

FZR-232

August 1998

Eckhard Krepper und Frank Schäfer

**Verifikation des ATHLET-Rechenprogramms im Rahmen der
externen Verifikationsgruppe ATHLET
BETHSY Test 9.3 - Heizrohrbruch mit Versagen
der Hochdruck-Noteinspeisung**

**Verification of the Computer Code ATHLET in the
Framework of the External Verification Group ATHLET
BETHSY Test 9.3 - Steam Generator U-Tube Rupture
with Failure of the High Pressure Injection**

Archiv-Ex.:

BRD

Herausgeber:
FORSCHUNGSZENTRUM ROSSENDORF
Postfach 51 01 19
D-01314 Dresden
Telefon (03 51) 26 00
Telefax (03 51) 2 69 04 61

Als Manuskript gedruckt
Alle Rechte beim Herausgeber

Abschlußbericht / Final Report

Reaktorsicherheitsforschung - Vorhaben-Nr.: 150 1032

Reactor Safety Research - Project-No.: 150 1032

Vorhabentitel / Project Title:

**Verifikation des ATHLET-Rechenprogramms im Rahmen der
externen Verifikationsgruppe ATHLET
BETHSY Test 9.3 - Heizrohrbruch mit Versagen der
Hochdruck-Noteinspeisung**

**Verification of the Computer Code ATHLET in the
Framework of the External Verification Group ATHLET
BETHSY Test 9.3 - Steam Generator U-Tube Rupture
with Failure of the High Pressure Injection**

Autor / Author:

Eckhard Krepper
Frank Schäfer

Arbeitsstelle des Autors / Performing Organization:

Forschungszentrum Rossendorf
Institut für Sicherheitsforschung
Postfach 510119
D-01314 Dresden

Berichtsdatum / Publication Date: Berichts-Nr. / Report-No.:

Mai 1998 / May 1998

FWS 40/98

Das diesem Bericht zugrunde liegende Vorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Bildung, Wissenschaft, Forschung und Technologie unter dem Förderkennzeichen BMBF 150 1032 gefördert. Verantwortlich für den Inhalt sind die Autoren. Dieser Bericht darf nur mit Zustimmung des Auftraggebers zitiert, ganz oder teilweise vervielfältigt oder an Dritte weitergegeben werden.

Kurzfassung

Im Rahmen der externen Validierung des von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit entwickelten Störfallcodes ATHLET, der in der Version Mod 1.1 Cycle D vorlag, wurden zwei Experimente nachgerechnet und analysiert, die an der französischen Versuchsanlage BETHSY durchgeführt wurden. Im Test 9.3 werden die Konsequenzen untersucht, wenn bei einem Heizrohrbruch die Hochdruckeinspeisung sowie die Not-Speisewasserversorgung der Dampferzeuger versagen und nur die Druckspeicher sowie die Niederdruckeinspeisung zur Verfügung stehen. Als Accident Management Maßnahmen wurde die sekundäre Druckentlastung und schließlich die primäre Entlastung über den Druckhalter untersucht.

Die Analyse kommt zu dem Ergebnis, daß der Code ATHLET in der Lage ist, dieses komplexe Szenario recht gut zu beschreiben. Die sicherheitsrelevante Aussage konnte reproduziert werden. Abweichungen, die jedoch nicht die prinzipielle Aussage in Frage stellen, ergaben sich bei der Berechnung des Leckmassenstromes in der Phase der Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers sowie bei der Modellierung des Versagens der Wärmeübertragung dieses Dampferzeugers. Die Ursache dieser Abweichungen ist sehr schwer aufzuklären, da diese Prozesse sehr komplex miteinander verflochten sind.

Abstract

In the framework of the external validation of the thermalhydraulic code ATHLET MOD 1.1 CYCLE D, which is being developed by the GRS, post test analyses of two experiments were done, which were performed at the french integral test facility BETHSY. During test 9.3 the consequences of a steam generator U-tube rupture with failure of the high pressure injection and of the auxiliary feedwater supply were investigated. As accident management measures, the depressurization of the secondary sides, first of the two intact steam generators, then of the damaged steam generator and finally the primary depressurization by opening of the pressurizer valve were performed.

The results show, that the code ATHLET is able to describe the complex scenario in good accordance with the experiment. The safety relevant statement could be reproduced. Deviations, which didn't impose the general results, occurred concerning the break mass flow during the depressurization of the damaged steam generator and the description of the failure of the heat transfer to the damaged steam generator. Reasons are hardly to find, because these processes are highly complex.

Inhaltsverzeichnis

	Verzeichnis der Abbildungen und Tabellen	9
1.	Einleitung	13
2.	Die Integrale Versuchsanlage BETHSY	14
	2.1 Kurzbeschreibung der Versuchsanlage	14
	2.2 Meßinstrumentierung	20
3.	Das Experiment BETHSY Test 9.3	22
	3.1 Versuchsziel	22
	3.2 Ablauf des Tests 9.3 und thermohydraulische Phänomene	22
4.	Modellierung des Experiments mit dem Code ATHLET	25
	4.1 Überblick zu den gewählten Modelloptionen	25
	4.2 Anfangs- und Randbedingungen	26
5.	Vergleich der Ergebnisse von Rechnung und Experiment	27
	5.1. Zusammenfassung der Untersuchungen	27
	5.2. Zeitgesteuerte Transiente	27
	5.2.1. Gesamtablauf der Transiente	27
	5.2.2. Thermohydraulische Ereignisse am havarierten Dampferzeuger	30
	5.2.3. Modellierung der Druckspeicher	31
	5.2.4. Modellierung des Druckhalters	32
	5.3. Ereignisgesteuerte Transiente - Referenzvariante	32
	5.4. Allgemeine Probleme bei der Rechnung	33
6.	Wirksamkeit der Druckentlastung der Dampferzeuger	35
	6.1. Transiente ohne Druckentlastung der Dampferzeuger	35
	6.2. Transiente mit reduziertem Leckdurchmesser	35
7.	Zusammenfassung	37
8.	Literatur	38
	Abbildungen 5.1 - 6.12	39

Verzeichnis der Tabellen

Tabelle 2.1: Übersicht zur Meßinstrumentierung der Versuchsanlage BETHSY	20
Tabelle 3.1: Ablauf des Tests 9.3 und thermohydraulische Phänomene	22
Tabelle 4.1: Anfangsbedingungen im Primärkreis	26
Tabelle 4.2: Anfangsbedingungen im Sekundärkreis	26
Tabelle 5.1: Ergebnisse der zeitgesteuerten Rechnung	29
Tabelle 5.2: Zeitpunkte des Eintretens parametergesteuerter Schalthandlungen	33

Verzeichnis der Abbildungen

Bild 2.1	Aufbau des Primärkreises der BETHSY Versuchsanlage	15
Bild 2.2	Anordnung der 3 Schleifen im Primärkreis der Versuchsanlage	16
Bild 2.3	Schematischer Aufbau des Reaktormodells	18
Bild 2.4	Schematischer Aufbau eines Dampferzeugermodells	19

5. Vergleich der Ergebnisse von Rechnung und Experiment

5.1. Zusammenfassung der Untersuchungen

5.2. Zeitgesteuerte Transiente

5.2.1. Gesamtablauf der Transiente

Bild 5.1:	Primärdruck	41
Bild 5.2	Leckmassenstrom	41
Bild 5.3	Sekundärdruck im havarierten Dampferzeuger 1 und im nichthavarierten Dampferzeuger 2 (identisch zu 3)	42
Bild 5.4:	Abstand der Fluidtemperatur am Coreaustritt von der Sättigungstemperatur	42
Bild 5.5:	Dampfmassenstrom am havarierten Dampferzeuger 1	43
Bild 5.6:	Dampfmassenstrom am nichthavarierten Dampferzeuger 2	43
Bild 5.7:	Höhenstand im havarierten Dampferzeuger 1	44
Bild 5.8:	Höhenstand im nichthavarierten Dampferzeuger 2	44
Bild 5.9:	Inventar des Druckspeichers 1 (identisch zu 2 und 3)	45
Bild 5.10:	Integrale aus dem Druckhalter-Entlastungsventil abgeblasene Kühlmittelmenge	45
Bild 5.11:	Kühlmittelinventar im Primärkreis	46
Bild 5.12:	Differenzdruck im Reaktorgefäß	46
Bild 5.13:	Fluidtemperatur im unteren Plenum	47
Bild 5.14:	Fluidtemperatur im oberen Plenum	47
Bild 5.15:	Fluidtemperatur im kalten Strang der Schleife 1 (Experiment)	48
Bild 5.16:	Fluidtemperatur im kalten Strang der Schleife 2 (Experiment)	48
Bild 5.17:	Fluidtemperaturen in der Schleife 1 vor und hinter der Noteinspeisung	49
Bild 5.18:	Fluidtemperaturen in der Schleife 2 vor und hinter der Noteinspeisung	49
Bild 5.19:	Brennstoff-Hülltemperaturen (Experiment)	50
Bild 5.20:	Brennstoff-Hülltemperaturen (Rechnung)	50
Bild 5.21:	Fluidgeschwindigkeit in den kalten Strängen (Experiment)	51
Bild 5.22:	Massenströme in den kalten Strängen (Rechnung)	51

5.2.2. Thermohydraulische Ereignisse am havarierten Dampferzeuger (Dampfgehaltsverteilungen)

Bild 5.23: T=0 Ausgangszustand	53
Bild 5.24: T = 1750 s: Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger	53
Bild 5.25: T = 2500 s	55
Bild 5.26: T = 2800 s: Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers	55
Bild 5.27: T = 5000 s	57
Bild 5.28: T = 8000 s	57
Bild 5.29: T = 8200 s: Öffnung des Druckhalter-Entlastungsventils	59
Bild 5.30: T = 10000 s	59
Bild 5.31: T = 12960 s: Anfangsphase der Niederdruckeinspeisung	61
Bild 5.32: T = 15000 s: Anlagenzustand am Ende des Tests	61
Bild 5.33: Gemessener Dampfgehalt am Heizrohrleck	63
Bild 5.34: Berechneter Dampfgehalt am Heizrohrleck	63
Bild 5.35: Differenzdruck in den U-Rohren des Dampferzeugers 1	64
Bild 5.36: Differenzdruck in den U-Rohren des Dampferzeugers 2	64
Bild 5.37: Differenzdruck im vertikalen Abschnitt des heißen Strangs Schleife 1	65
Bild 5.38: Differenzdruck im vertikalen Abschnitt des heißen Strangs Schleife 2	65

5.2.3. Modellierung der Druckspeicher

Bild 5.39: Druck im Druckspeicher bei erzwungener Entleerung	66
Bild 5.40: Temperatur im Gaspolster des Druckspeichers	66

5.2.4. Modellierung des Druckhalters

Bild 5.41: Differenzdruck im Druckhalter	67
Bild 5.42: Höhenstand im Druckhalter	67
Bild 5.43: Dampfgehalt in der Druckhalterleitung	68
Bild 5.44: Massenstrom bei der Entlastung des Druckhalters	68
Bild 5.45: Volumenstrom in der Druckhalter-Abblaseleitung (Experiment)	69
Bild 5.46: Massenstrom der Druckhalter-Entlastung (Rechnung)	69

5.3. Ereignisgesteuerte Transiente - Referenzvariante

Bild 5.47: Primärdruck	70
Bild 5.48: Leckmassenstrom	70
Bild 5.49: Integrale abgegebene Kühlmittelmenge bei der Entlastung des Druckhalters	71
Bild 5.50: Integrale durch Niederdruckeinspeisung eingeleitete Kühlmittelmenge (zeitgesteuerte I-LPIS identisch zum Experiment)	71
Bild 5.51: Kühlmittelinventar im Primärkreis	72
Bild 5.52: Differenzdruck im Reaktorgefäß	72
Bild 5.53: Abstand der Fluidtemperatur zur Sättigungstemperatur im oberen Plenum	73
Bild 5.54: Brennstoff-Hülltemperatur	73

Bild 5.55: Primärdruck, zeitgesteuerte Variante	74
Bild 5.56: Sekundärdruck des Dampferzeugers 1	74

5.4. Allgemeine Probleme bei der Rechnung

Bild 5.57: Leckmassenstrom für die beiden Kondensationsmodelle	75
Bild 5.58: Erhöhung der Rechenzeit bei Anwendung des Strömungsabhängigen Kondensationsmodells	75

6. Wirksamkeit der Druckentlastung der Dampferzeuger

6.1. Transiente ohne Druckentlastung der Dampferzeuger

Bild 6.1: Druck im Primär- und Sekundärkreis ohne DE-Druckentlastung	76
Bild 6.2: Leck-Massenstrom	76
Bild 6.3: Kühlmittelinventar der Druckspeicher	77
Bild 6.4: Integrale aus dem Druckhalter abgegebene Kühlmittelmenge	77
Bild 6.5: Kühlmittelinventar im Primärkreis	78
Bild 6.6: Brennstoff-Hülltemperaturen ohne DE-Druckentlastung	78

6.2. Transiente mit reduziertem Leckdurchmesser

Bild 6.7: Primärdruck	79
Bild 6.8: Leckmassenstrom	79
Bild 6.9: Höhenstand im havarierten Dampferzeuger	80
Bild 6.10: Differenzdruck an den U-Rohren des havarierten Dampferzeugers	80
Bild 6.11: Wärmeabfuhr durch den havarierten Dampferzeuger	81
Bild 6.12: Brennelement-Hülltemperaturen	81

1. Einleitung

Im Rahmen der externen Verifikation des von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit entwickelten Störfallcodes ATHLET, der in der Version Mod 1.1 Cycle D vorlag, wurden im Forschungszentrum Rossendorf zwei Experimente nachgerechnet und analysiert, die an der französischen Integralanlage BETHSY durchgeführt wurden und die Untersuchung von Accident Management-Maßnahmen betrafen. Im ersten Experiment (Test 5.2c) wurde der Ausfall der Speisewasserversorgung simuliert, wobei als Notfallmaßnahme die primärseitige Hochdruckeinspeisung und gleichzeitige Druckhalterentlastung (Bleed- und Feed) zur Verfügung standen (s. Teil 1). Der vorliegende Bericht bezieht sich auf den Test 9.3, in dem die Konsequenzen untersucht werden, wenn bei einem Heizrohrbruch die Hochdruckeinspeisung versagt und nur die Druckspeicher sowie die Niederdruckeinspeisung zur Verfügung stehen. Als Accident Management Maßnahmen wurden die sekundäre Druckentlastung und schließlich die primäre Entlastung über den Druckhalter untersucht.

2. Die Integrale Versuchsanlage BETHSY

2.1 Kurzbeschreibung der Versuchsanlage

Die BETHSY Versuchsanlage ist ein im Verhältnis 1:100 skaliertes Modell eines Druckwasserreaktors (FRAMEATOME) von 900 MW elektrischer Leistung (2775 MW thermische Leistung). Die Anlage dient der Untersuchung verschiedener Störfalltransienten mit dem Ziel der Bereitstellung experimenteller Daten für die Code-Validierung und die Verifizierung von anlageninternen Notfallmaßnahmen. Der Standort der Versuchsanlage ist Grenoble.

In der BETHSY Versuchsanlage wurden alle 3 Schleifen der Referenzanlage mit je einem Dampferzeuger nachgebildet, vgl. Bild 2.1 und Bild 2.2. Die Versuchsanlage ermöglicht damit die Untersuchung von Störfallsituationen mit einem asymmetrischen Schleifenverhalten.

Die Auslegung der Versuchsanlage für hohe Drücke gestattet die Untersuchung von Transienten und Störfällen im gesamten Druckbereich. Der Primärkreis ist für einen Druck von 17.2 MPa und der Sekundärkreis für einen Druck von 8 MPa ausgelegt.

Die maximale Reaktorleistung beträgt 10 % der skalierten Nennleistung und ist damit auf das Niveau der Nachzerfallsleistung beschränkt. An der BETHSY Versuchsanlage können somit keine Untersuchungen zu ATWS Störfällen durchgeführt werden.

Die Auslegung der Hauptkühlmittelpumpen erfolgte so, daß die Versuchsanlage mit dem skalierten nominalen Massenstrom in allen 3 Schleifen betrieben werden kann.

Die volumetrische Skalierung der BETHSY Versuchsanlage liegt bei 1:100 (exakt 1:103.2). Für die Untersuchung von Prozessen bei Naturumlauf spielen geodätische Effekte eine große Rolle. Bei der BETHSY Versuchsanlage wurde auf eine höhenidentische Nachbildung der einzelnen Komponenten geachtet (Höhenskalierung 1:1).

Zusätzlich zu den 3 Schleifen mit Reaktormodell und Dampferzeugern werden an der Versuchsanlage auch folgende Systeme modelliert:

- Druckhalter mit Heizung, Sprühsystem, Sicherheits- und Entlastungsventilen
- Druckspeicher, Hoch- und Niederdrucknotkühleinspeisung
- Dampferzeuger: Sicherheits- und Entlastungsventile, Speisewasser und Notspeisewasser, Abblaseleitungen.

Bild 2.1 zeigt am Beispiel einer einzelnen Schleife den prinzipiellen Aufbau des Primärkreises, bestehend aus dem Reaktormodell mit einem externen Ringschacht (Downcomer), dem heißen und kalten Strang, der Hauptkühlmittelpumpe, einem Dampferzeuger und dem Druckhalter. Die Anordnung aller 3 Schleifen geht aus Bild 2.2 hervor. Der Reaktorbehälter ist für maximal 17.2 MPa und 400 °C ausgelegt. Für einen Primärdruck kleiner 10 MPa liegt die maximal mögliche thermische Belastung der Reaktorkomponenten bei 600 °C, so daß auch Störfälle mit einer Freilegung des Reaktorkerns untersucht werden können. Der Reaktorkern selbst besteht aus 428 elektrisch beheizten Brennstäben in Originallänge. Mit einer Anschlußleistung von 3 MW können so 10 % der skalierten Nennleistung modelliert werden. Die Brennstäbe modellieren darüberhinaus eine kosinusförmige Leistungsverteilung in axialer Richtung mit einem axialen Ungleichmäßigkeitsfaktor von 1.6. Der Aufbau des Reaktormodells ist in Bild 2.3 dargestellt. Die Konstruktion der Rohrleitungen des Primärkreises erfolgte unter Einhaltung der Froude-Zahl für den heißen Strang, der Innendurchmesser der Rohrleitungen beträgt 118 mm. Der Druckhalter kann wahlweise in Schleife 1

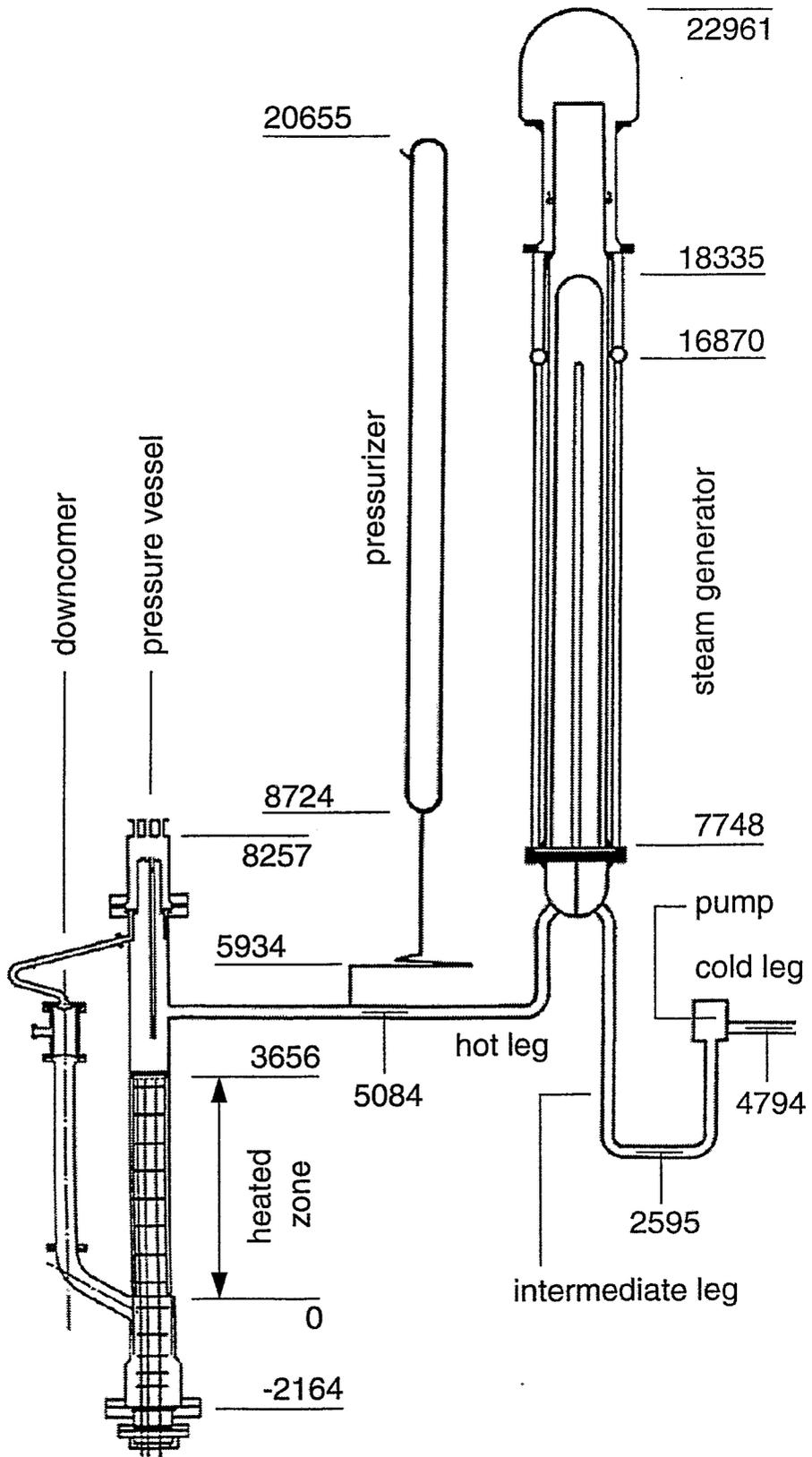


Bild 2.1: Aufbau des Primärkreises der BETHSY Versuchsanlage

SG1, SG2, SG3 ... steam generator
 P1, P2, P3 ... main coolant pump

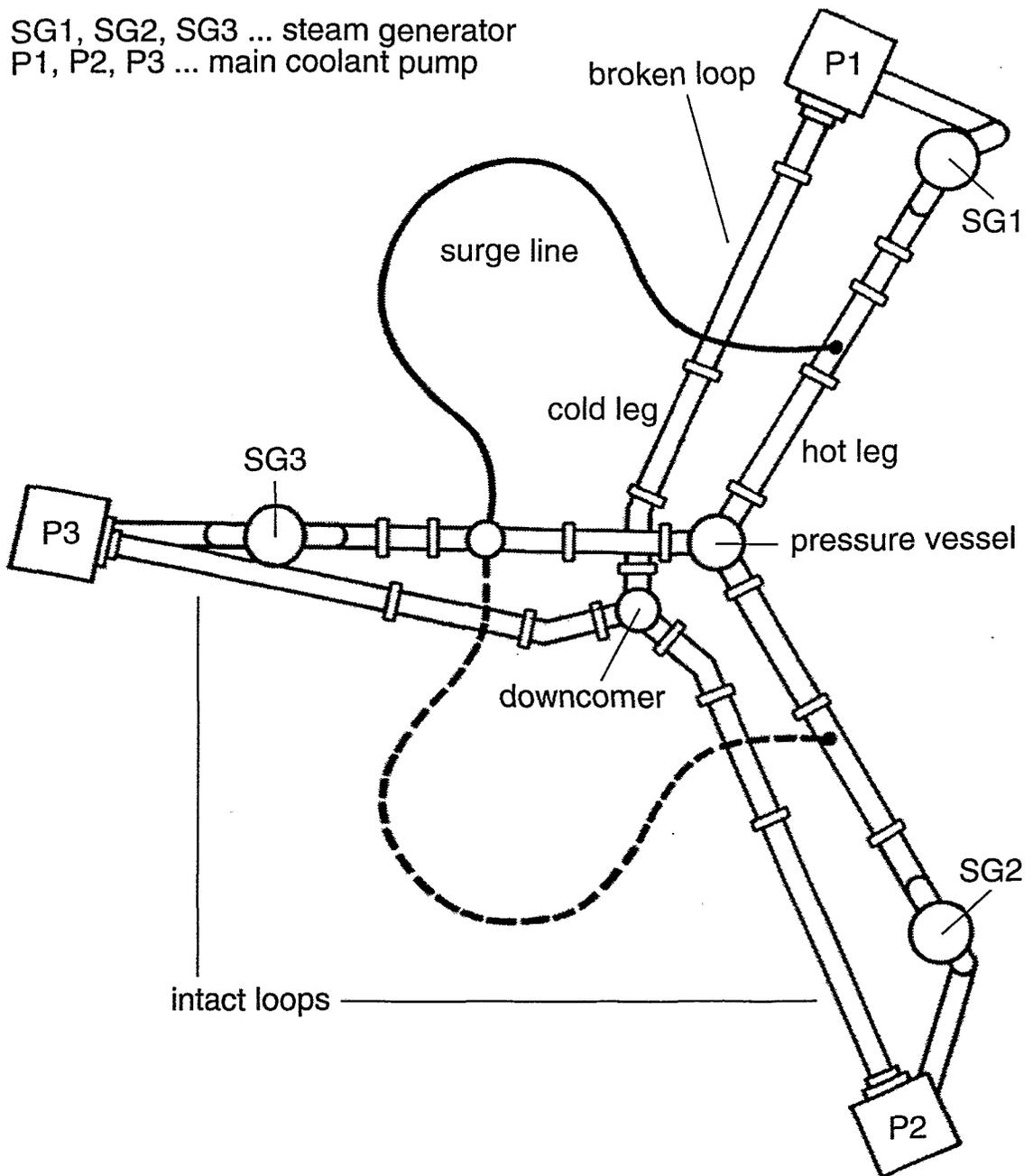


Bild 2.2: Anordnung der 3 Schleifen im Primärkreis der Versuchsanlage

(Leckschleife) oder in Schleife 2 (intakte Schleife) eingebunden werden. Die Skalierung des Druckhalters folgt der Skalierung des Primärkreises mit einer höhenidentischen Nachbildung der Komponenten. Zur Druck- und Höhenstandsregelung ist der Druckhalter mit einer elektrischen Heizung (6 mal 2.5 kW) ausgestattet. Die Anordnung der Druckentlastungsarmaturen entspricht der Originalanlage. Die Druckentlastung kann über Atmosphäre oder in einen Abblasetank zur Messung des integralen Massenstroms erfolgen.

Der Sekundärkreis besteht aus den 3 Dampferzeugern, den Dampfleitungen, einem Sprühkondensator, dem Speisewasser- und Notspeisewassersystem sowie den Sicher-

heits- und Abblaseventilen. Der prinzipielle Aufbau eines Dampferzeugermodells ist aus Bild 2.4 ersichtlich. Der Dampferzeuger enthält 34 U-Rohre mit denselben radialen und axialen Abmessungen wie in der Originalanlage. Die Höhenausdehnung der U-Rohre liegt zwischen 9 und 10.5 m. Die Anordnung der U-Rohre erfolgte unter Einhaltung des hydraulischen Durchmessers auf der Sekundärseite.

Die Systeme zur Notkühleinspeisung werden ebenfalls in der Versuchsanlage modelliert. Die Hoch- und Niederdrucknotkühleinspeisung ist mit einem Wassertank von 25 m³ Volumen gekoppelt. Die maximalen Einspeiseraten liegen bei 3 bzw. 20 m³/h. Die Druckspeichereinspeisung und die Einspeisung aus dem Hoch bzw. Niederdrucknotkühlsystem erfolgt normalerweise in die kalten Stränge. Darüberhinaus sind aber noch zusätzliche Einspeisepunkte in den heißen Strängen, dem oberen und unteren Plenum vorgesehen.

Verglichen mit der Originalanlage treten in einer volumenskalierten Versuchsanlage Abweichungen in den Wärmeverlusten und dem Wärmeübergang zwischen Struktur und Fluid (größere Wärmespeicherung, geringere Zeitkonstanten) auf, die u.a. durch ein größeres Oberflächen- zu Volumen-Verhältnis und zusätzlichen Wärmeverluste infolge mechanischer Verbindungen und Durchführungen (Instrumentierung) verursacht werden. Um den Einfluß dieser Effekte auf den Verlauf einer Transiente zu minimieren, wurde die Versuchsanlage mit einer Zusatzheizung (Trace Heating) zur Regulierung der Wärmeverluste ausgestattet.

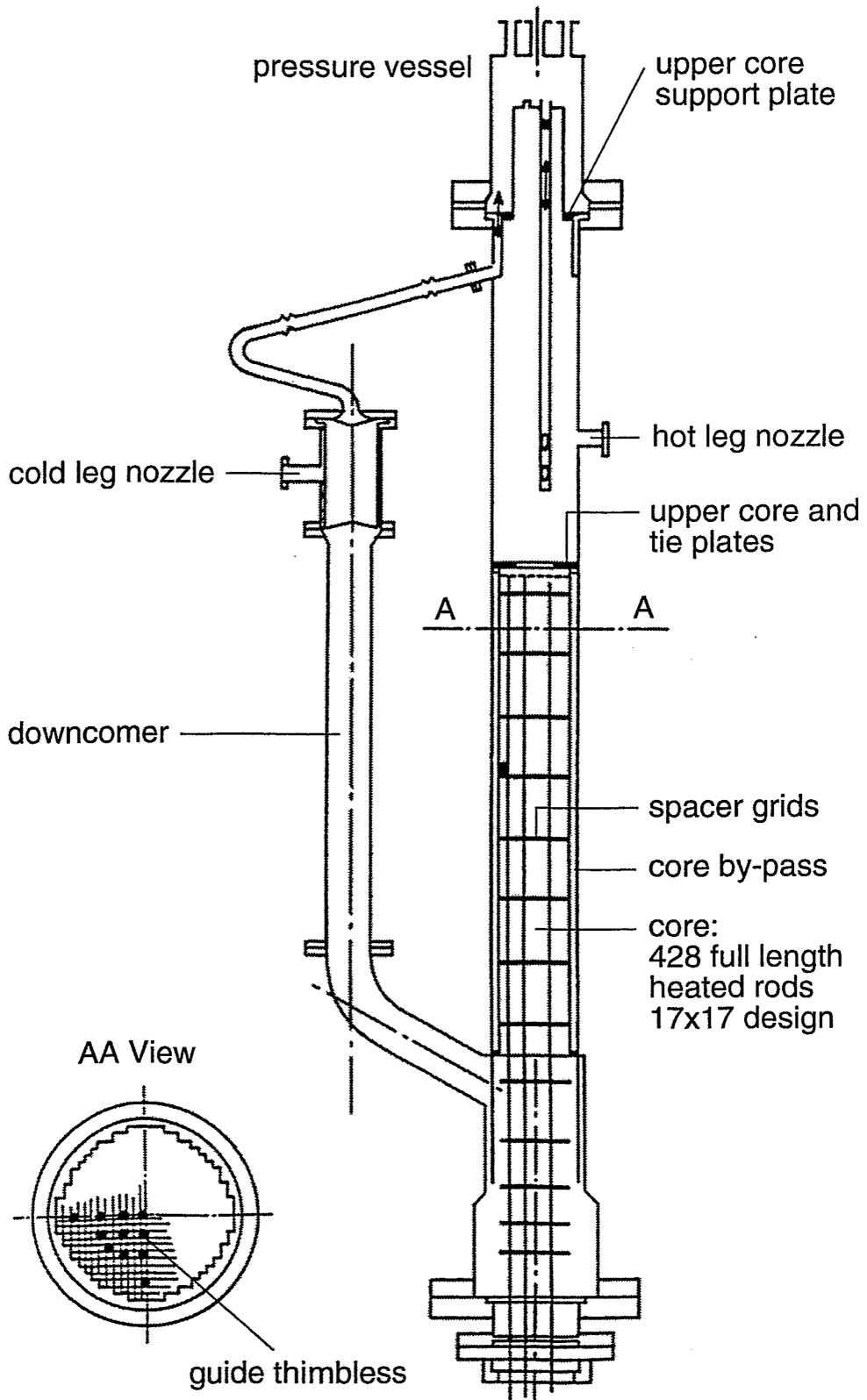


Bild 2.3: Schematischer Aufbau des Reaktormodells

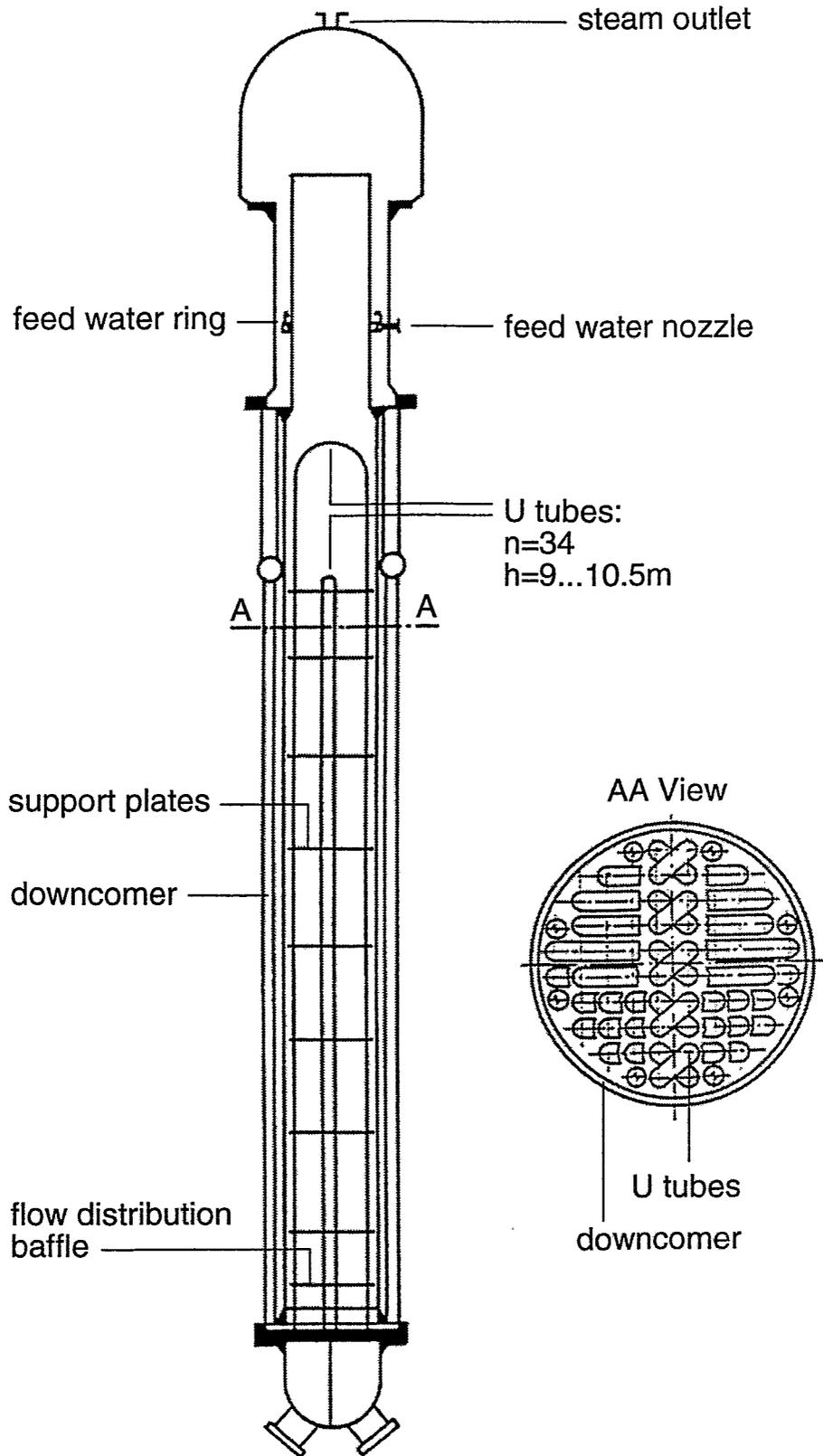


Bild 2.4: Schematischer Aufbau eines Dampferzeugermodells

2.2 Meßinstrumentierung

Die BETHSY Versuchsanlage ist mit einer sehr umfangreichen Instrumentierung ausgestattet. Insgesamt sind 1486 Meßaufnehmer vorhanden. Die Instrumentierung untergliedert sich in zwei Gruppen: physikalische Instrumentierung und Instrumentierung des Steuersystems. Die erste Gruppe liefert Meßdaten zu den physikalisch relevanten Vorgängen in der Versuchsanlage, sie wird für die phänomenologische Beschreibung der Prozesse und zur Code-Validierung genutzt. Die zweite Gruppe liefert Signale für Steuer- und Regelprozesse und damit zur Steuerung der Anlage selbst. Einen Überblick zur Instrumentierung einzelner Komponenten der Versuchsanlage gibt Tabelle 2.1.

Tabelle 2.1: Übersicht zur Meßinstrumentierung der Versuchsanlage BETHSY

	P	DP	TF	TP	TQ-TZ	Q	V	AL
Reaktormodell	x	x	x	x	x	x	-	x
Druckhalter	x	x	x	x	-	x	-	x
Heißer Strang	x	x	x	x	-	-	x	x
COL	-	x	x	x	-	-	x	-
Kalter Strang	x	x	x	x	-	-	x	x
DE Primärseite	-	x	x	x	-	-	-	-
DE Sekundärseite	x	x	x	x	-	x	-	-
Accumulator	x	x	x	-	-	-	-	-
HPSI	-	-	x	-	-	x	-	-
LPSI	-	-	x	-	-	x	-	-

Im Reaktormodell wird der Primärdruck an zwei unterschiedlichen Positionen und in verschiedenen Meßbereichen bestimmt. Zur Messung des Masseninventars und zur Verfolgung von Gemischspiegelbewegungen dienen die über die gesamte Höhe des Reaktormodells verteilten Differenzdruckmeßstellen. Neben den Fluid- und Wandtemperaturen werden auch eine ganze Reihe von Brennstabtemperaturen bestimmt. Die Anordnung der Meßstellen gestattet sowohl die Messung der radialen als auch der axialen Verteilung der Brennstabtemperaturen im Reaktorkern. Meßstellen für den Volumenstrom befinden sich im Ringspalt (downcomer). Zusätzlich zu den Differenzdruckmeßstellen wurde auch die axiale Verteilung des Dampfgehalts im Reaktorkern bestimmt.

Das Druckhaltermodell ist mit Meßstellen für Druck, Differenzdruck, Fluid- und Wandtemperaturen ausgestattet. Dampfgehaltsmessungen sowie die Messung von Massen- und Volumenströmen erfolgen sowohl im Bereich der Surge Line als auch in der Druckhalterabblaseleitung (Vent Line).

In den Rohrleitungen des Primärkreises (Hot Leg, Cross Over Leg und Cold Leg) werden an ausgewählten Positionen Fluid- und Wandtemperaturen gemessen. In den horizontalen Abschnitten der Rohrleitungen werden die Fluidtemperaturen darüberhinaus auch in zwei unterschiedlichen radialen Positionen bestimmt (Stratifizierungseffekte). Die vertikalen Abschnitte der Rohrleitungen sind mit Differenzdruckmeßstellen versehen. Zusätzliche Informationen im Falle asymmetrischen Schleifenverhaltens liefern die Differenzdrücke zwischen den einzelnen Schleifen. Für eine detaillierte Untersuchung der verschiedenen Strömungsformen in horizontalen Rohrleitungen wurden im heißen und kalten Strang sogenannte Spool Pieces angeordnet. Diese Meßstellen gestatten die Messung von Druck, Differenzdruck zwischen kaltem und heißem Strang einer Schleife, Differenzdruck über dem Radius der Rohrleitung, Dampfgehalt in der Rohrleitung (3-Strahl Gamma Densitometer) und Strömungsgeschwindigkeit. Im Bereich der Pumpen werden Differenzdrücke zwischen Saug- und Druckseite, Positionsmessungen zu Veränderungen der axialen Position von mit den Pumpen gekoppelten Rohrleitungen und die Rotationsgeschwindigkeiten der Pumpen selbst bestimmt.

Die Dampferzeugermodelle sind sowohl auf der Primär- als auch auf der Sekundärseite mit Meßstellen für Differenzdruck, Fluid- und Wandtemperaturen ausgerüstet. Die Differenzdruckmessungen auf der Sekundärseite erfolgen über die gesamte Höhe sowohl im Downcomer als auch im Riser. Auf der Primärseite sind nur ausgewählte U-Rohre mit Differenzdruckgebern ausgestattet. In allen drei Dampferzeugern wird der Differenzdruck über Ein- und Austritt auf der Primärseite bestimmt. Die Messung des Sekundärdrucks erfolgt mit zwei Meßaufnehmern in unterschiedlichen Meßbereichen im Dome. In den Dampfleitungen aller drei Dampferzeuger können zudem die Massenströme im Fall einer sekundärseitigen Druckentlastung ermittelt werden.

Die mit dem Primärkreis verbundenen Notkühlssysteme sind mit Meßstellen für die Fluidtemperatur und im Fall der Hoch- und Niederdrucknoteinspeisung mit einer Massenstrommessung ausgestattet. In den Druckspeichern werden der Absolutdruck und der Differenzdruck über der Höhe gemessen. Letzterer dient der Ermittlung des Masseninventars in den Druckspeichern.

Neben den in Tabelle 2.1 aufgeführten Meßdaten werden noch eine Reihe weiterer Meßgrößen wie Heizleistung im Reaktormodell und Druckhalter oder die integrale Leistung der Zusatzheizung (Trace heating) bestimmt. Darüberhinaus werden abgeleitete Größen wie integraler Masseverlust durch das Leck sowie durch Abblaseventile auf der Primär- und Sekundärseite, Höhenstände in Behältern oder Rohrleitungen und das integrale Masseninventar der Versuchsanlage zur Verfügung gestellt.

3. Das Experiment BETHSY-Test 9.3

3.1. Versuchsziel

Der Bruch eines Heizrohres stellt bei Verfügbarkeit aller Noteinrichtungen einen Auslegungstörfall dar, der sich durch Isolation des havarierten Dampferzeugers, Druckentlastung der intakten Dampferzeuger und Noteinspeisungen in den Primärkreis sicher beherrschen läßt. Sollte jedoch zusätzlich die Hochdruckeinspeisung versagen, so kann sich die Havarie unter Freilegung des Cores bei hohem Systemdruck zu einem schweren Störfall ausweiten.

Diesbezügliche Experimente (LOBI 1989) haben gezeigt, daß die Druckentlastung des Primärkreises über das Druckhalter-Sicherheitsventil nicht ausreicht, um die Spaltzonenüberhitzung sicher zu vermeiden.

Beim BETHSY Test 9.3 (1993) wurden als zusätzliche Accident Management-Maßnahmen eine Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger, dann des havarierten Dampferzeugers und schließlich die primäre Druckentlastung über den Druckhalter angewendet, um den Primärdruck so weit abzusenken, daß die Einspeisung der Druckspeicher und endlich der Niederdruckeinspeisung ausgelöst werden.

Das Untersuchungsziel der Nachanalyse mit Hilfe des Codes ATHLET bestand in der Überprüfung, ob der Code in der Lage ist, alle sicherheitsrelevanten thermohydraulischen Phänomene richtig zu beschreiben, so daß die im Experiment gewonnene sicherheitstechnische Aussage durch die Rechnung reproduziert werden kann. Dabei waren eventuell vorhandene Schwachstellen des Codes aufzudecken.

3.2. Ablauf des Tests 9.3 und thermohydraulische Phänomene

Tabelle 3.1

	Aktion	Bedingung	Zeit s	Thermohydraulisches Ereignis
1. Initialisierungsphase des Lecks				
A0	Heizrohrbruch		0	Schnelles Absinken des Primärdrucks (Sättigungsdruck von ca. 8 MPa nach 400 s)
A1	Reaktorschnellabschaltung Isolation der Dampferzeuger	$P+P < 12.9 \text{ MPa}$	273	Anstieg des Sekundärdrucks auf Ansprechdruck der Sicherheitsventile (7.05 MPa)
	Notsignal = t_{SI}	$P+P < 11.9 \text{ MPa}$	309	Stop der Speisewasserversorgung

	Aktion	Bedingung	Zeit s	Thermohydraulisches Ereignis
A2	Pumpenauslauf (bis 1033 s)	$T_{\text{Core-Austritt}} - T_{\text{SAT}} < 10 \text{ grad}$	391	Dampf in heißen Strängen und im oberen Plenum Übergang von erzwungenem Umlauf zu Naturumlauf ---> Primärdruckanstieg auf ca. 8.5 MPa
2. Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger				
A3	Öffnung der Abblaseventile der beiden intakten Dampferzeuger, bis deren Höhenstände auf der Sekundärseite < 2m ---> A4	$t_{\text{SI}} + 1200$	1509	Primärdruckabfall auf Niveau des Sekundärdruckes
			1659	Dampfblase in den U-Rohren des SG1 ---> Unterbrechung des Massenstroms in Schleife 1 ---> SG1 wird inaktiv Wärmeabfuhr aus PK über SG2 & 3
			1810	Rückgewinnung der Unterkühlung durch Wirkung der intakten SG; $T_{\text{Core-austritt}} < T_{\text{SAT}}$ bis A4
3. Druckentlastung des defekten Dampferzeugers				
A4	Öffnung des Abblaseventils des defekten Dampferzeugers, bis dessen Höhenstand < 2m ---> A6	LE SG2 < 2m LE SG3 < 2m	2728	Wärmeabfuhr aus PK über SG1
A5	Einspeisung der Druckspeicher	$P + P < 4.28 \text{ MPa}$	3058	

	Aktion	Bedingung	Zeit s	Thermohydraulisches Ereignis
			3260	Erneutes Sieden im Primärkreis, dadurch Stabilisierung des Primärdrucks bei ca. 3.2 MPa ---> Druckspeichereinspeisung stagniert
4. Öffnung des Druckhalterventils				
A6	Öffnung des Druckhalterventils	LE SG1 < 2m	8065	Primärdruck fällt wieder schneller ---> Erhöhung der Druckspeicher-Einspeiserate
			10600	Druckspeicher entleert
5. Stabile Niederdruckeinspeisung und Gewährleistung der langfristigen Nachwärmeabfuhr				
A7	Niederdruckeinspeisung (LPIS)	P+P < 1.075 MPa	11720	
	Schließen des Druckentlastungsventils SG1		11720	DH-Druckentlastung nicht effektiv genug, um Primärdruck dauerhaft < 1.075 MPa zu halten --> Stagnation LPIS
	Erneutes Öffnen des Druckentlastungsventils SG1		12175	Restart der Niederdruckeinspeisung
	Ende des Tests		17000	

P+P Primärdruck (Gemessen im Druckhalter)

LESGi Höhenstand der Sekundärseite Dampferzeuger i

Das Schließen und erneute Öffnen des Druckentlastungsventils SG1 im Experiment erfolgte durch den Operator.

4. Modellierung des Experiments mit dem Code ATHLET

4.1 Überblick zu den gewählten Modelloptionen

Für die Nachrechnung des vorliegenden Experimentes konnte von Datensätzen ausgegangen werden, die von der GRS für die Nachanalyse der Experimente BETHSY 4.3, BETHSY 5.2d sowie des CSNI-Standardproblems ISP-38 erstellt worden waren. Die Beschreibung der Versuchsanlage erfolgte generell mit Thermofluidobjekten nach dem 5-Gleichungssystem. Die Dampferzeuger wurden in der empfohlenen Weise mit Hilfe von normalen Thermofluidobjekten, dem Dampferzeugermodell zur Festlegung eines U-Rohr-Leistungsprofils während der Startrechnung sowie mit dem Separatormodell auf der Sekundärseite vorgenommen. Da beim vorliegenden Experiment das Verhalten der Dampferzeuger von besonderem Interesse war, wurde gegenüber dem Ausgangsdatsatz die Nodalisierung der U-Rohre verfeinert (1,5 m Nodelänge bzw. 13 Nodes anstelle von 2 - 2,5 m Nodelänge bzw. 7 Nodes). Zur Modellierung der Druckspeicher wurde das Akkumulator-Modell eingesetzt. Die Druckentlastungsventile der Dampferzeuger wurden mit dem homogenen Gleichgewichts-Ausströmmodell nach Moody simuliert. Mit demselben Modell wurde das Heizrohrleck durch Leitungsverengung im Lecksimulator dargestellt. Lediglich zur Modellierung des Druckhalter-Entlastungsventils wurde das Kritische Ausströmmodell eingesetzt. Die übrigen Modellobjekte entsprachen in ihrer geometrischen Nachbildung und der Nodalisierung dem Ausgangsdatsatz. Ein Nodalisierungsschema ist im Teil 1 des Berichtes dargestellt.

4.2 Anfangs- und Randbedingungen

Die in der ATHLET-Rechnung nach einer Nulltransiente von 5000 s erzielten Anfangsbedingungen sind in den Tabellen 4.1 und 4.2 den Angaben der Experimentatoren gegenübergestellt. Der Schwerpunkt des Abgleichs lag auf den Kernein- und Kernaustrittstemperaturen (Primärkreis) sowie dem Fluidinventar (Sekundärkreis)

Tabelle 4.1: Anfangsbedingungen im Primärkreis

	Einheit	Symbol	Experiment	Rechnung
Heizleistung	MW	W02	2.867	2.867
Primärdruck	MPa	P+P	15.54	15.54
Füllstand Druckhalter	m	ZTP1	3.81	3.81
Kerneintrittstemperatur	°C		286.9	286.8
Kernaustrittstemperatur	°C		291.6	291.6
Volumenstrom Ringraum	m ³ /s		0.1877	0.1492
Massenstrom Ringraum	kg/s		143.4	112.3
Massenstrom Core	kg/s			105.2
Massenstrom Core Bypass	kg/s			3.2
Massenstrom Überströmkanal	kg/s			7.1
Pumpendrehzahl	1/min	VPI	2813	2758

Tabelle 4.2: Anfangsbedingungen im Sekundärkreis

	Einheit	Experiment			Rechnung
		SG1	SG2	SG3	
Druck Dampfdom	MPa	6.87	6.88	6.88	6.813
Sättigungstemperatur	°C	284.6	284.7	284.7	284.0
Füllstand	m	12.68	12.63	12.59	12.95
Speisewasser: Massenstrom	kg/s	0.55	0.58	0.59	0.518
Speisewasser: Temperatur	°C	215.2	215.5	216.0	215.5
Steigraum Eintritt: Temperatur	°C	280.2	281.5	280.5	280.9
Inventar je Dampferzeuger	kg	732.0	726.0	720.0	711.6

5. Vergleich der Ergebnisse von Rechnung und Experiment

5.1. Methodik der Untersuchungen

Das zu untersuchende Experiment stellt ein komplexes Szenario sich gegenseitig bedingender Schalthandlungen dar (s. Tab. 3.1). Die Beschreibung der thermohydraulischen Phänomene im einzelnen dürfte für einen Störfallcode wie ATHLET keine Schwierigkeit darstellen. Das Problem ergibt sich aus der Kopplung und gegenseitigen Bedingung aller Phänomene und Ereignisse. Für die Analyse des Experimentes mit Hilfe von ATHLET-Rechnungen wurde daher in folgenden Stufen vorgegangen, um bei den Untersuchungen eine Systematik zu ermöglichen und Ursachen für mögliche Modellabweichungen besser zuordnen zu können. Zunächst wurden Rechnungen so durchgeführt, daß die Zeitpunkte der Schalthandlungen, wie sie aus dem Experiment bekannt sind, vorgegeben wurden. Gegenstand der Analyse bei dieser ersten zeitgesteuerten Rechnung war, ob die wesentlichsten thermohydraulischen Phänomene richtig nachgebildet werden. Bei dieser Rechnung wurde der Wert für schalthandlungsauslösende Parameter, wie Primärdruck bzw. Dampferzeuger-Höhenstand zum jeweiligen Zeitpunkt ermittelt und mit dem entsprechenden Auslösewert verglichen (s. Tab. 5.1). Desweiteren wurde die Modellierung der Dampferzeuger, der Druckspeicher und des Druckhalters näher betrachtet. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 5.2 dargestellt.

Unter Nutzung der dabei gewonnenen Erfahrungen wurde dann die Transiente in der Auslösung der bestimmenden Aktionen so modelliert, wie sie dem Szenario entspricht. (s. Abschnitt 5.3) Gegenstand dieser als Referenzvariante bezeichneten Rechnung war die Reproduzierbarkeit der sicherheitsrelevanten Aussage.

Schließlich wird in Abschnitt 5.4 auf allgemeine Probleme bei der Rechnung eingegangen.

Im nachfolgenden Kapitel 6 wurde untersucht, in welchem Bereich der Randbedingungen die im Abschnitt 5.3. gewonnene Sicherheitsaussage gültig ist. Insbesondere ging es bei diesem Experiment darum, die Wirkung einer sekundären Druckentlastung unter den entsprechenden Bedingungen nachzuweisen.

5.2. Zeitgesteuerte Transiente

5.2.1. Gesamtablauf der Transiente

In der zeitgesteuerten Rechnung wurden der Zeitpunkt der Reaktorschnellabschaltung, der Dampferzeuger-Isolation, des Pumpenauslaufs, der Druckentlastung der intakten sowie dann des havarierten Dampferzeugers, der Druckentlastung des Druckhalters sowie der Niederdruckeinspeisung vorgegeben. Während der Niederdruckeinspeisung wurde die aus dem Experiment bekannte Fluidmenge zugeführt. Die Funktion der Druckspeicher wurde dagegen auch in diesem Rechenlauf exakt modelliert.

Im folgenden wird die Nachbildung der Transiente in den einzelnen Phasen (s. auch Tab. 3.1) analysiert:

Phase 1. Initialisierungsphase des Lecks

0 - 1509 s

Der Zeta-Wert der Leck-Junction wurde geringfügig so justiert, daß der Leckmassen-

strom in dieser Phase exakt wiedergegeben wird (s. Bild 5.2). Dementsprechend wird auch der Verlauf des Primärdruckes in dieser Phase exakt berechnet (s. Bild 5.1).

Phase 2. Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger

1509 - 2728 s

Während der Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger sinkt deren Druck rasch, während der Druck des defekten Dampferzeugers noch auf dem Anfangsniveau verbleibt. Dadurch strömt in dieser Phase Fluid in entgegengesetzter Richtung durch das Leck und stabilisiert den Primärdruck (s. Bild 5.1). Die Druckspeicher-Einspeisung wird dadurch verzögert. Andererseits kann kurzzeitig eine Unterkühlung des Fluids am Coreaustritt zurückgewonnen werden (s. Bild 5.4).

Die berechnete Leckrate liegt in der Zeit entgegengesetzter Strömungsrichtung etwas höher als der Meßwert (s. Bild 5.2). Der Massenstrom der Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger wird sehr gut reproduziert (s. Bild 5.6), dementsprechend stimmen auch die berechneten Sekundärdrücke und die Höhenstände auf der Dampferzeuger-Sekundärseite sehr gut überein (s. Bild 5.3 und Bild 5.8). Die kurzzeitige Rückgewinnung der Unterkühlung im oberen Plenum wird exakt reproduziert (s. Bild 5.4).

Phase 3. Druckentlastung des defekten Dampferzeugers

2728 s - 8065 s

Da der Primärkreis unterkühlt ist, sinkt nach Entlastung auch des defekten Dampferzeugers der Primärdruck sehr rasch. Das führt zur raschen Noteinspeisung aus den Druckspeichern noch vor dem Freilegen des Cores.

Der Massenstrom der Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers wird sehr gut wiedergegeben (s. Bild 5.5). Auch der Sekundärdruck wird gut berechnet (s. Bild 5.3). Die zeitliche Entwicklung des Sekundär-Höhenstandes sowie das Fluidinventar des havarierten Dampferzeugers werden dagegen überschätzt (s. Bild 5.7). Als Ursache hierfür erweist sich der in dieser Phase zu hoch berechnete Leckmassenstrom (s. Bild 5.2). Da der Sekundär-Höhenstand signalgebend für die Druckhalterentlastung ist, ergibt sich in der Referenzvariante (s. Abschnitt 5.3) eine verzögerte Auslösung der Druckhalter-Entlastung. Der überschätzte Leckmassenstrom hat in dieser Phase auf die Entwicklung des Primärdruckes nur einen relativ geringen Einfluß (s. Bild 5.1), so daß die Funktion der Druckspeicher sehr gut reproduziert wird (s. Bild 5.9). Vom Zeitpunkt der Druckspeicher-Einspeisung an wird die Fluidtemperatur im oberen Plenum unterschätzt (s. Bild 5.14).

Phase 4. Öffnung des Druckhalterventils

8065 s - 11720 s

Das Öffnen des Druckhalter-Entlastungsventils bewirkt eine Absenkung des Primärdruckes (s. Bild 5.1) wodurch die Einspeiserate der Druckspeicher erhöht (s. Bild 5.9) und durch die einsetzende Kondensation im Primärkreis die Primärdruckabsenkung verstärkt wird. Schließlich kann der Primärdruck unter die Ansprechschwelle der Niederdruckeinspeisung gesenkt und damit eine stabile Abführung der Nachwärme erreicht werden.

Tab. 5.1: Ergebnisse der zeitgesteuerten Rechnung

	Aktion	Zeit s	Bedingung	Ergebnis der Rechnung
A0	Heizrohrbruch	0		
A1	Reaktor-schnellabschaltung	273	$P+P < 12.9 \text{ MPa}$	$P+P = 12.6 \text{ MPa}$
	Notsignal = tSI	309	$P+P < 11.9 \text{ MPa}$	$P+P = 12.2 \text{ MPa}$
A2	Pumpenauslauf (bis 1033 s)	391	$T_{\text{Core-Austritt}} - T_{\text{SAT}} < 10 \text{ grd}$	$T_{\text{Core-Austritt}} - T_{\text{SAT}} = 15 \text{ grd}$
A3	Öffnung der Abblaseventile der beiden intakten Dampferzeuger, bis deren Höhenstände auf der Sekundärseite $< 2\text{m} \rightarrow$ A4	1509	$t_{\text{SI}} + 1200 \text{ s}$	
A4	Öffnung des Abblaseventils des defekten Dampferzeugers, bis dessen Höhenstand $< 2\text{m} \rightarrow$ A6	2728	$\text{LE SG2} < 2\text{m}$ $\text{LE SG3} < 2\text{m}$	$\text{LE SG2} = 2.1 \text{ m}$
A6	Öffnung des Druckhalterventils	8065	$\text{LE SG1} < 2\text{m}$	$\text{LE SG1} = 5.5 \text{ m}$
A7	Niederdruckeinspeisung	11720	$P+P < 1.075 \text{ MPa}$	$P+P = 0.98 \text{ MPa}$
A7	Niederdruckeinspeisung (LPIS)	11720	$P+P < 1.075 \text{ MPa}$	$P+P = 0.98 \text{ MPa}$

Aus den Bildern 5.23 und 5.24 ist ersichtlich, daß der Differenzdruck sowie der Höhenstand im Druckhalter in dieser Phase sehr gut reproduziert werden können. Dementsprechend stimmt auch der berechnete integrale Massenstrom der Druckhalterentlastung mit dem experimentell ermittelten gut überein (s. Bild 5.10). Die Unterschätzung des berechneten Primärkreisinventars (s. Bild 5.11) ergibt sich in dieser Phase offensichtlich aus der Überlagerung jeweils geringerer Abweichungen von Leckmassenstrom, Druckspeicher-Einspeisung und Druckhalter-Entlastung.

Phase 5. Stabile Niederdruckeinspeisung und Gewährleistung der langfristigen Nachwärmeabfuhr

11720 s - Ende

Offensichtlich ist die in den experimentellen Daten angegebene Kühlmittelmenge der Niederdruckeinspeisung höher, als sie im Experiment tatsächlich zugeführt wurde, da

in dieser Phase trotz exakter Vorgabe der Einspeisemenge das Primärkreisinventar überschätzt wird. Daraus erklärt sich auch der abrupte Anstieg des Höhenstandes im Druckhalter sowie in dieser Phase eine Überschätzung der abgeblasenen Kühlmittelmenge aus dem Druckhalter.

Während des gesamten Verlaufs der Transiente wird die Fluidtemperatur im unteren Plenum etwas unterschätzt (s. Bild 5.13). Die Fluidtemperatur im oberen Plenum wird nach dem Beginn der Druckspeichereinspeisung zu niedrig berechnet (s. Bild 5.14).

In den Bildern 5.15 bis 5.18 sind die experimentell und die berechneten Fluidtemperaturen in den kalten Strängen im Bereich der Noteinspeisung dargestellt. Die Druckspeichereinspeisung ruft sowohl im Experiment als auch in der Rechnung eine Temperaturabsenkung hervor, die in den Schleifen der intakten Dampferzeuger 2 und 3 stärker ausfällt, als der Schleife 1. Das erklärt sich dadurch, daß zu diesem Zeitpunkt die Sekundärseiten der beiden intakten Dampferzeuger schon leer sind und die Naturzirkulation in diesen beiden Schleifen bereits zum Stillstand gekommen ist (s. Bilder 5.21 und 5.22). Das eingespeiste Fluid wird durch die noch vorhandene Strömung in der Schleife 1 besser verteilt, als in den beiden anderen Schleifen. In den Schleifen 2 und 3 wird die Temperatur hinter dem Einspeiseort durch die Einspeisung zunächst abgesenkt. Erst nach Beginn der Druckentlastung erfolgt ein Angleichen der beiden Temperaturen (s. Bild 5.18) Im Experiment konnte diese Temperaturaufspreizung nicht nachgewiesen werden, da hier 3D-Effekte zu einer stärkeren Durchmischung des Fluids führen, als in der 1D-Rechnung (s. Bild 5.16).

Während des gesamten Verlaufs der Transiente wird der Differenzdruck im Reaktorgefäß DP0200 sehr gut reproduziert (s. Bild 5.12). Der Verlauf der Brennelement-Hülltemperaturen wurde sehr gut nachgebildet. Zu keinem Zeitpunkt kam es weder im Experiment noch in der Rechnung zu einer unzulässigen Überhitzung der Brennelemente (s. Bilder 5.19 und 5.20).

In der Tabelle 5.1. sind die Bedingungen für schaltungsauslösende Parameter den während der zeitgesteuerten Rechnung ermittelten Werten gegenübergestellt. Es zeigt sich, daß alle handlungsauslösenden Parameter mit Ausnahme des Sekundär-Höhenstandes des havarierten Dampferzeugers sehr gut nachgebildet werden.

5.2.2. Thermohydraulische Ereignisse am havarierten Dampferzeuger

Die wesentlichste Abweichung der Rechnung von den experimentellen Ergebnissen resultiert aus der Überschätzung des Leckmassenstromes. Während des gesamten Zeitraums wird der Leckmassenstrom im havarierten Dampferzeuger nicht kritisch. Die Anwendung eines anderen Ausströmmodells für das Leck, wie es in einer früheren hier nicht dargestellten Variante mit dem 1D-FD kritischen Ausströmmodell von ATHLET untersucht worden war, bringt daher keine wesentlichen Änderungen.

Die Ursache für die Überschätzung des Leckmassenstromes ist jedoch nicht allein in der Modellierung des Lecks zu suchen. Der Leckmassenstrom wird auch wesentlich durch die thermohydraulischen Bedingungen vor und hinter dem Leck während des Verlaufs der Transiente bestimmt. Im vorliegenden Abschnitt werden daher die thermohydraulischen Ereignisse in der Umgebung des havarierten Dampferzeugers näher betrachtet.

In den Bildern 5.23 bis 5.32 sind die in der zeitgesteuerten Variante berechneten Dampfgehaltsverteilungen in der Schleife 1 für den heißen Strang, Dampferzeuger U-Rohre und kalten Strang sowie für die Sekundärseite des havarierten Dampferzeugers

zu verschiedenen Zeitpunkten der Transiente gezeigt. In den Abbildungen wurde der Durchmesser des Lecksimulators aus Gründen der Darstellung um den Faktor 5 vergrößert.

Bild 5.23 zeigt den Anfangszustand. Die Primärseite ist vollständig unterkühlt, im Riser des Dampferzeugers hat sich entsprechend der Wärmezufuhr ein Dampfgehaltsprofil herausgebildet, das nach Isolation der Sekundärseite verschwindet. In diesem Fall wird der Riser mit Wasser aufgefüllt (s. Bild 5.24). Die Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger führt dazu, daß der Dampf über die heißen Stränge die U-Rohre erreicht und deren Scheitelpunkt überschreitet (Beginn s. Bild 5.24, dann Bild 5.25), so daß die Zirkulation in der havarierten Schleife abreißt (s. Bilder 5.21, 5.22 und 5.25).

Mit der Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers stellt sich auf der Sekundärseite das Dampfgehaltsprofil wieder ein, die Wärmeübertragung wird wieder in Gang gesetzt, und die Zirkulation auf der Primärseite wieder angefacht (s. Bilder 5.25, 5.26, 5.21 und 5.22). In der nachfolgenden Periode ist im ersten Dampferzeuger die Überlagerung mehrerer thermohydraulischer Phänomene festzustellen. Das Kühlmittelinventar der Dampferzeuger-Sekundärseite nimmt allmählich ab (s. Bild 5.27, 5.28). Damit reduziert sich allmählich in den geodätisch höher liegenden Abschnitten die Fähigkeit, Wärme aufzunehmen. Auf der Primärseite wird der Dampf aus dem heißen Strang im U-Rohr kondensiert. Gleichzeitig findet ein Leckmassenstrom von der Primär- zur Sekundärseite statt. Während dieser Zeit (ca. 3000 s bis 8000 s) wird der Leckmassenstrom zu hoch berechnet. Im Experiment wurde zu diesem Zeitpunkt unmittelbar vor dem Leck bereits Dampf nachgewiesen (s. Bild 5.33, ALB2) während die Rechnung keine bzw. nur geringe Dampfmen gen zeigt (s. Bild 5.34).

Im Moment der Auslösung der Druckhalter-Entlastung ist im Scheitelpunkt der U-Rohre des Dampferzeugers in der ersten Schleife wieder Dampf bildung mit dem Abreißen der Naturzirkulation festzustellen. Während sich im Experiment der Differenzdruck in den U-Rohren noch für weitere etwa 3000 s aufrecht hält, bricht er in der Rechnung nach weiteren etwa 1000 s zusammen (s. Bild 5.35). Auch im Differenzdruck der vertikalen Abschnitte des heißen Stranges ist dieses Phänomen nachzuweisen (s. Bild 5.37) Die Folge ist das 2000 Sekunden zeitigere Abreißen des Leckmassenstromes (s. Bild 5.2, Zeitabschnitt 10000 bis 12000 s).

Mit dem Beginn der Niederdruckeinspeisung wird der Primärkreislauf allmählich wieder aufgefüllt (s. Bilder 5.31 und 5.32), was zum Wiedereinsetzen des Leckmassenstromes führt (s. Bild 5.2).

In Anbetracht der Komplexität der Phänomene in diesem Zeitabschnitt ist die Nachbildung der Ereignisse durch den Code als sehr gut zu bezeichnen.

5.2.3. Modellierung des Druckspeichers

Die Einspeisung aus Druckspeichern ruft Kondensation und damit eine Primärdruckabsenkung hervor, wenn sie auf Dampf im Primärkreis trifft. Da die Einspeiserate jedoch durch die Druckdifferenz zwischen Primärdruck und Druck des Gaspolsters im Druckspeicher gesteuert wird, können kleine Modellierungsfehler leicht verstärkt werden.

Zur Untersuchung der korrekten Nachbildung der Druckspeicher wurde in einer zusätzlichen Rechnung nur ein Druckspeicher, die Einspeiseleitung und der kalte Strang modelliert. Die Einspeiserate des Druckspeichers wurde so vorgegeben, wie sie aus dem Experiment bekannt war. Untersuchungsgegenstand war der resultierende Druck im

Gaspolster, der mit dem experimentellen Wert verglichen wurde (s. Bild 5.39).

Einen wichtigen Einfluß auf die korrekte Modellierung hat die Vorgabe des Wärmeübertragungskoeffizienten zwischen Wand und Gaspolster. Er bestimmt, wie schnell sich die Gastemperatur, die durch die Entspannung bei der Einspeisung absinkt, durch den Wärmeaustausch mit der Wand wieder ausgleicht (s. Bild 5.40).

Es zeigt sich, daß bei der vorliegenden Dynamik der Einspeisung der genaue Wert des Übertragungskoeffizienten von geringer Bedeutung ist. Fehler würden entstehen, wenn das Wärmeübertragungselement nicht modelliert, und kein Temperaturexaustausch erfolgen würde (s. Bilder 5.39 und 5.40). Wird das Wärmeübertragungselement jedoch berücksichtigt, so sind Unterschiede für Übertragungskoeffizienten größer als $25 \text{ W/K}\cdot\text{m}^{**2}$ kaum noch auszumachen.

In der Rechnung wurde dieser Wert angenommen.

5.2.4. Modellierung des Druckhalters

Die Druckhalterentlastung steht mit der Druckspeicher-Einspeisung in enger Wechselbeziehung, da die Öffnung des Entlastungsventils über die Senkung des Primärdrucks eine Verstärkung der Einspeiserate der Druckspeicher hervorruft. Mit dem Beginn des Abblasens steigen der Differenzdruck und der Höhenstand im Druckhalter, die nach dem ersten Absinken des Primärdrucks wieder leicht absinken (s. Bilder 5.41 und 5.42). Der nach dem Einsatz der Niederdruckeinspeisung (11720 s) zu hoch berechnete Differenzdruck und Höhenstand ist durch den zu hoch vorgegebenen Einspeisemassenstrom zu erklären (s. Abschnitt 5.2.1). Ansonsten ist die Übereinstimmung zum Experiment recht gut. Das erklärt sich auch durch den relativ gut reproduzierten Dampfgehalt in der Druckhalterleitung (s. Bild 5.43).

Aus FZR-Untersuchungen zur Druckentlastung chemischer Reaktionsbehälter ist bekannt, daß unter bestimmten Bedingungen Oszillationen des Abblase-Massenstroms zu beobachten sind (s. Lucas 1997). Diese treten insbesondere bei langen Abblaseleitungen auf und sind durch die Rückkopplung zwischen Abblasemassenstrom, Gemischspiegel im Abblasebehälter und durch die Leitung zeitlich verzögertem Dampfgehalt vor dem Abblaseventil bedingt. Die im vorliegenden Experiment gefundenen Oszillationen sind in den Bildern 5.45 und 5.46 gezeigt. Für die Güte des Codes ATHLET spricht, daß er in der Lage ist, die Periodendauer adäquat zu reproduzieren.

5.3. Ereignisgesteuerte Transiente - Referenzvariante

Die Bilder 5.47 bis 5.54 zeigen die Ergebnisse eines Rechenlaufes, in dem alle Schalthandlungen entsprechend den vorgesehenen Bedingungen, wie sie in Tabelle 3.1 formuliert sind, modelliert wurden. Diese Rechnung wurde als Standardvariante bezeichnet, da sie einem Rechenlauf entspricht, wie er ohne Kenntnis der experimentellen Resultate durchgeführt werden würde.

Wie die Ergebnisse aus Abschnitt 5.2 erwarten lassen, ist die Übereinstimmung der Rechnung mit den experimentellen Daten in den ersten 8000 Sekunden recht gut. Abweichungen entstehen durch den zu langsam sinkenden Höhenstand der Sekundärseite des Dampferzeugers 1. Dadurch wird die Druckhalter-Entlastung gegenüber dem Experiment um ca. 2900 Sekunden zu spät ausgelöst. Nachfolgend wird auch der Beginn der Niederdruckeinspeisung um ca. 1000 Sekunden zu spät berechnet. Die Bilder 5.47 und 5.48 zeigen den Primärdruck und den Leckmassenstrom gegenüber der ersten zeitgesteuerten Variante, sowie den Einsatz der beiden verzögerten Schalthand-

Tabelle 5.2: Zeitpunkte des Eintretens parametergesteuerter Schalthandlungen

	Aktion	Bedingung	Zeit Experiment	Zeit Rechnung
A0	Heizrohrbruch		0	0
A1	Reaktorschnellabschaltung	$P+P < 12.9 \text{ MPa}$	273	265
	Notsignal = t_{SI}	$P+P < 11.9 \text{ MPa}$	309	313
A2	Pumpenauslauf (bis 1033 s)	T Core-Austritt - TSAT < 10 grd	391	418
A3	Öffnung der Abblaseventile der beiden intakten Dampferzeuger, bis deren Höhenstände auf der Sekundärseite < 2m ---> A4	$t_{SI} + 1200 \text{ s}$	1509	1513
A4	Öffnung des Abblaseventils des defekten Dampferzeugers, bis dessen Höhenstand < 2m ---> A6	LE SG2 < 2m LE SG3 < 2m	2728	2775
A5	Einspeisung der Druckspeicher	$P+P < 4.28 \text{ MPa}$	3058	3130
A6	Öffnung des Druckhalterventils	LE SG1 < 2m	8065	10947
A7	Niederdruckeinspeisung (LPIS)	$P+P < 1.075 \text{ MPa}$	11720	12725

lungen. Durch die verspätete Druckentlastung ist die integral abgegebene Kühlmittelmenge geringer (s. Bild 5.49). Andererseits wird wegen der verspäteten Niederdruckeinspeisung integral weniger Kühlmittel eingespeist (s. Bild 5.50). Für das gesamte Inventar des Primärkreises ergibt sich dadurch gegenüber der zeitgesteuerten Variante eine gewisse Kompensation (s. Bild 5.51). Allerdings wird der Zustand der langfristig gewährleisteten sicheren Kühlung später erreicht. Durch die spätere Auslösung der Druckhalter-Entlastung fällt auch der Höhenstand im Reaktorbehälter, der durch den Differenzdruck DP0200 angezeigt wird, entsprechend später (s. Bild 5.52). Aus Bild 5.54 ist ersichtlich, daß trotz der verspäteten Einspeisung zu keinem Zeitpunkt eine Brennelementüberhitzung erfolgt.

5.4. Allgemeine Probleme bei der Rechnung

Wie bereits in Abschnitt 4.1 beschrieben, wurden die vorliegenden Rechnungen unter Anwendung des DRUFAN-Kondensationsmodells vorgenommen. Für die zeitgesteuerte Variante wurde ein Testlauf mit dem strömungsformabhängigen Kondensationsmodell durchgeführt, das seit der ATHLET-Version 1 CYCLE C zur Verfügung steht. Wie die Bilder 5.55 bis 5.57 für den Primär-, den ersten Sekundärdruck sowie den Leckmassenstrom zeigen, führt in der vorliegenden Rechnung der Einsatz des neue-

ren Kondensationsmodells kaum zu Veränderungen in der Lösung. Das erklärt sich dadurch, daß im Ausgangsdatensatz für das DRUFAN-Kondensationsmodell die verschiedenen Bedingungen für Kondensation in den einzelnen Anlagenkomponenten durch Vorgabe der entsprechenden Anteile des Kontrollvolumens, die an der Kondensation teilnehmen (CMUEK) detailliert berücksichtigt worden waren. Der Rechenzeitbedarf ist in der Anfangsphase bis etwa 4000 Sekunden identisch. Mit dem Beginn der Druckspeicher-Einspeisung erhöht sich die Rechenzeit jedoch beträchtlich auf mehr als das 10-fache (s. Bild 5.58). Ein Rechenlauf mit dem DRUFAN-Kondensationsmodell benötigte für die gesamte Transiente (18000 Sekunden Problemzeit) etwa 82 Stunden CPU. Die Rechnung mit dem strömungsabhängigen Kondensationsmodell wurde schließlich nach etwa 17 Tagen abgebrochen. Bis dahin waren etwa 13700 Problemsekunden berechnet worden.

Das Problem eines Überschreitens des Zahlenbereichs, das jedoch ausschließlich auf der SUN-Plattform auftrat konnte durch Modifikation der SUBROUTINE DSGH1 durch die Programmentwickler gelöst werden. Es wurde durch die Berechnung des wirksamen Querschnittes einer horizontalen Junction am Boden der Sekundärseite des 2. Dampferzeugers im Zusammenhang mit dem Mixture-Level-Modell im Dampferzeuger-Downcomer verursacht. Das Problem trat in einer Phase der Transiente auf, als die Sekundärseiten der intakten Dampferzeugers bereits ausgedampft waren.

6. Wirksamkeit der Druckentlastung der Dampferzeuger

Wie im Abschnitt 3 bereits dargelegt wurde, bestand für das Experiment BETHSY 9.3 die zu untersuchende Frage darin, ob bei einem Heizrohrbruch die Druckentlastung der Dampferzeuger geeignet ist, den Ausfall der Hochdruckeinspeisung zu kompensieren. Die Ergebnisse des Experimentes und die in Abschnitt 5 dargestellten ATHLET-Rechenergebnisse haben gezeigt, daß durch die Entlastung der beiden intakten Dampferzeuger, dann des havarierten Dampferzeugers und schließlich die Entlastung des Druckhalters eine Überhitzung der Brennelemente sicher vermieden werden kann (s. Bilder 5.19, 5.20 und 5.54). Im vorliegenden Abschnitt wird untersucht, wie groß die Spanne ist, dieses Sicherheitsziel zu gewährleisten.

6.1. Transiente ohne Druckentlastung der Dampferzeuger

Die Bilder 6.1 bis 6.4 zeigen die Ergebnisse einer Rechenvariante, in der anstelle der Druckentlastung der Dampferzeuger sofort nach 1500 Sekunden die Druckhalter-Entlastung vorgenommen wurde. In dieser Variante wurde auf die Druckentlastung der Dampferzeuger verzichtet. Die dadurch erzielbare Primärdruckentlastung und damit die Einspeisung der Druckspeicher verläuft ähnlich wie im Referenzfall (s. Bilder 6.1 und 6.3). Nach 2010 Sekunden hat der Primärdruck den Sekundärdruck des havarierten Dampferzeugers unterschritten (s. Bild 6.1) und der Leckmassenstrom erfolgt in umgekehrter Richtung (s. Bild 6.2). Da jedoch die integrale aus dem Druckhalter abgegebene Kühlmittelmenge die in der Referenzvariante berechnete beträchtlich übersteigt (s. Bild 6.4), bleibt in diesem Rechenlauf das Primärkreisinventar unter dem der Referenzvariante (s. Bild 6.5). Dadurch kann ein Anstieg der Brennelement-Hülltemperaturen nicht vermieden werden (s. Bild 6.6).

6.2 Transiente mit reduziertem Leckdurchmesser

Die folgenden Überlegungen entstanden aus zusätzlichen Rechenvarianten zur Untersuchung der Modellierung des Lecks. Eine Reduzierung des Leckdurchmessers, der im vorliegenden Fall durch eine Vergrößerung des ZETA-Wertes des Lecks um den Faktor 3 erreicht wurde, führt in den ersten 2000 Sekunden zu einer Unterschätzung des Leckmassenstromes (s. Bild 6.8).

In der nachfolgenden Phase wird die Sekundärseite des havarierten Dampferzeugers einerseits durch das Leck gespeist und andererseits durch das Entlastungsventil entleert. Während die Massenströme der Dampferzeuger-Entlastung recht gut berechnet werden (s. z.B. Bilder 5.5 und 5.6), wird der Leckmassenstrom in dieser Phase in der Referenzvariante überschätzt (s. Bild 5.48). Bei einer Reduzierung des Leckdurchmessers entspricht der berechnete Leckmassenstrom eher dem experimentell ermittelten (s. Bild 6.8). Auch die Modellierung des sinkenden Höhenstandes der Sekundärseite des havarierten Dampferzeugers gelingt mit reduziertem Leckdurchmesser besser (s. Bild 6.9).

Gegenüber der Referenzvariante ist in diesem Rechenlauf die Sekundärseite des ersten Dampferzeugers schneller entleert. Damit sinkt der Differenzdruck auf der auf- und abströmseitigen Primärseite der ersten U-Rohre. Damit reißt die Wärmeübertragung zur Primärseite schneller ab (s. Bild 6.11), was schließlich zu einem zeitigeren Abfall des primärseitigen Höhenstandes in den U-Rohren (s. Bild 6.10) und des Massenstromes in der ersten Schleife führt. Diese Prozesse sind stark gekoppelt und beeinflussen auch den Leck-Massenstrom. Im Experiment bleibt die Wärmeabfuhr des 1.

Dampferzeugers aus dem Primärkreis auch bei stark abgesunkenem Sekundärniveau länger erhalten, als in der Rechnung. Die längere Aufrechterhaltung des Fluidniveaus in den U-Rohren im Zeitbereich 9000 bis ca. 12000 Sekunden (s. Bild 6.10) führt dazu, daß auch der Leckmassenstrom in dieser Zeit noch nicht versiegt (s. Bild 6.8). Dieser erhalten gebliebene Leckmassenstrom führt im Experiment zu einem teilweisen Wiederfüllen der Dampferzeuger-Sekundärseite (s. Bild 6.9).

In der Rechnung reißt mit Unterschreiten eines gewissen Füllstandes der Dampferzeuger-Sekundärseite der primärseitige Naturumlauf dieser Schleife gegenüber dem Experiment zeitiger ab, die Differenzdrücke in den U-Rohren fallen zeitiger zurück (s. Bild 6.10) und die Wärmesenke des havarierten Dampferzeugers verliert früher ihre Wirksamkeit (s. Bild 6.11). Der Primärdruck wird dadurch in der Rechnung stabilisiert (s. Bild 6.7). Der Ansprechdruck für die Niederdruckeinspeisung wird in der Rechnung erst nach 15400 Sekunden erreicht. Es wird eine kurzzeitige Brennelementüberhitzung berechnet (s. Bild 6.12)

Es verdeutlicht sich, daß die durch die Entlastung des havarierten Dampferzeugers abführbare Wärmemenge um so größer ist, je mehr Kühlmittelinventar auf der Sekundärseite zur Verfügung steht. Da zu dem zur Verfügung stehenden Kühlmittelinventar das durch das Leck hinübergeströmte Fluid hinzuzurechnen ist, werden die Kühlbedingungen schlechter, je kleiner das Leck ist. Bei einem zu kleinen Leck kann damit der Fall eintreten, daß der havarierte Dampferzeuger ausgedampft ist, noch bevor der Primärdruck unter den Ansprechdruck der Niederdruckeinspeisung gefallen ist. In diesem Fall ist mit einer Überhitzung der Brennelemente zu rechnen.

7. Zusammenfassung

Beim Experiment 9.3 an der BETHSY Versuchsanlage wurde der auslegungsüberschreitende Störfall eines Heizrohrbruches bei Versagen der Hochdruckeinspeisung und der Hilfs-Speisewasserversorgung untersucht. Es ging um die Frage, ob durch die Druckentlastung der Dampferzeuger-Sekundärseiten der beiden intakten Dampferzeuger, dann des havarierten Dampferzeugers und schließlich der Druckentlastung des Druckhalters die Anlage in den Zustand der sicheren Nachkühlung geführt und eine unzulässige Überhitzung der Brennelemente vermieden werden kann.

Das Experiment hatte gezeigt, daß mit den angesprochenen Maßnahmen das Sicherheitsziel erreicht werden kann. Mit den ATHLET-Rechnungen konnte diese Aussage bestätigt werden.

Die wichtigsten thermohydraulischen Phänomene ließen sich mit ATHLET sehr gut reproduzieren. Das betraf sogar den schwierig zu beschreibenden Vorgang der Druckspeicher-Einspeisung, die über die Kondensation im Primärkreis und den Primärdruck rückgekoppelt ist.

Abweichungen, die jedoch nicht die prinzipielle sicherheitsrelevante Aussage in Frage stellten, ergaben sich bei der Berechnung des Leckmassenstromes in der Phase der Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers sowie bei der Modellierung des Versagens der Wärmeübertragung dieses Dampferzeugers. Die Ursachen für die Abweichungen sind sehr schwer zuzuordnen, da diese Prozesse sehr komplex sind. So ist z.B. die Ursache für die Überschätzung des Leckmassenstromes nicht allein im Ausströmmodell zu suchen sondern auch in der Modellierung der thermohydraulischen Bedingungen in der Umgebung des Lecks. In der betreffenden Phase des Experimentes reißt der Naturumlauf auf der Primärseite des havarierten Dampferzeugers bei allmählich sinkendem Sekundärinventar ab und die Wärmeübertragung kommt zum Erliegen. In der Rechnung reißt der primäre Naturumlauf bei entsprechendem sekundären Füllstand zeitiger ab als im Experiment.

Der Ausgangs-Datensatz war sehr gut an die Verwendung des DRUFAN-Kondensationsmodells angepaßt, so daß die Anwendung des neuen strömungsformabhängigen Kondensationsmodell keine Veränderung in der Lösung brachte. Dafür stieg die benötigte Rechenzeit nach der Noteinspeisung auf mehr als das zehnfache an.

Es konnte gezeigt werden, daß der Effekt der Entlastung der Dampferzeuger-Sekundärseite bei Versagen der Notspeisewasserversorgung vom Inventar der Sekundärseite abhängt. Beim havarierten Dampferzeuger hängt dessen Wirkung bei Druckentlastung damit vom Leckmassenstrom ab. Damit sind Situationen vorstellbar, in denen bei sehr kleinem Leck der Dampferzeuger ausgetrocknet ist und die primärseitige Druckentlastung über den Druckhalter nicht ausreicht, rechtzeitig den Primärdruck auf den Ansprechdruck der Niederdruckeinspeisung zu senken. Dann könnte eine kurzzeitige Brennelement-Überhitzung eintreten. Es bleibt zu untersuchen, inwiefern ein Leck im Dampferzeuger kleiner als der Bruch eines einzelnen Heizrohres, wie im vorliegenden Experiment, denkbar ist.

8. Literatur

T. Chataing, P. Clement
BETHSY Test 5.2c.2 Total Loss of Feedwater, Data Report,
SETh/LES/90-102, July 1990

J. C. Barbier, P. Clement
BETHSY Test 9.3 Steam Generator Tube Rupture with Failure of both the High
Pressure Safety Injection and Auxiliary Feedwater Systems, Quick Look Re-
port,
STR/LES/92-107, December 1992

J. C. Barbier, P. Clement
BETHSY Test 9.3 Steam Generator Tube Rupture with Failure of both the High
Pressure Safety Injection and Auxiliary Feedwater Systems, Data Report,
STR/LES/93-134, August 1993

J. C. Barbier, P. Clement, R. Deruaz
A Single Steam Generator Tube Rupture with Unavailability of both the High
Pressure Safety Injection System and the Steam Generator Auxiliary Feedwa-
ter System on BETHSY Integral Test Facility
Int. Conf. on "New Trends in Nuclear System Thermohydraulics",
Pisa, May 30th - June 2nd 1994, Proc. Vol. 1, pp. 533-538

BETHSY General Description, SETh/LES/90-97, April 1990

Ph. Gully, R. Deruaz, BETHSY Measurement System, SETh/LES/87-27, Oct.
1987
Updates Apr. 1990, Oct. 1991

P. Bazin, BETHSY: Data Base, SETh/LES/87-28, Mart 1988, Update 1989

ATHLET User's Manual, GRS-P-1

D. Lucas, H.-M. Prasser:
Pulsationen bei der Druckentlastung von Reaktoren
ACHEMA97, Frankfurt am Main Juni 1997

Abbildungen

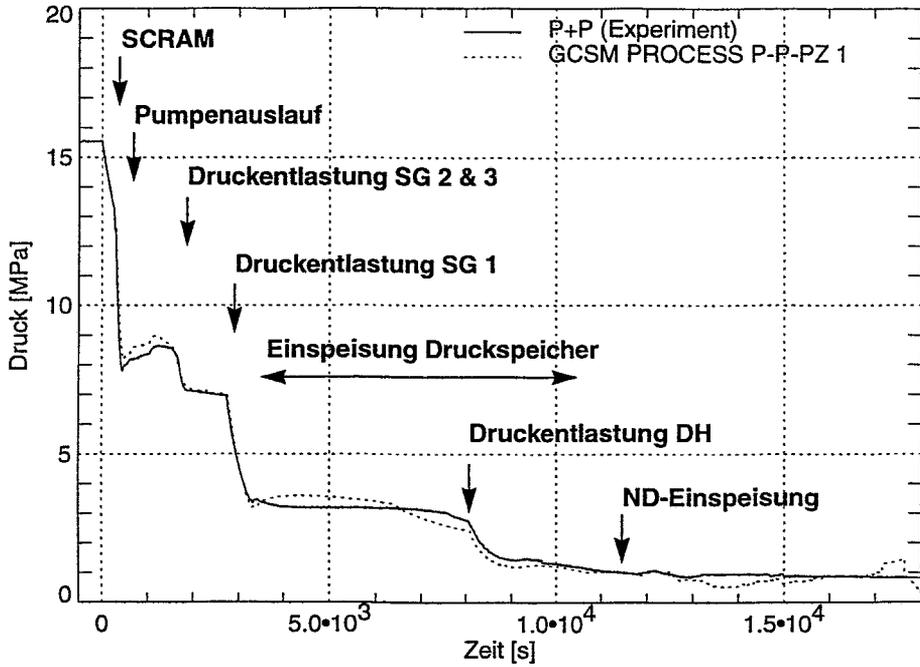


Bild 5.1: Primärdruck

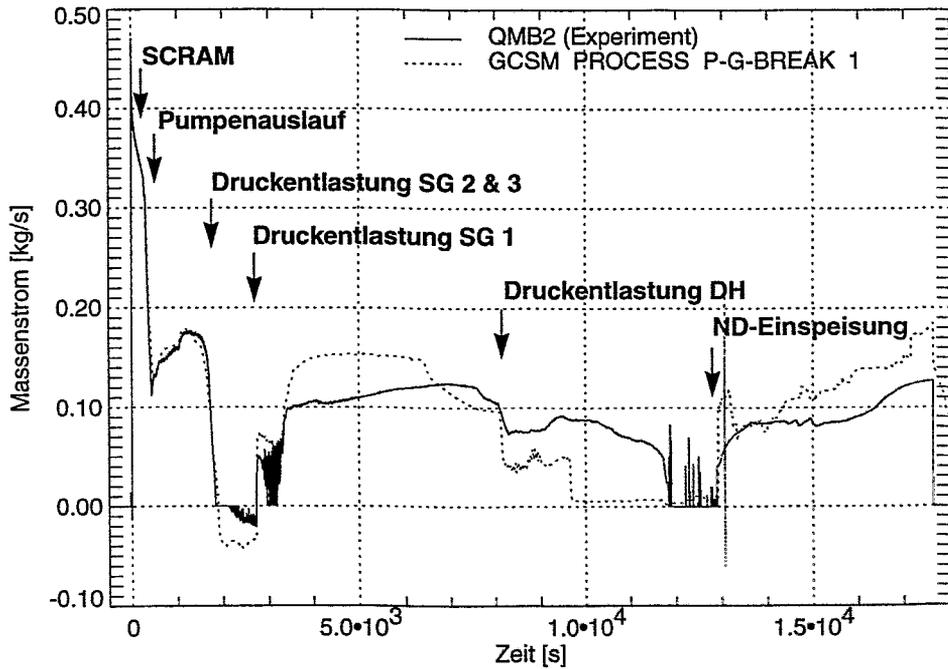


Bild 5.2 Leckmassenstrom

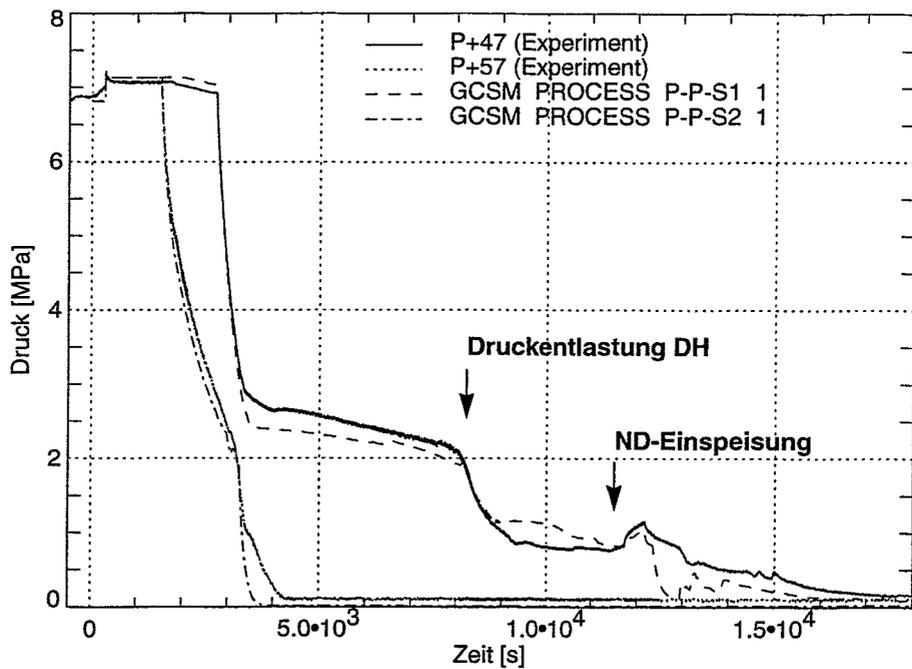


Bild 5.3: Sekundärdruck im havarierten Dampferzeuger 1 und im nichthavarierten Dampferzeuger 2 (identisch zu 3)

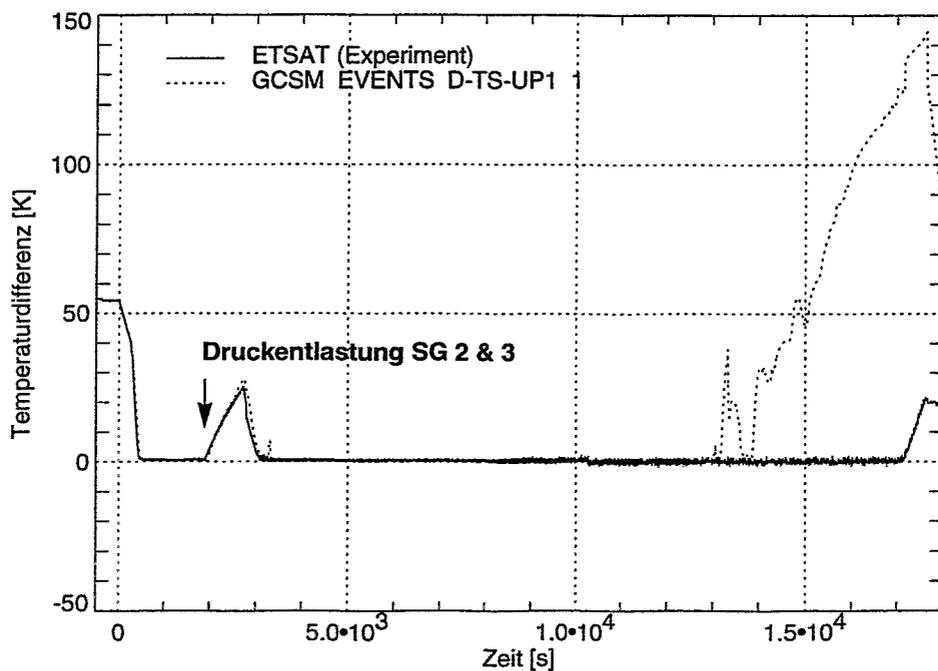


Bild 5.4: Abstand der Fluidtemperatur am Coreaustritt von der Sättigungstemperatur

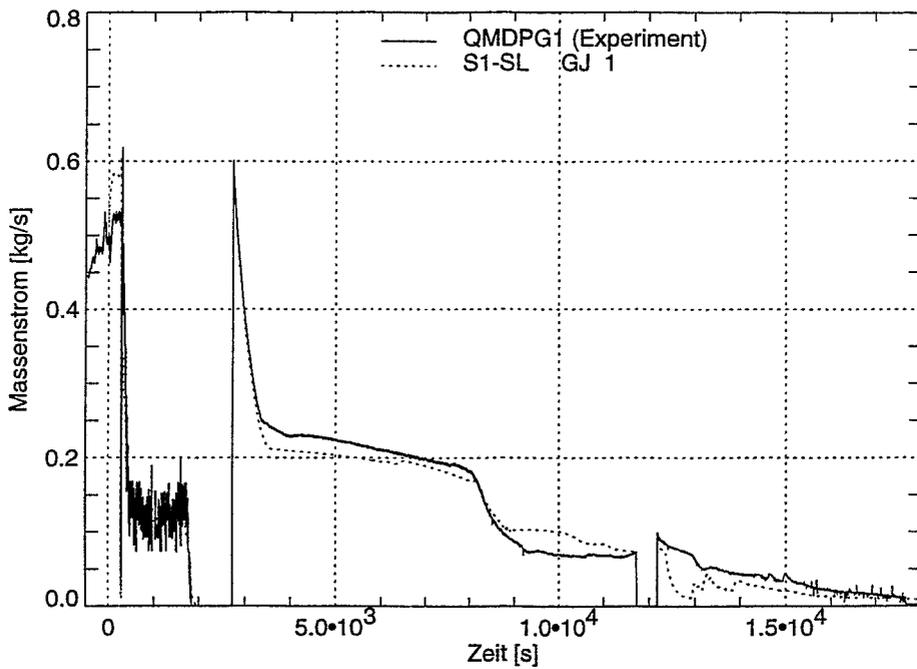


Bild 5.5: Dampfmassenstrom am havarierten Dampferzeuger 1

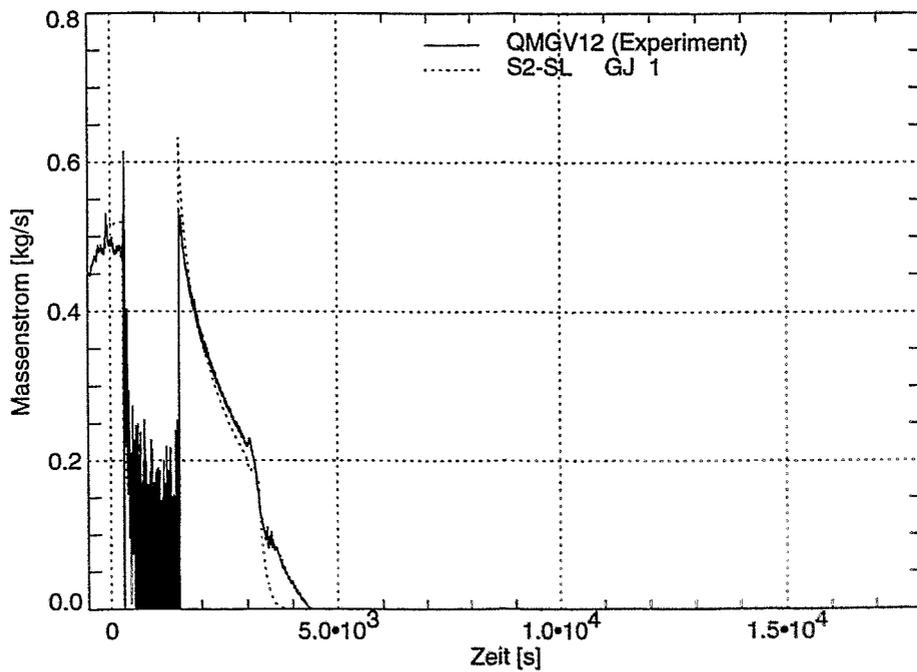


Bild 5.6: Dampfmassenstrom am nichthavarierten Dampferzeuger 2 (identisch zu 3)

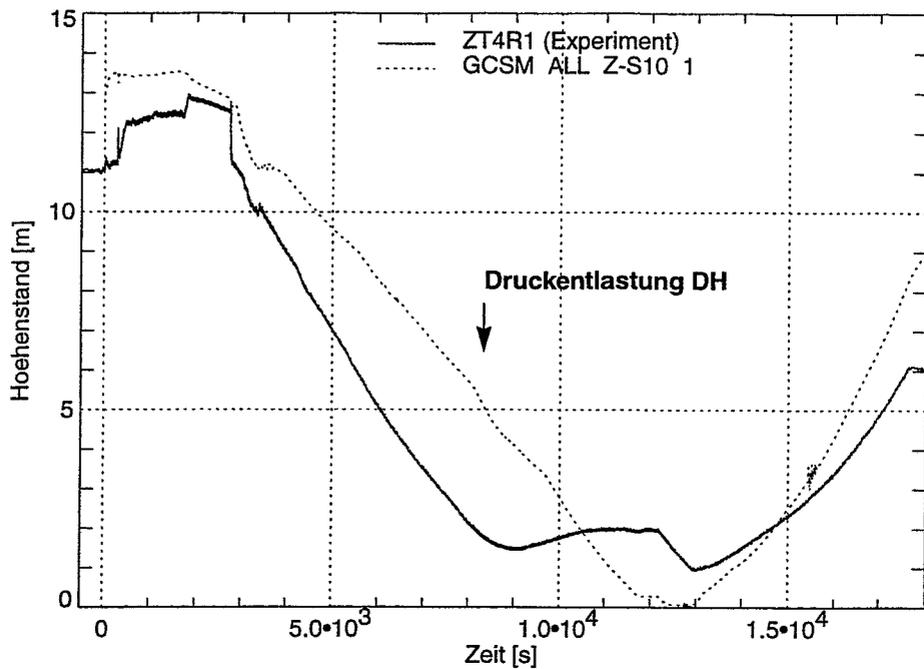
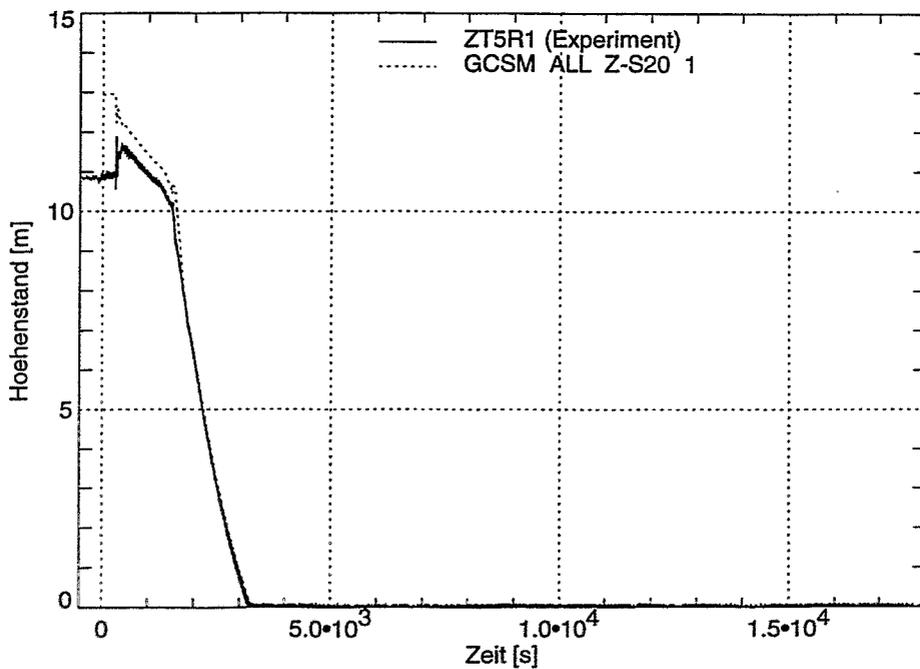


Bild 5.7: Höhenstand im havarierten Dampferzeuger 1



**Bild 5.8: Höhenstand im nichthavarierten Dampferzeuger 2
(identisch zu 3)**

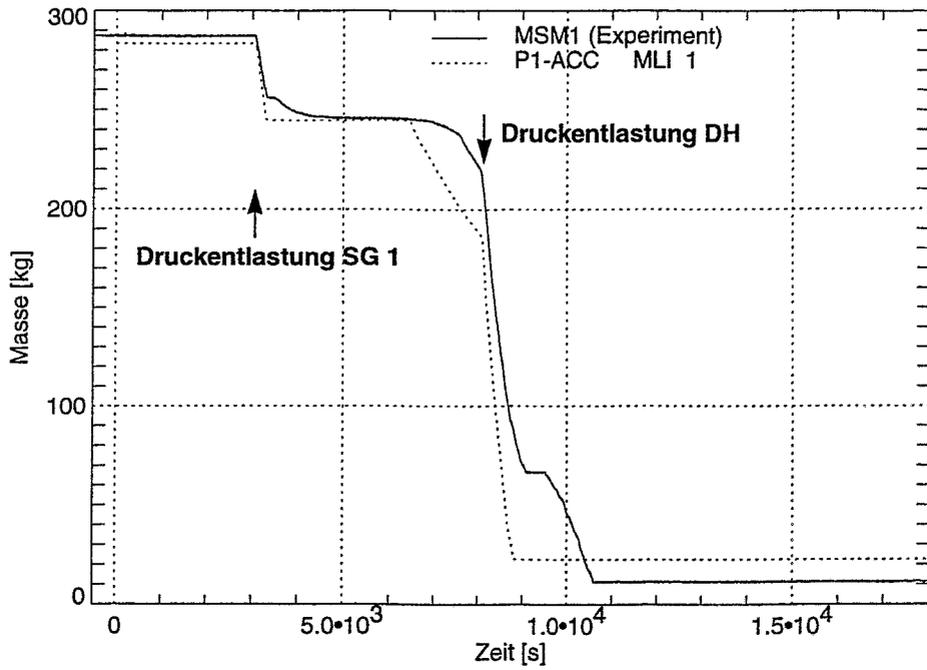


Bild 5.9: Inventar des Druckspeichers 1 (identisch zu 2 und 3)

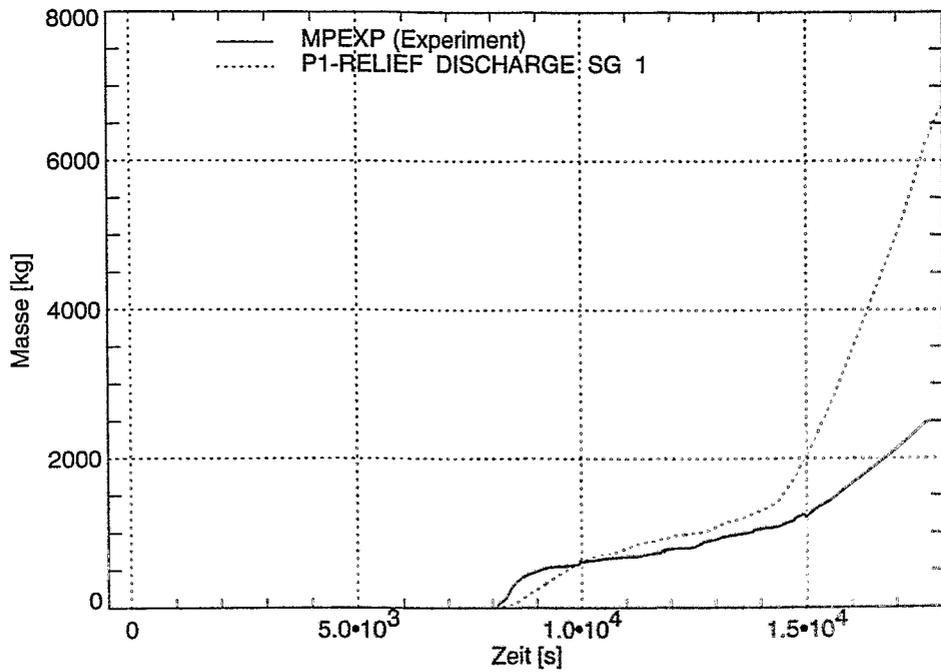


Bild 5.10: Integrale aus dem Druckhalter-Entlastungsventil abblasene Kühlmittelmenge

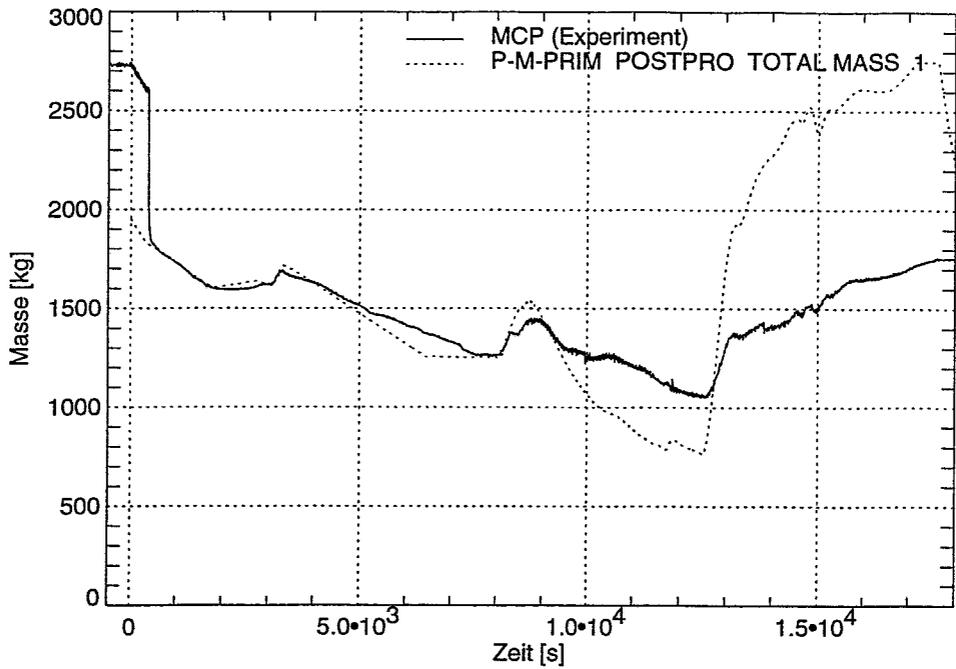


Bild 5.11: Kühlmittelinventar im Primärkreis

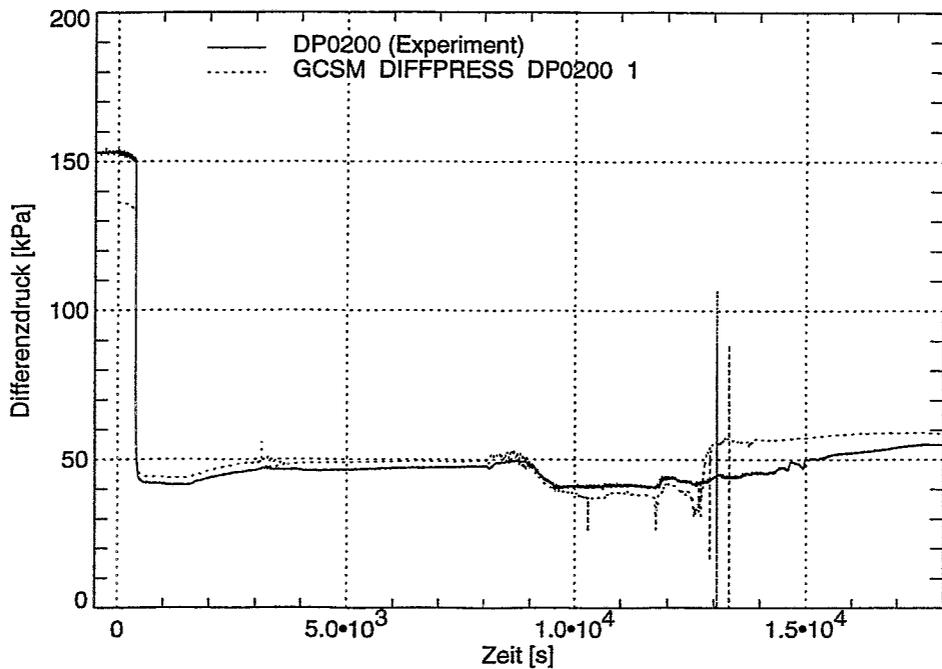


Bild 5.12: Differenzdruck im Reaktorgefäß

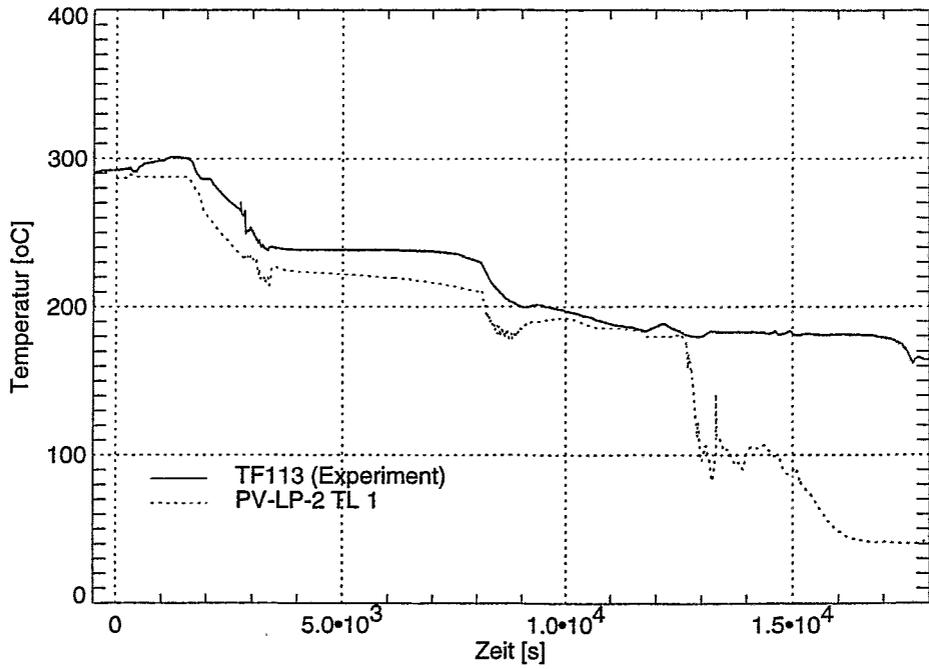


Bild 5.13: Fluidtemperatur im unteren Plenum

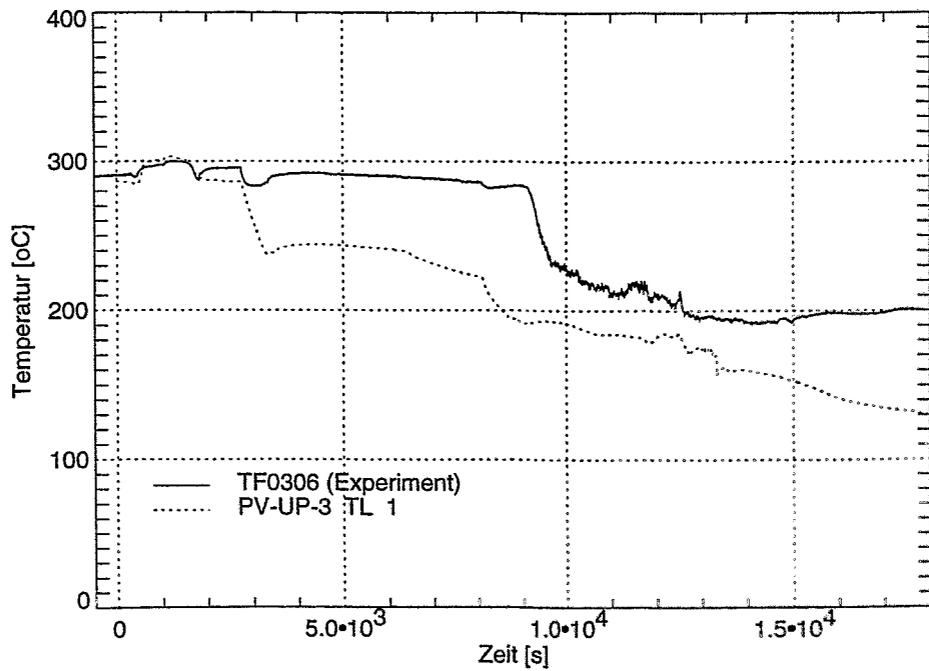


Bild 5.14: Fluidtemperatur im oberen Plenum

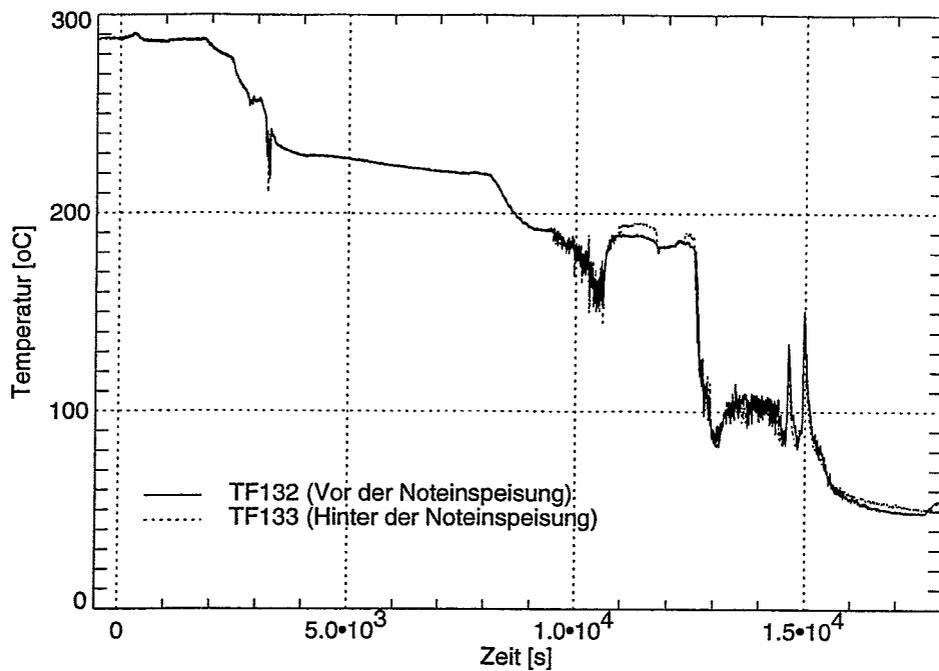


Bild 5.15: Fluidtemperatur im kalten Strang der Schleife 1 (Experiment)

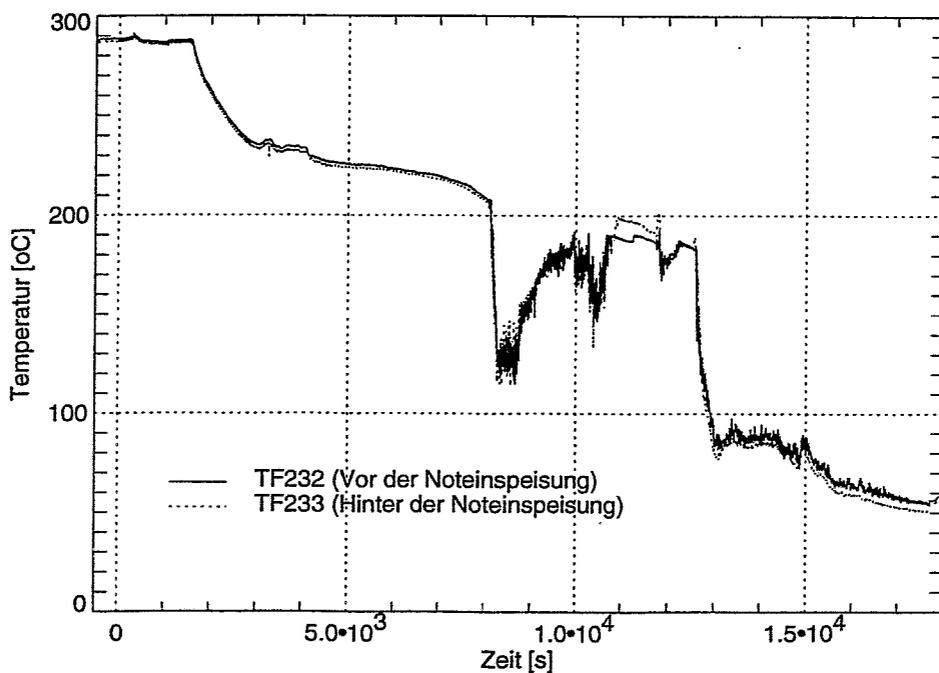


Bild 5.16: Fluidtemperatur im kalten Strang der Schleife 2 (Experiment)

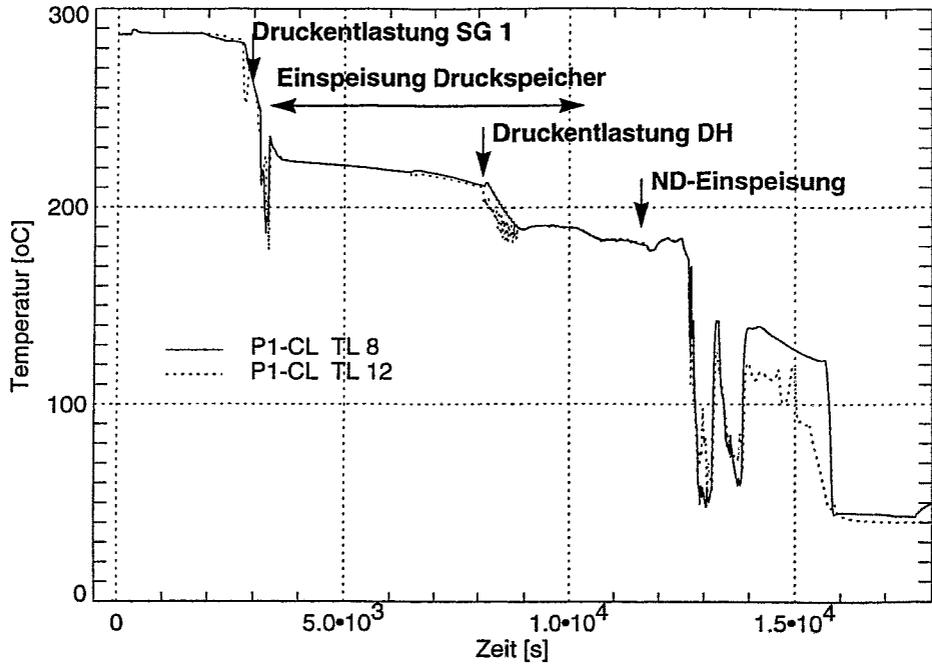


Bild 5.17: Fluidtemperaturen in der Schleife 1 vor und hinter der Noteinspeisung

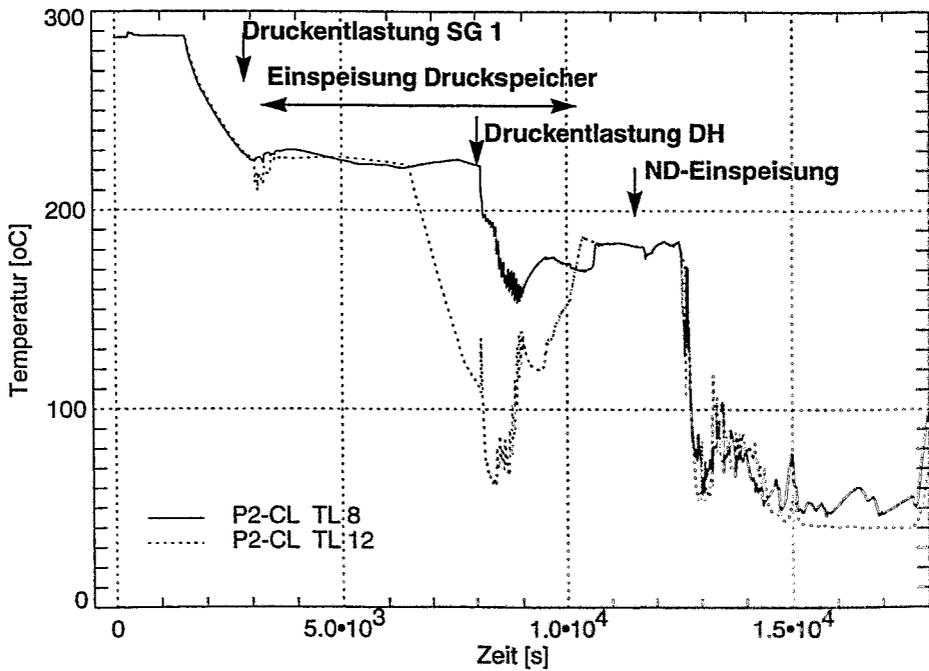


Bild 5.18: Fluidtemperaturen in der Schleife 2 vor und hinter der Noteinspeisung

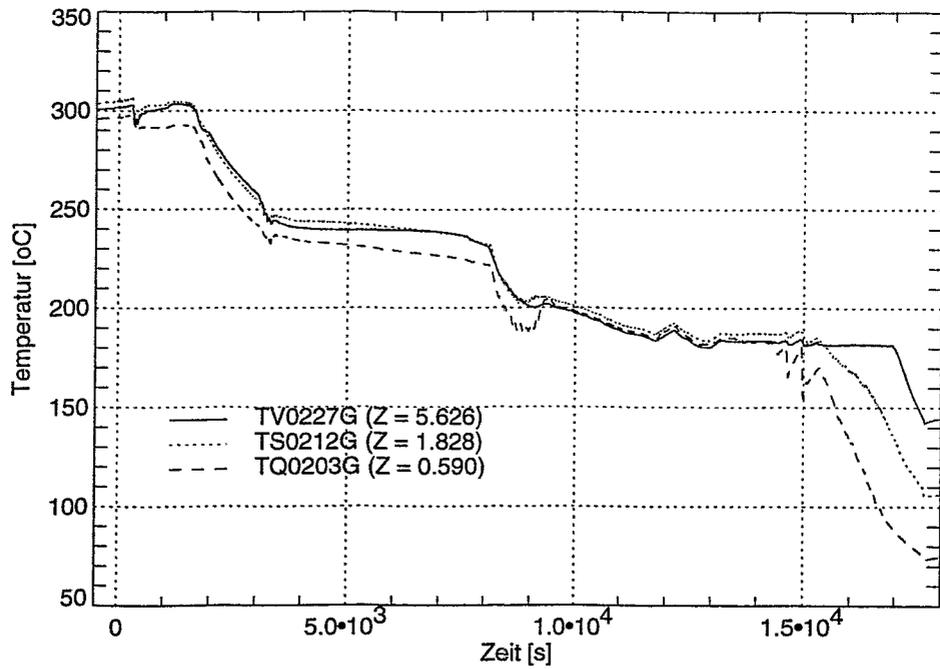


Bild 5.19: Brennstoff-Hülltemperaturen (Experiment)

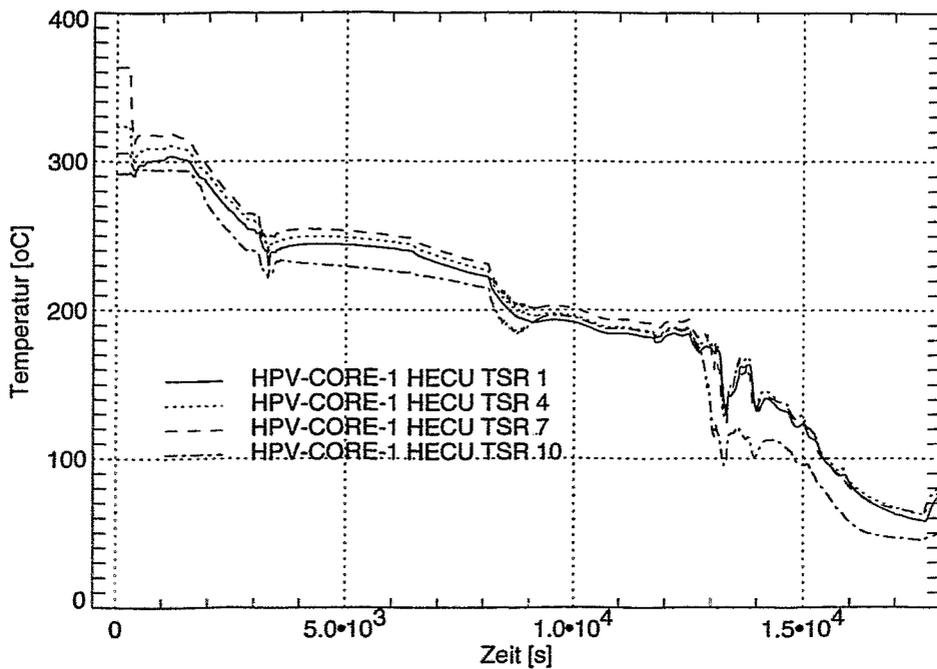


Bild 5.20: Brennstoff-Hülltemperaturen (Rechnung)

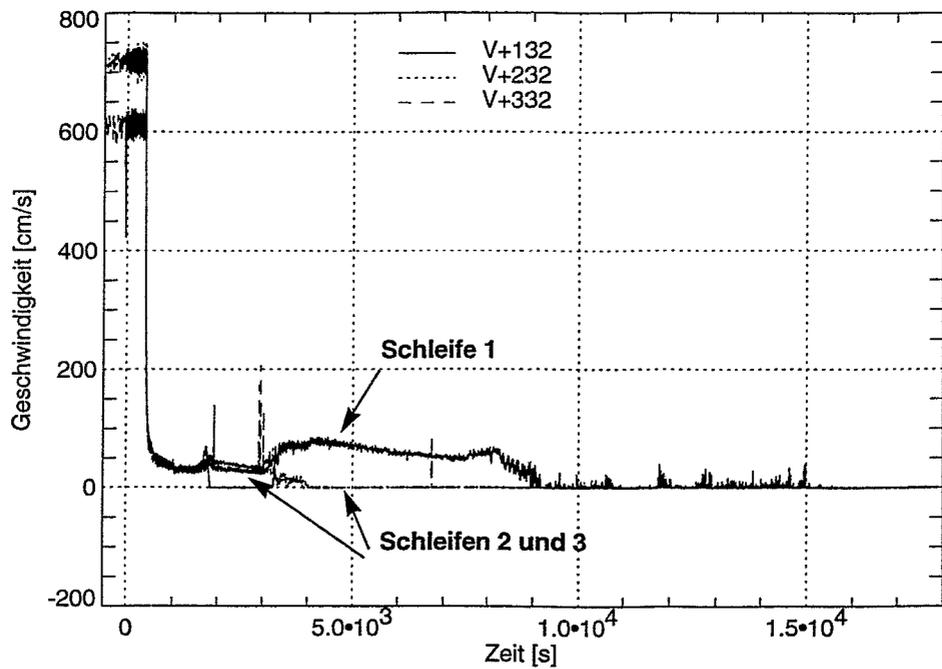


Bild 5.21: Fluidgeschwindigkeit in den kalten Strängen (Experiment)

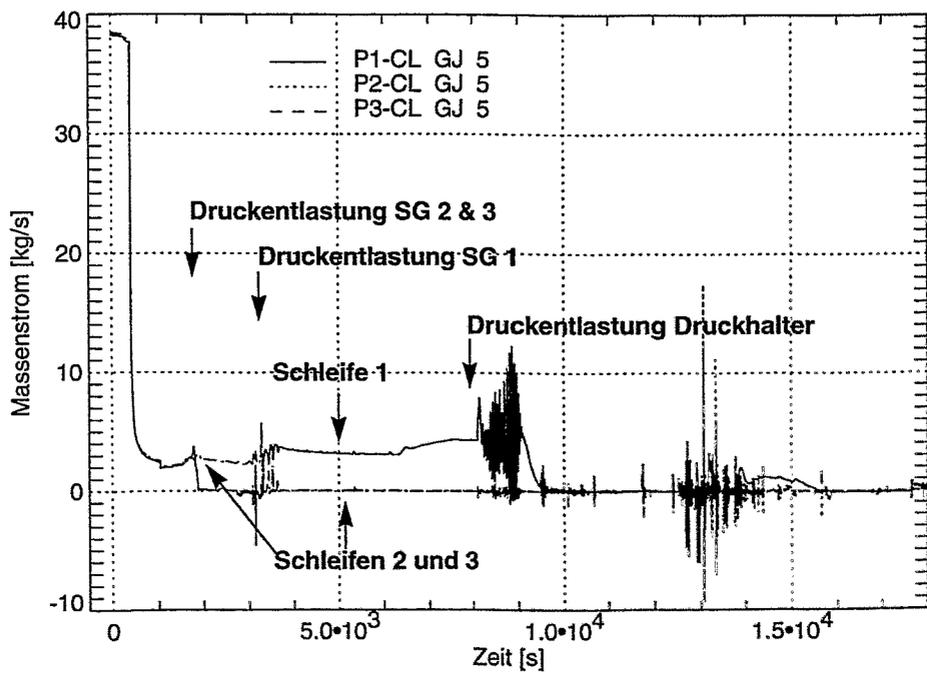
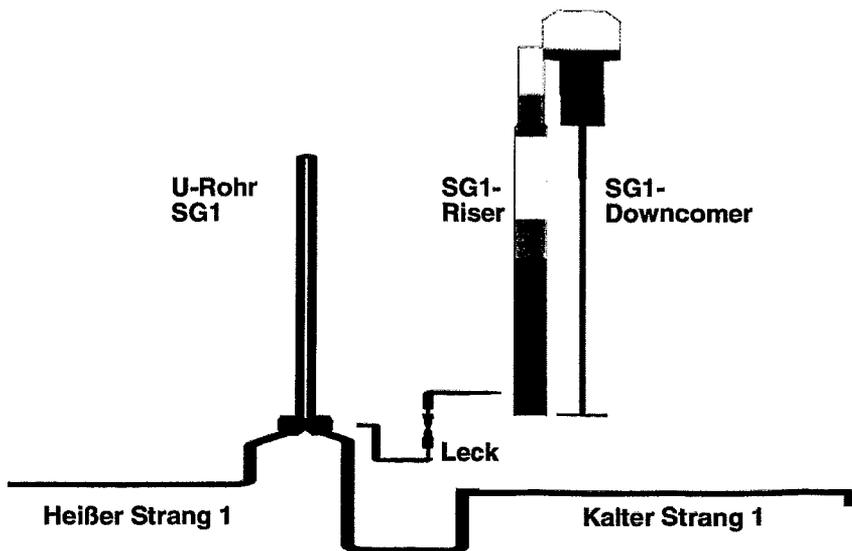


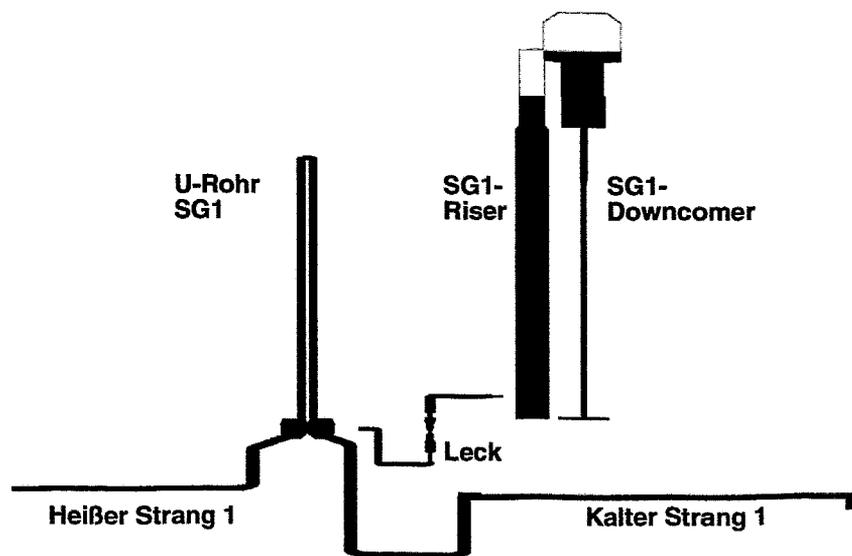
Bild 5.22: Massenströme in den kalten Strängen (Rechnung)

0 AV 1



**Bild 5.23: T=0
Ausgangszustand**

0 AV 1



**Bild 5.24: T = 1750 s
Druckentlastung der beiden intakten Dampferzeuger**

0 AV 1

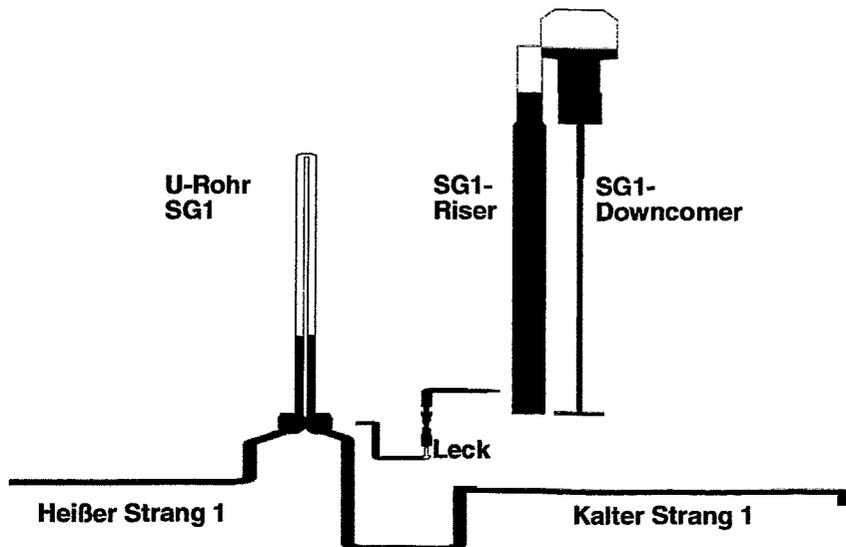


Bild 5.25: T = 2500 s

0 AV 1

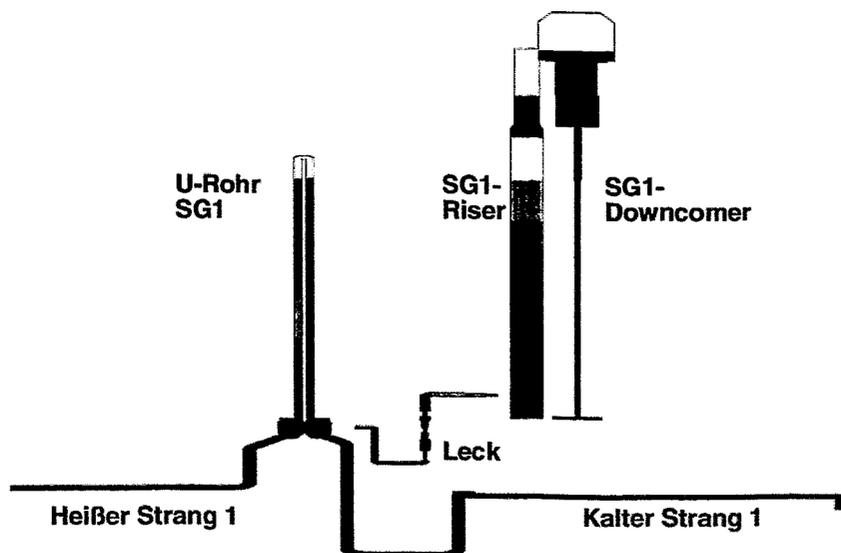


Bild 5.26: T = 2800 s
Druckentlastung des havarierten Dampferzeugers

0 AV 1

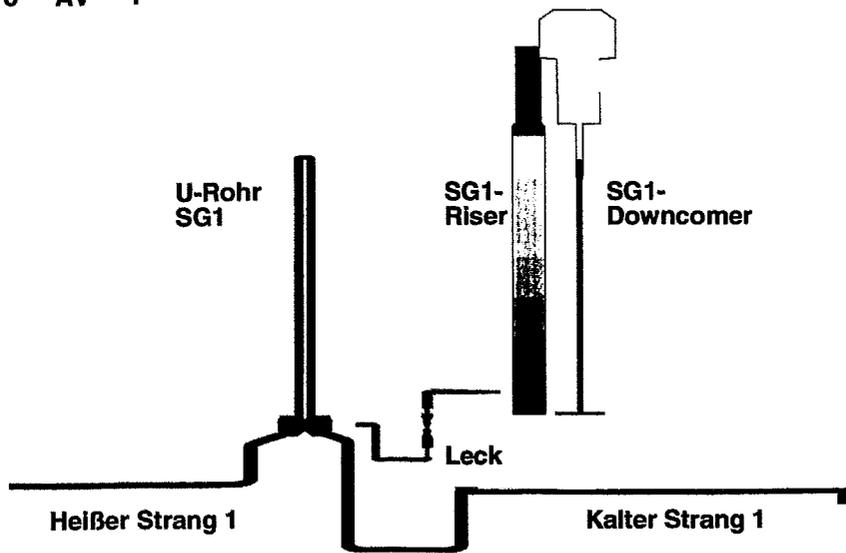


Bild 5.27: T = 5000 s

0 AV 1

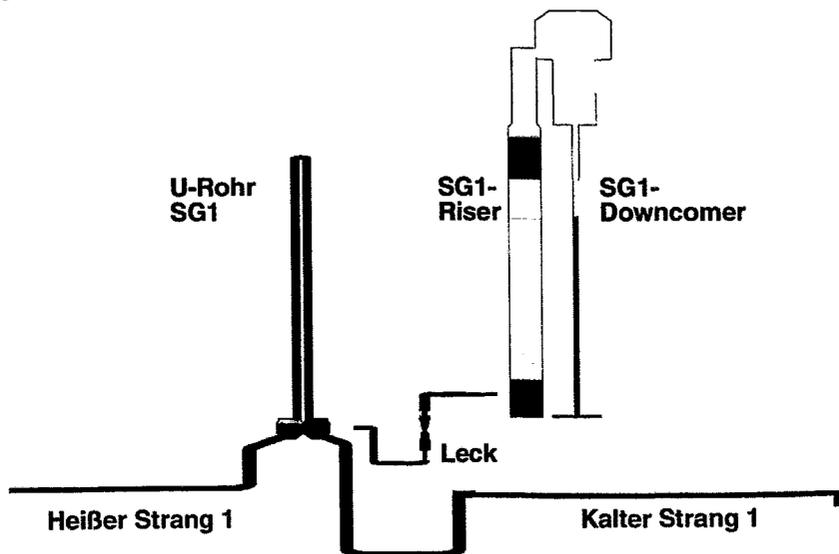


Bild 5.28: T = 8000 s

0 AV 1

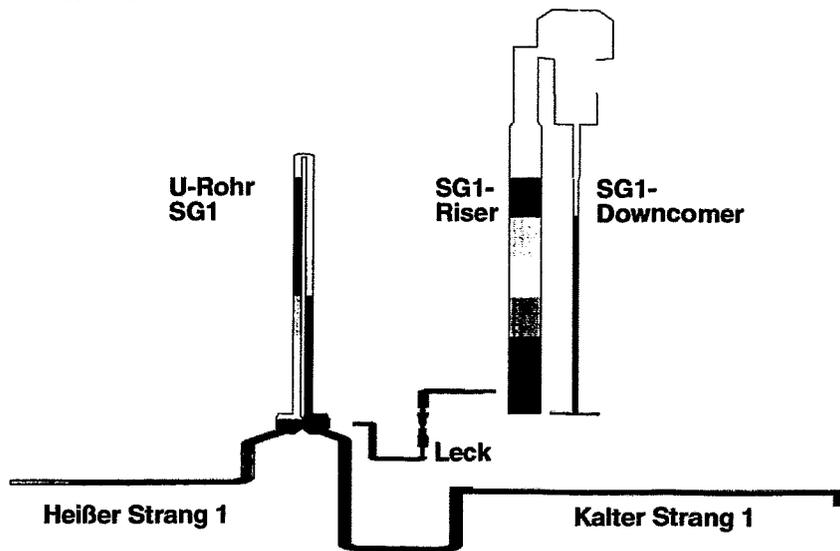


Bild 5.29: T = 8200 s
Öffnung des Druckhalter-Entlastungsventils

0 AV 1

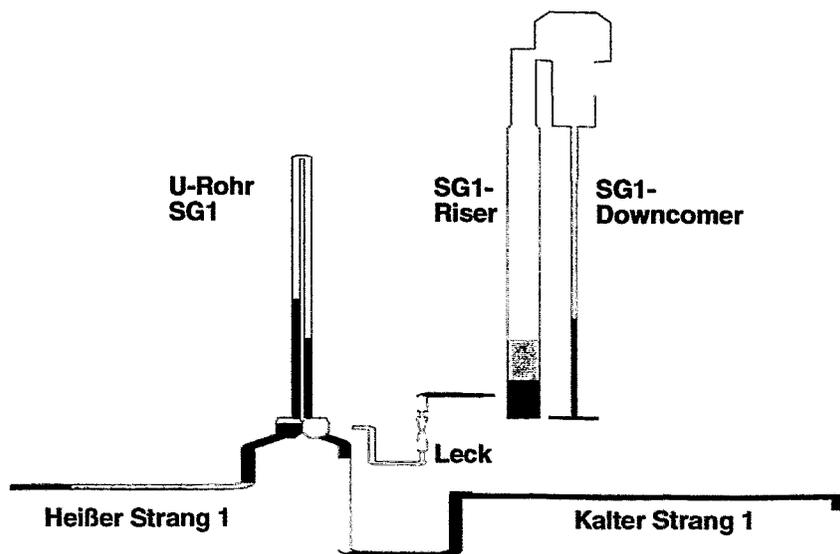


Bild 5.30: T = 10000 s

0 AV 1

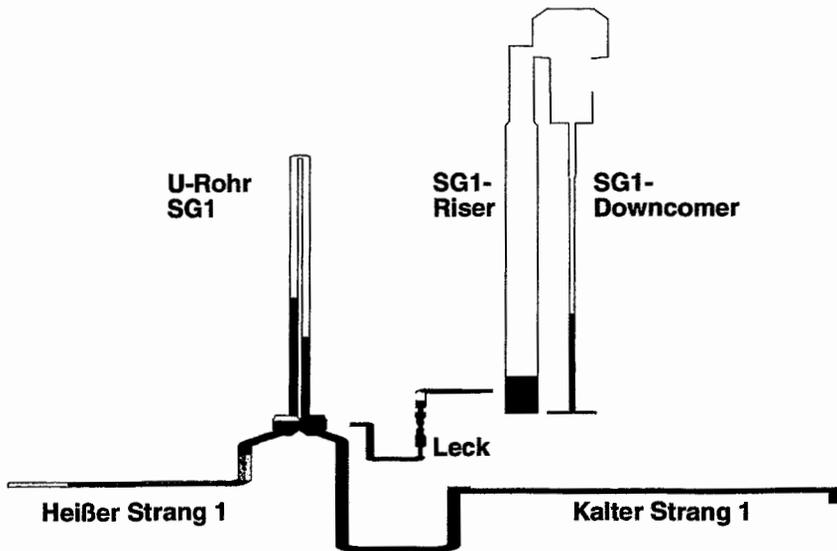


Bild 5.31: T = 12960 s
Anfangsphase der Niederdruckeinspeisung

0 AV 1

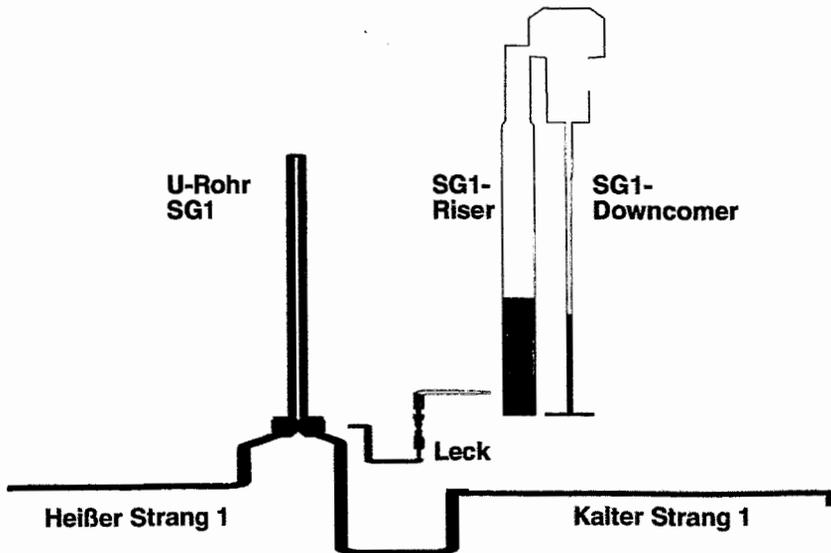
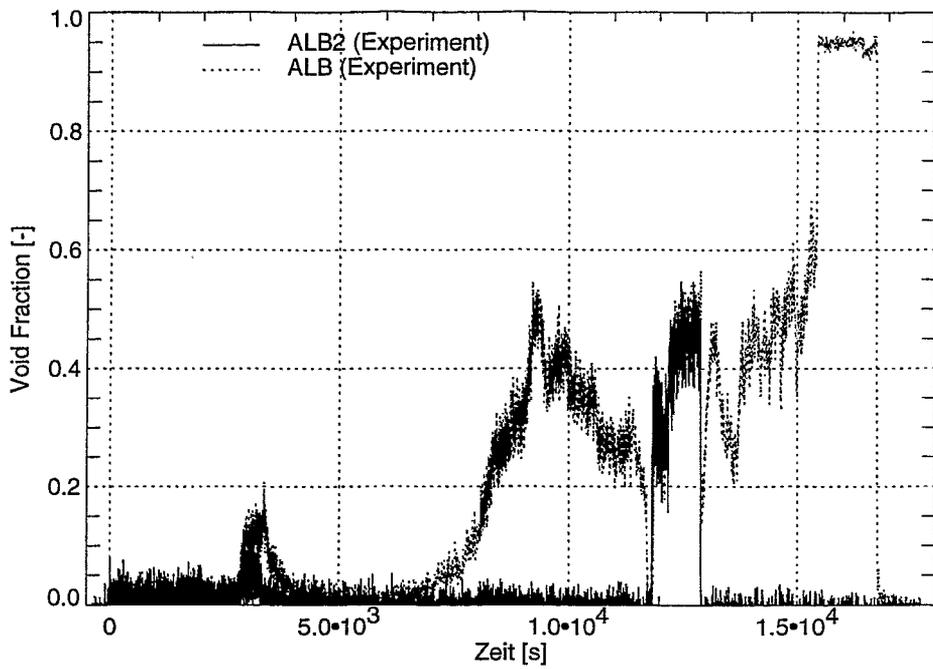


Bild 5.32: T = 15000 s
Anlagenzustand am Ende des Tests



**Bild 5.33: Gemessener Dampfgehalt am Heizrohrleck
(ALB2: Upstream; ALB: Downstream)**

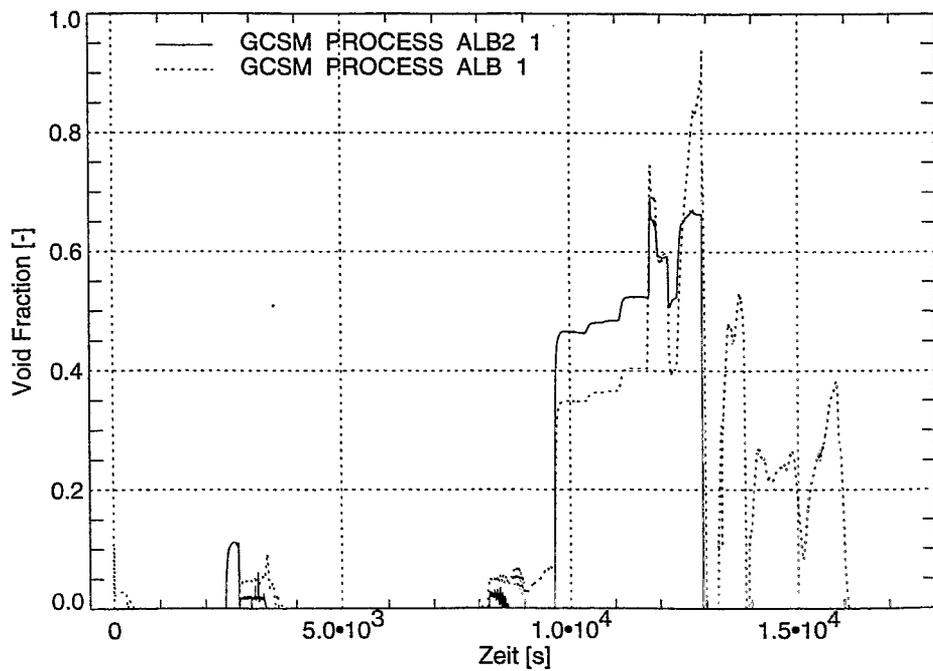
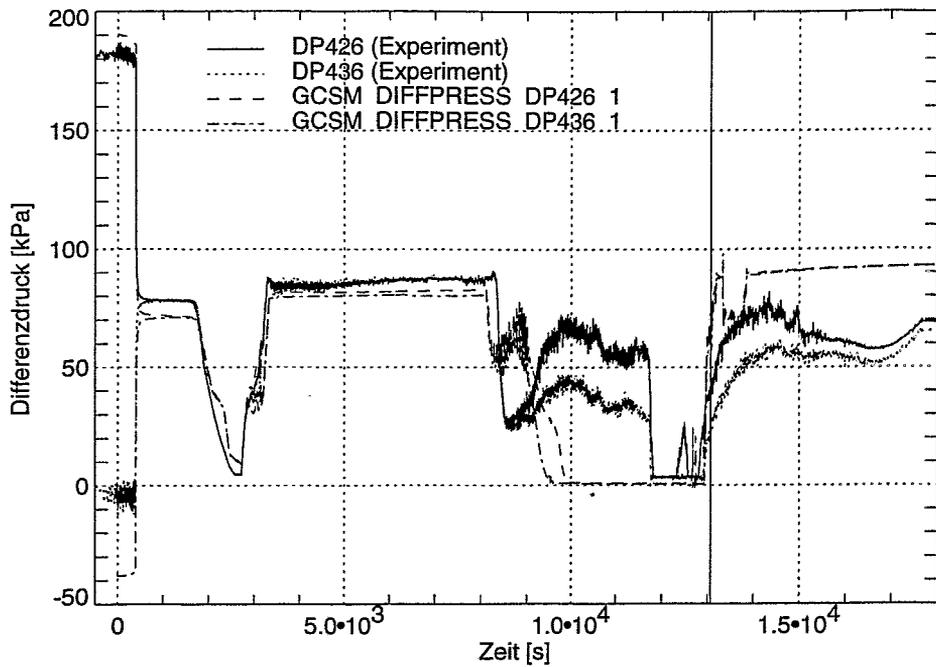
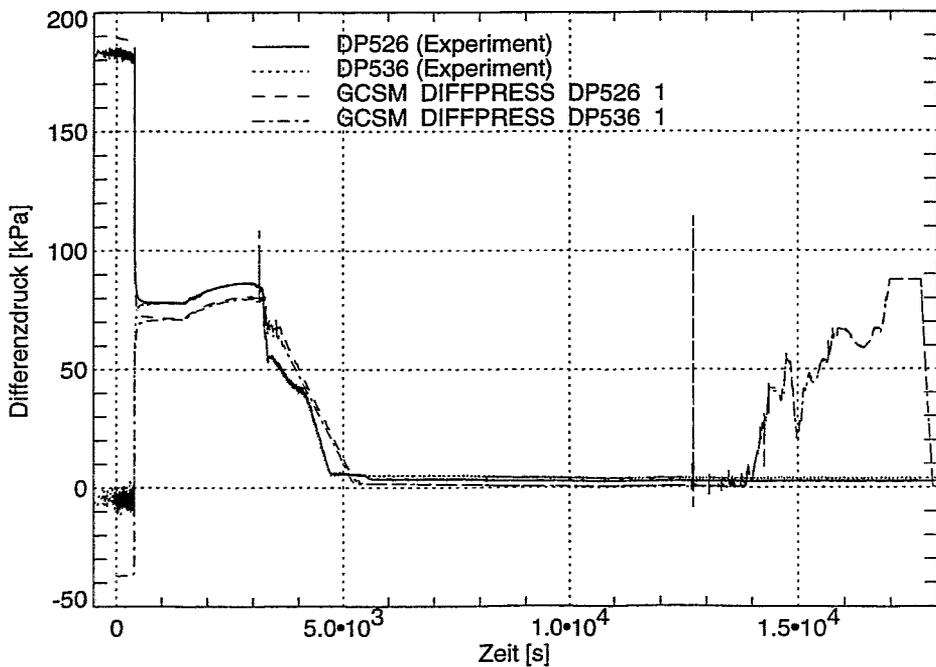


Bild 5.34: Berechneter Dampfgehalt am Heizrohrleck



**Bild 5.35: Differenzdruck in den U-Rohren des Dampferzeugers 1
DP426: Eintrittsseite; DP436: Austrittsseite**



**Bild 5.36: Differenzdruck in den U-Rohren des Dampferzeugers 2
DP526: Eintrittsseite; DP536: Austrittsseite**

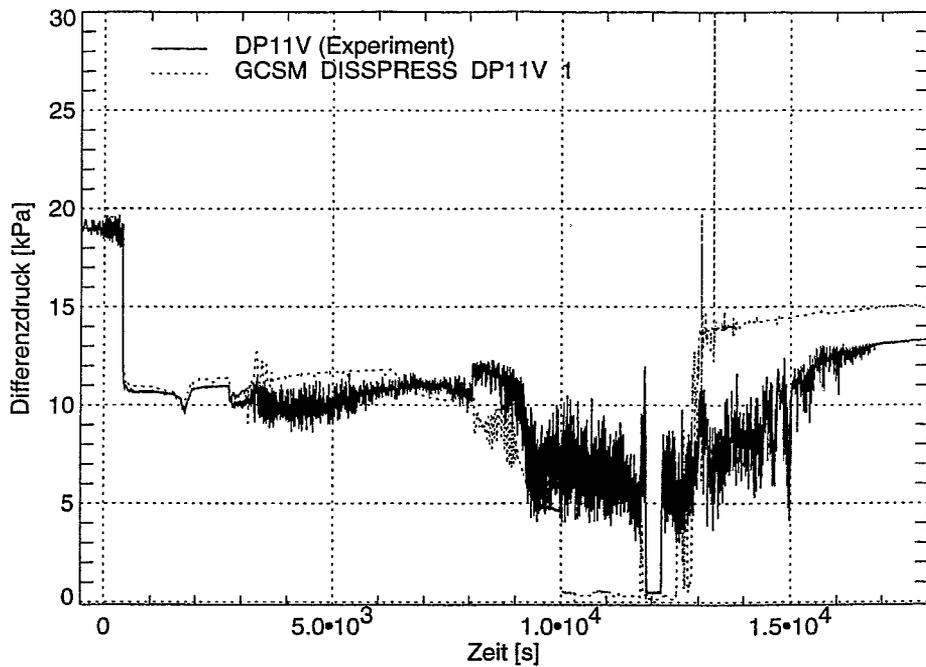


Bild 5.37: Differenzdruck im vertikalen Abschnitt des heißen Strangs Schleife 1

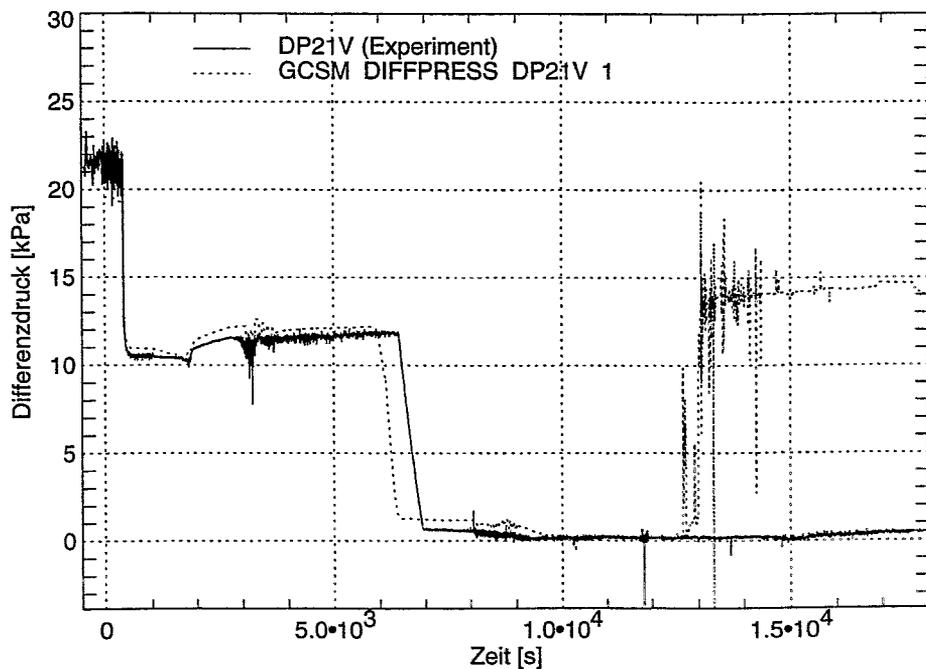


Bild 5.38: Differenzdruck im vertikalen Abschnitt des heißen Strangs Schleife 2 (identisch zu 3)

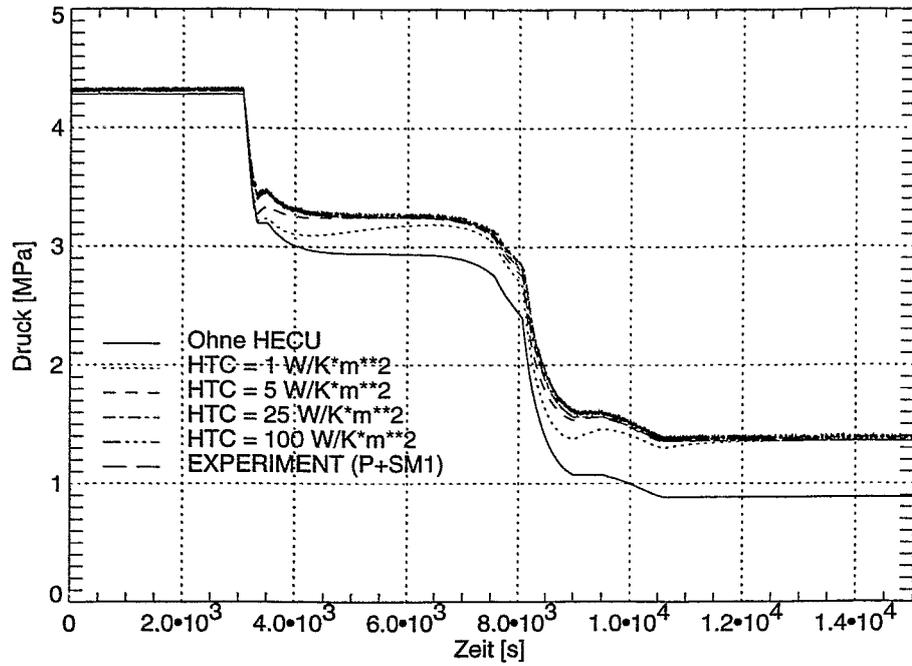


Bild 5.39: Druck im Druckspeicher bei erzwungener Entleerung

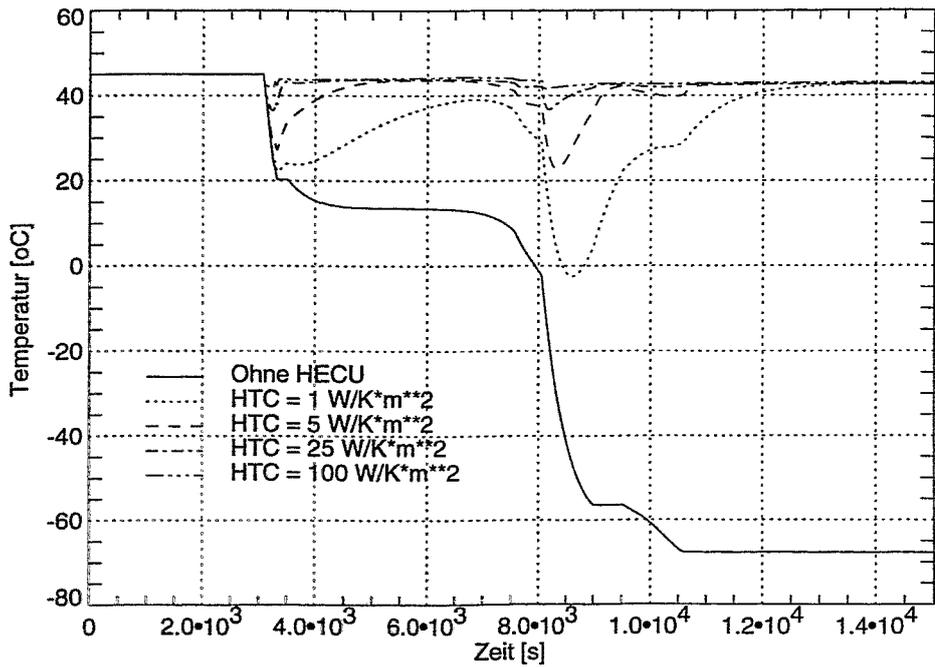


Bild 5.40: Temperatur im Gaspolster des Druckspeichers

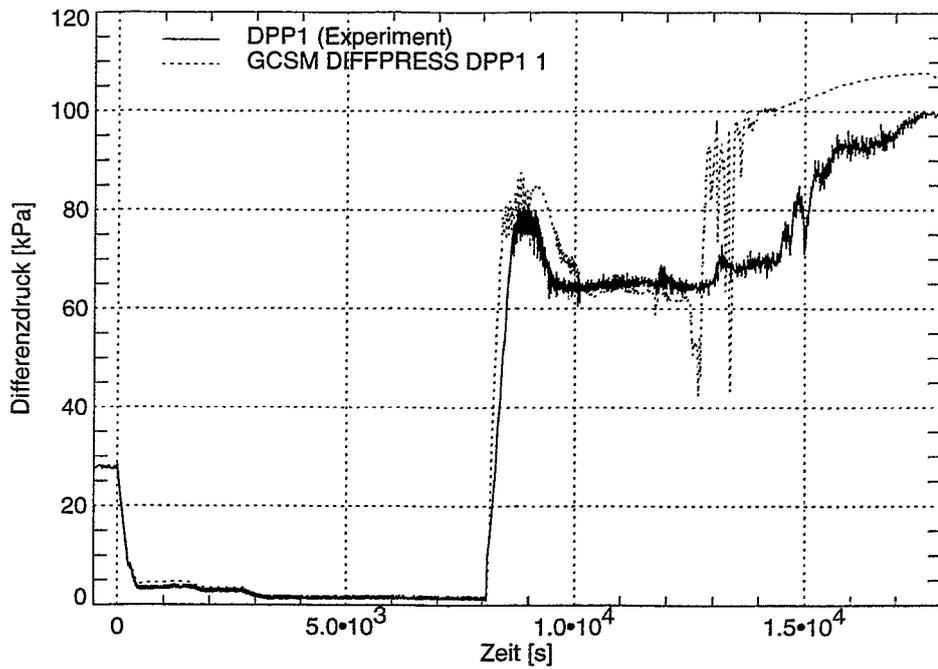


Bild 5.41: Differenzdruck im Druckhalter

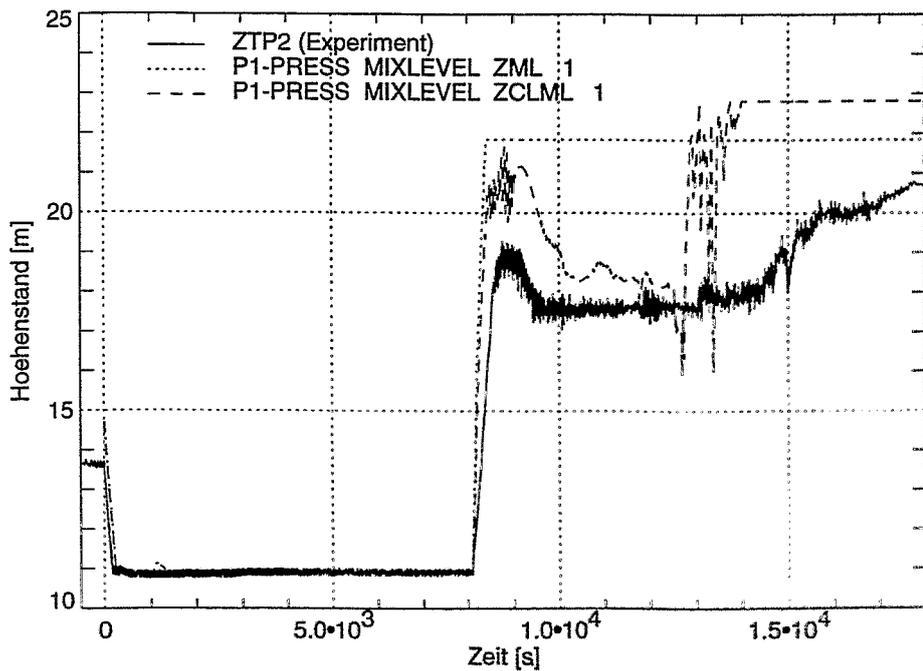


Bild 5.42: Höhenstand im Druckhalter

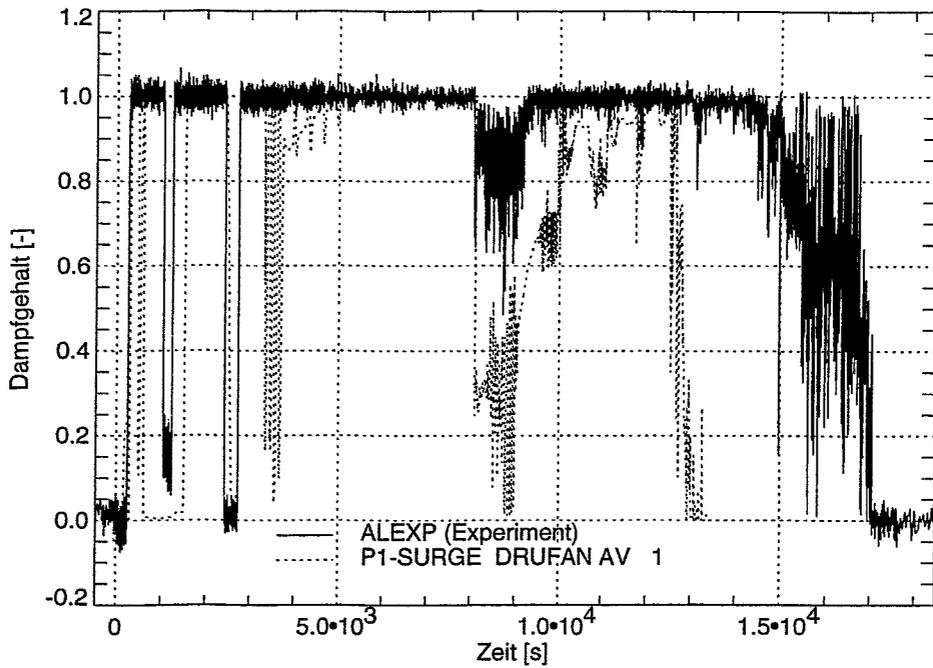


Bild 5.43: Dampfgehalt in der Druckhalterleitung

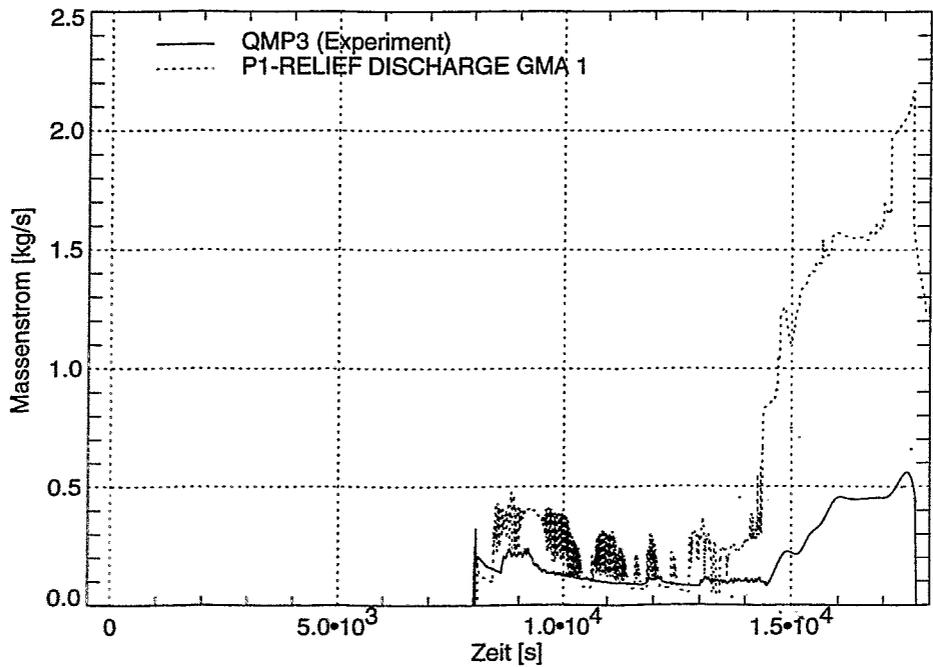


Bild 5.44: Massenstrom bei der Entlastung des Druckhalters

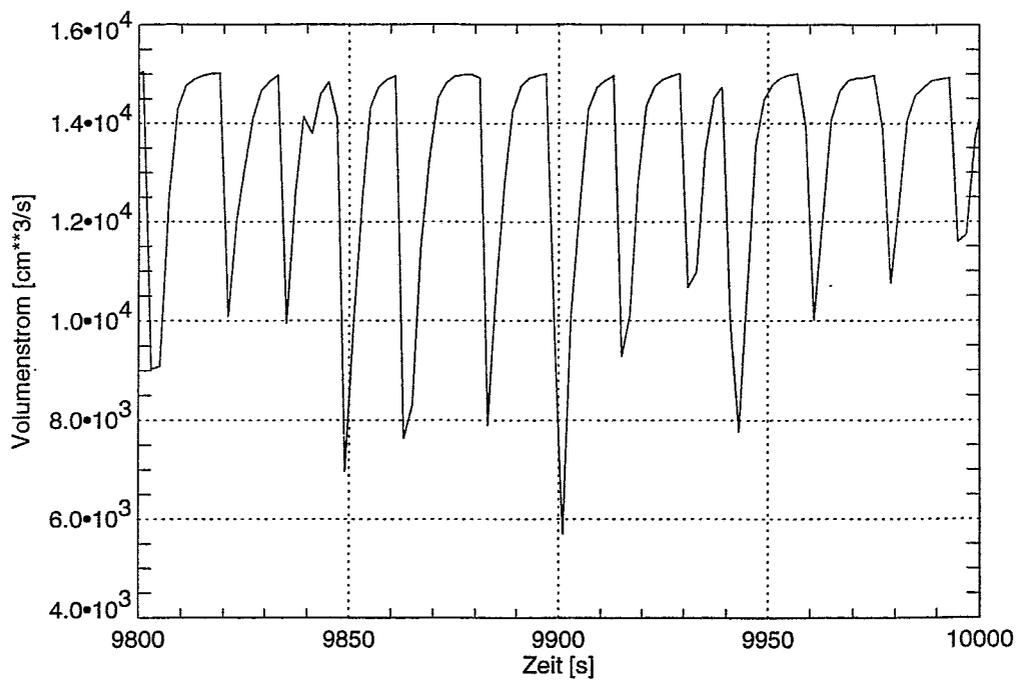


Bild 5.45: Volumenstrom in der Druckhalter-Abblaseleitung (Experiment)

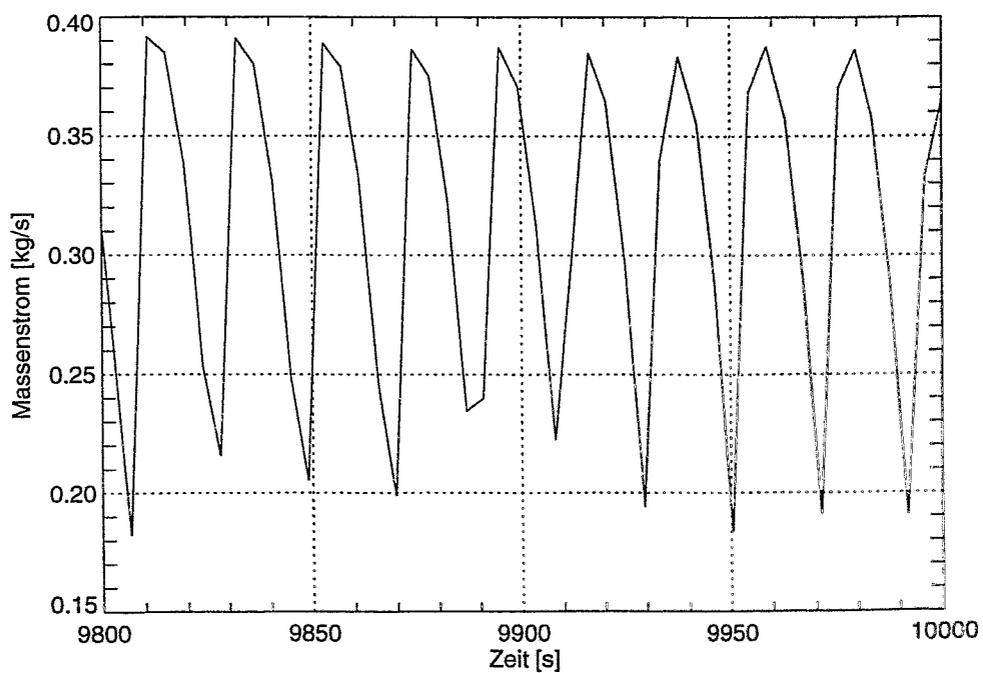


Bild 5.46: Massenstrom der Druckhalter-Entlastung (Rechnung)

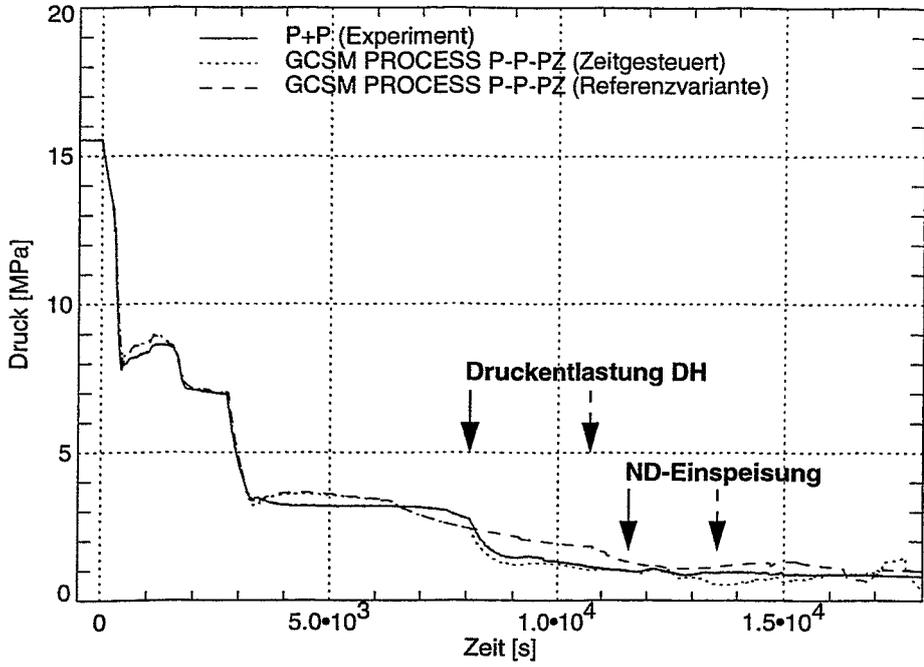


Bild 5.47: Primärdruck

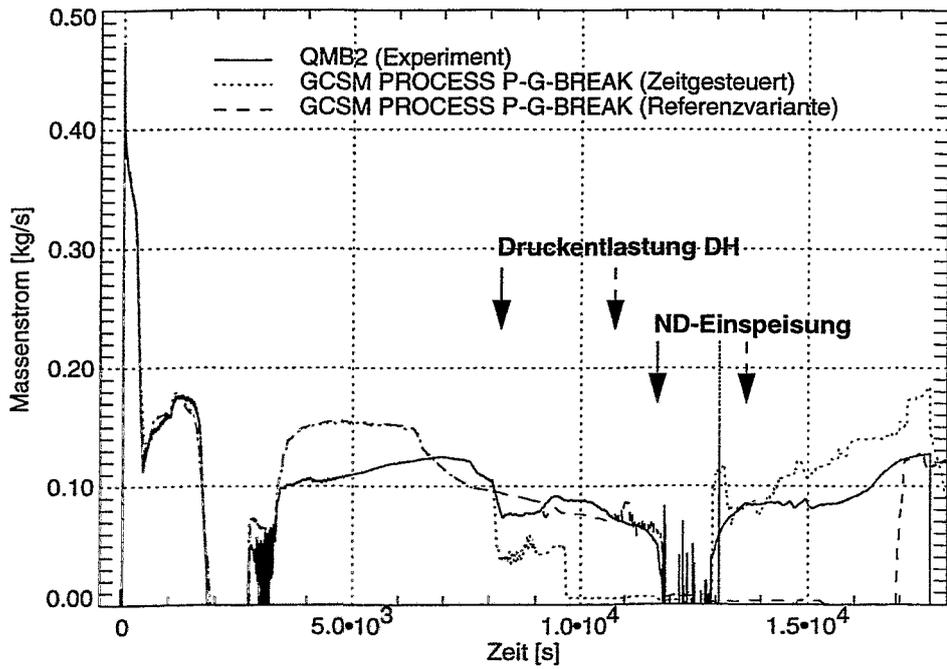


Bild 5.48: Leckmassenstrom

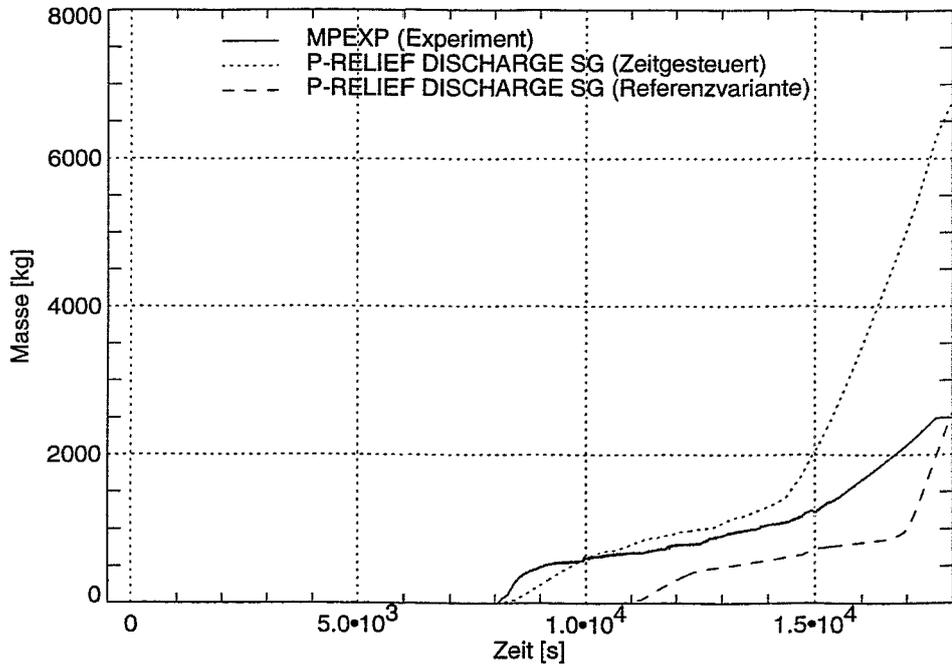


Bild 5.49: Integrale abgegebene Kühlmittelmenge bei der Entlastung des Druckhalters

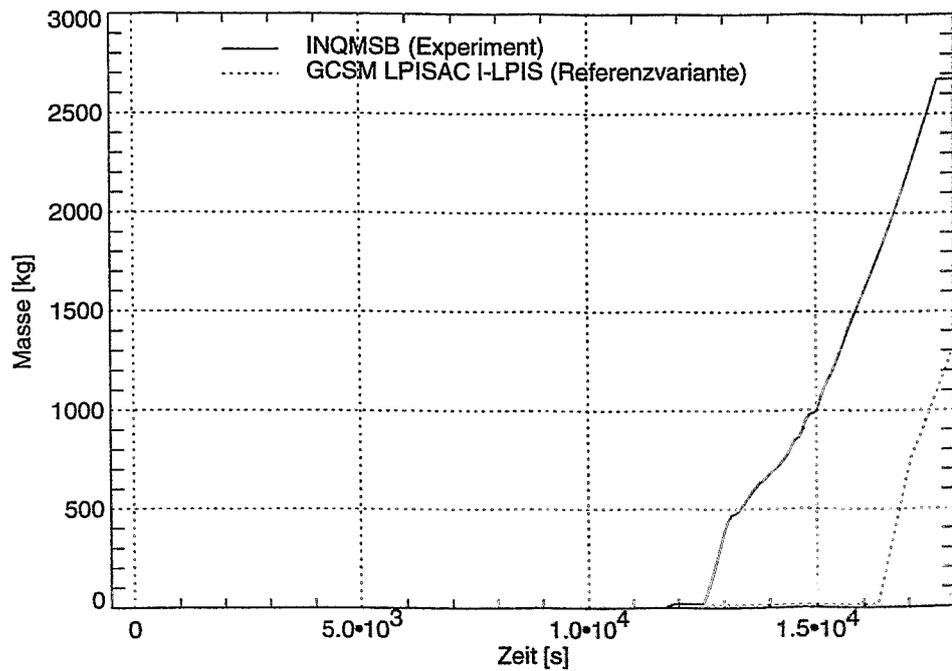


Bild 5.50: Integrale durch Niederdruckeinspeisung eingeleitete Kühlmittelmenge (zeitgesteuerte I-LPIS identisch zum Experiment)

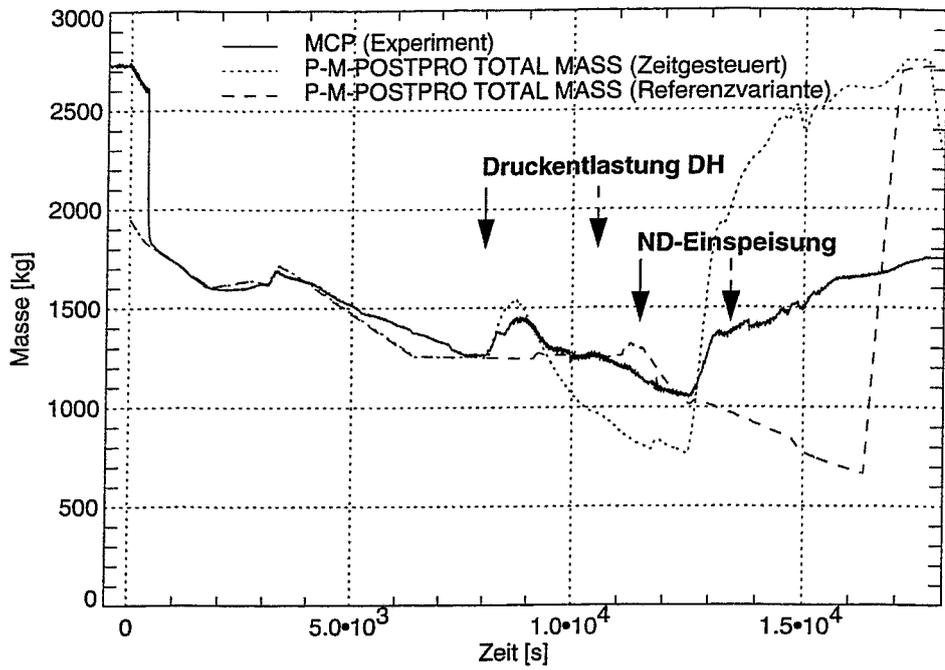


Bild 5.51: Kühlmittelinventar im Primärkreis

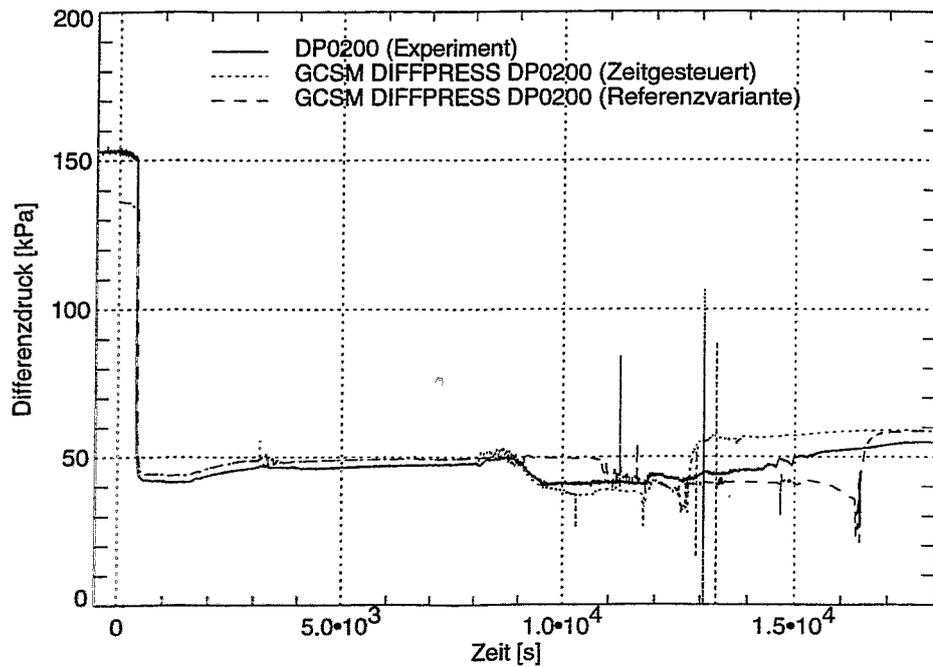


Bild 5.52: Differenzdruck im Reaktorgefäß

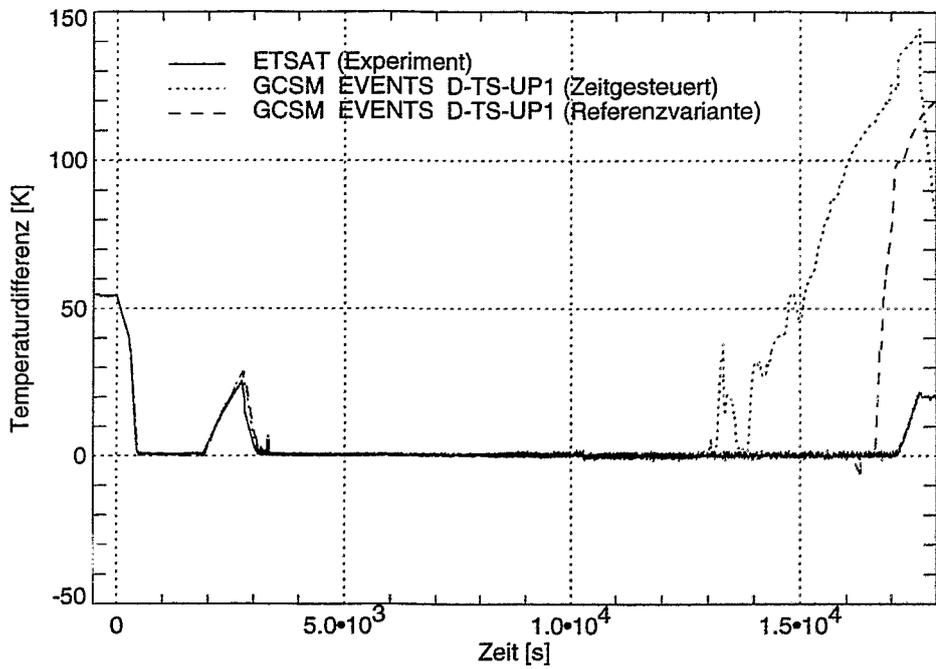


Bild 5.53: Abstand der Fluidtemperatur zur Sättigungstemperatur im oberen Plenum

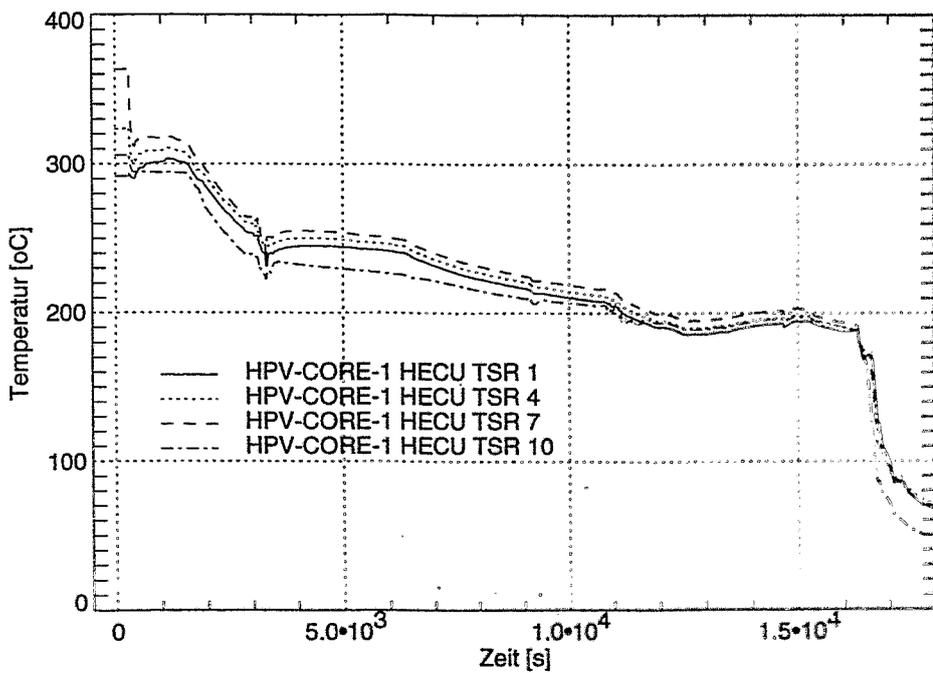


Bild 5.54: Brennstoff-Hülltemperatur

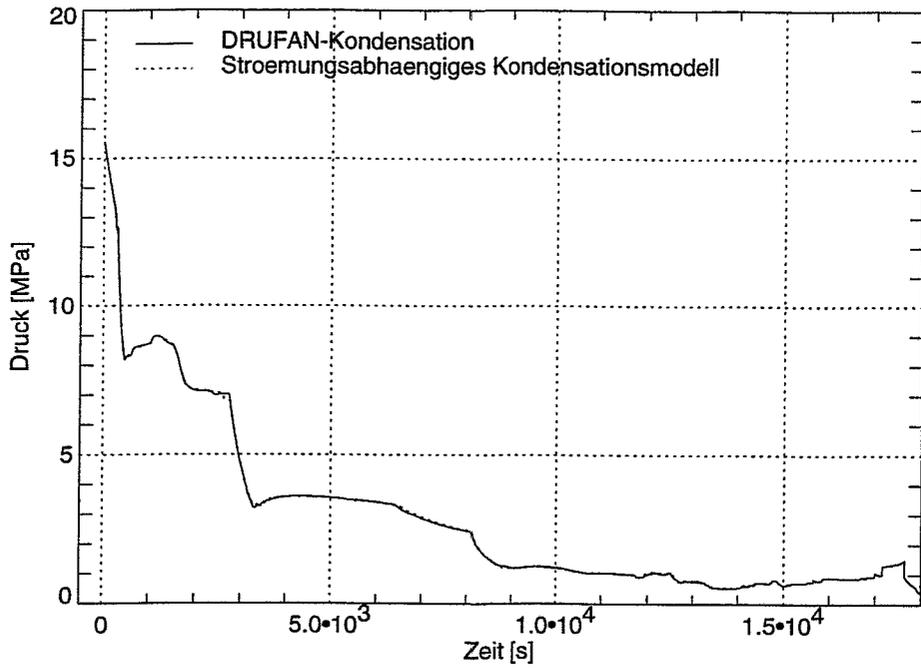


Bild 5.55: Primärdruck, zeitgesteuerte Variante

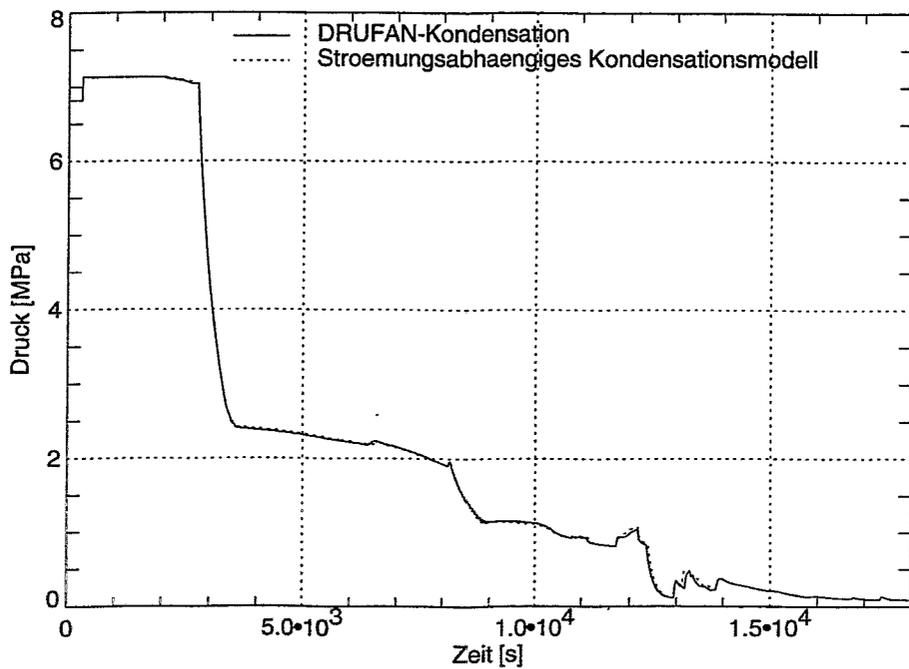


Bild 5.56: Sekundärdruck des Dampferzeugers 1

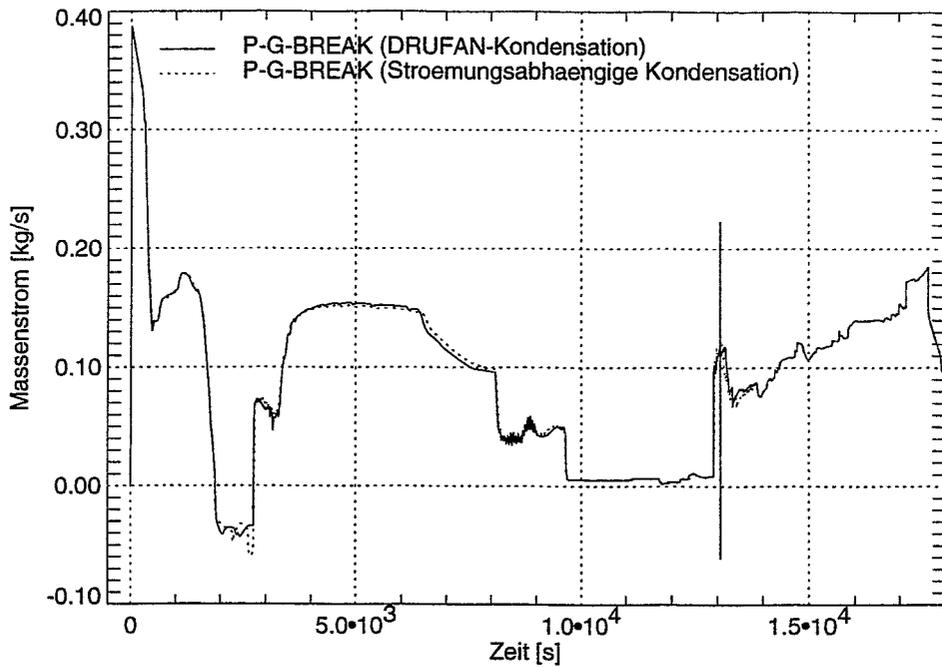


Bild 5.57: Leckmassenstrom für die beiden Kondensationsmodelle

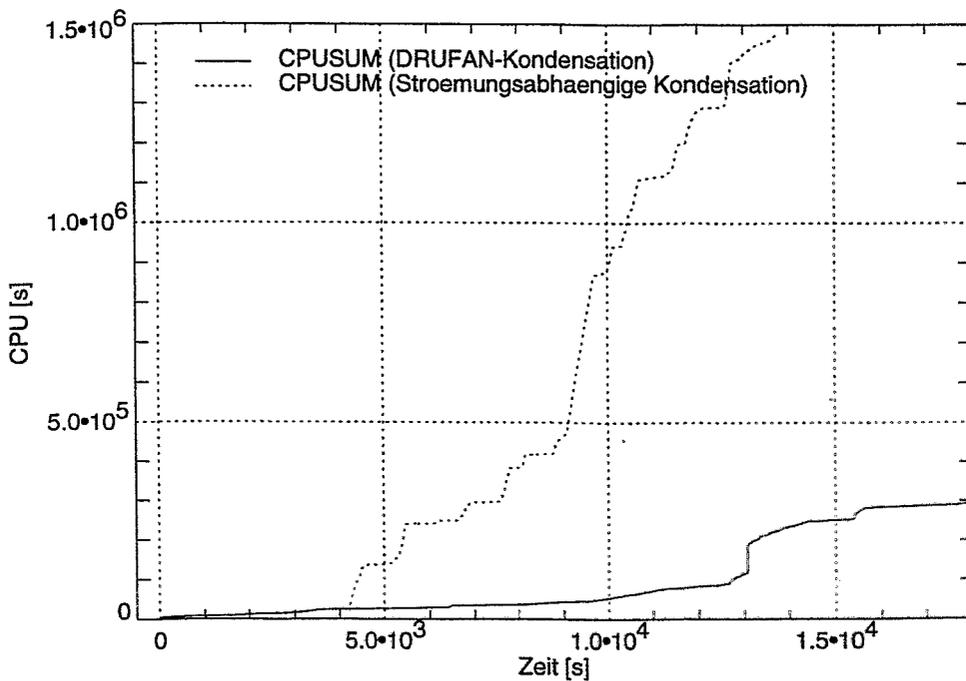


Bild 5.58: Erhöhung der Rechenzeit bei Anwendung des Strömungsabhängigen Kondensationsmodells

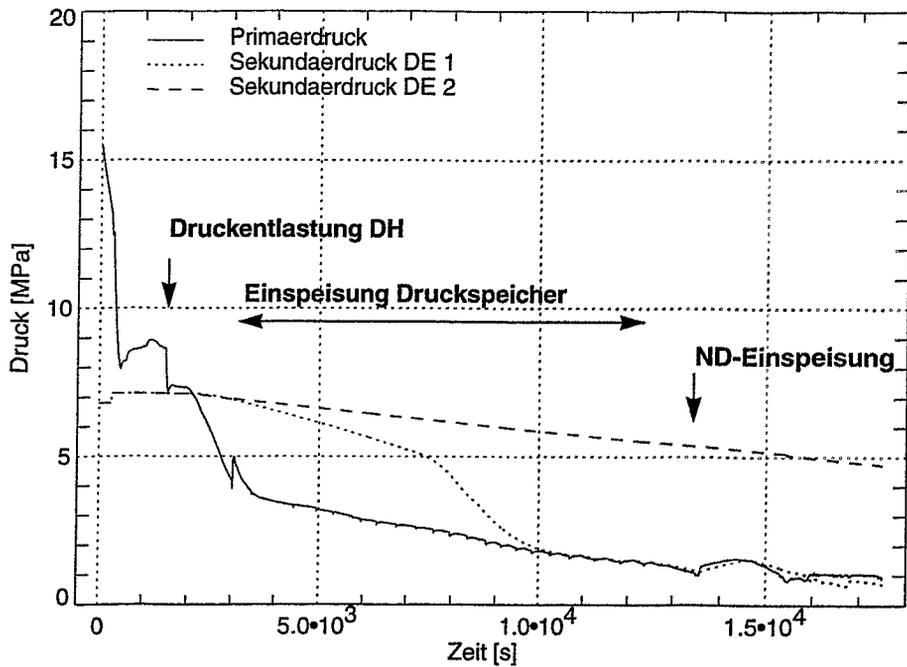


Bild 6.1: Druck im Primär- und Sekundärkreis ohne DE-Druckentlastung

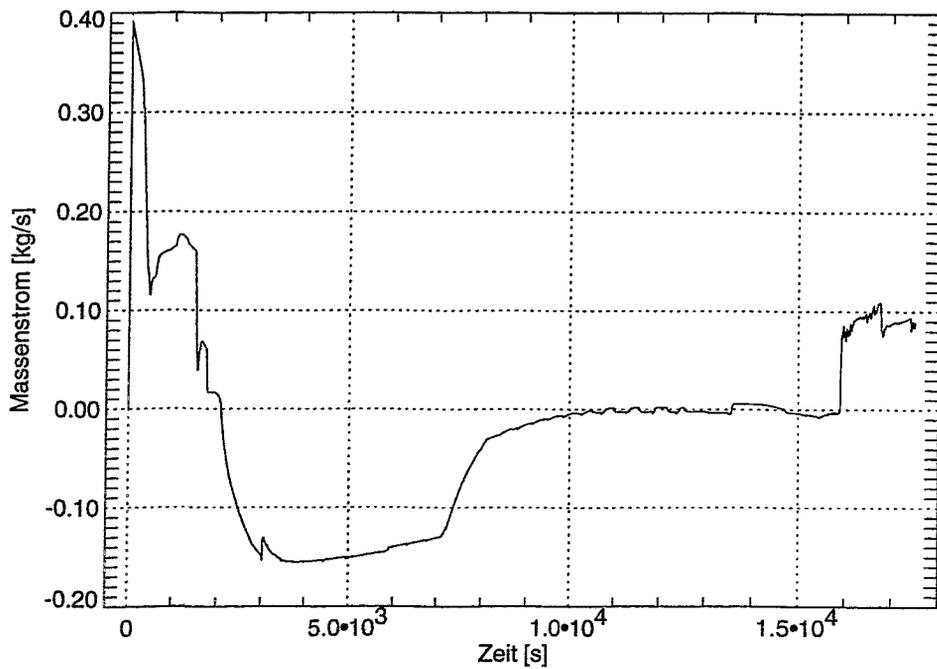


Bild 6.2: Leck-Massenstrom

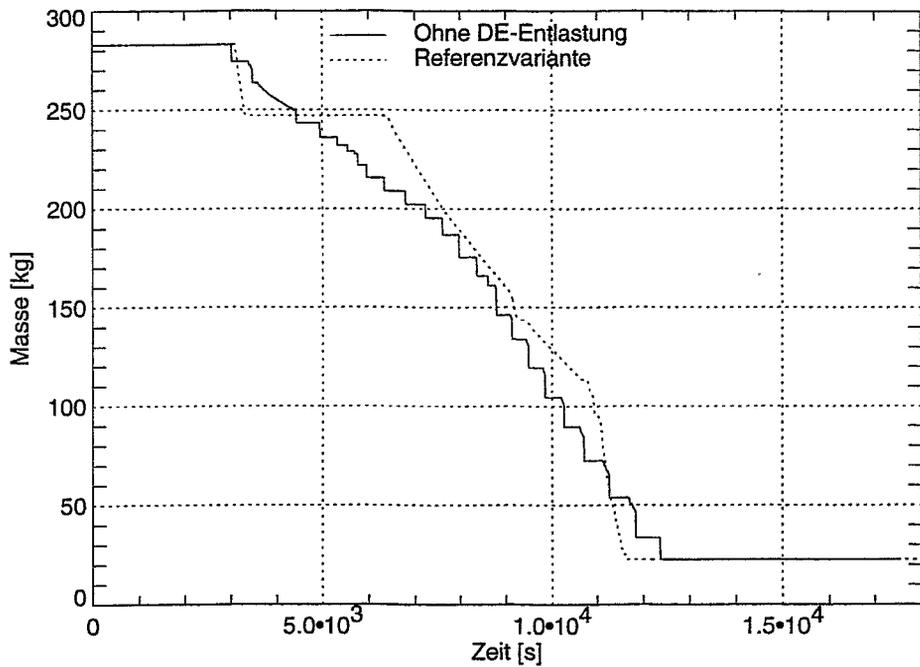


Bild 6.3: Kühlmittelinventar der Druckspeicher

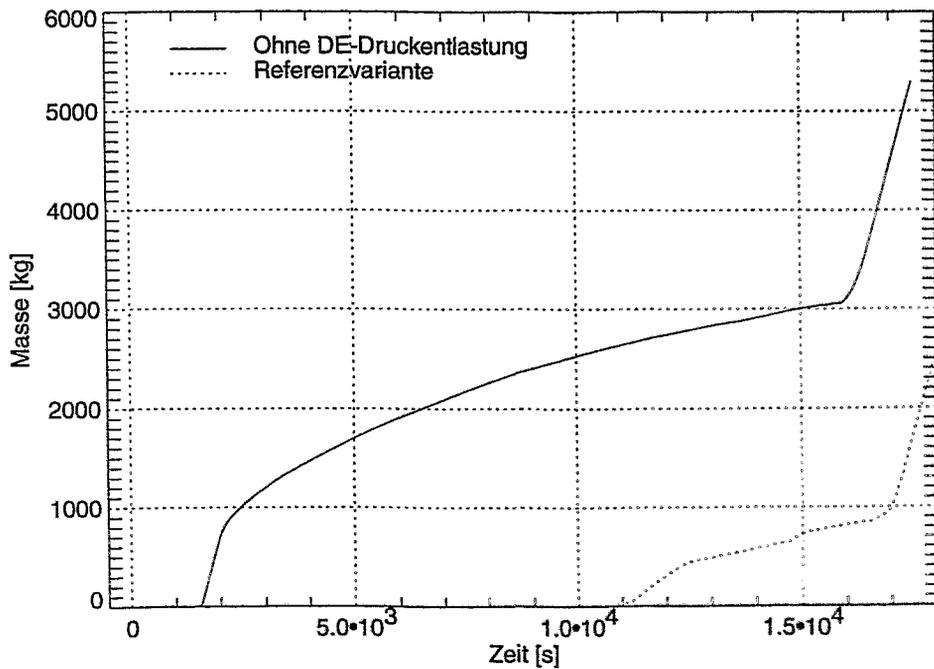


Bild 6.4: Integrale aus dem Druckhalter abgegebene Kühlmittelmenge

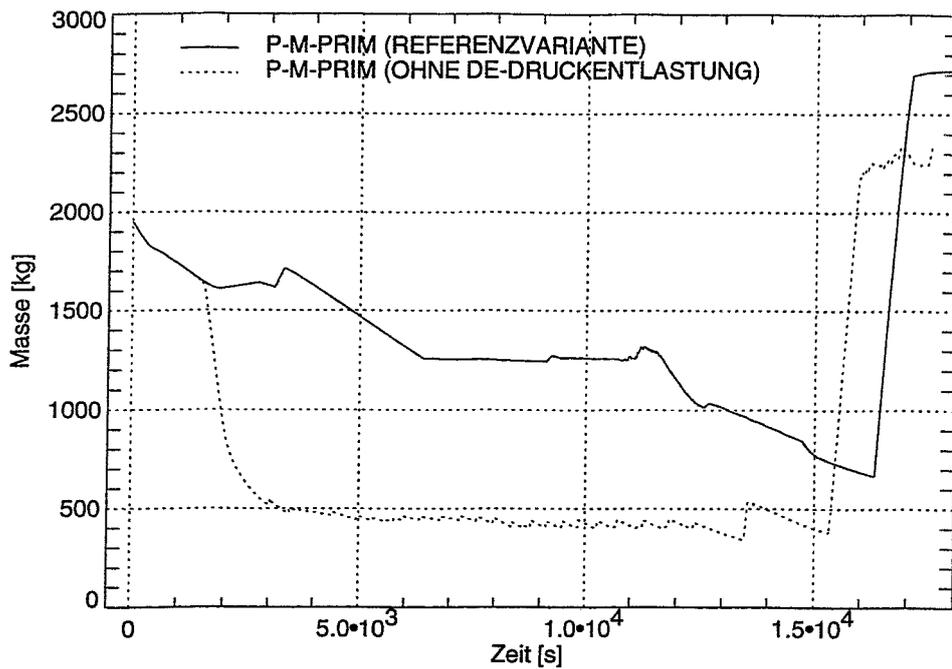


Bild 6.5: Kühlmittelinventar im Primärkreis

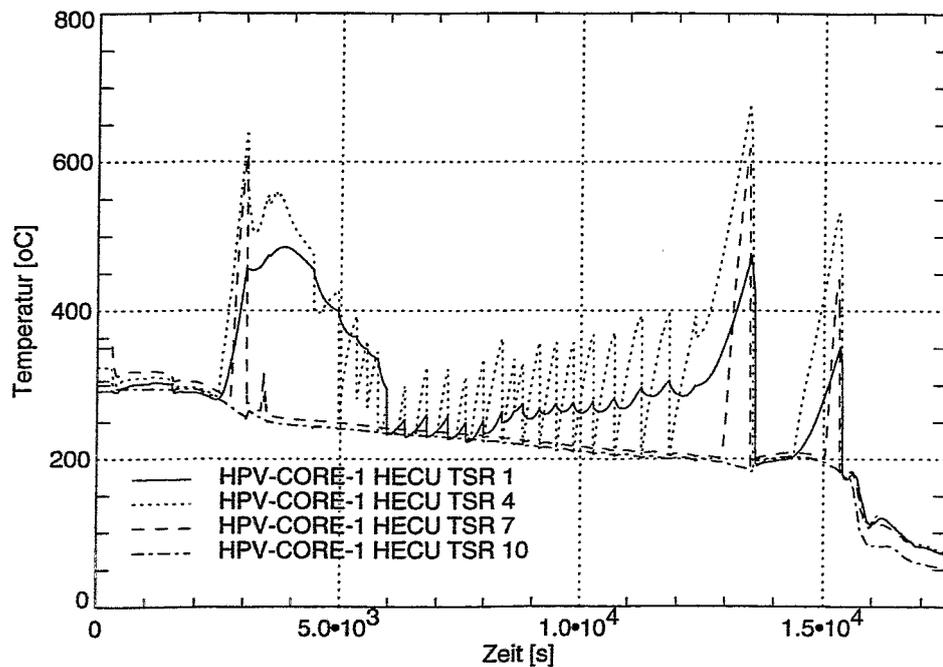


Bild 6.6: Brennstoff-Hülltemperaturen ohne DE-Druckentlastung

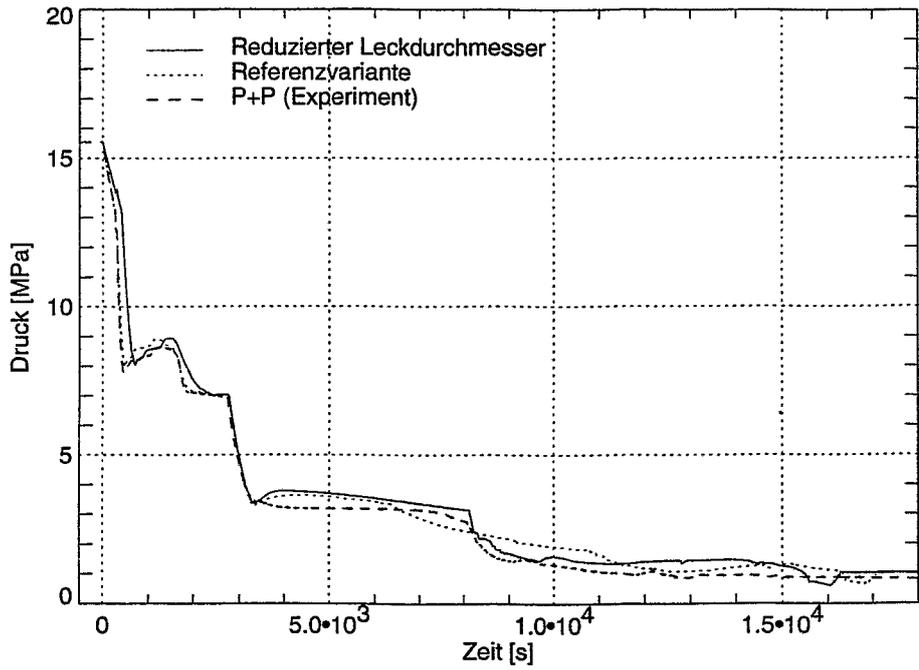


Bild 6.7: Primärdruck

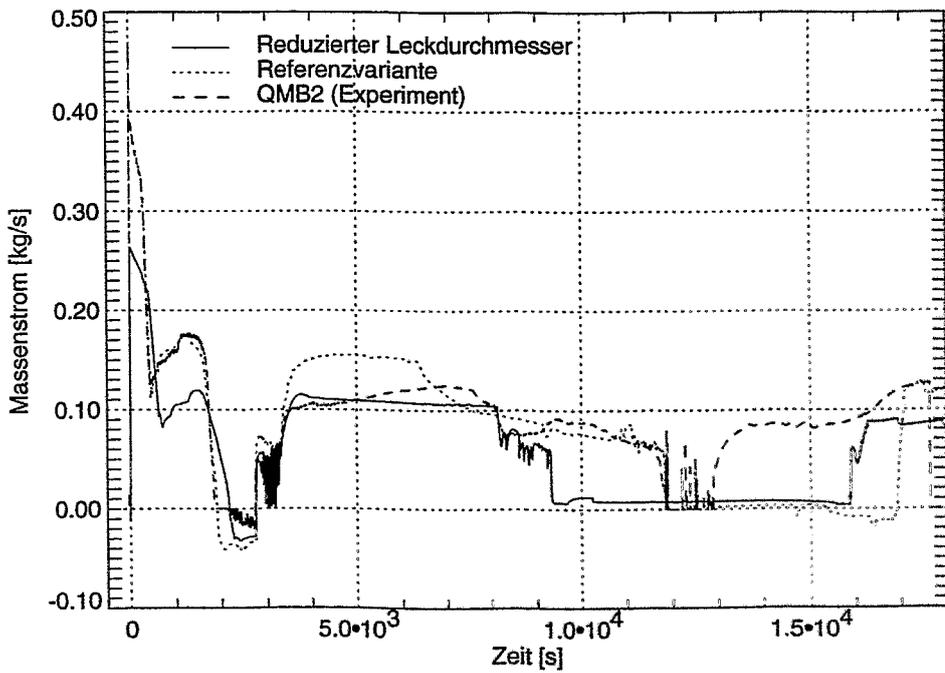


Bild 6.8: Leckmassenstrom

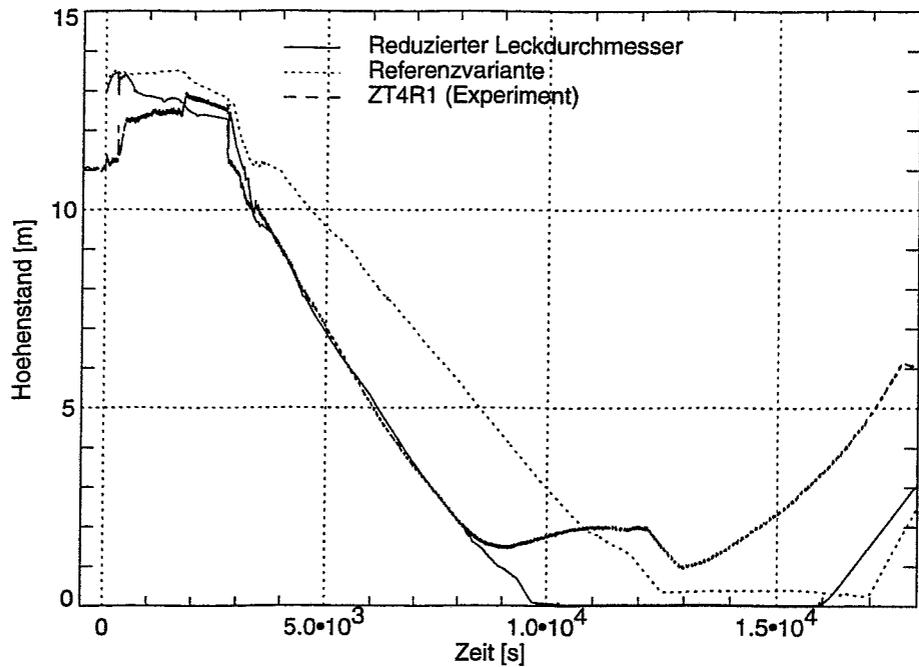
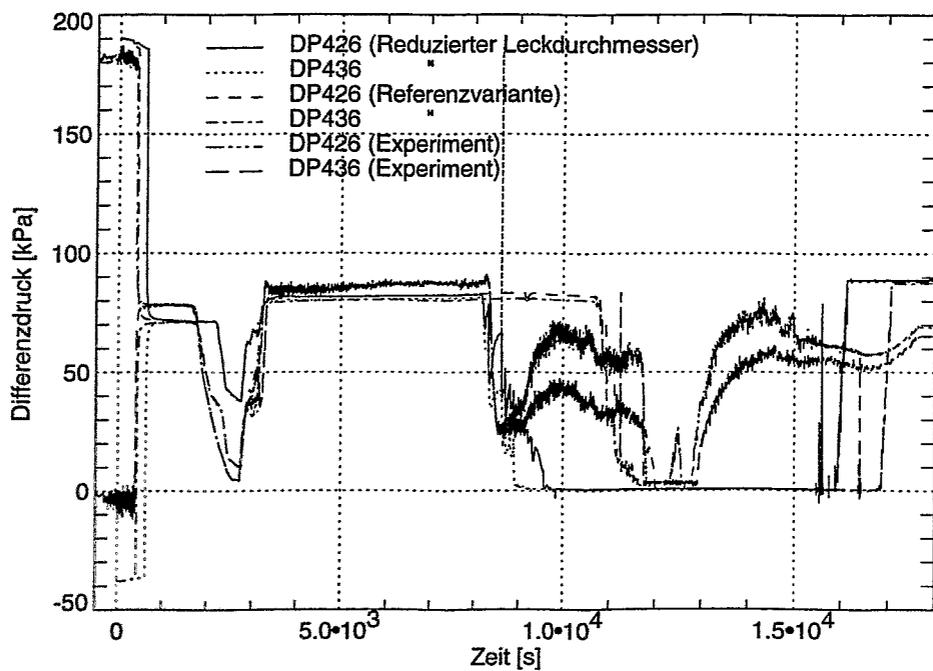


Bild 6.9: Höhenstand im havarierten Dampferzeuger



**Bild 6.10: Differenzdruck an den U-Rohren des havarierten Dampferzeugers
DP426: Eintrittsseite; DP436: Austrittsseite**

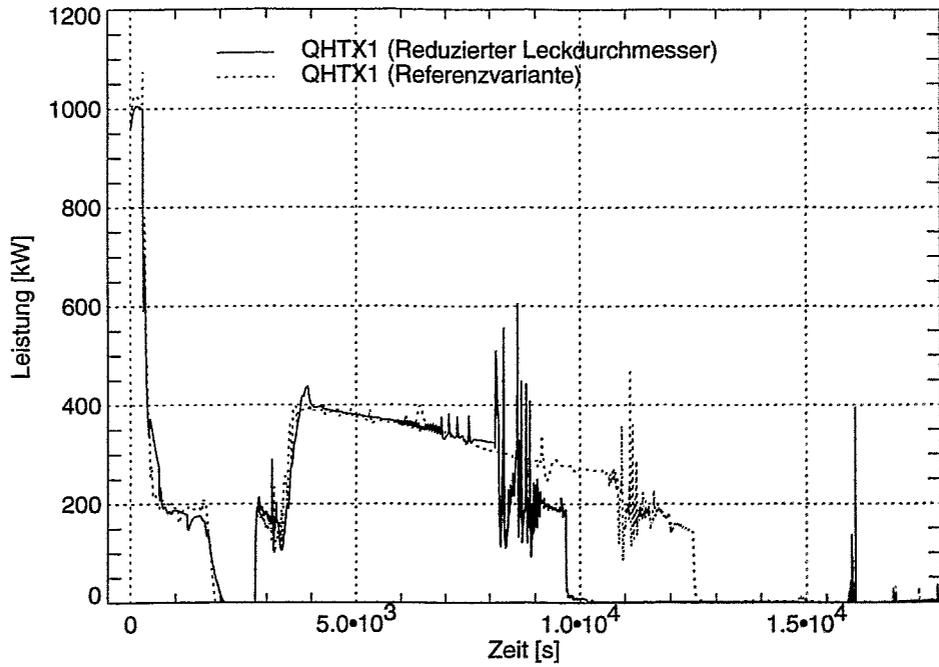


Bild 6.11: Wärmeabfuhr durch den havarierten Dampferzeuger

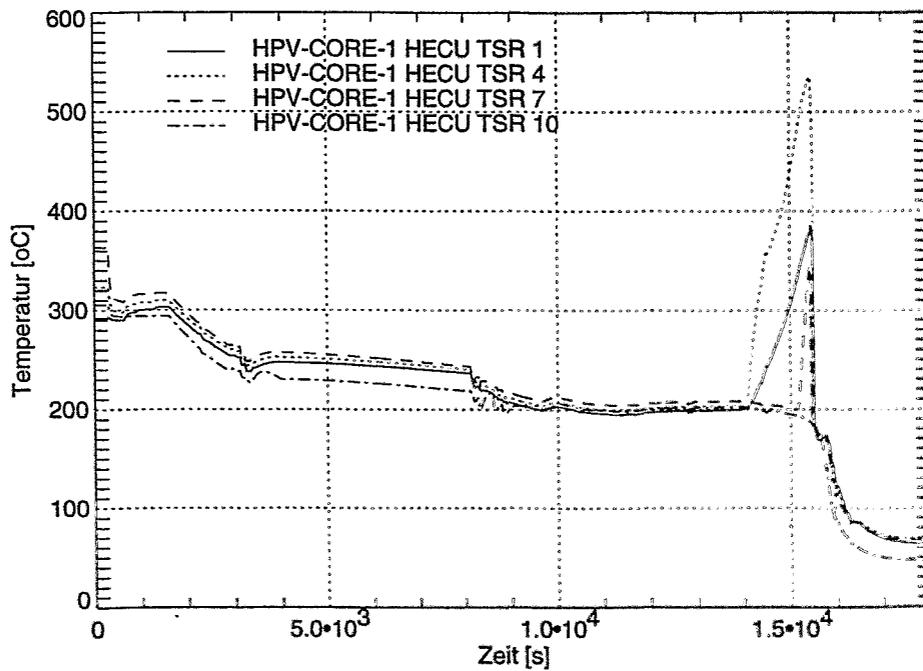


Bild 6.12: Brennelement-Hülltemperaturen