (kgl)				1 x
Informationsverarbeitung (nit)				1 x
Autoren (auh, mis, erd, hoc, sco, poi, skt, wes, wib, krb)		je 1 x		je 1 x
Bibliothek (Köln)		1 x		
Gesamtauflage		Exemplare: 24		

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

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

Forschungszentrum
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

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

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

www.grs.de