



PhD-FSTC-2019-48
Fakultät für Naturwissenschaften, Technologie und Kommunikation

DISSERTATION

verteidigt am 04/07/2019 in Luxemburg

zur Erlangung des Titels

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DU LUXEMBOURG EN SCIENCE DE L'INGÉNIEUR

von

Nadine Kaczmarkiewicz

geboren am 18. Oktober 1988 in Berlin-Lichtenberg (Deutschland)

NUMERISCHE UNTERSUCHUNG ZUR STRÖMUNGSENTWICKLUNG IM PASSIVEN FLUTSYSTEM DES REAKTORDESIGNS KERENA

Prüfungskommission

Dr. Stephan Leyer, Betreuer der Doktorarbeit
Professor, Universität Luxemburg

Dr. Giuseppe Bonfigli
Professor, Technische Hochschule Deggendorf

Dr. Manfred Greger, Vorsitzender
Professor, Universität Luxemburg

Dr. Slawomir Kedziora, Stellvertretender Vorsitzender
Professor, Universität Luxemburg

Dr. Thomas Mull
Framatome GmbH, Erlangen

Eidesstattliche Erklärung

Ich versichere hiermit an Eides statt, dass ich die vorliegende Dissertation selbstständig, ohne fremde Hilfe und ohne Benutzung anderer als die in der Arbeit angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe.

Alle Stellen, die wörtlich oder sinngemäß aus veröffentlichten oder nicht veröffentlichten Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht.

Die vorliegende Arbeit ist in dieser oder ähnlicher Form oder auch auszugsweise im Rahmen einer anderen Prüfung noch nicht vorgelegen.

Unterschrift:

Datum:

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist im Rahmen des öffentlichen Projekts *Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen (EASY)* beim Projektpartner Technische Hochschule Deggendorf unter Leitung des Professors Dr. Giuseppe Bonfigli durchgeführt worden. Gefördert ist das Projekt vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) worden. Den Austausch mit den Projektpartnern habe ich geschätzt und möchte mich hierfür bedanken. Einen besonderen Dank möchte ich an die Framatome GmbH richten - insbesondere an die Herren Thomas Wagner, Vassili Herbst und Dr. Thomas Mull, bei denen ich Versuche am Ventil durchführen konnte.

Wertvolle Diskussionen habe ich mit meinem Doktorvater Professor Dr. Stephan Leyer und meinem Betreuer vor Ort Professor Dr. Giuseppe Bonfigli geführt. Viele Dank für die Unterstützung und Geduld!

Um meinen Gedanken zwischendurch freien Lauf zu lassen, danke ich Christoph Winter für sein offenes Ohr. Danke an die fleißigen Korrekturleser Nicole Niehues, Anes Benzarti und Christoph Kluge. Ich möchte mich auch bei all denjenigen bedanken, die mich in dieser Phase unterstützt haben.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	xix
Symbolverzeichnis	xxi
1 Einleitung in Sicherheitskonzepte von Kernkraftwerken	1
1.1 Passive Sicherheitseinrichtungen im KERENA-Design	4
1.2 Betrachtung von Auslegungsstörfällen	9
1.3 Experimentelle Untersuchungen aus der Literatur	12
1.4 Rahmen der Arbeit	14
2 Funktionsweise des passiven Kernflutsystems	15
2.1 Beschreibung des Teststands INKA	16
2.2 Versuchsdurchführung	19
2.2.1 Einzeleffekt-Versuche	19
2.2.2 Integral-Versuche	20
2.3 Analyse der auftretenden Phänomene im passiven Kernflutsystem . .	22
2.3.1 Auswertungsmethodik	23
2.3.2 Einzeleffekt-Versuche	28
Beschreibung eines Referenzfalls mit Notkondensator-Betrieb .	29
Erhöhung des Fallrohr-Durchmessers	38
Absenken des Drucks im Sicherheitsbehälter	40
Verschiebung der Ventilöffnung durch Entnahme der Feder .	43

Abschaltung des Notkondensators	45
Erhöhung der Eigenmasse des Ventilkolbens	47
Fazit zu den Einzeleffekt-Versuchen	48
2.3.3 Integral-Versuche	49
Versuch EASY-1: Großes Frischdampfleitungsleck	50
Versuch EASY-2: Kleines Speisewasserleck	56
Versuch EASY-3: Reaktorbodenleck	60
Versuch EASY-4: Ausfall der Hauptwärmesenke	64
2.4 Zusammengefasste Erkenntnisse	65
3 Modellentwicklung zur Beschreibung des Ventilverhaltens	69
3.1 Ventilmodelle innerhalb des Systemcodes ATHLET	71
3.2 Ventilmodell unter Nutzung von ATHLET und Python	73
3.2.1 Modellierung des Gleichgewichtszustands	74
3.2.2 Bestimmung des Öffnungspunktes	77
3.2.3 Modellierung der Ventilposition	77
3.2.4 Modellierung der freien Querschnittfläche	78
3.3 Ermittlung und Überprüfung der Modellparameter	79
3.3.1 Bestimmung der elastischen Konstanten und Vorspannung von Feder und Balg	80
3.3.2 Bestimmung der Reibung	86
3.3.3 Bestimmung des Öffnungsdrucks	87
3.3.4 Bestimmung der Ventilposition in der Öffnungsphase	88
3.3.5 Bestimmung der Druckverlustzahl	89
3.4 Zusammengefasstes Ventilmodell mit Validierung	91
3.5 Erkenntnisse zum Ventil	93

4 Modellbildung des passiven Kernflutsystems	95
4.1 ATHLET Eingabedatensatz des passiven Flutsystems	95
4.2 Simulation ausgewählter Einzeleffekt-Versuche	97
4.3 Vergleich der Ventilmodelle	102
4.4 Simulation der Integral-Versuche	104
4.5 Schlussfolgerung für das passive Kernflutsystem	111
5 Zusammenfassung und Ausblick	113
A Experimente am Teststand	117
A.1 Beschreibung der Testanlage INKA	117
A.2 Daten der Einzeleffekt- und Integral-Versuche	120
B Weitere Daten zum Flutventil	131
B.1 Versuchsmatrix	131
B.2 Versuchsliste	132
B.3 Messdaten	137
B.3.1 Druck-Weg-Messungen	137
B.3.2 Kraft-Weg-Messungen	137
B.4 Bestimmung der Fehlergrenzen	138
B.5 Beschreibung der Ventil-Komponente in ATHLET	139
B.6 Weiterführende Information	140
C Ergänzende Simulationsergebnisse	141
Literatur	145

Abbildungsverzeichnis

1.1	Aufbau eines Siede- und eines Druckwasserreaktors [5]	2
1.2	Sicherheitsbehälter mit inneren Strukturen des KERENA-Designs [8] . .	4
1.3	Ablaufschema eines Kühlmittelverluststörfalls oder eines Ausfalls der Hauptwärmesenke	10
2.1	Rohr- und Instrumentenfließbild des passiven Kernflutsystem	17
2.2	Messstellenposition innerhalb der Flutleitung	18
2.3	Schematische Darstellung der Massenflüsse und Energieflüsse	27
2.4	Experimentelle Ergebnisse des Referenzfalls PCFS_2_4_01 mit Messstellenübersicht	30
2.5	Ablauf der Anfangsphase in den Einzeleffekt-Versuchen	31
2.6	Ablauf der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters	32
2.7	Ablauf der Übergangsphase mit auftretender Rückströmung in den Flutbeckenbehälter	33
2.8	Experimentelle Ergebnisse für die Übergangsphase	34
2.9	Ablauf der Kernflutphase	36
2.10	Experimentelle Ergebnisse des Referenzfalls in Abhängigkeit des Differenzdrucks	37
2.11	Einfluss des Fallrohrdurchmessers	39
2.12	Einfluss des Drucks im Sicherheitsbehälter	41
2.13	Einfluss des Drucks im Sicherheitsbehälter bei verzögerter Ventilöffnung	43
2.14	Einfluss der federunterstützten Öffnung	44

2.15 Einfluss der federunterstützten Öffnung bei niedrigem Druck im Sicherheitsbehälter	45
2.16 Einfluss des Betriebs vom Notkondensator	46
2.17 Einfluss des Betriebs vom Notkondensator bei verzögerter Öffnung . .	47
2.18 Einfluss des Zeitpunktes der Ventilöffnung bei veränderter Eigenmasse (Versuchsergebnisse)	48
2.19 Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Frischdampfleitungsbruchs	51
2.20 Prozessbilder während der experimentellen Simulation eines Frischdampfleitungsbruch	52
2.21 Zeitabhängige Versuchsergebnisse zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-1)	53
2.22 Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-1)	53
2.23 Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Speisewasserlecks	57
2.24 Zeitabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-2)	58
2.25 Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-2)	58
2.26 Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Reaktorbodenlecks	61
2.27 Zeitabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-3)	63
2.28 Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-3)	63
3.1 Ventilgehäuse [42] und schematischer Aufbau des Flutventils	70
3.2 Schematischer Verlauf und vereinfachte Steuerung des Ventilhubs . . .	72
3.3 Schematische Darstellung der Kopplung zwischen Python und ATHLET	73
3.4 Aufbau für die Ventiluntersuchungen im ausgebauten Zustand	79

3.5	Aufhängung mit Kraftmessdose und Wegmessung	79
3.6	Schematische Abbildung einer Kraft-Weg-Messung	80
3.7	Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch Nutzung der Handrat- sche	81
3.8	Verschiebung der Kraft-Weg-Beziehung in Abhängigkeit des Ventilin- nendrucks	82
3.9	Elastische Konstante K_{FB} auf der Grundlage von Kraft-Weg-Messungen	82
3.10	Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch Kettenzug	83
3.11	Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch automatische Seilwinde	84
3.12	Druck-Weg-Messung zur Ermittlung der elastischen Konstante und Vorspannung	85
3.13	Elastische Konstante K_B und K_{FB} auf der Grundlage von Druck- Weg-Messungen	85
3.14	Kraft-Weg-Messung bei Umgebungsdruck unterschiedlicher Reibung .	87
3.15	Öffnungsdruckdifferenz in Abhängigkeit des eingestellten Drucks auf der ND-Seite	87
3.16	Hubverlauf nach Öffnung des Ventils mit erhöhter Abtastfrequenz .	88
3.17	Hubverlauf nach Öffnung des Ventils für verschiedene Innendrücke .	89
3.18	Experimentell bestimmte Druckverlustzahl des vollständig geöffne- ten Ventils	90
3.19	Abhängigkeit der Druckverlustzahl vom Öffnungsgrad	91
4.1	Örtliche Diskretisierung des passiven Kernflutsystems der Testanlage INKA in ATHLET	96
4.2	Simulationsergebnisse für den Referenzfall über die Zeit	98
4.3	Simulationsergebnisse für den Referenzfall über den Behälterdruckun- terschied	98
4.4	Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in Versuch PCFS_2_4_01	98
4.5	Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbecken- behälter über die Zeit	101

4.6	Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbeckenbehälter über den Behälterdruckunterschied	101
4.7	Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in Versuch PCFS_2_3_01	101
4.8	Gegenüberstellung des Massenstroms für verschiedene Ventilmodelle über die Zeit	103
4.9	Gegenüberstellung des Differenzdrucks über das Ventil für verschiedene Ventilmodelle über den Gasphasendruckunterschied	103
4.10	Gegenüberstellung des Differenzdrucks über das Fallrohr für verschiedene Ventilmodelle über den Behälterdruckunterschied	103
4.11	Simulation des Frischdampfleitungsbruchs über die Zeit	105
4.12	Simulation des Frischdampfleitungsbruchs über den Behälterdruckunterschied	105
4.13	Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in der Simulation des Frischdampfleitungsbruchs	105
4.14	Simulation des Speisewasserleitungsbruchs über die Zeit	108
4.15	Simulation des Speisewasserleitungsbruchs über den Behälterdruckunterschied	108
4.16	Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in der Simulation des Speisewasserleitungsbruchs	108
4.17	Simulation des Reaktorbodenlecks über die Zeit	110
4.18	Simulation des Reaktorbodenlecks über den Behälterdruckunterschied	110
4.19	Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in der Simulation des Reaktorbodenlecks	110
A.1	Gegenüberstellung der Testanlage INKA und des KERENA-Reaktordesigns [49]	117
A.2	Rohrleitungs- und Instrumentenfließbild des Teststands INKA	118
A.3	Experimentelle Ergebnisse des Experiments mit verringertem Druck im Flutbeckenbehälter PCFS_2_3_01	121
A.4	Experimentelle Ergebnisse des Experiments mit erhöhtem Fallrohr-Durchmesser PCFS_2_5_01	122

A.5	Experimentelle Ergebnisse des Experiments ohne Federunterstützung PCFS_2_2_02	123
A.6	Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung und mit verrin- gertem Druck im Flutbeckenbehälter PCFS_2_1_02	124
A.7	Experimentelle Ergebnisse ohne Notkondensator-Betrieb PCFS_1_6_02	125
A.8	Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung und ohne Not- kondensator-Betrieb PCFS_1_2_04	126
A.9	Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung, ohne Notkon- densator-Betrieb und veränderter Ventilkolbenmasse PCFS_1_2_03 . .	127
A.10	Experimentelle Ergebnisse des großen Frischdampfleitungsleck EASY- 1 mit Messstellenübersicht	128
A.11	Experimentelle Ergebnisse des kleinen Speisewasserlecks EASY-2 mit Messstellenübersicht	129
A.12	Experimentelle Ergebnisse des Reaktorbodenlecks EASY-3 mit Mess- stellenübersicht	130
B.1	Änderung der Druckverlustzahl mit dem Öffnungsverhältnis für ein Geradsitzventil [43]	140
C.1	Ergänzende Simulationsergebnisse für den Referenzfall über die Zeit .	141
C.2	Ergänzende Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbeckenbehälter über die Zeit	141
C.3	Simulationsergebnisse ohne Notkondensator-Betrieb	142
C.4	Ergänzende Simulationsergebnisse zum Frischdampfleitungsleck über die Zeit	143
C.5	Ergänzende Simulationsergebnisse zum kleinen Speisewasserleck über die Zeit	143
C.6	Ergänzende Simulationsergebnisse zum Reaktorbodenleck über die Zeit	143

Tabellenverzeichnis

1.1	Übersicht ausgewählter, passiver Sicherheitssysteme des KERENA-Designs mit Lösungsansätzen anderer Reaktortypen	8
2.1	Übersicht zur Skalierung des INKA-Teststands	16
2.2	Vergleich der Erfassungsmöglichkeit für die nächste Phase auslösenden Ereignisse durch verschiedene Messstellen	25
2.3	Übersicht der analysierten Parameterveränderungen mithilfe der aufgeführten Einzeleffekt-Versuche	29
2.4	Übersicht der analysierten Störfall-Experimente mit den installierten, passiven Sicherheitseinrichtungen	50
2.5	Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-1)	56
2.6	Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-2)	61
2.7	Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-3)	64
2.8	Übersicht der Bedingungen beim Öffnen des Flutventils und beim Beginn der Flutung in den einzelnen Experimenten	68
2.9	Vergleich der ermittelten Zeitpunkte anhand unterschiedlicher Kriterien, Zeitangaben in Sekunden Versuchszeit	68
3.1	Kenngrößen des Flutventils basierend auf den von Framatome GmbH übermittelten Daten	71
3.2	Randbedingungen des Ventils und Kernflutbehälterbeckens bei Öffnung des Flutventils	76

3.3	Messstellenliste während der Ventil-Versuche mit analoger Bezeichnung zur INKA-Anlage	79
3.4	Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Vorspannung mit $K_{FB} = 60,3 \text{ N/mm}$	82
3.5	Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Vorspannung mit den elastischen Konstanten der Druck-Weg-Messungen	86
3.6	Übersicht des finalen Ventilmodells	92
3.7	Vergleich des experimentell gemessenen und berechneten Öffnungs-differenzdruck	93
4.1	Widerstandsbeiwerte ζ für die einzelnen Abschnitte im passiven Kern-flutsystem	97
B.1	Durchgeführte Kraft-Weg-Messungen	131
B.2	Durchgeführte Öffnungs differenzdruck-Messungen	131

Abkürzungsverzeichnis

CF Massenstrom.

CG Ventilhub.

CL Füllstand.

CP Druck bzw. Differenzdruck.

CT Temperatur.

JNB Notkondensator-System.

JNG Flutleitung.

LBA Fallraum des Reaktors.

NDD Steigraum des Reaktors.

UJA Sicherheitsbehälter.

ATHLET Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten.

INKA Teststand für integrale Experimente am Standort Karlstein am Main.

ADE automatische Druckentlastung.

B Balg.

BMWi Bundesministerium für Wirtschaft und Energie.

DCL engl.: Downcomerline.

EASY Integrale experimentelle und analytische Nachweise der Beherrschbarkeit von Auslegungsstörfällen allein mit passiven Systemen.

ESBWR engl.: economic simplified boiling water reactor.

FB Feder-Balg.

FL Flutleitung.

FPV engl.: flooding pool vessel.

GCSM engl.: general control simulation module.

GG Gleichgewicht.

GRS Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit.

HD Hochdruck.

IAEA Internationale Atomenergie-Organisation.

INES Internationalen Bewertungsskala für nukleare und radiologische Ereignisse.

KMV Kühlmittelverluststörfall.

ND Niederdruck.

OECD/NEA Kernenergieagentur der Organisation für wirtschaftliche Zusammenarbeit und Entwicklung.

PCFS engl.: passive core flooding system.

RB Randbedingung.

RDB Reaktordruckbehälter.

RESA Reaktorschnellabschaltung.

RPV engl.: reactor pressure vessel.

SE- Sicherheits- und Entlastungs-.

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

A	m^2	Fläche
a	—	Modellparameter
D	mm	Durchmesser
F	N	Kraft
f	s^{-1}	Messfrequenz
g	$\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$	Gravitationsfeldstärke
h	m	Füllstand bzw. Höhe
K	$\text{N} \cdot \text{mm}^{-1}$	elastische Konstante
m	kg	Masse
\dot{m}	$\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$	Massenstrom
n	—	Modellparameter
P	W	Nachzerfallsleistung
p	bar	Druck
P_0	W	Nennleistung
r	mm	Rohrrauigkeit
s	mm	Hub
t	s	Zeit
T_0	s	Betriebszeit bei Nennleistung
x	—	Zahlenwert, Dampfgehalt

Griechische Symbole

Δ	—	Differenz bzw. Unterschied
ρ	$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$	Dichte
ϑ	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
ζ	—	Widerstandsbeiwert

Indices

x	—	Zahlenwert
atm	—	atmosphärisch
ber	—	berechnet, simuliert
$Bwgl$	—	bewegliche Ventilteile

<i>exp</i>	—	gemessen, experimentell
<i>G</i>	—	Gewicht
<i>Gew</i>	—	zusätzliche Teile
<i>i</i>	—	Ordinalzahl des Messsignals; Komponente
<i>R</i>	—	Reibung
<i>res</i>	—	resultierend
<i>Sys</i>	—	System
<i>e</i>	—	Versuchsende
<i>f</i>	—	einsetzende Kernflutung
<i>o</i>	—	Flutventilöffnung
<i>tot</i>	—	gesamt/total
<i>s</i>	—	Start der Transiente
<i>Vent</i>	—	Ventil

Kapitel 1

Einleitung in Sicherheitskonzepte von Kernkraftwerken

Die Weiterentwicklung von technischen Anlagen insbesondere hinsichtlich ihrer Sicherheit schreitet ständig voran. Ein besonderes Augenmerk wird dabei auf kerntechnische Anlagen gerichtet. Laut atw, einem internationalen Journal für Kernenergie, planen 16 Länder in den nächsten Jahren 55 neue Kernkraftwerke zu bauen (Stand: 31.12.2017) [1]. Obwohl die Bundesrepublik Deutschland alle kerntechnischen Anlagen zur Stromerzeugung im Land bis zum Jahr 2022 vom Netz nehmen wird, erforschen deutsche Wissenschaftler weiterhin die Mechanismen von Sicherheitskonzepten für Kernkraftwerke. Die gewonnenen Erkenntnisse werden in Modelle von Simulationssoftware transferiert, die u. a. zur Genehmigung von Anlagen eingesetzt werden.

Die verschiedenen Entwicklungsstufen von Reaktortypen mit ihren Sicherheitseinrichtungen werden in der kerntechnischen Literatur vorgestellt [2–4]. Die Konzepte verfolgen die Umwandlung von Kernenergie in elektrische Energie auf unterschiedlichen Wegen. Es werden verschiedene Brennstoffvarianten, Kühlmittel und ggf. Moderatoren eingesetzt. In Leichtwasserreaktoren wird Wasser als Betriebsmittel verwendet, da geringe Kosten anfallen und der Massenunterschied zwischen dem enthaltenen Wasserstoffatom und Neutronen gering ist, um so die kinetische Energie der durch Spaltung entstandenen Neutronen bei Kollisionen auf die kinetische Energie thermischer Neutronen zu reduzieren. Die Leichtwasserreaktoren lassen sich in zwei Gruppen unterscheiden – den Druck- und Siedewasserreaktoren. Das Funktionsprinzip einer kerntechnischen Anlage ist für beide Gruppen sehr ähnlich und kann anhand der Abbildung 1.1 nachvollzogen werden. Die Hauptkomponente bildet der Reaktordruckbehälter (1 in Abb. 1.1) mit den Brennstäben (2), in denen die Spaltung des Urans abläuft. Diese löst eine Kettenreaktion aus, wobei die entstehenden freien Neutronen durch Zusammenstöße mit dem Moderator kinetische Energie übertragen. Bei einem Aufeinandertreffen mit einem spaltfähigen Molekül kann eine weitere Reaktion initiiert werden. Das umgebende Wasser dient als Moderator und gleichzeitig als Kühlmittel. Im Normalbetrieb eines Siedewasserreaktors nimmt das Kühlmittel die erzeugte, thermische Energie bei etwa 70 bar unter Änderung

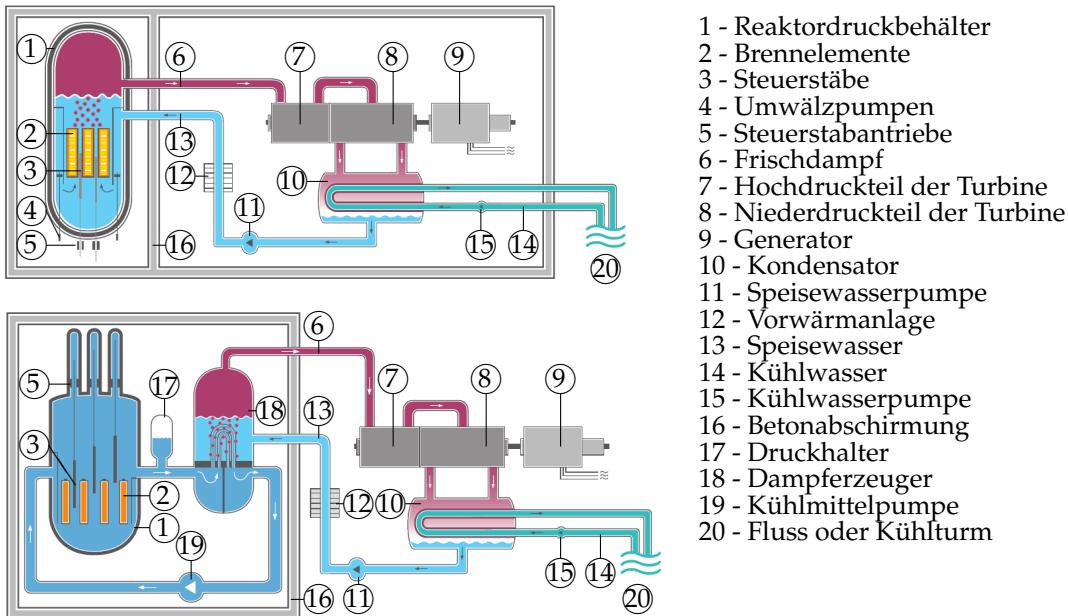


ABBILDUNG 1.1: Aufbau eines Siedewasserreaktors (oben) und eines Druckwasserreaktors (unten) [5]

des Aggregatzustands auf (oberes Schema in Abb. 1.1). Der gebildete Dampf (6) treibt eine Turbine (7 und 8) mit Generator (9) an, um thermische in mechanische und letztlich in elektrische Energie umzuwandeln. Anschließend wird der Dampf in einem Kondensator (10) verflüssigt. Hierzu wird ein Kühlturm oder nahe gelegener Fluss (20) als Wärmesenke verwendet. Das Kühlmittel (14) wird mit einer Pumpe (15) durch den Kondensator gefördert. Mit der Speisewasserpumpe (11) wird das gebildete Kondensat (13) auf der Primärseite durch einen Vorwärmere (12) zurück in den Reaktordruckbehälter (1) des Siedewasserreaktors geführt. Die auftretende natürliche Konvektion wird durch eine zusätzliche Umwälzpumpe (4) unterstützt. Das Kondensat fließt nun erneut entlang der Brennelemente und kühlt diese. Um die Reaktion zu steuern, werden Steuerstäbe (3) über einen Antrieb (5) im Reaktordruckbehälter positioniert.

Im Druckwasserreaktor (unteres Schema in Abb. 1.1) bleibt das Wasser bei 160 bar im Reaktordruckbehälter (1) flüssig. Ein zusätzlich zwischengeschalteter Kreislauf, der frei von ionisierender Strahlung ist und nicht in der Betonabschirmung untergebracht werden muss, nimmt die thermische Energie im Dampferzeuger (18) auf. Der gebildete Frischdampf (6) wird analog zum Siedewasserreaktor zur Umwandlung in elektrische Energie zur Turbine (7 und 8) geleitet und anschließend kondensiert (10). Mit der Speisewasserpumpe (11) wird es zurück in den Dampferzeuger (18) gefördert. Der Primärkreislauf des Druckwasserreaktors enthält einen Druckhalter (17), um Schwankungen auszugleichen. Das Kühlmittel wird mit einer Pumpe (19) zur Zwangsumwälzung durch den Reaktordruckbehälter zirkuliert.

Die Entwicklung von Anlagen zur friedlichen Nutzung von Kernenergie wird in

der Literatur mit verschiedenen Generationsstufen gekennzeichnet. Die Prototypen werden der Generation I zugeordnet, während die Generation II kommerzielle Anlagen umfasst. Als Generation III werden fortschrittliche, mit Wasser gekühlte Reaktoren bezeichnet, deren evolutionäre Weiterentwicklung in Anlagenkonzepten der Generation III+ zu finden sind. Neben aktiven Sicherheitssystemen mit u. a. dem Einsatz von elektrischen Hilfsenergien und rotierenden Teilen zeichnen sich Reaktoren der Generation III+ durch zusätzliche, passive Systeme aus. Die Generation IV von Kernkraftwerken lässt sich durch revolutionäre Ansätze charakterisieren, bei denen höhere Wirtschaftlichkeit, weitere Verbesserung der Sicherheitsmaßnahmen sowie Minimierung des Abfalls bei der Konzeptfindung im Vordergrund stehen. Zur Zeit befinden sich diese Reaktoren noch im Forschungsstand. Weitere Informationen finden sich in der einschlägigen Literatur zur Nukleartechnik [2, 4, 6, 7].

Kernkraftwerken ab Generation II beinhalten Sicherheitssysteme, die verschiedene, technische Grundsätze verfolgen. Im Folgenden sind miteinander kombinierbare Maßnahmen aufgelistet, um so unterschiedliche Fehlerarten zu beseitigen [5]:

Qualitätssicherung der verwendeten Materialien: durch Kontrollen bei der Herstellung und während des Betriebs als Maßnahme gegen Materialversagen,

Diversität: Verwendung unterschiedlicher Prinzipien zur Vorbeugung eines systematischen Fehlers, z. B. Einfahren von Steuerstäben und Einspritzen von Borsäure für die Reaktorschneidabschaltung,

Redundanz: mehrfache Ausführung der gleichen Komponente, um einen Einzelfehler zu beheben,

Fail-Safe: Einnehmen der Sicherheitsstellung bei Systemversagen in Kombination mit einem Ausfall der Hilfsenergie, z. B. verbaute Öffnungsventile in den Einspeiseleitungen der Kernflutbecken,

Entmaschung: Vermeiden von gemeinsam verwendeten Komponenten sowie einer räumlichen Trennung der Systeme im Sinne von Abstand oder baulichen Maßnahmen zwischen den Komponenten, um einen übergreifenden Fehler zu verhindern,

Automatische Leittechnik: selbstständiges Reaktorsicherheitssystem zum Schutz vor Bedienfehlern sowie

Konservative Auslegung: Sicherheitsreserven beim Anlagendesign zur Wahrung der Reaktorintegrität.

Der in dieser Arbeit betrachtete Anlagentyp gehört zur Generation III+ der Siedewasserreaktoren und geht aus der Baulinie 72 von Gundremmingen B/C hervor. Das Konzept KERENA der Framatome GmbH, ehemals AREVA GmbH, zeichnet sich

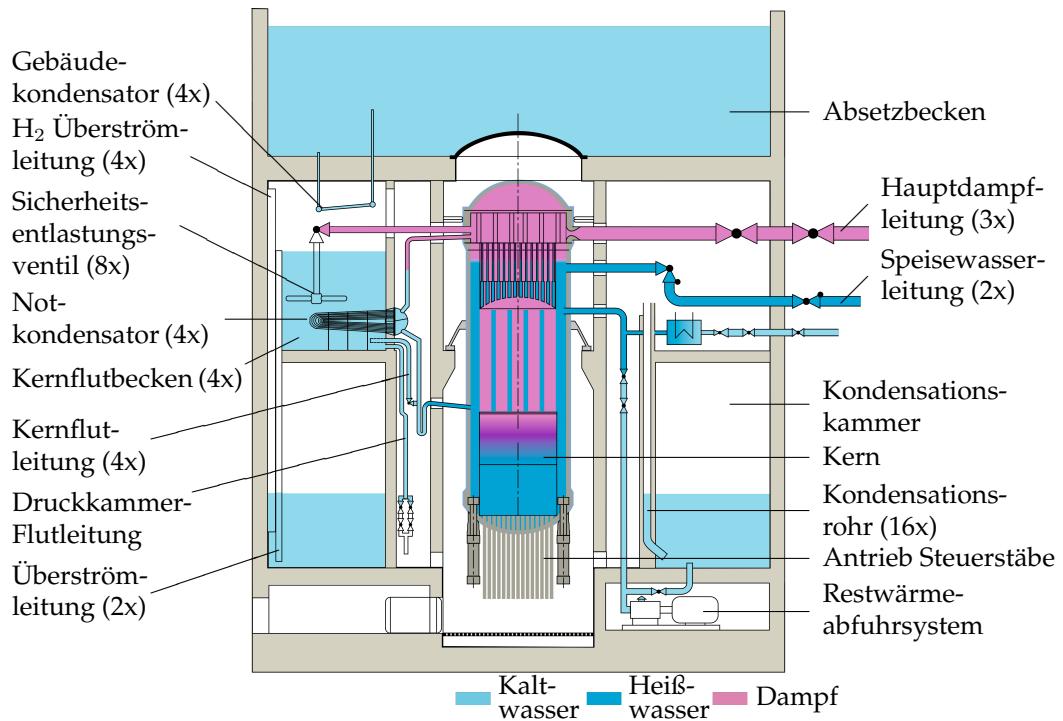


ABBILDUNG 1.2: Sicherheitsbehälter mit inneren Strukturen des Generation III+-Reaktordesigns KERENA [8]

durch die Verwendung von aktiven und passiven Sicherheitseinrichtungen aus. In Abbildung 1.2 sind die inneren Strukturen im Sicherheitsgebäude dargestellt. Zentral in der Mitte befindet sich der Reaktordruckbehälter, der sich in den Steigraum mit den Brennstäben und den Fallraum aufteilt. Der erzeugte Dampf steigt im Inneren auf, reißt Wasser mit, das an dafür vorgesehenen Einbauten abgeschieden wird. Gesättigter Dampf strömt über die Frischdampfleitung aus dem Sicherheitsbehälter zur Turbine. Hier wird Energie abgegeben und der Dampf kühlt ab. In einem nachgeschalteten Kühlturm kondensiert Wasser und wird als Speisewasser zurück in den Reaktordruckbehälter geleitet, wo es am äußeren Rand absinkt. Im unteren Teil unterstützen Umwälzpumpen die natürliche Zirkulation. Hier sind auch der Steuerstabantrieb zur Regulierung der Kernspaltung und die Einspeisung von Borsäure als Neutronenfänger angesiedelt. Die weiteren dargestellten Komponenten werden im Leistungsbetrieb nicht angesprochen und dienen der Sicherung der Anlagenintegrität während eines Störfalls. In dem folgenden Abschnitt wird die Funktionsweise dieser Systeme näher beschrieben.

1.1 Passive Sicherheitseinrichtungen im KERENA-Design

Das Interesse an passiven Sicherheitssystemen ist nach dem Unfall im japanischen Kernkraftwerk Fukushima-Daiichi weiter gestiegen. Das Erdbeben und der darauf folgende Tsunami führten zu einem Ausfall der aktiven Sicherheitskomponenten

(Notstrom- und Nebenkühlwasserversorgung), sodass die Kernkühlung nicht sichergestellt wurde und eine Kernschmelze erfolgte. Informationen über den Hergang sowie die Ursachen sind in einem Bericht des Bundesamts für Strahlenschutz zusammengefasst [9]. Die Kernkühlung und Abfuhr der Nachzerfallswärme kann durch passive Systeme auch in Anwesenheit defekter Notstromgeneratoren gewährleistet werden. Bereits im Jahr 1991 definiert die Internationale Atomenergie-Organisation (IAEA) den Begriff *passive Sicherheitssysteme*. Es handelt sich um Einrichtungen, die auf einer Auswahl folgender, grundlegender Mechanismen der Physik wie Gravitation und natürliche Konvektion sowie gespeicherte Energien aus Federn, komprimierter Fluide und Batterien beruhen. Weiterhin können die Systeme einmaltätige Ventile und Rückschlagklappen beinhalten (vgl. [3, 6]). Passive Systeme des Reaktordesigns KERENA enthalten keine gespeicherten elektrischen Energien und beruhen somit sowohl in ihrer Funktionsweise als auch in der Ansteuerung allein auf einfachen, physikalischen Gesetzmäßigkeiten. Im Sicherheitsbehälter von KERENA sind folgende Systeme installiert:

Passiver Impulsgeber: Zum Auslösen der Reaktorschnellabschaltung, der automatischen Druckentlastung sowie der Abriegelung des Sicherheitsbehälters werden passive Impulsgeber verwendet (nicht dargestellt in Abb. 1.2). Parallel zum Fallraum des Druckbehälters sind kleinere Wärmetauscher angeschlossen, die sich je nach Funktion auf einer unterschiedlichen Höhe befinden. Das Abtransportieren thermischer Energie stellt nur indirekt die Aufgabe dieser Komponente dar. Vorrangig soll ein Schaltimpuls zur Aktivierung eines Sicherheitssystems initiiert werden, das im Folgenden Wärme abführt. Durch den Füllstandsabfall im Reaktordruckbehälter wird thermische Energie auf die hermetisch abgeschlossene Sekundärseite des passiven Impulsgebers übertragen, sodass der Druck ansteigt. Das sich am Leitungsende befindliche Membranventil öffnet, z. B. das Sicherheits- und Entlastungs- (SE)-Ventil. Dieses gibt den Strömungsweg vom Reaktorkopf über eine Einspritzdüse in das Kernflutbecken frei und unterstützt so eine schnelle Druckentlastung.

Notkondensator: Die Aufgabe der Notkondensatoren ist es, die entstehende Wärme nach der Reaktorschnellabschaltung aus dem Reaktordruckbehälter abzuführen. Durch Absinken des Füllstands werden die leicht geneigten Wärmetauscherrohre mit Dampf gefüllt und gebildetes Kondensat fließt in den Fallraum. Damit keine natürliche Konvektion während des Leistungsbetriebs auftritt, sind Siphons zwischengeschaltet. Kernflutbecken bilden die Wärmesenke.

Kernflutbecken: Das Wasservolumen in den Kernflutbecken steht als Wärmesenke für den Notkondensator, als Kondensationsvorlage für den über die SE-Leitung eingespeisten Dampf und zur Wiederherstellung des Inventars des Reaktordruckbehälters zur Verfügung. Die ersten beiden Funktionen sind in den vorangegangenen Abschnitten erläutert. Um eine Kühlung des Kerns durch

einen höheren Füllstand zu gewährleisten, strömt Kühlwasser aufgrund der Höhenlage der Kernflutbecken über die Siphons der Notkondensatoren in den Reaktordruckbehälter ein. Im Leistungsbetrieb verriegelt je ein Ventil das passive Kernflutsystem, das aufgrund des höheren Reaktordrucks in den Sitz gepresst wird. In den folgenden Kapiteln 2 und 3 wird die Funktionsweise des Systems sowie des Flutventils genauer erläutert.

Gebäudekondensator und Absetzbecken: Im Sicherheitsbehälter erzeugte Wärme wird über Gebäudekondensatoren oberhalb der Flutbecken in das Absetzbecken abgeführt. Aufsteigender Dampf kühlt an den geneigten Wärmetauscherrohren ab und tropft in die Flutbecken zurück. Auf der Rohrinnenseite erwärmt sich das Kühlmittel (Wasser), sodass es aufgrund der Dichtereduzierung aufsteigt. Kaltes Wasser fließt aus dem Absetzbecken auf der anderen Seite der Wärmetauscherrohre nach. Durch den Kreislauf steigt die Temperatur im Absetzbecken langsam an und somit auch die Einlauftemperatur der Gebäudekondensatoren. Entlang der Steigrohre sinkt der hydrostatische Druck, sodass der Dampfdruck unterschritten werden kann. In diesem Fall verdampft Wasser und die Dichte verringert sich signifikant. Der Dampf wird nach oben beschleunigt, während Wasser entgegen strömt. Dieser Effekt wird Flashing genannt (vgl. [10]). Ein ähnliches Phänomen – das Geysering – kann auftreten, wenn eine Dampfphase direkt aus dem Wärmeübertragungsrohr austritt und das gesamte Steigrohr kurzzeitig mit Dampf gefüllt ist.

Kondensationsrohr und -kammer: Die Kondensationskammer dient als Wasservorlage für die Pumpen des Restwärmeabfuhrsystems, die den Reaktordruckbehälter mit Kühlmittel versorgen. Weiterhin ermöglichen sie eine gute Wärmeübertragung an den Gebäudekondensatoren, indem in der Anfangsphase nach Auftreten eines Lecks die nicht-kondensierbaren Gase aus der Druckkammer gespült werden. Dabei wird der Druckanstieg aufgrund des Lecks genutzt, einen Teil der Gasphase in die Kondensationskammer strömen zu lassen. In der ersten Phase wird hauptsächlich Luft in der Strömung transportiert, bei der Dampf mitgerissen wird. So steigt der Dampfanteil in der Druckkammer zum einen durch den Abzug von Luft und zum anderen durch den Zufluss des Leckmassenstroms. Die Strömung durch das Kondensationsrohr besteht im weiteren Verlauf zum größten Teil aus Dampf. Dieser kühlt in der Kondensationskammer ab und kondensiert sowohl in der Wasservorlage als auch an den Wänden. Somit stellt dieser Bereich eine weitere Wärmesenke dar. Im späteren Verlauf eines Störfalls mit Druckanstieg im Sicherheitsbehälter befinden sich somit die nicht-kondensierbaren Gase im oberen Teil der Kondensationskammer.

Wasserstoffüberströmleitung: Damit die Gebäudekondensatoren effektiv funktionieren, sollen sich keine nicht-kondensierbare Gase im Bereich oberhalb der Flutbecken ansammeln, welche den Dampfgehalt auf der Außenseite reduzieren.

Die Wasserstoffüberströmleitung spült Gase mit einer niedrigeren Dichte als Wasserdampf in die Kondensationskammer über. Hierzu muss ein geringer Druckunterschied zwischen beiden Kammern vorhanden sein.

Überströmleitung: An der Wasseroberfläche der Flutbecken befindet sich jeweils ein Überlauf, der Wasser in die Kondensationskammer überführt. Somit wird ein direktes Ausströmen bei beginnendem Flutbeckensieden in die Druckkammer verhindert. Wenn der Druck in der Druckkammer um 1 bar geringer als in der Kondensationskammer ist, kommt es zum Druckausgleich zwischen beiden Räumen. Die Luft verteilt sich im gesamten Sicherheitsbehälter.

Die einzelnen Teilsysteme lassen sich somit den drei Hauptaufgaben beim Auftreten eines Störfalls zuordnen. Eine sehr wichtige ist die Wärmeabfuhr aus dem Reaktordruckbehälter über die Notkondensatoren sowie die SE-Einspeisung, veranlasst durch passive Impulsgeber. Darüber hinaus wird die Kühlung bzw. Bedeckung des Kerns mit Wasser durch das Kernflutsystem gesichert. Letztlich ist auch die Wärmeabfuhr aus dem Sicherheitsbehälter mithilfe der Gebäudekondensatoren sicherzustellen, wobei die Kondensationsrohre und Wasserstoffüberströmleitungen eine gute Funktionsfähigkeit gewährleisten. Eine detaillierte Darstellung des KERENA-Konzepts finden sich in Veröffentlichungen der Framatome GmbH [3, 8].

Eine Zusammenfassung der Systeme mit ihrer Aufgabe und Funktionsweise ist in Tabelle 1.1 aufgeführt und alternativen Systemen gegenübergestellt. Letztere orientieren sich an den Konzepten des Druckwasserreaktors AP1000, des Siedewasserreaktors SBWR (engl.: simplified boiling water reactor) und des nachfolgenden Designs ESBWR (engl.: economic simplified boiling water reactor) [6, 11–13].

Hinsichtlich des geodätischen Flutbeckens ist die Verbindung in der Gasphase beim SBWR zur Kondensationskammer hergestellt worden [14, 15]. Die eingebaute Rückschlagklappe öffnet erst, wenn der Druck im Reaktordruckbehälter unterhalb des Drucks in der Kondensationskammer zuzüglich des hydrostatischen Drucks gesunken ist. In dem neueren ESBWR-Design herrscht über dem geodätischen Flutbecken derselbe Druck wie in der Druckkammer. Der Öffnungszeitpunkt erfolgt bereits bei einem höheren Reaktordruck als in der Druckkammer. In beiden Konzepten entleert sich das Flutbecken vollständig in den Reaktordruckbehälter und trägt so zur Kühlung bei.

TABELLE 1.1: Übersicht ausgewählter, passiver Sicherheitssysteme des KERENA-Designs mit Lösungsansätzen anderer Reaktortypen

Passives System: Aufgabe	Funktionsweise	Alternatives System
Notkondensator: Primärkreis- kühlung	absinkender RDB-Füll- stand löst Wärmeüber- tragung mit den Kern- flutbecken als Wärme- senke aus	<ul style="list-style-type: none"> • Ventilöffnung durch Zündung zur Inbetriebnahme des Notkondensators (AP1000) • Wärmesenke außerhalb des Sicherheitsbehälters mit vertikalen Wärmetauscherrohren (ESBWR)
Gebäude- kondensator: Sicherheitsbehälter- kühlung	Dampfatmosphäre regt immer verfügbare, na- türliche Konvektion in leicht geneigten, hori- zontalen Rohren an	<ul style="list-style-type: none"> • Oberfläche des Sicherheitsbe- hälters als Wärmesenke mit ggf. zusätzliche Wasserfilm- verdampfung (AP1000) • vertikaler Rohrbündelwärme- tauscher außerhalb des Si- cherheitsbehälters (ESBWR)
Passiver Impulsge- ber: Auslösen der RESA, der ADE und der Abriegelung des Si- cherheitsbehälters	sinkender RDB-Füll- stand löst Verdamp- fung und Druckanstieg auf geschlossener Se- kundärseite mit Öffnen eines Membranventils aus	<ul style="list-style-type: none"> • Hydraulikventil • Ansteuerung mit Batteriebe- trieb
Kernflutventil: Sicherung der Kern- kühlung	RDB-Druck hält Öff- nungsventil zunächst geschlossen	<ul style="list-style-type: none"> • Rückschlagklappe • druckbelastetes Ventil

RDB – Reaktordruckbehälter; RESA – Reaktorschneellabschaltung; ADE – automatische Druckentlastung

1.2 Betrachtung von Auslegungsstörfällen

Die IAEA und die Kernenergieagentur der Organisation für wirtschaftliche Zusammenarbeit und Entwicklung (OECD/NEA) haben 1990 ein erstes Handbuch der Internationalen Bewertungsskala für nukleare und radiologische Ereignisse (INES) herausgebracht. Es ist eine Systematik entwickelt worden, mit der die Öffentlichkeit über Zwischenfälle in Verbindung mit ionisierender Strahlung zu informieren ist [16]. Die auftretenden Ereignisse werden anhand der Beeinträchtigung der Sicherheitseinrichtungen sowie des Sicherheitsbehälters und der Auswirkungen auf die Umwelt sowie Menschen in Störung bzw. Störfall (Stufe 1 bis 3) und Unfälle (Stufe 4 bis 7) kategorisiert. Beim Konzipieren einer Anlage sind die Sicherheitssysteme so einzurichten, dass sogenannte Auslegungsstörfälle handhabbar sind. Weiterhin ist eine Liste für auslösende Ereignisse unter Einstufung der Eintrittshäufigkeit entsprechend des vorliegenden Reaktorkonzepts angegeben. Die im Rahmen des Projekts EASY betrachteten Auslegungsstörfälle [17] sind wie folgt für einen Siedewasserreaktor eingeordnet: großer Frischdampfleitungsbruch als unwahrscheinliches Ereignis, Speisewasserleitungsbruch und Reaktordruckbehälterbodenleck als mögliche Ereignisse und Ausfall der Hauptwärmesenke als zu erwartendes Vorkommnis. Mit diesen ausgewählten Szenarien lassen sich die Funktionsweise sowie das Zusammenspiel der passiven Sicherheitseinrichtungen in unterschiedlichen Konstellationen überprüfen. In der vorliegenden Arbeit wird das Hauptaugenmerk auf die Funktionsweise des passiven Kernflusystems gelegt.

Prinzipiell sind die Reaktorschutzziele bei Auftreten einer Störung, eines Störfalls oder Unfalls einzuhalten. Dies umfasst, u. a. den sicheren Einschluss des radioaktiven Inventars, das kontrollierte Beenden der Kettenreaktion sowie die Abfuhr der weiterhin entstehenden thermischen Energie (Nachzerfallswärme). Die zur Zerfallsreaktion benötigten freien Neutronen werden durch Einfahren der Steuerstäbe in den Reaktor gebunden und somit die Kettenreaktion unterbrochen. Der Sicherheitsbehälter wird von der Umgebung entkoppelt. Durch die weiter ablaufende Spaltreaktion wird Wärme erzeugt, die über die oben beschriebenen Sicherheitssysteme abgeführt werden soll. Anhand der Abbildung 1.3 wird die Störfallentwicklung und das Ansprechen der passiven Sicherheitseinrichtungen währenddessen geschildert. Das Schema orientiert sich am KERENA-Design, in dem z. B. ein passiver Notkondensator integriert ist. Es werden ausgewählte Kühlmittelverluststörfälle sowie der Ausfall der Hauptwärmesenke betrachtet und verallgemeinert.

Zunächst tritt eine Störung im Betrieb als Auslöseereignis auf und in Folge dessen spricht die Reaktorschneidabschaltung (RESA) an, bei der Steuerstäbe zur Unterbrechung der Kettenreaktion eingefahren werden und die weitere Energiefreisetzung lediglich aus dem fortschreitenden Zerfall resultiert. Die Umwälzströmung zwischen Reaktorsteig- und Fallraum nimmt ab, sodass sich der Druckverlust reduziert

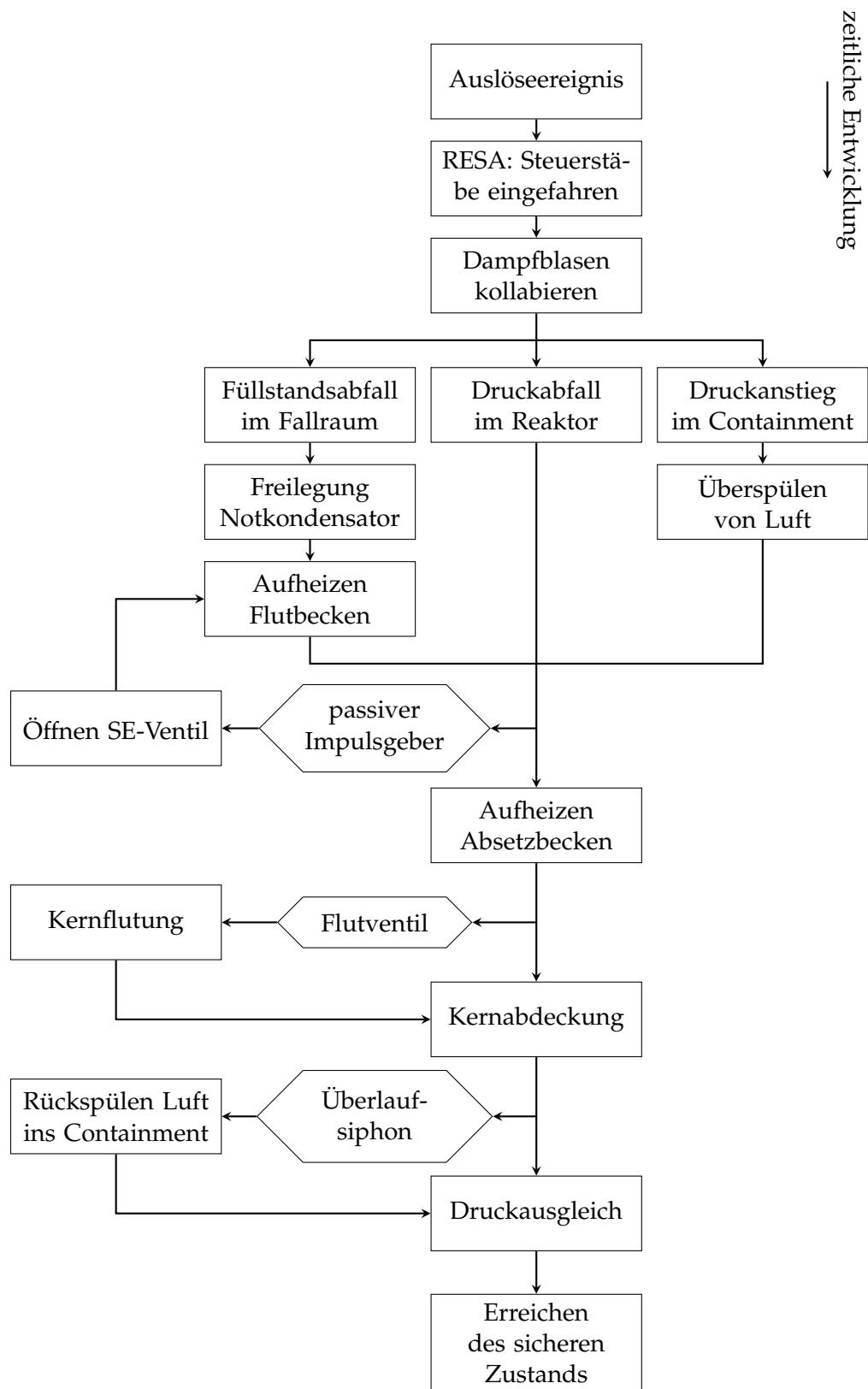


ABBILDUNG 1.3: Ablaufschema eines Kühlmittelverluststörfalls oder eines Ausfalls der Hauptwärmesenke in Anlehnung an das KERENA-Konzept

und die unterschiedlichen Füllstände sich ausgleichen. Die Notkondensatoren werden freigelegt. Durch Kondensation wird der Druck im Reaktor gesenkt und gleichzeitig die Sekundärseite des Wärmetauschers – das Kernflutbecken – aufgeheizt.

Wenn eine Leckage vorliegt, erfolgt ein schneller Druckabfall bei einer Dampfausströmung bzw. ein etwas langsamerer Druckabfall bei einer Wasserausströmung. Der Druck im Sicherheitsbehälter (Containment) steigt bei großen Leckagen unmittelbar an, sodass nicht-kondensierbare Gase zusammen mit einem Teil des austretenden Dampfs über die Kondensationsrohre und Wasserstoffüberströmleitungen in die Kondensationskammer gespült werden (s. a. Abb. 1.2). Somit blockieren keine nicht-kondensierbaren Gase den Wärmeübergang an den Gebäudekondensatoren, die sich oberhalb der Wasseroberfläche der Flutbecken befinden. Bei sich langsamer entwickelnden Störfällen treibt der aufsteigende Dampf die nicht-kondensierbaren Gase nach oben.

In Folge des Füllstandabfalls im Fallraum werden passive Impulsgeber zur Schaltung von SE-Ventilen freigelegt. Auf der Sekundärseite verdampft Wasser und ursacht eine Drucksteigerung. Sobald der Schaltgrenzwert überschritten wird, öffnet das entsprechende SE-Ventil und lässt Dampf über die SE-Leitung in die Wasservorlage eines Flutbeckens einströmen. Durch das direkte Einleiten von Dampf über Düsen wird der Druck im Reaktor schnell weiter abgesenkt und die Flutbecken zusätzlich zur Wärmeübertragung der Notkondensatoren aufgeheizt. Die Temperatur in der Gasphase des Sicherheitsbehälters steigt bis auf Siedetemperatur an und Dampf kondensiert an den Gebäudekondensatoren. Daraufhin steigt die Temperatur des Absetzbeckens sukzessive an und Energie wird aus dem Reaktorsystem über den Sicherheitsbehälter abgeführt.

Sinkt neben dem Druck auch der Füllstand im Reaktordruckbehälter, bis im folgenden Störfallverlauf eine Kühlung des Reaktorkerns gefährdet wäre, öffnen die Flutventile. Kühlwasser strömt aus den höher befindlichen Flutbecken in den Reaktor, bis sich die Füllstände ausgeglichen haben, überdeckt den Kern mit Wasser und sichert auf diese Weise die Abfuhr der Nachzerfallswärme. Während der Flutung besteht die Möglichkeit, dass die Notkondensatoren zeitweise überdeckt werden.

Abschließend fällt der Druck im Sicherheitsbehälter infolge der Kondensation von Dampf ab. Wenn der Druckunterschied zwischen der Kondensations- und Druckkammer 1 bar überschreitet, werden nicht-kondensierbare Gase zurück in den Sicherheitsbehälter gespült und der Druck ausgeglichen. Somit wird der Druck in der gesamten Anlage reduziert und die Nachzerfallswärme vorerst gesichert aus dem Reaktordruckbehälter abgeführt. Danach ist ggf. ein Auffüllen des Absetzbeckens notwendig sowie weitere Eingriffe des Personals.

Um die beschriebene Funktionsweise und Interaktion der Systeme zu verifizieren, werden Experimente durchgeführt. In vielen Testanlagen wird auf den Einsatz von

radioaktiven Materialien verzichtet und die im Störfall entstehende Nachzerfalls-wärme durch Einspeisen elektrischer oder thermischer Energie nachgebildet. Die Konstruktion ermöglicht teilweise nur Versuche im Niederdruckbereich, sodass die Anfangsbedingungen rechnerisch ermittelt werden. Ohne Reaktor typische Einbauten ergibt ein Versuchsstart, nachdem die Dampfblasen kollabiert sind. Das Erreichen eines sicheren und kontrollierbaren Anlagenzustands entspricht meist dem Versuchsende.

1.3 Experimentelle Untersuchungen aus der Literatur

In der Literatur gibt es grundlegend zwei Arten der durchgeführten Experimente: Einzelkomponenten- und Integral-Versuche. Dabei ist zu beachten, dass selbst die Analyse einzelner Komponenten meist eine Vielzahl an Untersystemen und Effekten umfasst. So wird z. B. das instationäre Verhalten eines natürlichen Umlaufs einer Zweiphasenströmung, verursacht durch Flashing, an verschiedenen Anlagen untersucht. Die Teststrecke CIRCUS der Technischen Universität Delft wird verwendet, um das Anfahrerverhalten im Bereich niedrigen Drucks und niedriger Leistung zu analysieren [18, 19]. Mit der GENEVA-Anlage der Technischen Universität Dresden wird ebenfalls der Naturlauf betrachtet, allerdings sind die Experimente spezifisch auf die instationären Phänomene des Gebäudekondensators gerichtet [10]. Im Aufbau befindet sich der Versuchsstand INTRAVIT an der Universität Luxemburg, der den Neigungswinkel der Wärmetauscherrohre näher untersuchen wird.

In der Fachliteratur sind einige Experimente und Simulationen von Auslegungsstörfällen eines Druckwasserreaktors mit passiven Systemen zu finden, jedoch wenige Ergebnisse zu Siedewasserreaktoren. Rassame et al. präsentiert experimentelle Daten des Versuchsstands PUMA der Universität Purdue [20], der entsprechend des ESBWR-Designs zur Untersuchung der passiven Komponenten errichtet wurde [21]. Es werden vergleichbare Auslegungsstörfälle diskutiert, die ab einem Druck von 10 bar experimentell nachgestellt werden [22–25]. Die Ausgangsrandbedingungen werden mit einer thermohydraulischen Simulation bestimmt und die anschließende Analyse teilt sich in drei Bereich auf: Abblase-, Kühlmitteleinspeise- und Langzeitphase [26]. Für die untersuchten Störfälle wird die Funktionalität der passiven Sicherheitseinrichtungen nachgewiesen, sodass die Nachzerfalls-wärme aus dem Reaktordruckbehälter ebenso wie die übertragene thermische Energie aus dem Sicherheitsbehälter an die Umgebung abgeführt wird [20]. Es wird darauf hingewiesen, dass der kollabierte Füllstand im Reaktordruckbehälter nicht unterhalb der Oberkante des aktiven Kerns für die betrachteten Szenarien sinkt, abgesehen vom Frischdampfleitungsbruch. Allerdings wird in diesem Versuch von einem höheren Zweiphasen-Füllstand ausgegangen und somit die Einhaltung der Reaktorschutzziele gewahrt. In den Untersuchungen zur Simulation von Kühlmittelverluststörfällen sind

teilweise unerwünschte Oszillationen aufgetreten, während denen das Flutventil temporär schließt [20].

Das Anlagenkonzept SBWR, dem Vorgänger des ESBWR, wird am Teststand PANDA am Paul Scherrer Institut untersucht, im Hinblick auf die langfristige Abfuhr der Nachzerfallswärme [27–30]. Um die Übertragbarkeit der Ergebnisse nachzuweisen, ist ein Experiment an der PUMA Versuchseinrichtung mit zufriedenstellenden Resultaten nachgestellt worden [31]. Ein besonderer Vorteil des Teststands ist, dass durch Verschaltung verschiedene Reaktorkonzepte untersucht werden können. Es werden sowohl Komponententest als auch Integral-Versuche durchgeführt.

Gegenüber der beschriebenen Teststrecken hat der Teststand für integrale Experimente am Standort Karlstein am Main (INKA) des Unternehmens Framatome GmbH den Vorteil, dass verschiedene passive Komponenten gleichzeitig ausgehend vom Betriebsdruck untersucht werden können [32]. Es besteht ein enger Zusammenhang zum beschriebenen KERENA-Reaktorkonzept, bei dem Originalkomponenten verbaut und identische Höhen zwischen dem Design und der Versuchsanlage verwendet werden. Eine genauere Beschreibung des Aufbaus inklusive Skalierung befindet sich zu Beginn des folgenden Kapitels sowie im Anhang. Im Vorfeld des Projekts EASY ist bereits ein Frischdampfleitungsbruch mit vielversprechenden Ergebnissen nachgestellt worden [33]. Kühlmittel ist aus dem Reaktordruckbehälter in den Sicherheitsbehälter ausgeströmt und aus einem hoch gelagerten Behälter ersetzt worden. Die genauen Abläufe des Kernflutens werden in [33] nicht dargestellt. In den Forschungsberichten der IAEA [15, 34, 35] wird ebenfalls nur das Prinzip beschrieben, dass eine Rückschlagklappe nach Absinken des Reaktordrucks den Strömungsweg freigibt und daraufhin kaltes Wasser in den Reaktorraum fließt. Um eine Öffnung nach längerer Standzeit trotz einer ggf. auftretenden erhöhten Schließkraft sicherzustellen, ist der Öffnungszeitpunkt vor dem Druckausgleich zwischen Reaktordruckbehälter und Sicherheitsbehälter unter Berücksichtigung der Hydrostatik zu wählen. Dabei tritt folgende Situation auf: Der Druck auf der Seite des Reaktordruckbehälters liegt oberhalb des Drucks im Sicherheitsbehälters, sodass zunächst – abhängig von den Strömungsverlusten – eine Strömung in Richtung des Wasserreservoirs auftreten kann. Da sich der Druck des heißen Kondensats beim Durchströmen der Absperrarmatur reduziert, kann im weiteren Verlauf ein Teil der Strömung verdampfen und eine zweiphasige Strömung entstehen. Somit lässt sich der Flutzeitpunkt nicht mehr ausschließlich über die Behälterdrücke und die Lage des Flutbeckens bestimmen.

1.4 Rahmen der Arbeit

Ziel der Dissertation ist es, die ablaufenden Mechanismen des passiven Kernflutsystems zu verstehen. Anhand experimenteller Ergebnisse, die im Rahmen des Projekts EASY zur Verfügung gestellt und ermittelt werden [17, 32], kann das Verhalten unter verschiedenen Randbedingungen bezüglich des Flutzeitpunktes bewertet werden (Kapitel 2). Im Anschluss wird ein zuverlässiges Prognosemodell für das Verhalten des Flutventsils erstellt (Kapitel 3), das auf separaten Experimenten und Analysen des Ventilverhaltens basiert. Abschließend fließen die Erkenntnisse aus dem Ventil- und Systemverhalten in ein Gesamtmodell, mit dem Versuche in der Testanlage berechnet und bewertet werden (Kapitel 4). Auf Simulationen zur Übertragbarkeit auf den großtechnischen Maßstab wird aufgrund der Komplexität der ablaufenden Phänomene verzichtet.

Für die thermohydraulischen Berechnungen wird das Programm ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) verwendet, entwickelt von der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit gGmbH (GRS) [36]. Dieser Code besteht aus vier Hauptmodulen: Thermofluidodynamik (1), Wärmeübertragung und Wärmeleitung (2), Neutronenkinetik (3) sowie der Steuerung und Regelung (4) [37]. Zur Betrachtung des Ventilverhaltens und der Auswirkungen auf das passive Kernflutsystem werden hauptsächlich die Module (1) und (4) verwendet (s. Kap. 4). Mit dem Systemcode, der analytische und empirische Modelle beinhaltet, können Sicherheitsanalysen für Leichtwasserreaktoren realisiert werden.

Die Daten der Experimente mit dem passiven Kernflutsystem (Einzeleffekt-Versuche) sowie der ersten Ventilmessungen sind vom Unternehmen Framatome GmbH zur Verfügung gestellt worden. Die Integral-Versuche mit allen passiven Komponenten sind im EASY-Projektverlauf durchgeführt worden. Die Framatome GmbH ermöglichte es, dass weitere experimentelle Ventiluntersuchungen zur Modellbildung durch den Projektpartner Technische Hochschule Deggendorf unternommen werden konnten.

Kapitel 2

Funktionsweise des passiven Kernflutsystems

Die Anforderung an ein Kernflutsystem ist eine ausreichende Bedeckung des aktiven Kerns mit Kühlmittel (Wasser), das durch die Wahl des Einspeisezeitpunkts möglichst nicht direkt verdampfen soll. Von einer ausreichenden Kernkühlung im KERENA-Design wird ausgegangen, wenn sich der Reaktorfüllstand oberhalb von 8 m befindet. Sobald Kühlmittel aus dem Reaktorsystem durch eine Leckage oder einen Leitungsbruch austritt (kurz Kühlmittelverluststörfall (KMV)), muss dieses folglich im Störfallablauf ersetzt werden. Hierzu fließt Wasser aus hoch gelagerten Becken über Flutleitungen in den Reaktor (passive Förderung). Die Leitungen sind bis zur Absenkung des Reaktordrucks in den Niederdruckbereich durch jeweils ein Ventil verschlossen, die vergleichbar zu einer Rückschlagklappe agieren. Bis die Flutventile öffnen, dient das Wasser in den geodätischen Flutbecken bereits als Wärmeneske für den Notkondensator und als Kondensationsvolumen für die direkte Dampfeinspeisung über die SE-Ventile (s. a. Kapitel 1.1). Die Passivität des Kernflutsystems ist auch hinsichtlich der Ventilaktivierung gewährleistet, die aufgrund des absinkenden Reaktordrucks erfolgt. Eine nähere Beschreibung der Funktionsweise des Ventils befindet sich in Kapitel 3.

Um die Funktionalität des Systems nachzuweisen, ist das Störfallverhalten in der Versuchsanlage INKA unter verschiedenen Bedingungen nachgestellt worden [32]. In jeweils einem Unterkapitel werden die Anlage und die Versuchsdurchführung beschrieben. Darauf folgend wird der Vorgang des Kernflutens sowie die Auswirkung unterschiedlicher Randbedingungen analysiert. Es sind sowohl Experimente nur mit dem passiven Kernflutsystem (Einzeleffekt-Versuche) als auch Experimente in Interaktion mit allen installierten passiven Sicherheitssystemen des KERENA-Designs während ausgewählter Auslegungsstörfälle (Integral-Versuche) durchgeführt worden [17]. Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse aus den Experimenten zum passiven Kernflutsystem zusammengefasst.

2.1 Beschreibung des Teststands INKA

Die Versuche werden an dem INKA-Teststand der Framatome GmbH durchgeführt. Dieser wird u. a. zur Erprobung von Sicherheitssystemen für das Siedewasserreaktorkonzept KERENA verwendet. Neben Komponententests für einzelne passive Systeme können Auslegungsstörfälle, z. B. KMV mit Austritt in den Sicherheitsbehälter, der Validierung von thermohydraulischen Systemcodes dienen. INKA bildet das Reaktordesign KERENA im verkleinerten Maßstab ab. Um die auf Temperaturschichtungen und Höhenunterschiede sensiblen, passiven Systeme ohne Änderung des Mediums untersuchen zu können, entsprechen die Höhen dem Originaldesign. Die Volumina sind reduziert und redundante Komponenten einfach ausgeführt. In Tabelle 2.1 sind die Skalierungsfaktoren bezüglich der Größen aufgelistet. Auf eine abweichende Skalierung wird bei den entsprechenden Versuchsbeschreibungen hingewiesen.

Die Abbildung 2.1 zeigt eine Übersicht der Komponenten des passiven Flutsystems sowie des Primärkreislaufs im Versuchsstand. In den Einzeleffekt-Versuchen des passiven Kernflutsystems sind nur die für das Kernfluten relevanten Komponenten bei der Durchführung beteiligt: der Reaktordruckbehälter (engl.: reactor pressure vessel (RPV)), das Standrohr, der Notkondensator mit Zulauf- und Kondensat-Rücklaufleitung, der Kernflutbeckenbehälter (engl.: flooding pool vessel (FPV)) und die Flutleitung. Die Randbedingungen können so aktiv gesteuert werden, um das Verhalten des passiven Kernflutsystems zu analysieren. Die Interaktion mit anderen passiven Sicherheitssystemen und daraus resultierenden variierenden Randbedingungen wird in den Integral-Versuchen untersucht, sodass neben der Wärmeübertragung des Notkondensators der Zustand im Kernflutbeckenbehälter durch die übertragene Wärme über den Gebäudekondensator und durch die eingespeiste Masse über die SE-Leitung beeinflusst wird. Ein Rohr- und Instrumentenfließschema der gesamten Anlage mit Beschreibung ist im Anhang A.1 beigefügt.

Der Reaktordruckbehälter RPV der INKA-Anlage stellt den Innenbereich des Reaktors im KERENA-Design und das parallel geschaltete Standrohr (engl.: Downcomerline (DCL)) den Fallraum dar. Es verbindet den RPV-Kopf mit dem RPV-Sumpf. Das Volumen des Sicherheitsbehälters (engl.: Containment) setzt sich aus

TABELLE 2.1: Übersicht zur Skalierung des INKA-Teststands

Größe	Skalierung
Reaktor	1:6
Volumen Containment	1:24
Höhen	1:1
Komponenten	1:4

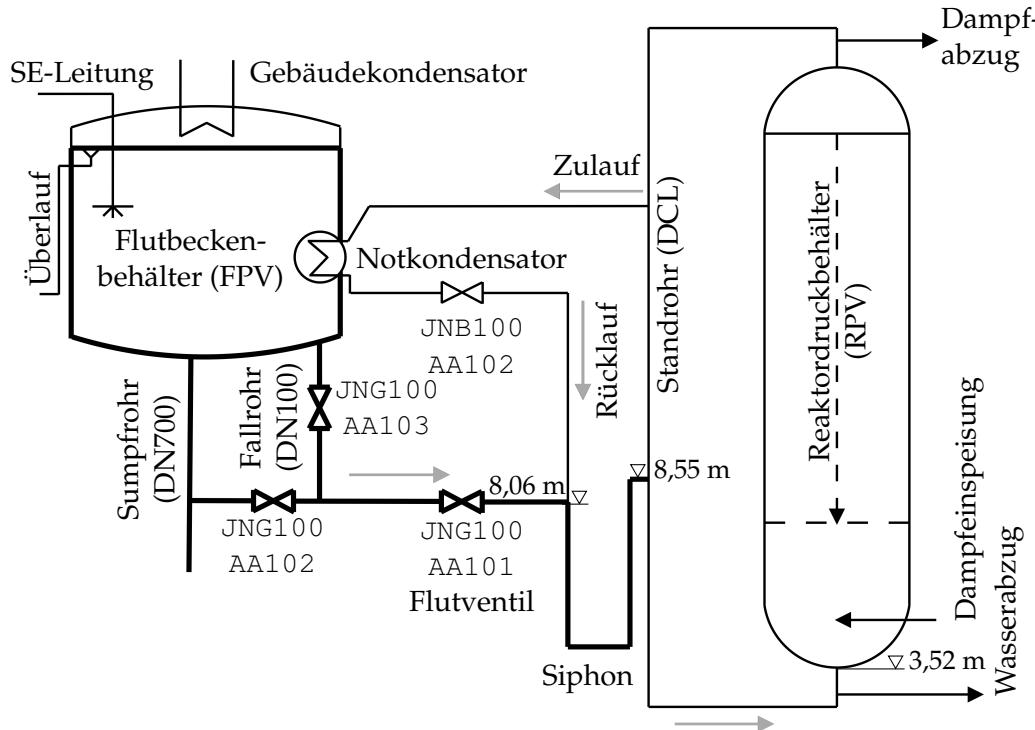


ABBILDUNG 2.1: Rohr- und Instrumentenfließbild des passiven Kernflutsystems (hervorgehoben) mit wechselwirkenden Systemen in der Testanlage INKA und Hauptströmungsrichtungen (grau)

dem Druckkammerbehälter und dem Kernflutbeckenbehälter (engl.: Drywell) sowie dem Kondensationkammerbehälter (engl.: Wetwell) zusammen. In den Wasserbereich des Kernflutbeckenbehälters ist der Notkondensator eingelassen (Sekundärseite des Wärmetauschers). Die Zulaufleitung zur Primärseite des Wärmetauschers geht im oberen Bereich des Standrohrs ab und bindet über die Kondensat-Rücklaufleitung im unteren Teil auf 8,55 m ein, nachdem sie einen Siphon als Dampfsperre geformt hat. In den stromaufwärtigen Schenkel des Siphons endet auf 8,06 m die Flutleitung, die vom Boden des Flutbeckenbehälters ausgeht. Der Anschluss befindet sich somit 0,49 m unterhalb des Auslaufs der Kondensat-Rücklaufleitung. So wird der Kernflutbeckenbehälter mit dem Reaktordruckbehälter über die Flutleitung, die Kondensat-Rücklaufleitung und das Standrohr verbunden.

Die Flutleitung besteht aus einem vertikalen Abschnitt mit einem Höhenunterschied $\Delta h = 3 \text{ m}$ – Fallrohr genannt – und einem horizontalen Abschnitt mit dem Flutventil JNG100-AA101 unmittelbar am Abzweig der Kondensat-Rücklaufleitung. Der Durchmesser D des senkrechten Teils kann je nach Stellung der anderen zwei Ventile JNG100-AA102 und JNG100-AA103 verändert werden, wobei jeweils nur ein Fallrohr verwendet wird. Wenn die Flutung über das Ventil JNG100-AA103 erfolgt, beträgt der Innendurchmesser in der gesamten Flutleitung $D = 107,1 \text{ mm}$. Dies entspricht der Standard-Einstellung des passiven Kernflutsystems. Als weitere Option kann das Kühlmittel über das Ventil JNG100-AA102 durch das Sumpfrohr mit einem Durchmesser von $D \approx 703,8 \text{ mm}$ strömen. Mit dieser Vergrößerung soll

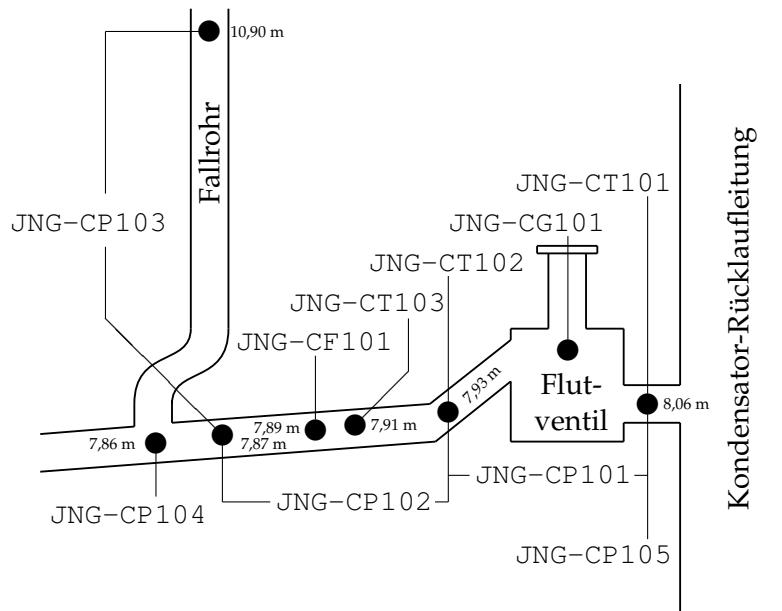


ABBILDUNG 2.2: Messstellenposition innerhalb der Flutleitung

bei einer Rückströmung die Wassersäule und somit der hydrostatischen Druck als treibende Kraft der Flutung vollständig erhalten bleiben.

Für die Untersuchung des passiven Kernflutverhaltens werden die in Abbildung 2.2 angegebenen Messstellen innerhalb der Flutleitung verwendet. Es werden Druck bzw. Differenzdruck (CP), Temperatur (CT) und Füllstand (CL) in den Behältern sowie der Massenstrom (CF) im Reaktor- und Notkondensator-Kreislauf sowie in der Flutleitung zur Auswertung des Kernflutverhaltens genutzt. Die einzelnen Bezeichnungen der Messstellen setzen sich nach folgendem Schema zusammen: die ersten drei Symbole geben das System, die nächsten zwei die Messgröße und die letzten eine Laufziffer an. Bezeichnungen des Absolutwerts der Füllstandmessungen sind durch ein vorangestelltes L markiert. JNG steht für die Flutleitung, UJA für den Sicherheitsbehälter, JNB für das Notkondensator-System, LBA für den Fallraum und NDD für den Steigraum. Es folgt eine Liste der verwendeten Messgrößen:

1. Absolutdruck an der tiefsten Stelle der Flutleitung (JNG-CP104) sowie im Gasraum des Flutbeckenbehälters (UJA-CP101) und des Reaktordruckbehälters (NDD-CP01) bzw. des Standrohrs (LBA-CP102),
2. Differenzdrücke über Abschnitte der Flutleitung (JNG-CP101, JNG-CP102, JNG-CP103) und der Kondensat-Rücklaufleitung (JNB-CP103, JNB-CP105, JNB-CP106, JNB-CP107),
3. Massenstrom in der Flutleitung (JNG-CF101), der Notkondensator-Zulaufleitung (JNB-CF101) und im unteren Teil des Standrohrs (NDD-CF101),
4. Absolute Füllstände im Kernflutbeckenbehälter (LUJA-CL101), im Standrohr (LLBA-CL101) und im Reaktordruckbehälter (LNDD-CL01),

5. Mehrere Temperaturen in der Flutleitung, der Zulauf- und Rücklaufleitung des Kondensators sowie im Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter und
6. Ventilhub (JNG-CG101).

Darüber hinaus sind bei speziellen Fragestellungen – das Verhalten des Wärmetauschers betreffend – zusätzliche Temperaturen innerhalb des Notkondensators herangezogen worden. Die Messfrequenz f beträgt 10 Hz.

Eine Strömung in der Flutleitung vom Kernflutbeckenbehälter zum Reaktordruckbehälter wird entsprechend der Funktion als Hauptströmungsrichtung definiert. Als eine Rückströmung wird demzufolge die Strömung zum Kernflutbeckenbehälter bezeichnet.

2.2 Versuchsdurchführung

Im Folgenden werden die Anfangs- und Randbedingungen sowie die aktiven Eingriffe in den Versuchsverlauf beschrieben. Die Einzeleffekt- und Integral-Versuche werden gesondert betrachtet; auf aufgetretene Abweichungen von der allgemeinen Versuchsführung wird bei der Ergebnisdiskussion hingewiesen. Prinzipiell unterteilen sich die Experimente in eine Konditionierungsphase, einen stationären und einen transienten Abschnitt. Letzterer endet in einem stationären Langzeitverhalten des Systems. Ziel ist es in beiden Versucharten den Druck- und Temperaturverlauf während eines Kühlmittelverluststörfalls durch entsprechende Massen- und Energieflüsse nachzubilden. Somit soll die Funktionalität des passiven Kernflutsystems nachgewiesen werden.

2.2.1 Einzeleffekt-Versuche

In diesen Experimenten wird das Verhalten des passiven Kernflutsystems untersucht, bei dessen Aktivierung sich der Reaktordruck bereits in dem Niederdruck-Bereich $p_{RPV} < 5,5$ bar befindet. Unter den gewählten Anfangs- und Randbedingungen ist das Flutventil geschlossen. Im Reaktordruckbehälter des INKA-Teststands wird Sättigungsbedingung bei einem Druck zwischen $5 \text{ bar} \leq p_{RPV} \leq 10 \text{ bar}$ mit einem Füllstand von $h_{RPV} \approx 7 \text{ m}$ eingestellt. Letzterer liegt unterhalb des Anschlusses der Kondensat-Rücklaufleitung ($\Delta h \approx 1,55 \text{ m}$), sodass sich dieses Leitungsende in der Dampfphase befindet. Während eines Kühlmittelverluststörfalls wird ein höherer Füllstand erwartet, um eine ausreichende Bedeckung des Reaktorkerns zu jeder Zeit zu gewährleisten.

Das Ventil JNB100-AA102 unterhalb des Notkondensators ist während der Konditionierungsphase geschlossen, sodass der Wärmetauscher inklusive Rücklaufleitung vollständig mit Wasser geflutet ist und keine Energieübertragung zum Flutbeckenbehälter stattfindet. Die Wassertemperatur der späteren Wärmesenke beträgt $\vartheta_{FPV} \approx 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ bei einem Füllstand von $h_{FPV} = 19,05 \text{ m}$. Dies entspricht einer Wassersäule von 7,8 m im Flutbeckenbehälter, in dem entweder Umgebungsdruck $p_{FPV} = 1 \text{ bar}$ oder mittels Druckluft ein Überdruck von $p_{FPV} = 3 \text{ bar}$ herrscht. Die Anfangsbedingungen werden zunächst stationär gehalten. Im Anschluss wird die transiente Phase gestartet. Dabei wird der Reaktordruck über ein Entlastungsventil gemäß der zeitlichen Entwicklung eines großen Lecks verringert. In den Einzeleffekt-Versuchen, bei denen der Notkondensator aktiv ist, wird gleichzeitig das Ventil am Anfang der Kondensat-Rücklaufleitung geöffnet und zum Ausgleich der Wärmesenke Dampf in den Reaktordruckbehälter eingespeist.

Der Zustand des passiven Kernflutsystems schreitet ohne aktive Eingriffe fort, abgesehen von den oben Beschriebenen zur Steuerung des Druckabfalls im Reaktordruckbehälter. Das Flutventil öffnet, sobald der Ventilkolben nicht weiter aufgrund des Reaktorüberdrucks in den Ventilsitz gepresst wird. Der Zeitpunkt wird unter anderem auch durch den Druck im Gasraum des Flutbeckenbehälters beeinflusst, der während der Versuchszeit konstant ist. Die daraus resultierende Kraft wird durch ein Gewicht auf den Ventilkolben nachgestellt. In der Flutleitung setzt eine Strömung entsprechend der vorliegenden Randbedingungen ein, bis sich die Füllstände angeglichen haben. Ausführliche Informationen bezüglich des Flutventils sind in Kapitel 3 dargelegt.

In der Vorbereitung der Einzeleffekt-Versuche ist keine spezielle Entgasungsprozedur für das Standrohr und die Zulaufleitung des Notkondensators durchgeführt worden. Es muss davon ausgegangen werden, dass sich in der gesamten Zulaufleitung zum Wärmetauscher Luft als nicht-kondensierbares Gas befindet. Dies kann zu einer verminderten Leistung des Notkondensators führen.

2.2.2 Integral-Versuche

In den Integral-Versuchen ist die komplette Versuchsanlage involviert und es werden verschiedene Störfallszenarien eines Siedewasserreaktors mit Abfuhr der Nachzerfallswärme und Primärdrucksenkung über passive Sicherheitssysteme simuliert. Die Experimente beginnen entsprechend der Situation *Steuerstäbe eingefahren* nach der Reaktorschnellabschaltung (vgl. Abb. 1.3). Im Reaktordruckbehälter und Standrohr herrschen weiterhin Sättigungsbedingung bei Betriebsdruck ($p_{RPV} \approx 75 \text{ bar}$). Infolge der Reaktorschnellabschaltung wird die Umwälzströmung zwischen Fall- und Steigraum des Reaktors verringert und in der Realanlage gleichen sich die Füllstände aus. Dies bedeutet, dass der Füllstand im Fallraum absinkt. Der Zustand vor

der Reaktorschneellschaltung wird in der Versuchsanlage nachgestellt, indem zunächst ein Ventil in der Verbindung zwischen Reaktordruckbehälter und Standrohr geschlossen ist. Der Füllstand im Standrohr beträgt $h_{DCL} = 17,5$ m und im Reaktordruckbehälter zwischen $14,5 \text{ m} \leq h_{RPV} \leq 15,5 \text{ m}$. Die Rücklaufleitung des Notkondensators ist mit unterkühltem Wasser mit einer höheren Dichte bis auf ca. 15,1 m gefüllt, sodass der Wärmetauscher vollständig geflutet ist. In der Gasphase der Zulaufleitung sowie im restlichen Primärkreislauf befindet sich hauptsächlich Dampf. Ein geringer Anteil nicht-kondensierbarer Gase bleibt im Standrohr zurück und ist zusätzlich im kalten Wasser des Notkondensators gelöst, das erst bei einem Temperaturanstieg entweicht.

Die sich im Sicherheitsbehälter befindenden Systeme sind im Ausgangszustand unter Umgebungsdruck $p_{atm} = 1$ bar. Im Druckkammerbehälter befindet sich ausschließlich Luft. Der Flutbeckenbehälter ist auf 19,05 m bis zur Überströmleitung mit Wasser gefüllt, der Kondensationskammerbehälter bis 8 m. Die Wassertemperatur beträgt etwa 20 °C.

Die Anfangsbedingungen werden gehalten, bevor die Transiente mit dem Einspeisen der Nachzerfallsleistung und ggf. mit Öffnen des Leckage-Ventils in der Wasser- bzw. Dampfphase beginnt. Die Steuerung der Nachzerfallsleistung wird durch Zufuhr von überhitztem Dampf in den Reaktordruckbehälter und Entnahme von Wasser gesättigter Temperatur aus der Rücklaufleitung in den Reaktordruckbehälter realisiert, um die Masse im System konstant zu halten. Die zugeführte Energie entspricht der Nennleistung $P_0 = 3.370 \text{ MW}_{th}$ des KERENA-Designs mit einer Skalierung von $z = 1 : 8$ für den INKA-Teststand. Über die folgende Formel kann der zeitliche Verlauf der Nachzerfallsleistung P abgeschätzt werden, wobei T_0 die vorangegangene Betriebszeit des Reaktors bei Nennleistung und t die Zeit nach Abschalten des Reaktors beschreibt [6]:

$$P = 0,0622 \cdot [t^{-0,2} - (T_0 + t)^{-0,2}] \cdot z \cdot P_0 \quad \text{für } 10 \text{ s} < t < 10^7 \text{ s} \quad (2.1)$$

Die maximal vom Dampferzeugerkessel verfügbare Leistung beträgt 20 MW_{th} , sodass bei der Entnahme von gesättigtem Wasser die Nachzerfallsleistung auf maximal 10 MW_{th} begrenzt ist. Für eine Leistung unterhalb der Maximalleistung wird die Gleichung 2.1 angewendet.

Die untersuchten Störfall-Szenarien umfassen sowohl Dampf- als auch Wasserleckagen, bei denen der entsprechende Strömungspfad ausgehend vom Kopf oder Sumpf des Reaktordruckbehälters zu Versuchsbeginn freigegeben wird. Wenn sich der Aggregatzustand des ausströmenden Mediums durch das Leck in der Realanlage aufgrund des Füllstands im Reaktordruckbehälter ändert, werden die Ventile in der Testanlage zwischen der Dampf- und Wasserleckageleitung im Versuchsstand umgestellt. Es erfolgen keine weiteren Eingriffe in den Versuchsablauf der Transienten.

Die Öffnung der folgenden, eingebauten Ventile erfolgt selbsttätig. Das SE-Ventil gibt den Strömungsweg für die direkte Dampfeinspeisung in den Flutbeckenbehälter frei, sobald der Druck auf der Sekundärseite des passiven Impulsgebers 7 bar überschreitet, und behält diese Position. Ausführliche Informationen zur Funktion befinden sich im vorherigen Kapitel 1.1. Sofort nach Einleiten der Transienten wird der Druck des Druckkammerbehälters am Flutventil nachgebildet, der den Öffnungszeitpunkt beeinflusst. Die Flutleitung wird durchströmt, wenn der Reaktorüberdruck zu gering ist, um das Flutventil geschlossen zu halten (Näheres in Kapitel 3).

Die Experimente werden bei Erfüllung aller folgenden Bedingungen beendet, so dass sich die Testanlage mithilfe der passiven Sicherheitssysteme in einer Situation vergleichbar zum sicheren, kontrollierten Zustand befindet:

1. Nach Öffnen der Flutarmatur sind die Füllstände zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter ausgeglichen.
2. Ein Gleichgewichtszustand zwischen Energiezufuhr (der simulierten Nachzerfallswärme) und Energieabfuhr über den Gebäudekondensator stellt sich ein.
3. Das Rückspülen der nicht-kondensierbaren Gase aus dem Kondensationskammerbehälter ist erfolgt oder aufgrund der Druckverläufe nicht zu erwarten.

Weiterhin sind die Maximaldrücke der einzelnen Behälter des Teststandes nicht zu überschreiten. Der Grenzwert beträgt 110 bar für den Reaktordruckbehälter, das Standrohr und das Notkondensator-System. Für den Flutbecken-, Druckkammer- und Kondensationskammerbehälter ist ein maximaler Druck von 4 bar einzuhalten. Nähere Informationen zur Versuchsbeschreibung sind in der Dokumentation des Betreibers zu finden [32, 33].

2.3 Analyse der auftretenden Phänomene im passiven Kernflutsystem

Zu Beginn des Unterkapitels wird die Vorgehensweise bei der Auswertung der experimentellen Daten vorgestellt, die sich im Wesentlichen nicht bezüglich der Versuchsart unterscheidet. Nach der Unterteilung des Versuchs in einzelne Phasen werden diese beschrieben und auftretende Effekte unter Zuhilfenahme bereits dargestellter Ergebnisse analysiert. Einzeleffekt-Versuche werden hinsichtlich einer veränderten Randbedingung gruppiert und gemeinsam ausgewertet. Durch die Gegenüberstellung der Messdaten wird der hervorgerufene Einfluss anhand von physikalischen Phänomenen erklärt. Mit dieser Vorgehensweise kann ein Datensatz mehrfach angeführt werden. In den Integral-Versuchen verändern sich mehrere Randbedingungen gleichzeitig, sodass diese Experimente einzeln analysiert werden. Die

Versuchsphasen werden separat beschrieben und mit den Erkenntnissen aus den Einzeleffekt-Versuchen verglichen. Es wird zusätzlich die Verteilung der Energieströme über die gesamte Testanlage und Versuchsdauer dargestellt. Charakteristische Punkte für das passive Kernflutsystem werden herausgearbeitet sowie die Übertragbarkeit und der Einfluss anderer passiver Systeme untersucht.

2.3.1 Auswertungsmethodik

Unterteilung in Versuchsphasen

Alle durchgeführten Experimente – Einzeleffekt- und Integral-Versuche – lassen sich hinsichtlich der Funktionsweise des Kernflutsystems in fünf Versuchsphasen gliedern, die durch eindeutig definierte Ereignisse getrennt werden:

1. Anfangsphase mit stationären Bedingungen bis zum Start der Transienten t_s
2. Druckabbauphase bis zur Flutventilöffnung t_o
3. Übergangsphase bis zum Einsetzen der Kernflutung t_f
4. Kernflutphase bis zum Füllstandsausgleich t_a
5. Abfuhr der Nachzerfallsleistung und Druckabbau bis zum Versuchsende t_e

Eine ausführliche Darstellung jeder Phase wird exemplarisch anhand eines Referenzfalls aus den Einzeleffekt-Versuchen beschrieben, wobei das Hauptaugenmerk auf der *Ventilöffnung*, der *Übergangsphase* und dem Einsetzen der *Flutung* liegt. Für die weiteren Experimente werden die vorliegenden Randbedingungen sowie Abweichungen von der Versuchsdurchführung skizziert. In den Integral-Versuchen ist die *Druckabbauphase* besonders durch verschiedene, passive Sicherheitssysteme beeinflusst, die sich insbesondere auf die Anfangsbedingungen bei Aktivierung des passiven Kernflutsystems auswirken.

Nachdem das Flutventil geöffnet hat, setzt die *Übergangsphase* in Form eines entgegen der Hauptströmungsrichtung fließenden oder oszillierenden Massentransports ein. Letzterer wechselt die Strömungsrichtung fluktuierend. Zentral sind folgende Fragen zu dieser Phase zu analysieren: *Über welchen Strömungspfad wird der Strom in Richtung Flutbeckenbehälter gespeist?*, *Wie entwickelt sich der Dampfgehalt im Fallrohr?* und *Wie stark wird der Zeitpunkt der einsetzenden Flutung verzögert?* Anschließend wird die *Kernflutphase* hinsichtlich der vorliegenden Bedingungen im Reaktordruckbehälter und des Massenstroms dargestellt. Die Einzeleffekt-Versuche werden bereits während der Flutung beendet. Die Folgen der untersuchten Parametervariation werden beschrieben und die zugrunde liegenden Effekte erläutert. Abschließend werden folgende charakteristische Kenngrößen in einer Tabelle gegenübergestellt:

- Füllstand und Druck im Reaktordruckbehälter vor Ventilöffnung
- Füllstand im Standrohr bzw. Fallraum vor Ventilöffnung

- Druck und Temperatur im Flutbeckenbehälter vor Ventilöffnung
- Druckdifferenz zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter sowie über das Ventil, die durch die Wassersäulen beeinflusst ist, unmittelbar vor Öffnung
- Druckdifferenz zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter bei einsetzender Flutung

Detection der für die nächste Phase auslösenden Ereignisse

Um den Beginn der nächsten Versuchsphase aus der oben angeführten Liste zu bestimmen, können mehrere Signale ausgewertet werden. Im Folgenden werden zunächst die Vor- und Nachteile der einzelnen Messstellen zur Erfassung des Fortschritts und anschließend eine Definition der in den Analysen verwendeten Größen dargelegt. Ein Vergleich der ermittelten Zeitpunkte für die *Ventilöffnung* und *Kernflutung* mit Bewertung wird in der Auswertung gegenübergestellt.

In Abbildung 2.2 sind die zur Verfügung stehenden Messstellen im Flutsystem sowie die Einbaulage dargestellt. Der Ventilhub JNG-CG101 kann zur Identifizierung der Ventilöffnung genutzt werden. In einigen Versuchen steigt dieser über 35 mm – dem Maximalwert – an (s. a. Kapitel 3). Ursächlich ist die sich nicht im Lot befindende Seilzugmessung, wodurch der konstruktive Maximalhub überschritten werden kann. Eine erneute Berechnung kann mit der Annahme erfolgen, dass der Maximalwert einer vollständigen Auslenkung entspricht und die Zwischenwerte über den Strahlensatz bestimmt werden. Es ist aber davon auszugehen, dass durch Vibratoren des Teststands eine zeitlich abhängige Verschiebung auftritt und diese nicht seit Beginn des Experiments vorliegt. Somit wird auf eine Anpassung in den Versuchen verzichtet, bei denen das passive Kernflutverhalten untersucht wird. Zur Entwicklung des Ventilmodells im folgenden Kapitel 3 wird darauf geachtet, dass der Hub senkrecht gemessen wird bzw. die Daten angepasst werden.

Auch die Volumenstrommessung, aus der der Massenstrom JNG-CF101 berechnet wird, kann zur Erfassung des freigegebenen Flutsystems verwendet werden. Das Messprinzip beruht auf Erfassung der Laufzeitverzögerung mittels Ultraschall und ist auf eine Wasserströmung kalibriert. Da sich in der Flutleitung vor Ventilöffnung Wasser befindet, wird der Strömungsbeginn zuverlässig erfasst. Der Zeitpunkt der Kernflutung ist definiert mit dem Beginn der Strömung von kaltem Wasser aus dem Kernflutbeckenbehälter in Richtung Reaktordruckbehälter. Die Detektion kann verzögert auftreten, wenn in der *Übergangsphase* Dampf in der Flutleitung vorhanden ist und eine lokale Reduzierung der Dichte vorliegt.

In der Flutleitung sind drei Differenzdruck-Messungen installiert: über das Ventil, entlang des horizontalen und des vertikalen Abschnitts. Wenn das Flutventil öffnet, verändern sich die Differenzdrücke sprunghaft. In der darauf folgenden *Übergangsphase* treten teilweise starke Schwankungen im Signal auf. Ein Merkmal für den *Flutbeginn* ist, dass das Fallrohr vollständig mit Wasser gefüllt ist. Der resultierende

TABELLE 2.2: Vergleich der Erfassungsmöglichkeit für die nächste Phase auslösenden Ereignisse durch verschiedene Messstellen

Messstelle	Start der Transiente	Ventil-öffnung	Kern-flutung*	Füllstands-ausgleich	Versuchs-ende
Ventilhub					
JNG-CG101	×	✓	×	×	(✓)
Massenstrom					
JNG-CF101	×	✓	(✓)	✓	✓
Differenzdruck					
JNG-CP101	(✓)	✓	(✓)	×	(✓)
JNG-CP102	×	✓	(✓)	×	(✓)
JNG-CP103	×	✓	(✓)	×	(✓)
Vergleich von Absolutdrücken					
JNG-CP104 + LBA-CP102	✓	×	×	×	✓
Temperatur					
JNG-CT101	(✓)	×	✓	×	×
JNG-CT102	×	(✓)	✓	×	×

✓ möglich, (✓) eingeschränkt möglich, × nicht möglich

* reine Wasserströmung

hydrostatische Druck aus dem Fallrohr und dem Flutbeckenbehälter abzüglich des hydrostatischen Drucks im Standrohr oberhalb der Einbindungsstelle der Flutleitung entspricht dem Behälterdruckunterschied Δp_{tot} zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter. Es treten Abweichungen auf, sobald der Füllstand im Standrohr oberhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung liegt. Der Absolutdruck JNG-CP104 in der Flutleitung schwankt vergleichbar zu den Differenzdrücken.

Die Temperatur-Messstelle JNG-CT101 befindet sich auf der Seite des Reaktordruckbehälters (s. Abb. 2.2) und kann bei aktivem Notkondensator bereits vor Öffnen des Ventils die Sättigungstemperatur messen. Die Temperatur auf der Flutbeckenbehälter-Seite JNG-CT102 ist in dem Fall bei geschlossenem Flutventil niedriger, und steigt sprunghaft auf einen vergleichbaren Wert wie JNG-CT101 an, sobald das Ventil öffnet und eine Rückströmung einsetzt. Wenn Wasser vom Flutbeckenbehälter zum Reaktordruckbehälter strömt, liegen die Temperaturen JNG-CT101 und JNG-CT102 in der Flutleitung im Bereich der Wassertemperatur UJA-CT101 im Flutbeckenbehälter. Eine beständige Flutung erfolgt, sobald die Temperatur am Auslass der Flutleitung JNG-CT101 dauerhaft der Temperatur im Kernflutbeckenbehälter UJA-CT101 entspricht. Die Messung von Temperaturen ist gegenüber der von Drücken trüger, da die Temperatur eine maßgebende Größe ist und die Druckwelle sich schnell im System ausbreitet [38]. So können Ereignisse ggf. später detektiert werden.

In Tabelle 2.2 sind die einzelnen Messstellen nach Messgröße gruppiert und die Erfassungsmöglichkeit der auslösenden Ereignisse aufgeführt. Ein Eintrag von (✓)

weist auf eine vorher aufgeführte Einschränkung hin, z. B. dass über die Volumenstrom-Messung die Strömungsumkehr nur bei vollständiger Wasserströmung erfasst werden kann. Für die Ermittlung der Ereignisse werden mehrere Messgrößen entsprechend der folgenden Definition kombiniert:

Start der Transiente äußert sich im sinkenden Reaktordruck. Der Versuchsstart t_s wird in der Gasphase des Standrohrs detektiert.

Ventilöffnung führt zu einem Massenaustausch zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter. Der Öffnungszeitpunkt t_o wird über den Ventilhub ermittelt.

Kernflutung setzt ein, wenn im unmittelbaren Zeitrahmen (bis zum Füllstandsausgleich zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter) keine weitere Rückströmung auftritt, und sich die Temperaturen entlang des Kernflut-Strömungspfads angeglichen haben. Der Zeitpunkt des Flutens t_f wird aus den Temperaturen in der Flutleitung bestimmt.

Füllstandsausgleich zwischen den Behältern ist erreicht, wenn nach der Flutung in der Flutleitung keine eindeutige Strömung in Richtung des Reaktordruckbehälters gemessen wird. Der Zeitpunkt des Füllstandsausgleichs t_a wird durch die erste Rückströmung nach der Flutung gekennzeichnet, ab dem ein oszillierender Massenstrom auftritt.

Versuchsende wird durch Einstellen der Dampfzufuhr gekennzeichnet. Der Endzeitpunkt t_e kann durch Schließen des Flutventils festgestellt werden.

Die Messsignale schwanken in einem geringen Bereich, sodass die einzelnen Ereigniszeitpunkte t_i über die im Folgenden dargestellten Beziehungen ermittelt werden. Dabei gibt der Index i die Ordinalzahl des Messsignals an. Es erfolgt z. B. beim Öffnen des Ventils in der Zeit von $t_{i+x} - t_i = x \cdot f^{-1}$ ein sprunghafter Anstieg der Temperatursignale und Differenzdrücke in der Flutleitung. Wenn die Flutleitung mit Dampf gefüllt ist und in Folge der Strömungsumkehr geflutet wird, fällt der Differenzdruck über das Fallrohr schnell ab.

Für den *Versuchsstart*:

$$\text{LBA-CP102:} \quad p[t_{i+15}] - p[t_i] \leq 0,5 \text{ bar}$$

Für die *Ventilöffnung*:

$$\text{JNG-CG101:} \quad s[t_i] \geq 2 \text{ mm}$$

$$\text{JNG-CF101:} \quad \dot{m}[t_i] \leq -1 \text{ kg/s}$$

$$\text{JNG-CP103:} \quad |\Delta p_{FL}[t_i] - \Delta p_{FL}[t_{i+20}]| \geq 10 \text{ mbar}$$

$$\text{JNG-CT102:} \quad \vartheta[t_{i+15}] - \vartheta[t_i] \geq 20 \text{ K}$$

Für die *Kernflutung*:

$$\text{JNG-CF101:} \quad \dot{m}[t_i] \geq 0 \text{ kg/s}$$

$$\text{JNG-CT101 und UJA-CT101:} \quad \vartheta_{FL}[t_i] - \vartheta_{FPV}[t_i] \leq 2 \text{ K}$$

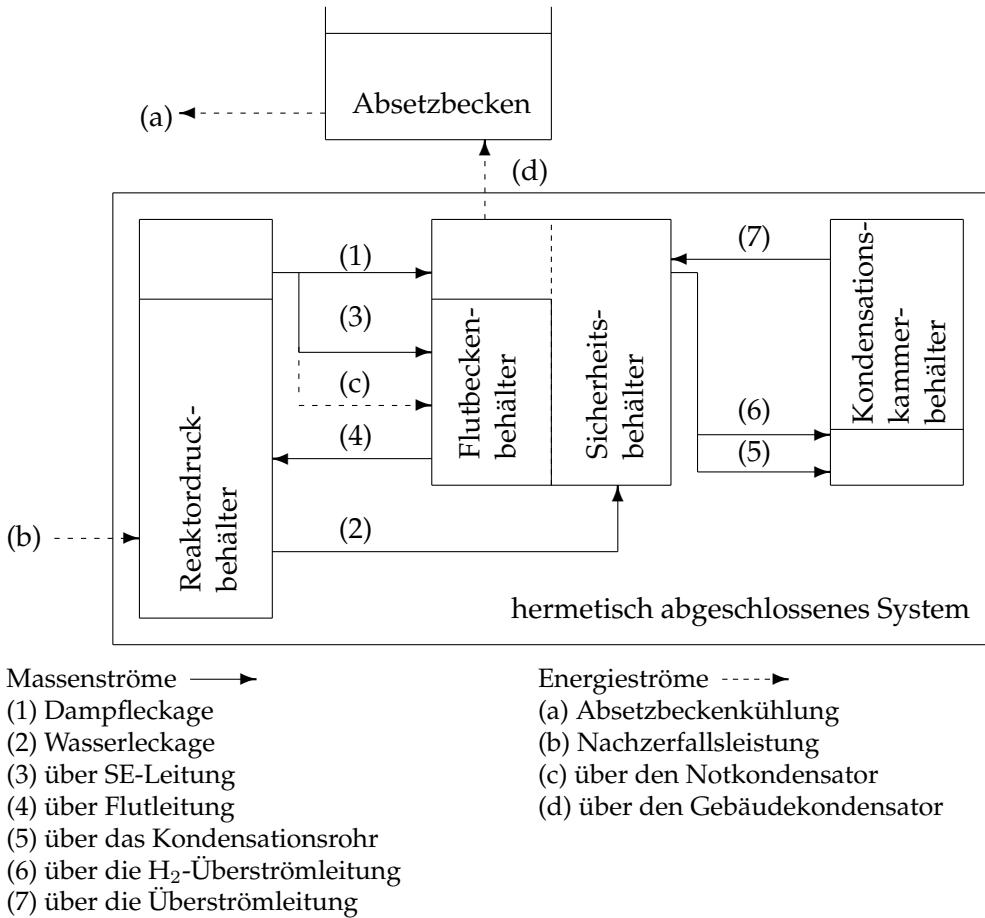


ABBILDUNG 2.3: Schematische Darstellung der Massenflüsse inkl. Energieübertragung (durchgezogene Pfeile) und Energieflüsse (gestrichelte Pfeile)

Zur Analyse des Langzeitverhaltens wird für den Massenstrom ein Mittelwert gebildet. Es können Schwankungen in den Randbedingungen auftreten, die durch das instationäre Verhalten der passiven Komponenten hervorgerufen werden.

Energie- und Massenströme innerhalb der Testanlage

In den Integral-Versuchen werden die Energie- und Massenströme über den gesamten Ablauf bilanziert. Die Abbildung 2.3 stellt eine Übersicht der einzelnen Behälter sowie der Stoff- und Energieübertragungswägen dar. Im Folgenden werden die ablaufenden Ereignisse aus der zeitlichen Darstellung in Abbildung 1.3 anhand der örtlichen Auflösung in Abbildung 2.3 allgemein beschrieben (s. a. Kapitel 1.2).

Beim Versuchsstart gleichen sich die Füllstände im Reaktordruckbehälter und im Standrohr an, wodurch die Wärmetauscherrohre des Notkondensators zum Teil mit Dampf gefüllt werden. Indem der Dampf auf der Rohrinnenseite kondensiert, wird Energie in den Wasserbereich des Flutbeckenbehälters übertragen (c) (Außenseite

des Wärmetauschers). Als Konsequenz sinkt der Druck im Reaktordruckbehälter, auch wenn äquivalent zur Nachzerfallsleistung (b) Dampf eingespeist wird. Der Druckabfall wird bei großen Leckagen durch diese dominiert, insbesondere wenn ein Leitungsbruch im Dampfbereich simuliert wird. Sobald Wasser (2) oder Dampf (1) aus dem Reaktordruckbehälter über die entsprechende Leckleitung ausströmt, steigt der Druck im Kernflutbecken- und Druckkammerbehälter an. Wenn dieser 0,3 bar über dem Druck in der Kondensationskammerbehälter steigt, strömt Dampf (5) und Luft (6) durch dessen Wasservorlage.

Der aus dem Reaktordruckbehälter strömende Dampf und der ggf. durch Sieden des Flutbeckenbehälters entstehende Dampf wird am Gebäudekondensator verflüssigt und die thermische Energie ins Absetzbecken übertragen (d). Da die Skalierung des Absetzbeckens geringer ist, wird das Wasser zusätzlich gekühlt (a). Falls der passive Impulsgeber das SE-Ventil anspricht, wird Dampf auch direkt von der Dampfleckleitung in die Wasservorlage des Flutbeckenbehälters gespeist (3) und beschleunigt hier den Temperaturanstieg sowie die Drucksenkung im Reaktordruckbehälter. Wenn diese bis zum Niederdruckbereich erfolgt ist, öffnet das Flutventil und ausströmendes Wasser lässt den Füllstand im Reaktordruckbehälter erneut ansteigen (4). Durch einen Überdruck von 1 bar im Kondensationskammerbehälter gegenüber dem Druckkammerbehälter können nicht-kondensierbare Gase zurück in den Sicherheitsbehälter gespült werden (7).

2.3.2 Einzeleffekt-Versuche

Anhand eines Versuchs werden der Ablauf und das Systemverhalten analysiert. Das Experiment, im Folgenden als Referenzversuch bezeichnet, ist so ausgewählt worden, dass sich der Einfluss von möglichst vielen Parametervariationen separat aufzeigen lässt. Diese werden nach der ausführlichen Beschreibung des Referenzversuchs dargestellt und verglichen. Die dargestellten Einzeleffekt-Versuche werden nach verschiedenen Merkmalen gruppiert: Durchmesser des Fallrohrs, Druck im Sicherheitsbehälter, Notkondensator-Betrieb und Änderung mechanischer Eigenschaften des Ventils (z. B. unterstützte Öffnung mit Feder oder Kolbenmasse). Die Tabelle 2.3 gibt eine Übersicht der Einzeleffekt-Versuche, die in den jeweiligen Unterabschnitten analysiert werden.

Aus durchgeführten Einzeleffekt-Versuchen, die in dieser Arbeit nicht dargestellt sind, werden Erkenntnisse bezüglich der einzustellenden Randbedingungen in den Behältern und an der Ventilkonfiguration für die darauf folgenden Experimente gewonnen. Diese sind sukzessive in die Durchführung, den Aufbau und die Messeinstellungen eingeflossen. Die wesentlichen Aspekte umfassen den Messbereich des

TABELLE 2.3: Übersicht der analysierten Parameterveränderungen mithilfe der aufgeführten Einzeleffekt-Versuche

Parameter	Versuchsnamen	
Fallrohr-Durchmesser	PCFS_2_4_01: DN100	PCFS_2_5_01: DN700
Sicherheitsbehälter-Druck	PCFS_2_4_01: 3 bar	PCFS_2_3_01: 1 bar
	PCFS_2_2_02: 3 bar	PCFS_2_1_02: 1 bar
Federunterstützte Ventilöffnung	PCFS_2_4_01: ja	PCFS_2_2_02: nein
	PCFS_2_3_01: ja	PCFS_2_1_02: nein
Notkondensator-Betrieb	PCFS_2_4_01: ja	PCFS_1_6_02: nein
	PCFS_2_2_02: ja	PCFS_1_2_04: nein
Ventilkolbenmasse	PCFS_1_2_04: 40 kg	PCFS_1_2_03: 63 kg

Flutmassenstroms, die Auftriebskräfte des Ventilkolbens, den Anfangsdruck im Reaktordruckbehälter und eine teilweise notwendige Dampfeinspeisung. In den beschriebenen Experimenten kann nun eine Rückströmung in der Flutleitung erfasst werden. Weiterhin wird ein Leckmassenstrom durch das Flutventil mithilfe eines Zusatzgewichts unterbunden, das den Ventilkolben ab Versuchsstart in den Sitz presst. Das Eigengewicht des Ventilkolbens in Kombination mit einem eingebauten Balg hat zuvor zu einer geringen Öffnung des Ventils geführt. Der Anfangsdruck im Reaktordruckbehälter ist in Abhängigkeit zum Flutbeckenbehälterdruck zu wählen, damit das Ventil zunächst geschlossen bleibt. Um den Druckabfall im System auch während der Ventilöffnung zu steuern, wird in den Reaktordruckbehälter zusätzlich Dampf eingespeist, wenn der Notkondensator betrieben wird.

Beschreibung eines Referenzfalls mit Notkondensator-Betrieb

Der zeitliche Verlauf von ausgewählten Messdaten des Referenzfalls PCFS_2_4_01 ist in Abbildung 2.4 aufgetragen. Das vereinfachte Prozessbild 2.4H zeigt die Lage der Messstellen. Dabei kennzeichnet die Symbolart die Messgröße (z. B. der Kreis \circ den Absolutdruck) und die Farbe des Symbols sowie des Kurvenverlaufs die genaue Messstellenposition (z. B. grüner Kreis \bullet und grüner Verlauf in Abb. 2.4A den Absolutdruck im Standrohr bzw. im Reaktordruckbehälter). Der Übergangszeitpunkt von einer zur nächsten Phase ist durch eine senkrechte Linie markiert. Die jeweiligen Versuchphasen werden anhand von vereinfachten Prozessbildern zur Verdeutlichung der ablaufenden Ereignisse beschrieben: die *Anfangsphase* in Abbildung 2.5, die *Druckabbauphase* in Abbildung 2.6, die *Übergangsphase* in Abbildung 2.7 sowie die *Kernflutphase* in Abbildung 2.9. Sie umfassen Füllstände in Behältern und Leitungen, Ventilstellungen und die Massenflussrichtung. Zur Kennzeichnung von offenen Ventilen dient die Farbe grün, für geschlossene Ventile rot. Kaltes Wasser ist in dunkelblau dargestellt, warmes in hellblau, die Gasphase in weiß und ein zweiphasiges Gemisch in hellblau gestreift. Die Hochdruck-Seite ist mit orange hinterlegt und die Niederdruck-Seite mit magenta.

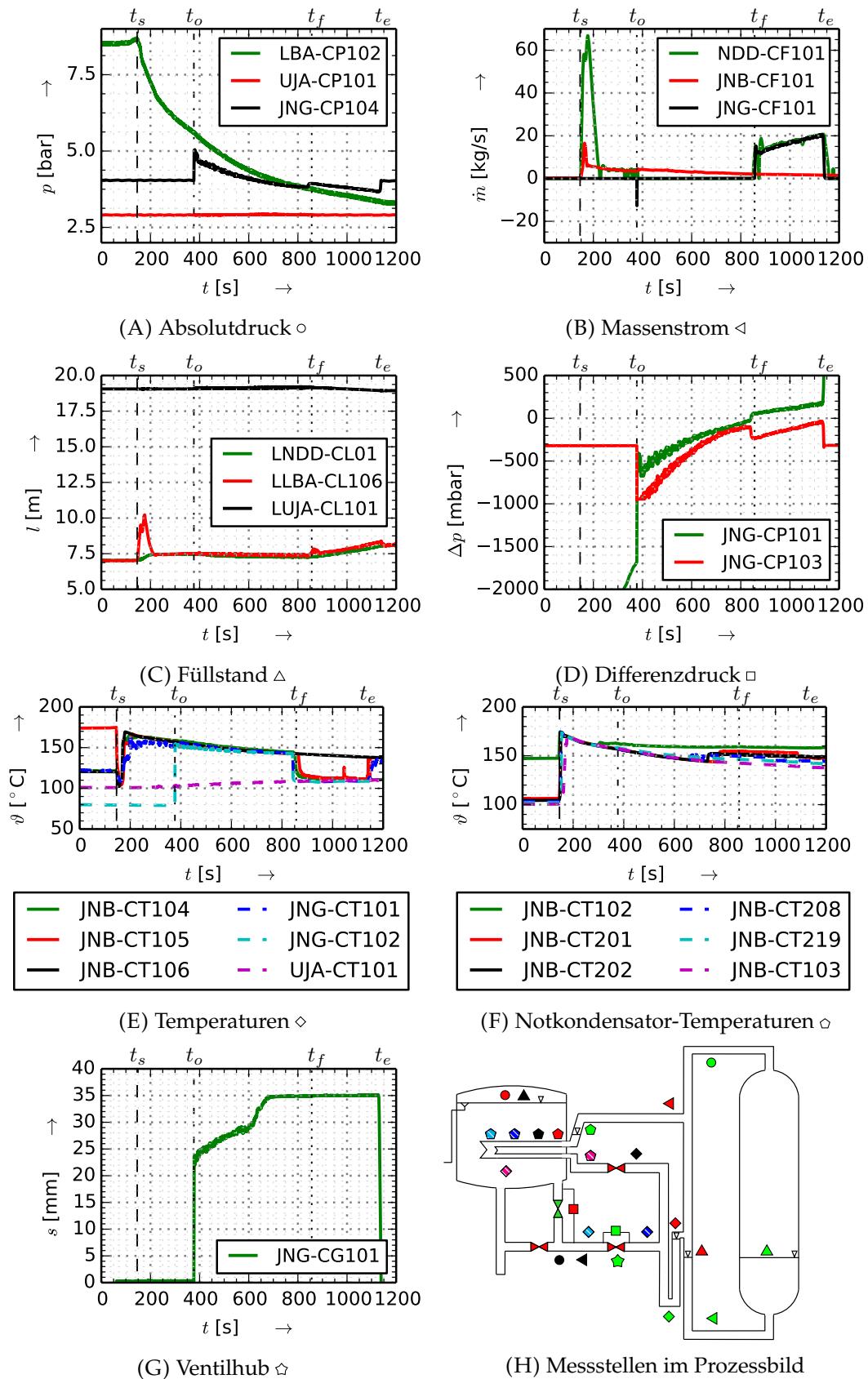


ABBILDUNG 2.4: Experimentelle Ergebnisse des Referenzfalls PCFS_2_4_01 mit Messstellenübersicht

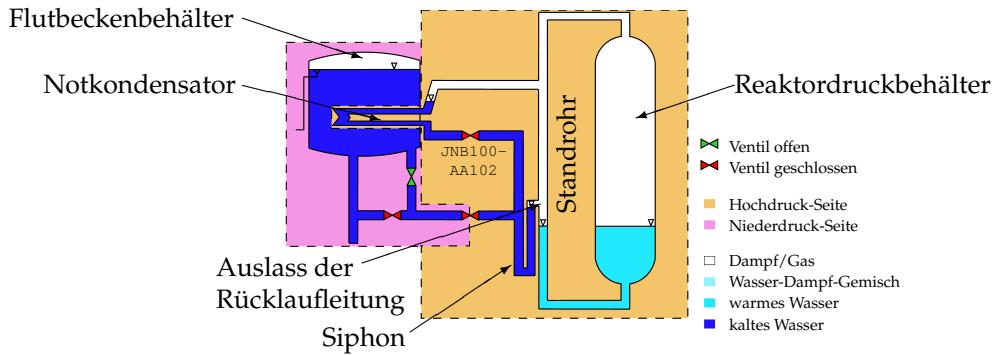


ABBILDUNG 2.5: Füllstände und Ventilstellungen während der Anfangsphase in den Einzeleffekt-Versuchen

Anfangsphase mit stationären Bedingungen bis zum Start der Transienten t_s

Die Anfangsbedingungen werden in dem Referenzversuch für $t < t_s = 146$ s konstant gehalten, d. h. auf der Niederdruck-Seite herrscht in der Gasphase ein Druck von 3 bar sowie eine Wassertemperatur von 100 °C und auf der Hochdruck-Seite Sättigungszustand bei 8,5 bar und 173 °C. Der Füllstand im Flutbeckenbehälter beträgt 19,05 m, im Reaktordruckbehälter sowie im Standrohr 6,88 m. Um den Füllstand oberhalb des Notkondensators zu halten und somit keine Energie in der Anfangsphase zu übertragen, ist das Ventil JNB100-102 unterhalb des Wärmetauschers geschlossen (s. Abb. 2.5). Die sich nicht unterscheidenden Temperaturen des Wassers in den Rohren des Notkondensators (s. Abb. 2.4F) und im Flutbeckenbehälter (s. Abb. 2.4E) bestätigen, dass der Wärmeaustausch zwischen Hochdruck- und Niederdruck-Seite in diesem Zeitraum unterbunden ist.

Der Auslass der Kondensat-Rücklaufleitung, der den Siphon mit dem Standrohr verbindet, hat ein leichtes Gefälle in Richtung des Standrohrs. An dieser Stelle wird die Sättigungstemperatur des Reaktordruckbehälters gemessen (s. Abb. 2.4E). Darüber hinaus befindet sich der Füllstand im Reaktordruckbehälter sowie Standrohr unterhalb des Auslasses auf 8,55 m (s. Abb. 2.4C). Folglich ist das Endstück mit Dampf gefüllt und der Flüssigkeitsspiegel befindet sich innerhalb des Siphonschenkels, der sich näher zum Standrohr befindet. Die andere Seite des Siphons ist vollständig mit Wasser gefüllt, da das Ventil JNB100-102 unterhalb des Notkondensators geschlossen ist (s. Abb. 2.5).

Druckabbauphase bis zur Flutventilöffnung t_o

Die transiente Phase $t \geq t_s$ wird durch Regelung des Druckabfalls im Reaktordruckbehälter mittels Dampfauslass über ein Entlastungsventil und die Steuerung der Dampfzufuhr initiiert (s. Abb. 2.4A und Abb. 2.6A). Zum selben Zeitpunkt $t_s = 146$ s wird das Ventil JNB100-AA102 unterhalb des Notkondensators geöffnet, sodass das im Notkondensator gespeicherte Wasservolumen durch die Rücklaufleitung und das Standrohr in den Reaktordruckbehälter abfließt (s. Abb. 2.4B).

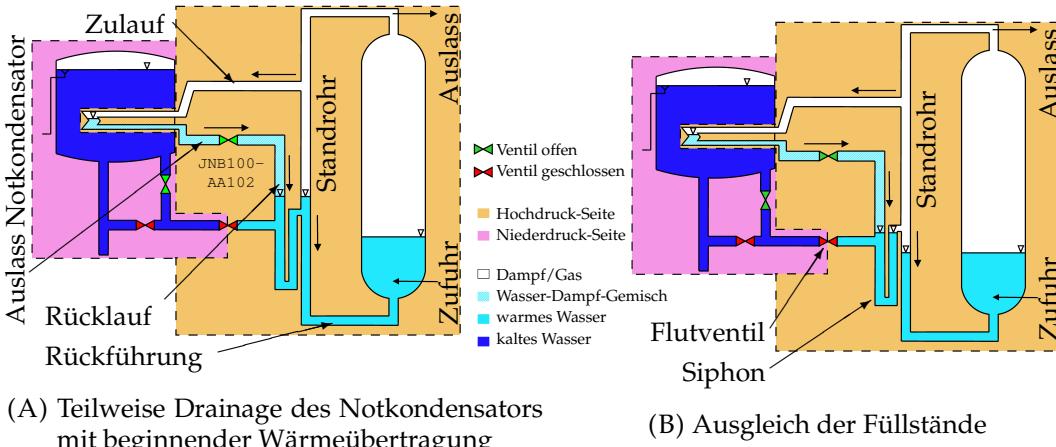


ABBILDUNG 2.6: Ablauf der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters mit Ventilstellung, Füllständen und Flussrichtung

und Abb. 2.6A). Der entstehende Peak im Massenstrom in der Rückführung zum Reaktordruckbehälter \blacktriangleleft ist deutlich größer als der in der Zulaufleitung des Notkondensators gemessene \blacktriangleleft . Dieser Unterschied bleibt bis etwa $t \approx 240$ s bestehen. Die Abweichungen von bis zu 50 kg/s sind auf die abnehmende Masse von Wasser durch Vergrößerung des spezifische Volumens im Notkondensator und auf die Funktion des Standrohrs als Zwischenspeicher zurückzuführen. Sobald das Wasser aus dem Notkondensator abgeflossen ist, steigt der Füllstand im Standrohr an (s. Abb. 2.4C \blacktriangleup). Die Zunahme im Reaktordruckbehälter ist geringer, sodass ein temporäres Ungleichgewicht entsteht (s. Abb. 2.4C \blacktriangleup und Abb. 2.6A). Innerhalb einer Minute gleicht sich dieses aus und führt zu einem Füllstand unterhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung (s. Abb. 2.6B). Die dann folgenden geringen Abweichungen des Massenstroms im Bereich von 1 kg/s sind im Rahmen der Messunsicherheit ($\Delta\dot{m}_{JNB} \approx \Delta\dot{m}_{NDD} \approx 0,4$ kg/s), bzw. deutet ein Massenstrom von 0 kg/s in der Rückführung auf eine fehlerhafte Auswertung der Dichte basierend auf der Temperatur hin.

Das Abfließen des Wassers aus dem Notkondensator kann auch in den Temperaturmessungen verfolgt werden (s. Abb. 2.4E und Abb. 2.4F). Die Temperaturen in den Wärmeübertragerrohren steigen sprunghaft auf Sättigungstemperatur, während am Auslass des Notkondensators \blacklozen ein verzögerter Anstieg bis zur Stabilisierung der Kondensation gemessen wird. In der Rücklaufleitung wird ein Temperaturminimum von $\vartheta \approx 100$ °C gemessen (\blacklozen \blacktriangleleft \blacktriangleup) und die Sensoren bestätigen nacheinander das Durchströmen mit warmem Kondensat durch einen erneuten Anstieg. Die Wärmeübertragung in den Flutbeckenbehälter beginnt, sodass die Wassertemperatur während des gesamten Versuchs stetig von 100 °C auf 110 °C ansteigt (s. Abb. 2.4E \blacklozen).

Am Auslass des Notkondensators und dem Beginn der Rücklaufleitung wird während der gesamten Druckabuphase Sättigungstemperatur gemessen (s. Abb. 2.4E \blacklozen

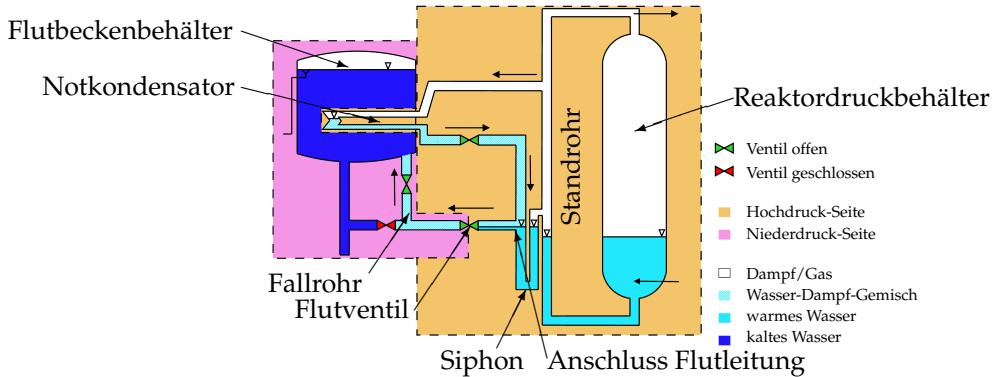


ABBILDUNG 2.7: Ablauf der Übergangsphase mit auftretender Rückströmung in den Flutbeckenbehälter inklusive Ventilstellung, Füllständen und Flussrichtung

und Abb. 2.4F a). In Kombination mit dem niedrigen Füllstand im Reaktordruckbehälter als Folge eines Kühlmittelverluststörfalls kann geschlussfolgert werden, dass im oberen Teil der Rücklaufleitung eine zweiphasige Strömung vorliegt. Das entstehende Kondensat sammelt sich im Siphon, bis der Füllstand soweit angestiegen ist, dass es in das Standrohr überläuft (s. Abb. 2.6B). Der Füllstand ist nach der Öffnung des Ventils JNB100-102 unterhalb des Notkondensators auf beiden Seiten des Siphons identisch, wenn kein Druckunterschied zwischen der Rücklaufleitung und dem Standrohr existiert. Solange das Flutventil geschlossen bleibt, ist die Füllhöhe an die Lage des Auslasses der Rücklaufleitung und das Niveau im Standrohr gebunden. Letzteres hängt wiederum vom Wasserpegel im Reaktordruckbehälter ab. Dieser liegt in den Einzeleffekt-Versuchen unterhalb des Auslasses, sodass der Siphon nicht durch Rückfluss aus dem Standrohr aufgefüllt werden kann und somit nur die Lage des Auslasses auf 8,55 m maßgeblich ist.

Übergangsphase mit Rückströmung bis zum Einsetzen der Flutung t_f

Nach $t_o = 377$ s öffnet das Flutventil und die Übergangsphase mit Rückströmung setzt ein (s. Abb. 2.4 für $t_o < t < t_f$). Im Gasbereich des Flutbehälters herrscht zum Öffnungszeitpunkt ein Druck von 2,90 bar und eine Wassertemperatur von 103,5 °C. Der Füllstand im Reaktordruckbehälter beträgt 7,48 m und im Standrohr 7,53 m, sodass sich der Auslass der Kondensat-Rücklaufleitung weiterhin in der Gasphase befindet. Die Druckdifferenz zwischen den Gasphasen des Reaktordruckbehälters und Kernflutbeckenbehälters beträgt $\Delta p_{tot} = 2,71$ bar bei einem lokalen Differenzdruck über das Ventil von $\Delta p_{Vent} = -1,7$ bar.

Der Druck im Reaktordruckbehälter ist höher als der Druck im Flutbeckenbehälter zuzüglich dessen Wassersäule, sodass eine Rückströmung zum Flutbeckenbehälter einsetzt und als negativer Massenstrom in der Flutleitung in Abbildung 2.4B ▲ zu erkennen ist. Der auftretende Massenstrompeak entspricht dem abfließenden Wasser aus der Flutleitung und dem Wasser, welches oberhalb des Flutleitungsstutzens

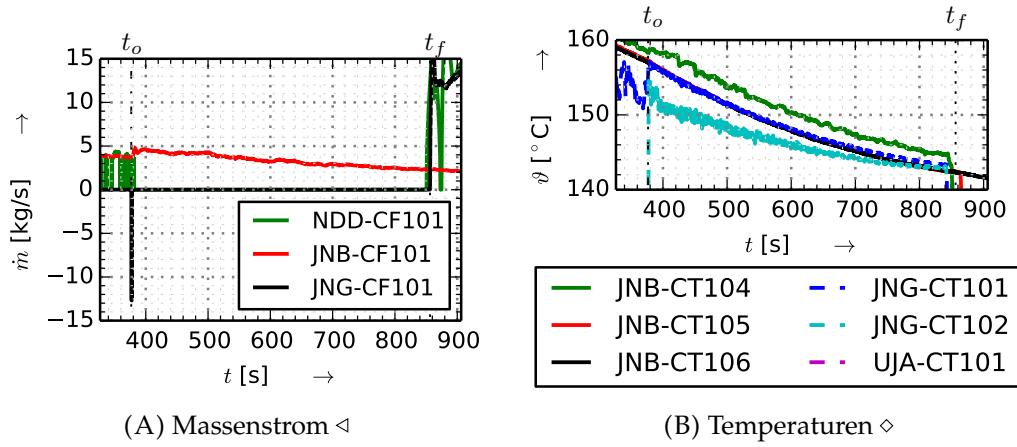


ABBILDUNG 2.8: Experimentelle Ergebnisse für die Übergangsphase

im Siphon vor der Ventilöffnung gewesen ist. Das abströmende Wasser kann nicht aus dem Standrohr ersetzt werden, da Dampf an der Verbindungsstelle vorliegt. Demzufolge ist der Füllstand im Siphon in der Übergangsphase auf die Höhe des Flutleitungsanschlusses gesunken (s. Abb. 2.7).

Kurz nach Öffnung des Flutventils wird bis $t_f = 856$ s kein Messsignal für den Massenstrom über die Ultraschallsonde erfasst (s. Abb. 2.4B \blacktriangleleft). Der Sensor ist auf eine Wasserströmung kalibriert und befindet sich außerhalb der Messgenauigkeit, sobald die Dichte aufgrund einer auftretenden Dampfphase verringert ist. In Verbindung mit dem sich ändernden Druckverlust über das Fallrohr und dem Ventilhub lässt sich auf eine Rückströmung mit einem Dampfanteil innerhalb der Übergangsphase zwischen der Flutventilöffnung und dem Einsetzen der Flutung schließen (s. Abb. 2.4D und Abb. 2.4G). Ein weiteres Indiz für eine zweiphasige Strömung in den Flutbeckenbehälter sind die Temperatursignale in der Flutleitung JNG-CT101 und JNG-CT102, die auf Sättigungsniveau ansteigen (s. Abb. 2.8B \blacklozenge \blacklozenge).

Mithilfe der Massenstrom- und Temperatursignale wird der Strömungspfad vom Reaktordruckbehälter über den Notkondensator in den Flutbeckenbehälter identifiziert, entsprechend der Abbildung 2.7. Wenn das Flutventil öffnet, unterbricht der Massenstrom in der Rückführung zum Reaktordruckbehälter und der Zustrom zum Notkondensator erhöht sich geringfügig (s. Abb. 2.8A \blacktriangleleft \blacktriangleright). Da die zur Verfügung stehende Temperaturdifferenz zwischen Primär- und Sekundärseite des Notkondensators stetig sinkt, kann eine zunehmende Kondensationsrate ausgeschlossen werden. Eine Erhöhung des Massenstroms ist demnach nur erklärbar, wenn der zulaufende Massenstrom nicht vollständig kondensiert wird. Somit fließt Dampf zum Wärmetauscher und weiter als zweiphasiges Gemisch in die Kondensat-Rücklaufleitung und anschließend in die Flutleitung zum Kernflutbeckenbehälter anstatt zum Reaktordruckbehälter.

Neben den Massenströmen ist die Temperatur im Siphon während der Rückströmung vom Reaktordruckbehälter in den Flutbeckenbehälter für die Identifizierung

des Strömungspfads zu berücksichtigen (s. Abb. 2.8B \blacklozenge). Diese verläuft oberhalb der Sättigungstemperatur am Auslass des Notkondensators \blacklozenge bzw. am Auslass der Rücklaufleitung \blacklozenge , die äquivalent zur Temperatur im Reaktordruckbehälter ist. Eine derartige Situation ist nur möglich, wenn der Druck an der Messstelle im Siphon durch eine Wassersäule erhöht wird. Demnach verbleibt weiterhin Wasser im unteren Teil der Rücklaufleitung, nachdem das Flutventil öffnet. Das Kondensat ist zu einem früheren Zeitpunkt unter einem höheren Systemdruck mit höherer Sättigungstemperatur im Notkondensator entstanden und erklärt so die Temperaturdifferenz zwischen den Messstellen am Auslass des Notkondensators und im Siphon. Weiterhin ergibt sich, dass der Strömungsweg vom Reaktordruckbehälter in den Flutbeckenbehälter über den Siphon für Dampf bzw. ein zweiphasiges Gemisch verschlossen ist. Demgemäß erfolgt die Strömung während der Übergangsphase über den oberen Teil des Notkondensator-Systems.

Aufgrund des monoton fallenden Drucks im Reaktordruckbehälter nimmt die Druckdifferenz zwischen den Behältern stetig ab. Als Folge verringern sich der Massenstrom vom Reaktordruckbehälter in den Flutbeckenbehälter und somit die dynamischen Druckverluste in der Flutleitung. Hierfür ist die sinkende Änderung der Druckdifferenz über das Fallrohr und über das Ventil ein Maß (s. Abb. 2.4D). Sobald diese gegen Null strebt, kommt die Rückströmung zum Erliegen. Über das 3 m lange Fallrohr beträgt die Druckdifferenz \blacksquare noch etwa 100 mbar. Dies entspricht einer Dichte von etwa $\rho = 340 \text{ kg/m}^3 \ll 1.000 \text{ kg/m}^3$, sodass sich im Fallrohr ein zweiphasiges Gemisch vor der Strömungsumkehr befindet.

Kernflutphase bis zum Versuchsende t_e

Es ist zu beobachten, dass das passive Kernfluten einsetzt, wenn der Druckunterschied zwischen den Gasphasen des Reaktordruckbehälters und Flutbeckenbehälters $\Delta p_{tot} = 0,85 \text{ bar}$ beträgt. In Abbildung 2.9 sind die sich einstellenden Massenstromrichtungen sowie die daraus resultierenden Änderungen im Füllstand und der Temperatur dargestellt. Kaltes Wasser strömt aus dem Flutbeckenbehälter durch die Flutleitung, den Siphon und das Standrohr in den Reaktordruckbehälter. Dies führt zu einer sprunghaften Änderung in mehreren Messkanälen des passiven Kernflutsystems (s. Abb. 2.4).

Das kalte Wasser lässt die Temperatursignale für $t \geq 844 \text{ s}$ zunächst in der Flutleitung und danach im Siphon sukzessive in Strömungsrichtung auf die Wassertemperatur des Flutbeckenbehälters sinken (s. Abb. 2.4E \blacklozenge \blacklozenge \blacklozenge \blacklozenge). Ebenso ändert sich das Differenzdruckmesssignal über das Fallrohr und das Flutventil unmittelbar (s. Abb. 2.4D). Da sich zuvor in der Flutleitung ein zweiphasiges Gemisch befunden hat (s. Abb. 2.7), nimmt die Dichte bei der Durchströmung mit Wasser signifikant zu. Dies führt zu einem Anstieg des hydrostatischen Drucks, der sich in den Differenzdrucksignalen JNG-CP101 und JNG-CP103 widerspiegelt. Der hydrostatische

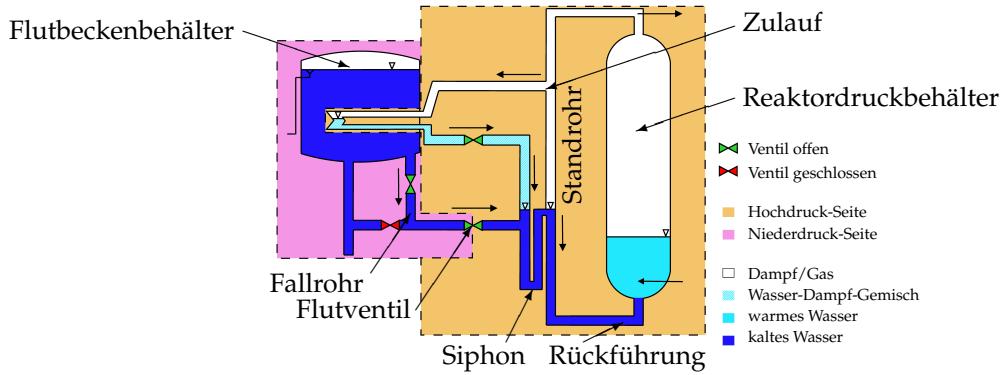


ABBILDUNG 2.9: Ablauf der Kernflutphase mit Ventilstellung, Füllständen und Flussrichtung

Druck als treibende Kraft für die Flutung wird somit erhöht und der Massentransport aufgrund des Höhenunterschieds beginnt.

Nachdem die einsetzende Kernflutung in den Temperatur- und Drucksignalen gemessen wird, steigt der Massenstrom in der Flutleitung mit einer Verzögerung von 12 s und im Standrohr mit einer Verzögerung von 6 s an (s. Abb. 2.4B \blacktriangleleft \blacktriangleright). Ein späterer Anstieg des Massenstromsignals im Standrohr ist zu erwarten, da zunächst der Strömungspfad – hauptsächlich der obere Teil des Siphons – mit Wasser geflutet wird. Der über den Massenstrom in der Flutleitung bestimmte Zeitpunkt der Flutung ($t_f = 856$ s) ist nicht mit der Auffüllung des Strömungspfads zu erklären. Eine mögliche Ursache ist ein lokales Phänomen, bei dem ein erhöhter Dampfgehalt am Sensor der Ultraschallmessung aufgrund einer Strömung mit unterschiedlichen Temperaturschichten vorliegt. In der Rückführung zum Reaktordruckbehälter tritt dies nicht auf, da der Massenstrom über eine Messblende bestimmt wird. Diese befindet sich während des gesamten Versuchs in der wässrigen Phase.

In Abbildung 2.4B ist ein Massenstrompeak zu Beginn der Flutung erkennbar, der das Auffüllen der Flutleitung und das weitere Befüllen des Siphons bis zum Erreichen des Auslasses der Rücklaufleitung kennzeichnet. Der Massenstrom wird durch die Druckdifferenz zwischen den Behältern sowie deren Füllständen bestimmt. Der Druck im Reaktordruckbehälter wird im weiteren Verlauf des Experiments stetig reduziert, während der sich aus dem Füllstand ergebende, hydrostatische Druck im Flutbeckenbehälter ebenfalls sinkt. Zwischen $900 \text{ s} < t < 1.000 \text{ s}$ fällt der Druck im Reaktordruckbehälter um 131 mbar ab. Dies entspricht einer Änderung des Füllstands im Flutbeckenbehälter von 1,3 m. Da sich letzterer jedoch nur um 0,1 m ändert, steigt der Massenstrom zunächst kontinuierlich an. Nach $t_e = 1.150 \text{ s}$ wird das Experiment während der Kernflutphase beendet.

Zusammenfassende Erkenntnisse

Die auftretenden Ereignisse des passiven Kernflutens lassen sich für den Referenzversuch auf drei Hauptaspekte reduzieren:

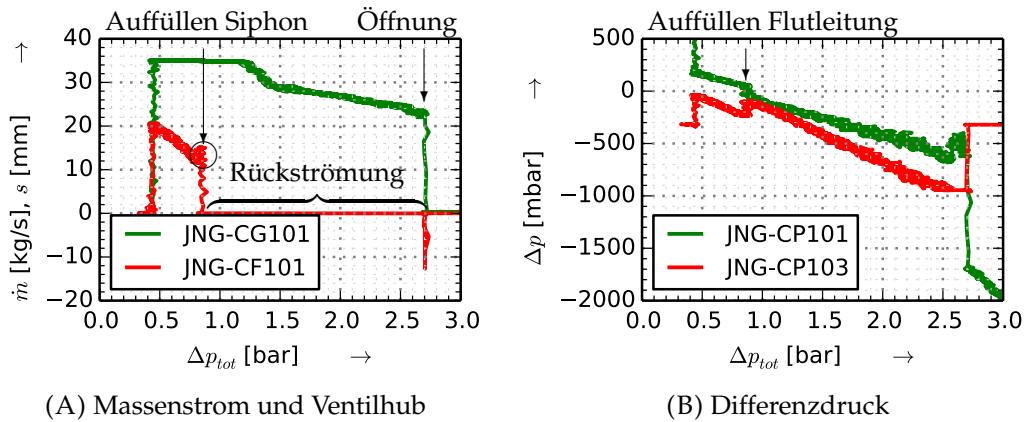


ABBILDUNG 2.10: Experimentelle Ergebnisse des Referenzfalls in Abhängigkeit des Differenzdrucks

1. Das Flutventil öffnet nach $t_o = 377$ s bei $\Delta p_{tot} = 2,71$ bar.
2. Eine zweiphasige Rückströmung in den Flutbeckenbehälter tritt über den oberen Strömungsweg des Notkondensator-Systems auf und reduziert die Dichte im Fallrohr auf $\rho = 340$ kg/m³, kurz bevor die Flutung einsetzt.
3. Die Flutung setzt nach $t_f = 856$ s bei $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar ein, wobei die Flutleitung erneut mit Wasser gefüllt wird und der Zeitpunkt durch das verspätet wiederkehrende Massenstromsignal um $\Delta t = 12$ s verzögert ist, verglichen mit Temperatur- und Drucksignalen.

Die zeitliche Entwicklung bzw. der Zeitpunkt der auftretenden Ereignisse wird maßgeblich durch die Druckänderungsrate im Reaktordruckbehälter bestimmt. Daraus ergibt sich in der Auftragung der Messwerte über den Druckunterschied Δp_{tot} zwischen den Gasphasen des Reaktordruckbehälters und Flutbeckenbehälters eine weitere Darstellungsform für die Analyse (s. Abb. 2.10). Die Zeit nimmt hierbei entlang der Abszisse ab, während das passive Kernflutsystem aktiv ist. Ziel dieser Darstellung ist in den folgenden Abschnitten den Einfluss von Parametervariationen auf den Massenstrom und den Differenzdruck vergleichen zu können. Der zeitliche Verlauf weicht für verschiedene Versuche voneinander ab, sodass ein Vergleich der untersuchten Fälle in der bisher verwendeten Darstellung nicht zielführend ist und die Ereignisse in Abhängigkeit des Druckunterschieds Δp_{tot} untersucht werden.

In der Abbildung 2.10 sind der Massenstrom und die Differenzdrücke in der Flutleitung erneut für den Referenzfall aufgetragen, sodass an dieser Stelle kurz die Identifizierung der Hauptereignisse beschrieben wird. Es ist zu erkennen, dass auch in dieser Darstellungsform sprunghafte Änderungen zum Zeitpunkt der Ventilöffnung und der Flutung auftreten. Der Beginn der Rückströmung in den Flutbeckenbehälter wird durch den negativen Massenstrom angezeigt und der weitere zweiphasige Verlauf durch das ausbleibende Signal (s. Abb. 2.10A). Der Differenzdruck über die

einzelnen Abschnitte in der Flutleitung nimmt linear mit dem Druckunterschied ab (s. Abb. 2.10B). Dies zeigt, dass sich die Druckverluste über die Teilabschnitte während der Rückströmungsphase in Abhängigkeit von dem zur Verfügung stehenden Druckunterschied proportional zu den jeweiligen Strömungsverlusten verteilen. Als nächstes Ereignis kehrt die Strömungsrichtung um, erkennbar anhand des positiven Massenstromsignals (s. Abb. 2.10A). Die sprunghafte Änderung in den Druckdifferenzsignalen kennzeichnet das Auffüllen der Flutleitung mit Wasser (s. Abb. 2.10B). Das weitere Befüllen des Siphons kennzeichnet den Massenstrompeak zu Beginn der Kernflutung (s. Abb. 2.10A).

Erhöhung des Fallrohr-Durchmessers

Der INKA-Teststand verfügt über zwei Fallrohre, wie der Anlagenbeschreibung in Unterkapitel 2.1 zu entnehmen ist. Durch die Stellung der Ventile JNG100-AA102 und JNG100-AA103 wird der Strömungsweg und so der Leitungsquerschnitt festgelegt (s. Abb. 2.1). Der Durchmesser in der Flutleitung beträgt DN100 und kann im vertikalen Abschnitt auf DN700 erweitert werden. Um die Auswirkungen zu vergleichen, sind die Ergebnisgrößen in Abbildung 2.11 – wie oben beschrieben – über den Druckunterschied Δp_{tot} zwischen Reaktordruckbehälter und Kernflutbeckenbehälter aufgetragen. Der Reaktordruck nimmt im Laufe des Versuchs kontinuierlich ab, sodass die dargestellten Diagramme für die zeitliche Entwicklung von rechts nach links zu interpretieren sind. Zeitlich beeinflusste Effekte können in dieser Darstellungsweise ggf. nicht wiedergegeben werden. Die Versuche PCFS_2_4_01 und PCFS_2_5_01 bilden die Datengrundlage in diesem Abschnitt.

Die ersten zwei Versuchsphasen entwickeln sich entsprechend der Beschreibung im vorangegangenen Abschnitt und das Flutventil öffnet nahezu bei dem gleichen Druckunterschied wie im Referenzfall ($\Delta p_{tot} = 2,66$ bar, s. Abb. 2.11A). Die Abweichung ist auf eine geringfügige Änderung der Reibung im Ventil zurückzuführen, da alle anderen Ventilparameter unverändert sind. Während der Rückströmung in der Übergangsphase erfolgt bei Nutzung des Sumpfrohrs bereits die Rückgewinnung des hydrostatischen Drucks, sodass die Kernflutung bei einem höheren Behälterdruckunterschied Δp_{tot} beginnt. Diese Erkenntnis wird im Folgenden genauer erläutert.

Aus der Absolutdruckmessung am tiefsten Punkt in der Flutleitung lassen sich Rückschlüsse auf die Vorgänge in dem vertikalen Flutleitungsabschnitt ziehen. Die Druckmessung steigt in beiden Fällen zunächst auf 5 bar an und sinkt nach wenigen Sekunden auf 4,7 bar ab (s. Abb. 2.11B). Das aus der Flutleitung abfließende Wasser und der damit verbundene ansteigende Dampfgehalt tritt unabhängig vom Leitungs durchmesser des Fallrohrs auf. Einen signifikanten Dampfgehalt bestätigt der

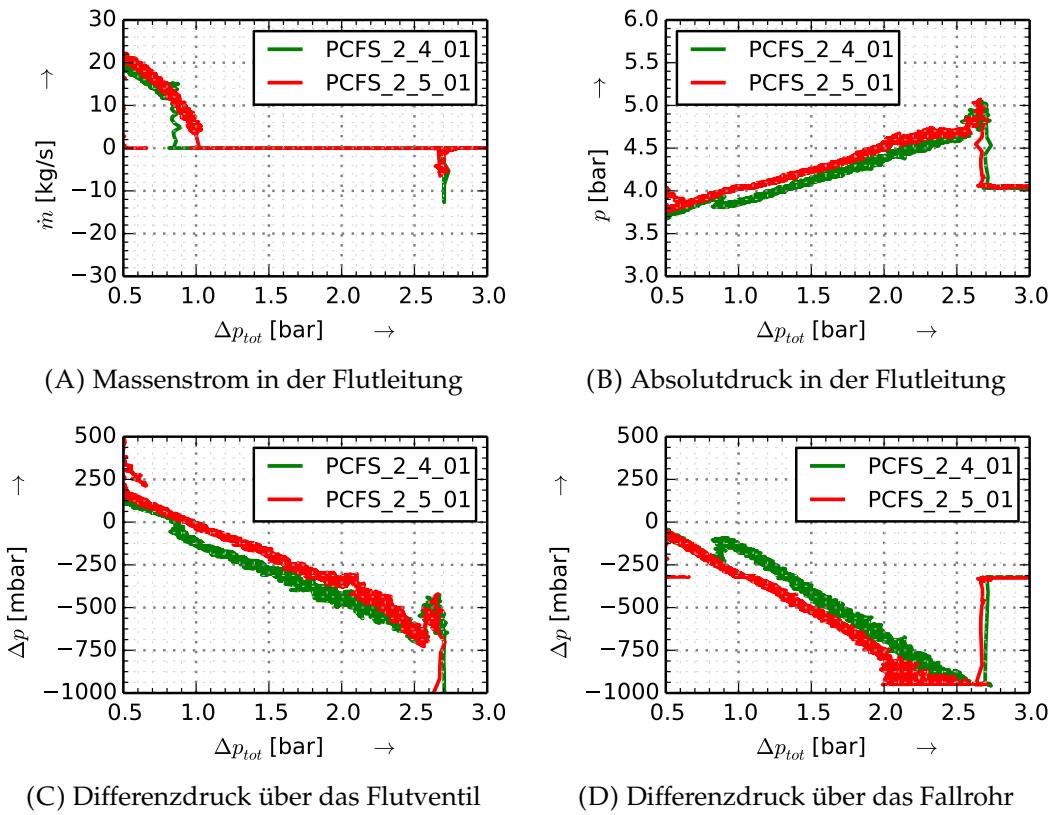


ABBILDUNG 2.11: Einfluss des Fallrohrdurchmessers: Vergleich der Versuche PCFS_2_4_01 (DN100) und PCFS_2_5_01 (DN700)

Signalausfall der Ultraschallmessung (s. Abb. 2.11A). Dem stark instationären Verhalten zu Beginn der Rückströmung folgt im Referenzfall ein konstanter Druckabfall (s. Abb. 2.11B), der auf eine stabile Zweiphasen-Strömung mit moderaten Schwankungen bzgl. Dichte und Volumenstrom schließen lässt. Es tritt ein sprunghafter Anstieg bei $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar auf, verursacht durch das Auffüllen der Leitung. Im Experiment PCFS_2_5_01 mit verwendetem Sumpfrohr weist der Verlauf des Drucksignals eine Änderung der Steigung bei $\Delta p_{tot} \approx 2,1$ bar auf (s. Abb. 2.11B). Nach einer ersten, stark turbulenten Phase, erkennbar an den Schwankungen in der Differenzdruck-Messung über das Fallrohr (s. Abb. 2.11D), nimmt die Rückströmung ab, sodass aus dem Kernflutbeckenbehälter fließendes Wasser den Dampfanteil im Sumpfrohr reduziert. Die geringere Steigung der Kurve im Bereich $2,5 \text{ bar} \geq \Delta p_{tot} \geq 2,1 \text{ bar}$ ist ein kombinierter Effekt aus dem dominierenden Druckabfall im Reaktordruckbehälter und der Verringerung des Dampfgehalts im Fallrohr. Bei einer niedrigeren Behälterdruckdifferenz ist das Sumpfrohr nahezu vollständig mit Wasser gefüllt und die Steigung wird lediglich durch den Druckabfall im Reaktordruckbehälter bestimmt. Somit verlaufen die Kurven im Bereich von $2,1 \text{ bar} \geq \Delta p_{tot} \geq 0,9 \text{ bar}$ annähernd parallel. Der ausbleibende steile Anstieg bei der Strömungsumkehr deutet ebenfalls auf eine frühzeitige Auffüllung des Fallrohrs hin.

Der zur Verfügung stehende Druckunterschied zwischen den Behältern teilt sich auf beide Flutleitungsabschnitte auf. Der Differenzdruck über das Fallrohr wird für beide Versuche an der gleichen Stelle abgegriffen, sodass bei Benutzung des Sumpfrohrs über das geschlossene Ventil JNG100-AA103 gemessen wird. Ab einem Behälterdruckunterschied von $\Delta p_{tot} = 2,1$ bar ist die Dichte im Sumpfrohr nahezu konstant und die Druckdifferenz, die sich aus der Summe der dynamischen Druckverluste und des Gewichts der Fluidsäule ergibt, höher im Vergleich zum Experiment mit dem Fallrohr der Größe DN100. Der Druckverlust über das Ventil sinkt ab, da sich der verfügbare Druckunterschied zwischen dem Reaktordruck- und Kernflutbeckenbehälter als treibende Kraft der Rückströmung über den durchströmten Abschnitt verteilt.

In Abbildung 2.11A ist zu erkennen, dass der Massenstrom in Richtung Reaktordruckbehälter bei einer Behälterdruckdifferenz von $\Delta p_{tot} = 1,02$ bar bei Verwendung des Sumpfrohrs bzw. $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar bei Verwendung der normalen Konfiguration einsetzt. Der hydrostatische Druck im vertikalen Abschnitt der Flutleitung beträgt maximal 0,3 bar bei vollständiger Wassersäule. Da die Differenz beider Behälterdruckunterschiede mit 0,17 bar geringer ist, wird folglich in den Versuchen mit einem konstanten Leitungsdurchmesser von DN100 die treibende Kraft nur zu einem Teil verringert.

Das Flutverhalten setzt im Einzeleffekt-Versuch PCFS_2_5_01 mit einem kontinuierlich ansteigenden Massenstrom ein, da keine abrupte Wiederauffüllung der Fallleitung stattfindet. Die Abwesenheit des Peaks im Massenstrom bei einsetzender Flutung und geringe Schwankungen im Volumenstrom können darauf hinweisen, dass der Siphon während dieser Phase bereits aufgefüllt wird. Sobald in beiden Versuchen die Flutung vollständig ausgeprägt ist, sind keine relevanten Unterschiede zu erkennen (s. Abb. 2.11).

Absenken des Drucks im Sicherheitsbehälter

Der Druck in der Gasphase des Flutbeckenbehälters wird von 3 bar auf 1 bar abgesenkt. Dementsprechend ist das Gewicht auf den Ventilkolben zur Abbildung des konstanten Containment-Drucks verringert worden (s. a. Kap. 3.2.1), sodass das Ventil bei einem vergleichbaren Druckunterschied zwischen den beiden Behältern öffnet. Analog zum vorherigen Abschnitt sind in Abbildung 2.12 und 2.13 die Messgrößen gegen die Druckdifferenz zwischen den Behältern aufgetragen. Es werden die Messergebnisse aus den Versuchen PCFS_2_4_01 mit hohem Druck im Flutbeckenbehälter und PCFS_2_3_01 (beide unterstützter Ventilöffnung, s. a. Kap. 3.2.1) sowie aus den Versuchen PCFS_2_2_02 und PCFS_2_1_02 (mit späterer Ventilöffnung) verglichen.

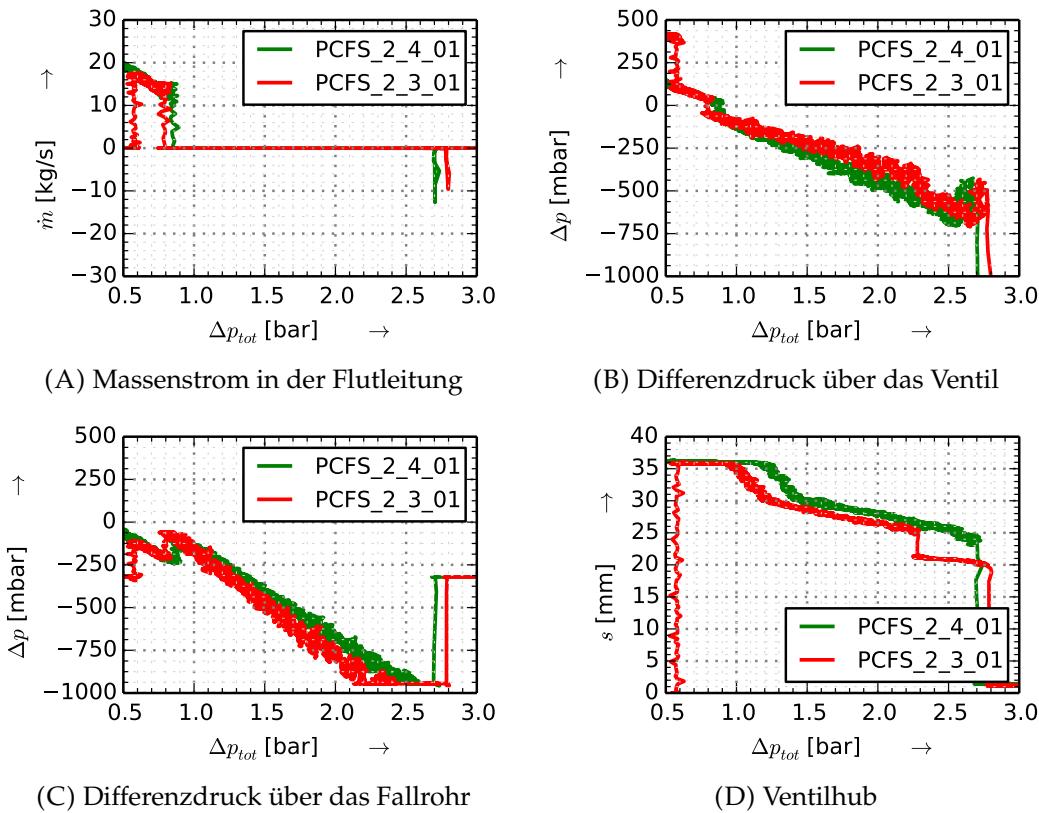


ABBILDUNG 2.12: Einfluss des Drucks im Sicherheitsbehälter: Vergleich der Versuche PCFS_2_4_01 (3 bar) und PCFS_2_3_01 (1 bar)

Der Druck im Flutbehälter beträgt 0,95 bar im Versuch PCFS_2_3_01 bei einer Temperatur von 100,2 °C. Der Füllstand im Reaktordruckbehälter misst 7,34 m, im Standrohr 7,47 m. Das Flutventil öffnet in den Versuchen mit unterstützter Öffnungskraft bei einem Druckunterschied von $\Delta p_{tot} = 2,8$ bar. Der geringe Unterschied des Öffnungszeitpunktes in Abbildung 2.12 ist möglicherweise auf eine geringe Abweichung in der Justierung des Gewichts zurückzuführen und wird in diesem Abschnitt nicht weiter berücksichtigt (Näheres im Abschnitt [Erhöhung der Eigenmasse des Ventilkolbens](#)). Eine Rückströmung in den Flutbeckenbehälter erfolgt im Bereich von $2,8 \text{ bar} \geq \Delta p_{tot} \geq 0,8 \text{ bar}$ (vgl. Abb. 2.12). Die Steigung der Kurven in Diagramm 2.12B weicht in dieser Phase für denselben Druckunterschied zwischen den Behältern vom Referenzfall ab. Die Unstetigkeit im Versuch PCFS_2_3_01 kurz nach Ansprechen des Flutventils ist auf eine unvollständige Öffnung aufgrund erhöhter Reibung zurückzuführen (s. Abb. 2.12D). Der Strömungsverlust nimmt kurzzeitig zu und führt zu einem höheren Widerstand im Ventil. Sobald das Ventil vollständig geöffnet ist, nimmt die Reibung ab und der Druckverlust sinkt. Es folgt ein linearer Verlauf der Differenzdrücke zwischen $2,2 \text{ bar} \geq \Delta p_{tot} \geq 0,8 \text{ bar}$, in der über das Ventil bei einem gesunkenen Druck im Sicherheitsbehälter (Experiment PCFS_2_3_01) ein geringerer Druckverlust und über das Fallrohr ein höherer gemessen wird. Dies zeigt, dass die Verteilung der Druckverluste über verschiedene Abschnitte im System vom Sicherheitsbehälterdruck abhängig ist.

Der zur Verfügung stehende Druckunterschied zwischen den beiden Enden der Flutleitung verteilt sich auf die einzelnen Abschnitte. Dabei ist der einzelne Druckverlust abhängig vom Strömungswiderstand, Massenstrom und der Dichte. Der Widerstandsbeiwert ist als konstant zwischen den Versuchen anzunehmen sowie auch der Massenstrom während der Rückströmung bei ähnlichem Behälterdruckunterschied. Die beobachtete Abweichung lässt sich durch eine veränderte Zusammensetzung des Zweiphasen-Gemisches – also mit einer veränderten Dichte – entlang der einzelnen Leitungsabschnitte erklären. Die Verdampfungsenthalpie verringert sich mit sinkendem Enddruck, sodass die adiabate Verdampfungsrate zunimmt. Daraus folgt, dass sich der Dampfanteil in dem vertikalen Abschnitt der Flutleitung im Experiment PCFS_2_3_01 gegenüber dem Referenzfall vergrößert und somit die Dichte abnimmt. Dies führt wiederum zu erhöhten Geschwindigkeiten und Druckverlusten. Im Bereich mit geringem Druck tritt der Effekt stärker auf, sodass der Druckverlust über das Fallrohr im Versuch PCFS_2_3_01 stärker gewichtet wird. Da die Dichte nicht gemessen wird, erfolgt eine numerische Analyse des Dampfmassengehalts in der Flutleitung in Kapitel 4.2.

Die Flutung setzt im Vergleich zum Referenzfall geringfügig verzögert bei einem Behälterdruckunterschied von $\Delta p_{tot} = 0,80$ bar ein. Dies bestätigt den höheren Dampfanteil im Fallrohr. Der steile Anstieg bei der Strömungsumkehr weist auf einen gleichen Strömungszustand im Fallrohr hin und auch im weiteren Verlauf werden keine relevanten Unterschiede festgestellt.

Der druckabhängige Verlauf des Massenstroms und der Differenzdrücke in den Versuchen PCFS_2_2_02 und PCFS_2_1_02 (mit späterer Ventilöffnung) ist in der Abbildung 2.13 dargestellt. Da in diesen beiden Versuchen die Öffnung nicht mit einer Feder unterstützt wird, gibt das Ventil den Strömungsweg erst bei einem niedrigeren Druckunterschied frei. Im Experiment PCFS_2_2_02 mit erhöhtem Druck im Flutbeckenbehälter öffnet das Flutventil ohne Federunterstützung bei $\Delta p_{tot} = 1,34$ bar bei einem Füllstand im Standrohr von 7,52 m. In dem gegenübergestellten Experiment gibt das Ventil bei einem Behälterdruckunterschied von 1,28 bar den Strömungsweg bei einem Füllstand von 7,56 m frei. Die Temperatur im Flutbeckenbehälter unterscheidet sich um 5 K, wobei die höhere Temperatur im Versuch mit höherem Druck auftritt. Abbildung 2.13B und 2.13C weisen einen vergleichbaren Verlauf wie die Abbildungen 2.12B und 2.12C auf. Der Druckverlust über das Fallrohr ist höher in den Experimenten mit abgesenktem Druck im Flutbeckenbehälter, während der Druckverlust über das Ventil sinkt. Die Flutung setzt entsprechend der dargelegten Erklärung bei einem geringfügig niedrigerem Behälterdruckunterschied von $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar ein. Im Experiment PCFS_2_2_02 beträgt dieser $\Delta p_{tot} = 0,87$ bar. In beiden Versuchen bildet sich ein ähnlicher Massenstrom in Richtung Reaktordruckbehälter aus. Die Abbildungen 2.12A und 2.13A unterscheiden sich durch den ausbleibenden Peak innerhalb der ersten Sekunden nach Einsetzen der Flutung, wenn

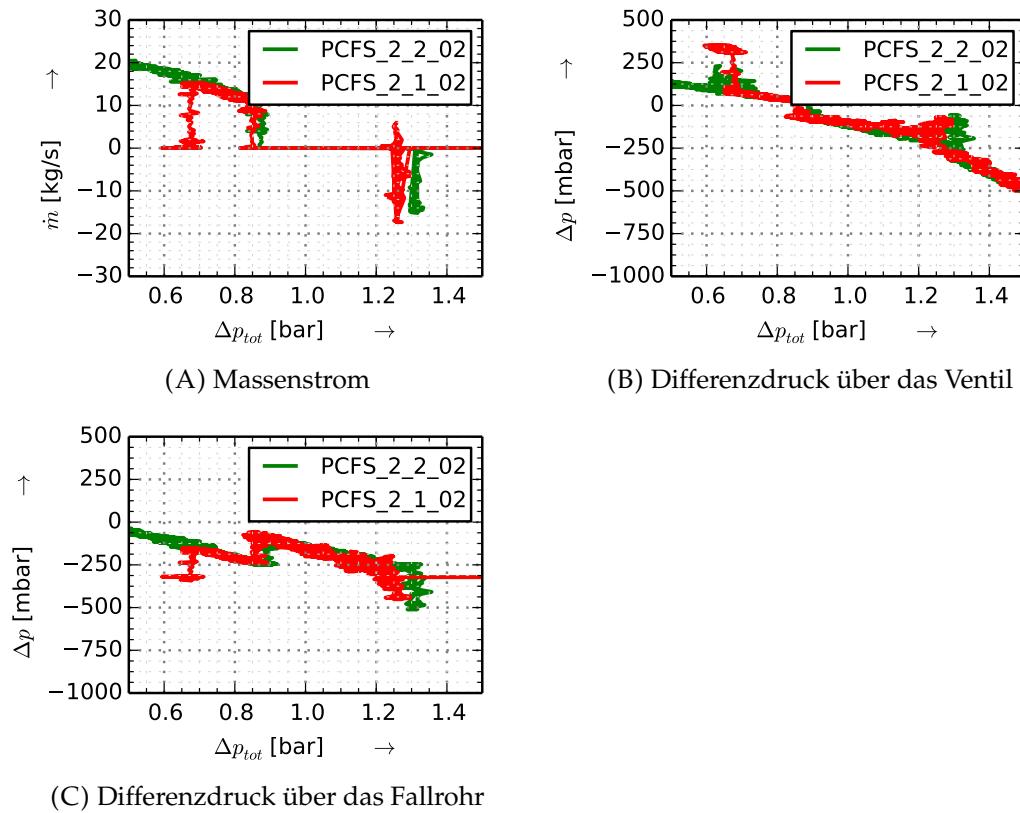


ABBILDUNG 2.13: Einfluss des Drucks im Sicherheitsbehälter bei verzögerter Ventilöffnung: PCFS_2_2_02 (3 bar) und PCFS_2_1_02 (1 bar)

das Ventil nicht bei der Öffnung unterstützt wird. Die Auswertung von der Ventilöffnung mit und ohne Feder ist im nächsten Abschnitt dargestellt.

Verschiebung der Ventilöffnung durch Entnahme der Feder

Im Ventil ist zur Erhöhung der Öffnungskräfte eine Feder eingebaut, die in den Versuchen PCFS_2_2_02 und PCFS_2_1_02 entfernt wird. Als Folge verschiebt sich der Aktivierungszeitpunkt des passiven Kernflutsystems hin zu einem niedrigeren Behälterdruckunterschied Δp_{tot} . Der Massenstrom und der Differenzdruck in der Flutleitung sind in den Abbildungen 2.14 und 2.15 gegenüber gestellt. Wenn das Ventil öffnet, sinkt der Differenzdruck über das Ventil ab und stabilisiert sich auf den gleichen Wert, wie in den Versuchen mit eingebauter Feder (s. Abb. 2.14B und Abb. 2.15B). Während der Rückströmung ist kein Unterschied hinsichtlich der Aufteilung der Druckverluste innerhalb der Flutleitung erkennbar. Dies deutet darauf hin, dass sich ein gleiches Verhältnis der Dichten in den einzelnen Abschnitten einstellt. Der Umkehrpunkt der Strömung weist einen geringfügigen Unterschied in

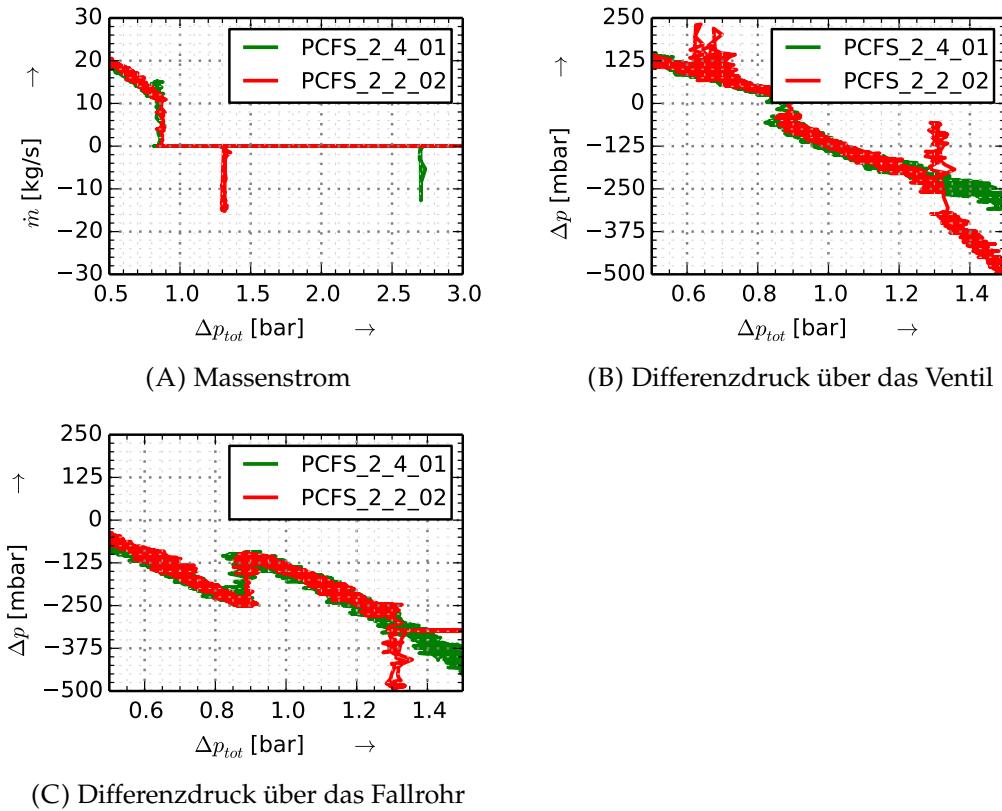


ABBILDUNG 2.14: Einfluss der federunterstützten Öffnung:
PCFS_2_4_01 (mit) und PCFS_2_2_02 (ohne)

der Gegenüberstellung bei einem hohen Druck im Flutbeckenbehälter auf. Im Versuch PCFS_2_4_01 setzt die Flutung mit Feder bei $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar ein und im Versuch PCFS_2_2_02 ohne Feder bei $\Delta p_{tot} = 0,87$ bar. Der Umkehrpunkt für die Strömung wird zum einen durch den Druckunterschied zwischen den Behältern und zum anderen durch das Gewicht der Fluidsäule im Fallrohr bestimmt. Wenn die Dichte sich verringert, setzt das Fluten erst zu einem späteren Zeitpunkt bei einem kleineren Behälterdruckunterschied ein. Aus der Gegenüberstellung der Versuche PCFS_2_4_01 und PCFS_2_2_02 lässt sich kaum schlussfolgern, ob der Dampfgehalt im Fallrohr etwas geringer bleibt, wenn das Ventil erst bei einem geringeren Behälterdruckunterschied öffnet. Der Unterschied zwischen dem Umkehrpunkt der Strömungsrichtung ist nahezu identisch.

Die gleiche Tendenz wird für die beiden Experimente bei abgesenktem Druck im Flutbeckenbehälter festgestellt, jedoch in stärkerer Ausprägung (s. Abb. 2.15B). Im Experiment PCFS_2_3_01 beginnt das Fluten bei $\Delta p_{tot} = 0,80$ bar mit installierter Feder und im Experiment PCFS_2_1_02 bei $\Delta p_{tot} = 0,85$ bar mit verzögerter Öffnung. Diese Abweichung ist stärker als man mit den oben angegebenen Argumenten erklären könnte. Auf eine genaue Untersuchung ist verzichtet worden, da die Testfälle ohne Feder für die Anwendung weniger relevant sind.

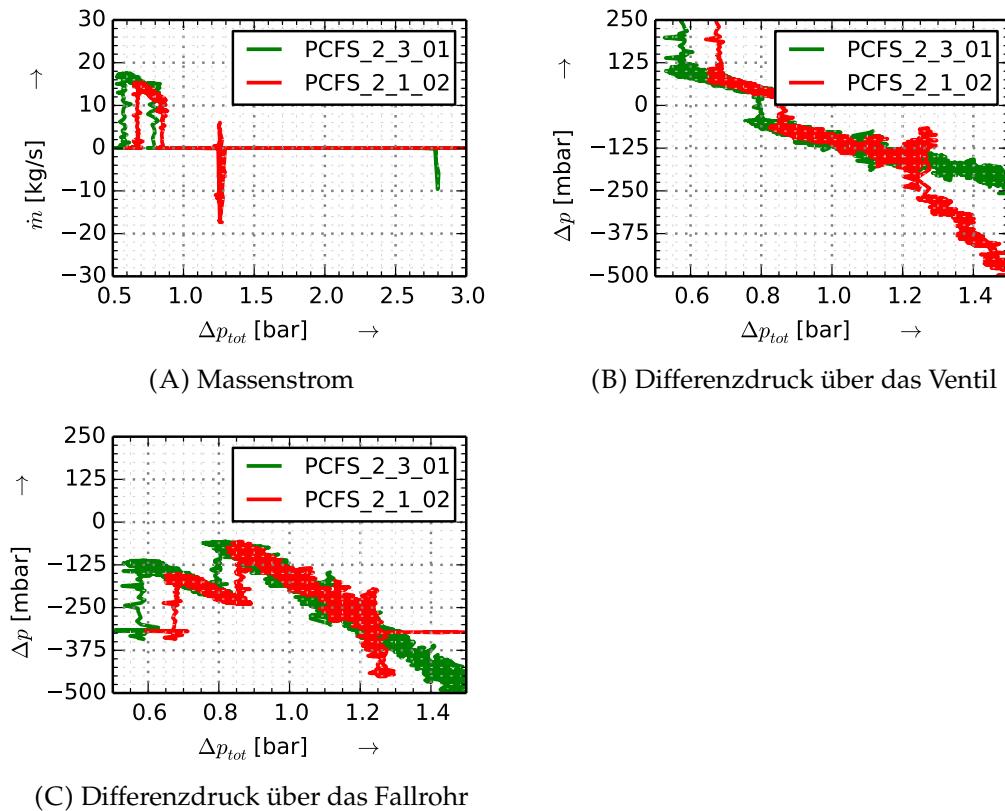


ABBILDUNG 2.15: Einfluss der federunterstützten Öffnung mit $p_{FPV} = 1$ bar: PCFS_2_3_01 (mit) und PCFS_2_1_02 (ohne)

Abschaltung des Notkondensators

Der Wärmetauscher wird in Versuch PCFS_1_6_02 nicht in Betrieb genommen, indem das Ventil JNB100-AA102 zu Beginn der Kondensat-Rücklaufleitung geschlossen ist. Kaltes Wasser verbleibt im Notkondensator und verhindert so eine Wärmeübertragung von der Hochdruck- auf die Niederdruck-Seite, bevor das Flutventil öffnet. Der Massenstrom und die Differenzdrücke innerhalb der Flutleitung sind in Abbildung 2.16 dem Referenzversuch PCFS_2_4_01 gegenübergestellt. Dabei ist der Messbereich des Differenzdrucks auf -500 mbar begrenzt.

Nachdem das Flutventil unter gleichen Voraussetzungen bei $\Delta p_{tot} = 2,64$ bar öffnet, fließt Wasser aus dem Siphon in die Flutleitung. Die Wasserströmung findet während eines stärkeren Druckabfalls statt (s. Abb. 2.16A), da kein Dampf aus dem oberen Abschnitt der Kondensat-Rücklaufleitung einströmt, wie in Experimenten mit betriebenem Notkondensator. Die Druckverluste innerhalb der Flutleitung werden unterschiedlich über die einzelnen Abschnitte verteilt (s. Abb. 2.16B). Der Druckverlust über das Ventil bleibt annähernd gleich und der über das Fallrohr verringert sich im Vergleich zum Referenzversuch PCFS_2_4_01. Der zur Verfügung stehende Druckunterschied zwischen Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter wird auf unterschiedliche Strömungspfade und Druckverluste stromaufwärts der Flutleitung

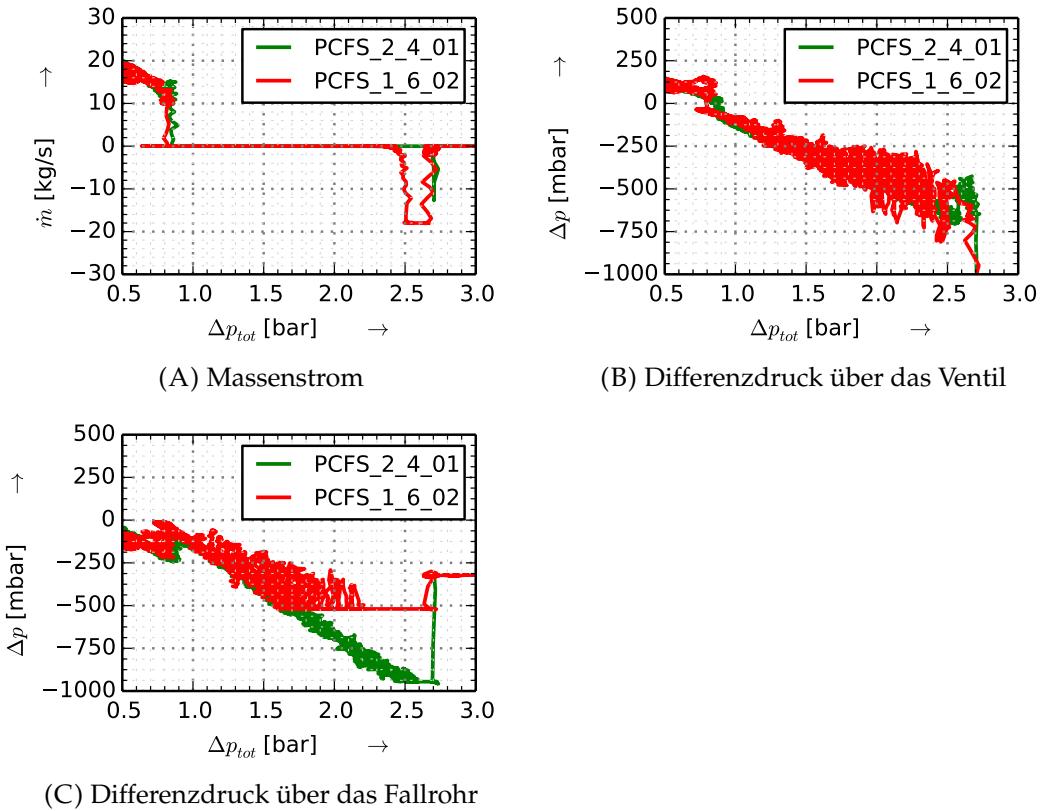


ABBILDUNG 2.16: Einfluss des Betriebs vom Notkondensator: Vergleich der Versuche PCFS_2_4_01 (mit) und PCFS_1_6_02 (ohne)

aufgeteilt, während sich der Strömungswiderstand über das Ventil und das Fallrohr nicht verändern. Die Flutung setzt bei einem Druckunterschied von $\Delta p_{tot} = 0,82$ bar ein, einem um 0,03 bar geringeren Wert im Vergleich zum Referenzfall.

Ein wesentlich stärkerer Einfluss tritt auf, wenn das Flutventil ohne unterstützende Feder und somit verzögert öffnet. Hierzu werden die Ergebnisse von Versuch PCFS_1_2_04 mit denen von Versuch PCFS_2_2_02 (mit Kondensator-Betrieb) in Abbildung 2.17 verglichen. Beim Öffnen des Ventils weicht der Behälterdruckunterschied zwischen diesen beiden Experimenten um 0,09 bar ab und beträgt für das Experiment ohne Betrieb des Notkondensators $\Delta p_{tot} = 1,26$ bar. Aus der Massenstrommessung ist zu erkennen, dass der horizontale Flutleitungsabschnitt während des gesamten Experiments PCFS_1_2_04 mit Wasser gefüllt bleibt (s. Abb. 2.17A). Der konstante Differenzdruck bestätigt eine geflutete Leitung (s. Abb. 2.17C). Es tritt eine geringe oszillierende Strömung innerhalb der Leitung auf, allerdings keine ausgeprägte Rückströmung. Der Siphon gleicht den Druckunterschied zwischen den Behältern mit seinem Volumen aus, dass anschließend langsam aufgefüllt wird, bis das Fluten bei einem Druckunterschied von $\Delta p_{tot} = 1,03$ bar einsetzt. In dem späteren Flutverhalten ist kein relevanter Unterschied zu erkennen.

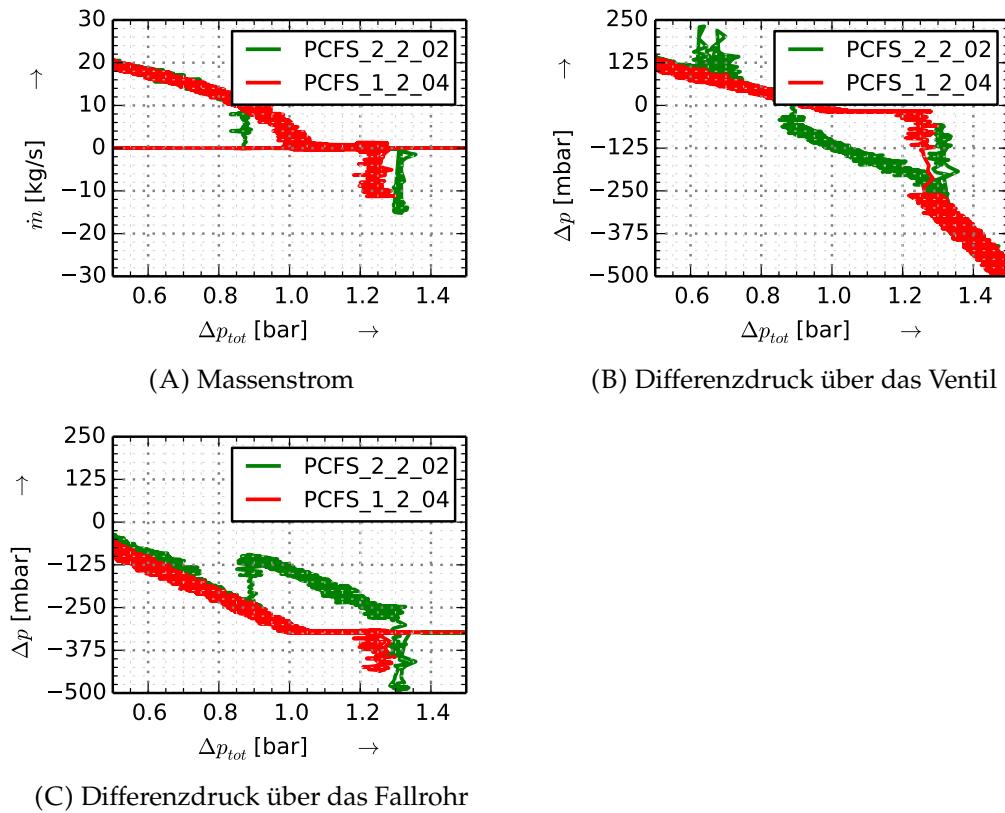


ABBILDUNG 2.17: Einfluss des Betriebs vom Notkondensator bei verzögter Öffnung: PCFS_2_2_02 (mit) und PCFS_1_2_04 (ohne)

Erhöhung der Eigenmasse des Ventilkolbens

Die Experimente PCFS_1_2_04 und PCFS_1_2_03 werden ohne Notkondensator sowie ohne federunterstützte Öffnung durchgeführt und unterscheiden sich in der Eigenmasse, die auf dem Ventilkolben lastet. Im Versuch PCFS_1_2_03 führt das erhöhte Gewicht zu einem früheren Öffnungszeitpunkt (s. Kapitel 3). Weiterhin ist zu beachten, dass ab $t \geq 2.480$ s der Druck im Flutbeckenbehälter nach der Ventilöffnung nicht konstant bleibt und zunächst leicht ansteigt. Bei einem Druckunterschied zwischen den Behältern im Bereich von $1,29 \text{ bar} \geq \Delta p_{tot} \geq 1,05 \text{ bar}$ wird kein Massenstrom jedoch ein Druckverlust innerhalb der Flutleitung gemessen (s. Abb. 2.18A und Abb. 2.18B). Nach der ersten Phase bildet sich eine dampfförmige Rückströmung aus. Für einen Druckunterschied unterhalb von 1,05 bar gleicht der Siphon den Druckunterschied zwischen den Behältern aus. Anschließend setzt eine oszillierende Wasserströmung bei konstantem Differenzdruck ein, die den Siphon stetig mit Wasser aus dem Flutbeckenbehälter auffüllt. Ein ausgeprägter Flutmassenstrom mit eindeutiger Strömung in Richtung Reaktordruckbehälter setzt bei $\Delta p_{tot} = 1,01 \text{ bar}$ ein.

Im Experiment PCFS_1_2_04 öffnet das Ventil bei einem Behälterdruckunterschied von $\Delta p_{tot} = 1,26 \text{ bar}$. Anhand des Massenstromsignals ist erkennbar, dass kein

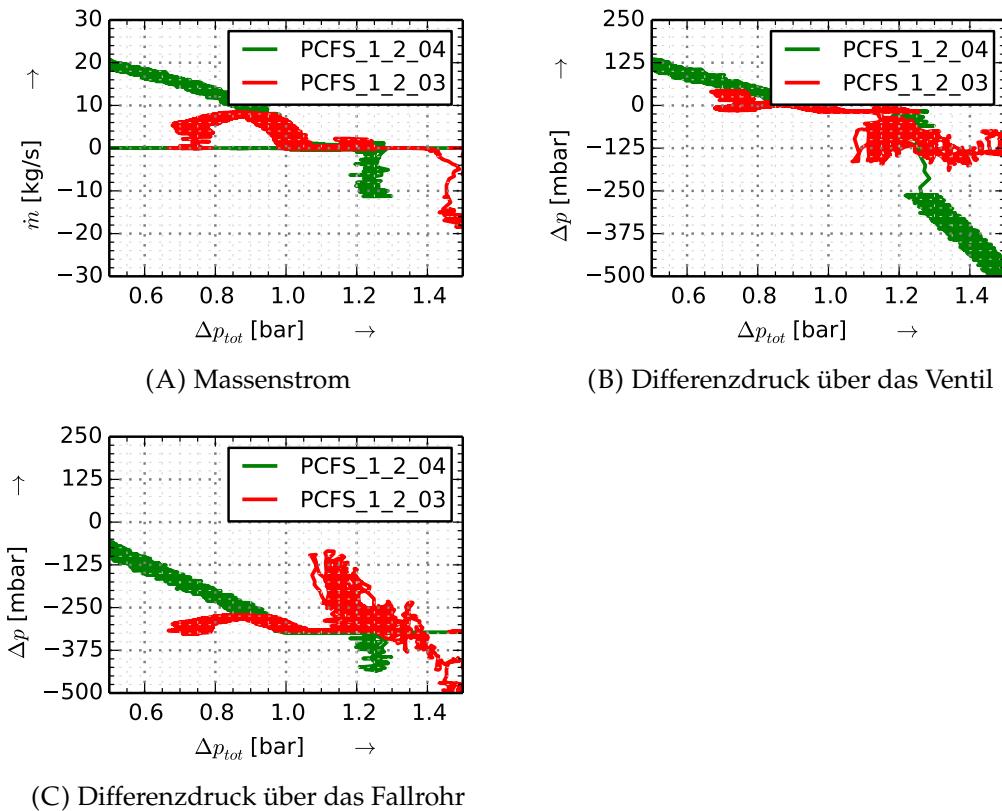


ABBILDUNG 2.18: Einfluss des Zeitpunktes der Ventilöffnung bei veränderter Eigenmasse (Versuchsergebnisse)

Dampf bis zur tiefsten Stelle gelangt. Analog zum Versuch PCFS_1_2_03 tritt eine oszillierende Strömung innerhalb der Flutleitung auf, bis eine eindeutige Flussrichtung zum Reaktordruckbehälter bei $\Delta p_{tot} = 1,03$ bar einsetzt. Das Fluten verläuft ab etwa $\Delta p_{tot} = 0,92$ bar abweichend, da im Experiment PCFS_1_2_03 der Druck im Flutbeckenbehälter monoton mit dem Druck im Reaktordruckbehälter fällt. Ein deutlicher Einfluss des veränderten Öffnungszeitpunktes aufgrund der Masse, die auf dem Ventilkolben lastet, kann nicht festgestellt werden.

Fazit zu den Einzeleffekt-Versuchen

Aus den Vergleichen der Einzeleffekt-Versuche miteinander werden folgende Aspekte als vorteilhaft für die Kernflutung betrachtet:

Fallrohrdurchmesser beeinflusst positiv die Rückgewinnung der hydrostatischen Säule, wenn dieser zunimmt. Bei einer Skalierung auf das Reaktordesign stellt sich die Konstruktion eines Schachts als aufwendig dar, sodass für weitere Versuche ein konstanter Durchmesser in der Flutleitung verwendet wird.

Sicherheitsbehälterdruck hat einen geringen Einfluss auf die Kernflutung, sollte bei Aktivierung des Flutsystems bevorzugt hoch gewählt werden.

Ventilöffnungszeitpunkt ist bei niedrigen Drücken im Sicherheitsbehälter bedeutsamer und führt zu einer früheren Kernflutung bei späterer Öffnung.

Einbindung der Flutleitung (Notkondensator-Betrieb) ist abhängig vom Öffnungszeitpunkt des Ventils. Bei früher Öffnung setzt die Flutung bei Einbindung in die Kondensat-Rücklaufleitung vergleichbar ein. Wenn das Ventil bei einem geringen Druckunterschied öffnet, ist eine separate Einbindung über einen Siphon zu präferieren.

Die dargestellten Phänomene sind stark durch den niedrigen Füllstand im Reaktordruckbehälter beeinflusst. Der erwartete Füllstand ist abhängig vom Kühlmitterverluststörfall. Liegt der Stutzen oberhalb des Pegels – wie in den Einzeleffekt-Versuchen, kann ein zweiphasiges Gemisch aus dem Notkondensator in die Flutleitung fließen. Wenn der Austrittsstutzen von der Notkondensator-Rücklaufleitung unterhalb des Wasserpegels liegt, strömt Wasser mit Sättigungstemperatur in die Flutleitung ein. Allerdings sinkt der Druck beim Durchströmen des Ventils sowie im weiteren Verlauf ab und kann zur Verdampfung führen. Somit ist es auch bei einem höheren Füllstand im Reaktordruckbehälter während der Rückströmung in den Kernflutbeckenbehälter möglich, dass Dampf innerhalb des passiven Kernflutsystems aufgrund adiabater Verdampfung auftritt.

Eine Wiederholbarkeit der Experimente ist zur vollständigen Validierung zu überprüfen. Im Rahmen der zur Verfügung stehenden Daten kann darüber keine belastbare Aussage getroffen werden.

2.3.3 Integral-Versuche

Die einzelnen Experimente unterscheiden sich hinsichtlich des nachgestellten Störfalls und infolge dessen verschieben sich die Zeitskala, die Verteilung der Energie- und Massenströme sowie das Verhalten der passiven Sicherheitseinrichtungen. In der Tabelle 2.4 sind die untersuchten Szenarien zusammengestellt, die nach der Darstellung 1.3 in Kapitel 1.2 ablaufen. Die ersten Ereignisse nach dem Durchdringungsabschluss und während der Reaktorschneidabschaltung können am Versuchsstand nicht nachgebildet werden, sodass die experimentellen Untersuchungen den Störfallverlauf nach dem Kollabieren der Dampfblasen darstellen sollen. Die darauf folgenden Energie- und Massenflüsse zwischen den Behältern sind nach Abbildung 2.3 des Abschnitts 2.3.1 erzeugt worden.

In den folgenden Abschnitten werden Abweichungen in der Versuchsdurchführung sowie Besonderheiten im Ablauf der durchgeführten Integral-Versuche angemerkt. Es werden die Randbedingungen vor der Ventilöffnung skizziert und anschließend das Verhalten des passiven Kernflutsystems analysiert, indem Vergleiche mit den

TABELLE 2.4: Übersicht der analysierten Störfall-Experimente mit den installierten, passiven Sicherheitseinrichtungen

Störfall	Versuchsnamen
Frischdampfleitungsbruch	EASY-1
Kleines Speisewasserleck	EASY-2
Reaktorbodenleck	EASY-3
Station-Blackout	EASY-4

Einzeleffekt-Versuchen gezogen werden. Die übrigen Systeme werden lediglich betrachtet, wenn der Zustand im Flutbeckenbehälter oder die Kernflutung beeinflusst werden. Für die Auswertung insbesondere der *Übergangsphase* sind die Kriterien für die Ereigniszeitpunkte *Ventilöffnung* sowie *Flutung* zu Beginn des Unterkapitels zu beachten.

Versuch EASY-1: Großes Frischdampfleitungsleck

Bei einem Bruch der Frischdampfleitung innerhalb des Sicherheitsdruckbehälters treten große Mengen Dampf aus dem Reaktor. Die Reaktorschneidabschaltung wird ausgelöst und der Füllstand im Innenraum sinkt ab. Über den Notkondensator wird Wärme in das Flutbecken übertragen. Um den Kühlmittelverlust möglichst gering zu halten, soll der Reaktordruck schnell verringert werden. Hierzu soll Dampf über die SE-Ventile in das Kernflutbecken eingespeist werden. Im weiteren Verlauf wird das verdampfte Kühlmittel des Reaktors aus dem Flutbecken aufgefüllt. Der Dampf im Sicherheitsbehälter wird über die Gebäudekondensatoren gekühlt und die thermische Energie in das Absetzbecken übertragen.

Um das Szenario nachzustellen, strömt Dampf aus dem Reaktordruckbehälter über die Dampfstörfallleitung in den Druckkammerbehälter. Insgesamt fließen 23 t Dampf mit einer Energie von 63 GJ während des Experiments (s. Abb. 2.19). Der unterschiedliche Füllstand zwischen Steig- und Fallraum ist bei der Konzeption des Versuchs nicht berücksichtigt worden, sodass im Reaktordruckbehälter, dem Standrohr und im System des passiven Impulsgebers derselbe Wasserpegel vorherrscht (vgl. Abb. 2.20A, Darstellung ohne passiven Impulsgeber). Als Folge fällt die Absenkung des Füllstands im Standrohr geringer als in einem realen Störfall aus, sodass der Wärmetauscher des passiven Impulsgebers mit Wasser überdeckt und das SE-Ventil geschlossen bleibt. Aus dem Reaktordruckbehälter strömender Dampf gelangt somit nicht direkt in die Wasservorlage des Kernflutbeckenbehälters. Über den Notkondensator werden 119 GJ in den Flutbeckenbehälter übertragen unter der Annahme, dass immer eine vollständige Kondensation stattfindet. Da der Wasserpegel während der Flutung den Notkondensator zwischen zeitlich überdeckt, wird Energie ohne Phasenwechsel übertragen und mit der getroffenen Annahme die Leistung des Notkondensators überschätzt. Es ist zu erkennen, dass mehr Energie aus dem

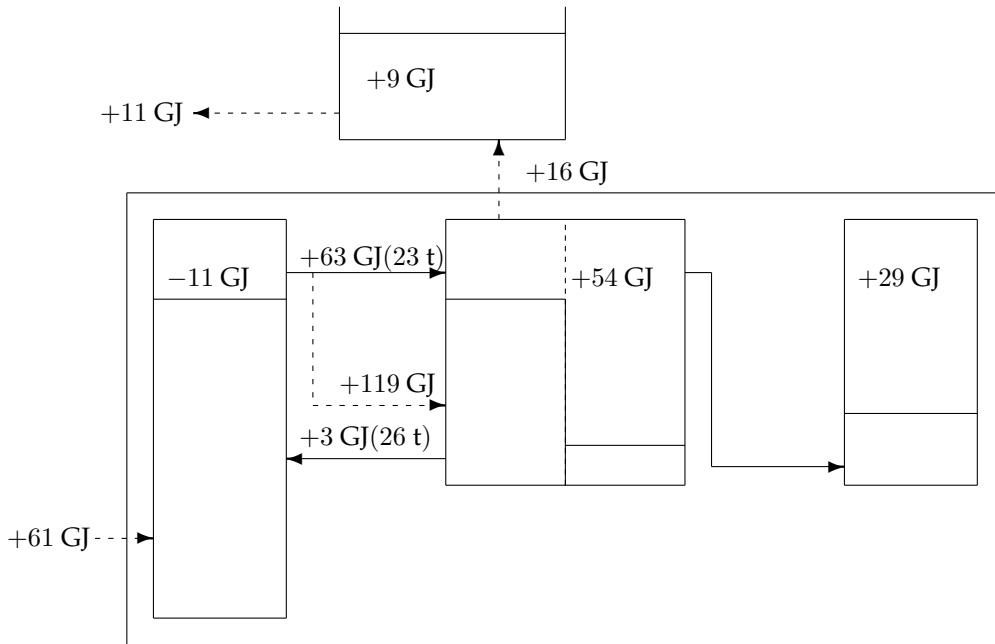


ABBILDUNG 2.19: Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Frischdampfleitungsbruchs

Reaktordruckbehälter abgeführt wird. Auch wenn über Bilanzierung der Eingangs- und Ausgangsströme eine größere Energiemenge als über Bilanzierung der Messwerte im Behälter zu Versuchsbeginn und -ende abgegeben wird, liegen die Ergebnisse in einer ähnlichen Größenordnung.

Weiterhin ist der Massenstrom aus dem Absetzbecken, der Energie an einen weiteren Kühlkreislauf abgibt, zeitweise verringert gewesen, da sich ein Filter zugesetzt hat. Dies entspricht einer Reduzierung des Kühlvolumens und führt zu einem schnelleren Temperaturanstieg im Absetzbecken bis hin zum Sieden. Das Verhalten der passiven Komponenten – insbesondere des Gebäudekondensators – wird in ihrem Ablauf und somit auch in der Interaktion beeinflusst. Während die Kühlleistung im Absetzbecken verringert ist, öffnet das Flutventil und das Kernfluten setzt ein. Die Auswirkungen der fehlenden Kühlleistung auf die Energieabfuhr aus dem Sicherheitsbehälter über den Gebäudekondensator wirken sich auf die Verteilung der Energien aus. Es verbleibt eine höhere Energie im Druckkammer- und Flutbeckenbehälter im Vergleich zu den anderen Integral-Versuchen (54 GJ, fast 90 Prozent der Nachzerfallswärme). Über die Kühlung des Absetzbeckens werden lediglich 11 GJ thermische Energie abgeführt, während 16 GJ über den Gebäudekondensator übertragen werden.

Endzustand der Druckabbauphase bei Flutventilöffnung

Bevor das Flutventil nach $t_o = 1.620$ s Versuchszeit vollständig öffnet, beträgt der Druck im Flutbeckenbehälter 2,94 bar und die Temperatur 57,3 °C. Der Füllstand

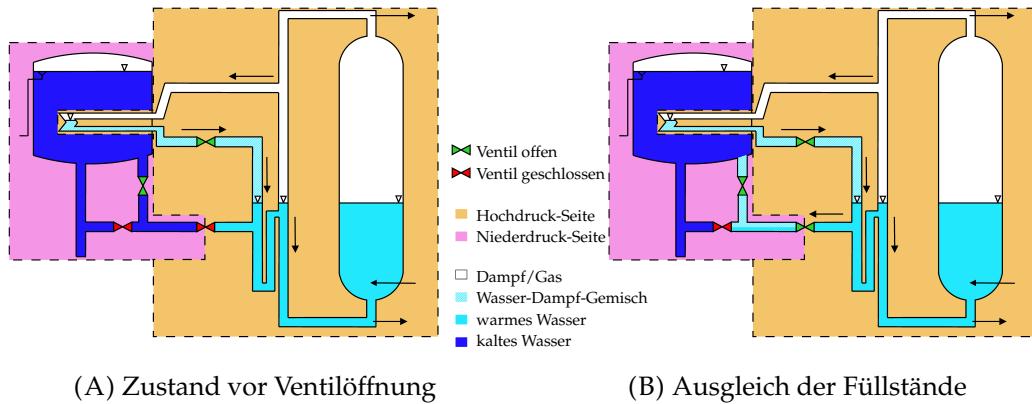


ABBILDUNG 2.20: Prozessbilder während der experimentellen Simulation eines Frischdampfleitungsbruch

im Reaktordruckbehälter und im Standrohr liegt fast 13 m oberhalb des Auslasses der Flutleitung und der Kondensat-Rücklaufleitung (s. Abb. 2.20A). Anhand der Temperatur- und Massenstromsignale ist bereits ein Massenfluss von der Hochdruck-Seite zum Flutbeckenbehälter zu erkennen (s. Abb. 2.21). Die Hubmessung bestätigt, dass das Ventil langsam bis auf 3 mm öffnet. Heißes Wasser lässt die Temperaturen in der Flutleitung bereits auf über 140 °C ansteigen. Nach nahezu einer Minute weisen auch die Hub- und Differenzdruck-Messung den für die Öffnung charakteristischen Sprung auf. Der Druckunterschied zwischen den Gasphasen der Behälter beträgt $\Delta p_{tot} = 2,18$ bar (s. Abb. 2.22), während die lokale Druckdifferenz über das Ventil aufgrund eines fehlerhaft eingestellten Bereichs nicht direkt messbar ist. In der Flutleitung werden zwei Absolutdrücke auf beiden Seiten des Ventils gemessen, mit denen der lokale Öffnungsdruck abgeschätzt werden kann (s. Abb. 2.22B ■). Dieser beträgt etwa $\Delta p_{Vent} \approx -1,6$ bar.

Die Druckdifferenz bei der Ventilöffnung ist geringer als im Referenzfall der Einzeleffekt-Versuche ($\Delta p_{tot} = 2,71$ bar, vgl. Abb. 2.11). Eine Ursache ist die Erhöhung des anstehenden Drucks auf der Hochdruck-Seite des Ventils. Die Wassersäule oberhalb des Anschluss der Kondensat-Rücklaufleitung führt zu einer Verschiebung und einem scheinbar verzögerten Öffnungszeitpunkt. Wird der Füllstand für den Behälterdruckunterschied berücksichtigt, öffnet das Ventil im Experiment EASY-1 bei $\Delta p_{tot}^* = 2,57$ bar signifikant, wobei $\Delta p_{tot}^* = \Delta p_{tot} + \rho \cdot g (h - 8,55 \text{ m})$ gilt. Auch nach Berücksichtigung des Füllstands erfolgt die Öffnung verzögert, da Reibung des Ventilkolbens in Kombination mit mechanischen Schwingungen auftritt. In Abbildung 2.21A und 2.22A ist zu erkennen, dass sich der Hub bereits bei $t - t_o = -50$ s bzw. $\Delta p_{tot} \approx 2,4$ bar geringfügig ändert. Dies entspricht $\Delta p_{tot}^* = 2,79$ bar. Nähere Untersuchungen zum Öffnungsverhalten werden in Kapitel 3 dargelegt.

Übergangsphase mit Rückströmung bis zum Einsetzen der Flutung

Der höhere Druck im Reaktordruckbehälter führt zu einer Rückströmung, bis die Differenz gegenüber dem Flutbeckenbehälter noch $\Delta p_{tot} = 0,70$ bar beträgt. Infolge

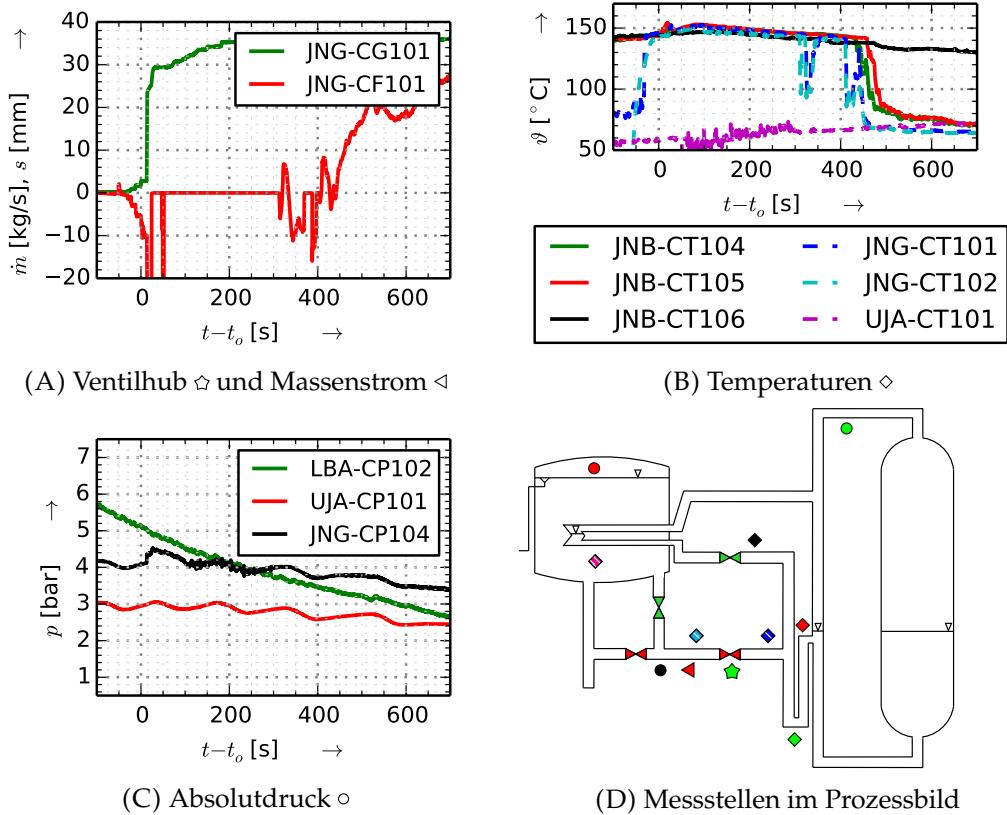


ABBILDUNG 2.21: Zeitabhängige Versuchsergebnisse zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-1)

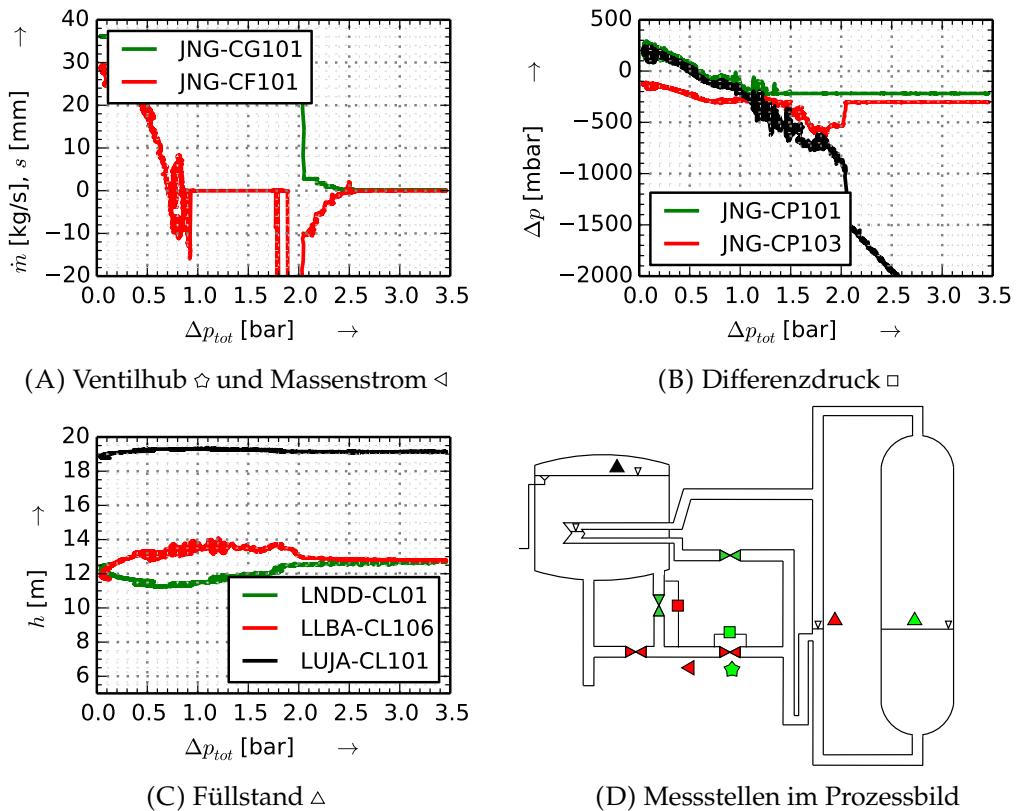


ABBILDUNG 2.22: Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-1)

der Öffnung erhöht sich der Absolutdruck in der Flutleitung mit einem geringeren Sprung verglichen zu den Einzeleffekt-Versuchen (vgl. Abb. 2.21C und Abb. 2.4A). Es tritt demnach ein höherer Druckverlust auf. Da die Massenstrommessung zwischenzeitlich 0 kg/s bei vorliegenden Druckverlusten in der Flutleitung anzeigt, ist davon auszugehen, dass der horizontale Abschnitt der Flutleitung zumindest teilweise mit Dampf gefüllt ist (s. Abb. 2.22A).

Der Differenzdruck JNG100-CP103 gibt Aufschluss über die Summe der dynamischen und statischen Druckverluste, sodass indirekt die Dichte und somit die Zusammensetzung der Strömung abgeschätzt werden kann. Da die Änderung verglichen zu dem Referenzfall bei einsetzender Rückströmung gering ist, kann davon ausgegangen werden, dass der Dampfanteil im Fallrohr gering ist und keine Drainage des Fallrohrs stattfindet. Zwar ist der Messbereich für die Differenzdruck-Messung über das Ventil fehlerhaft eingestellt, jedoch steht sie in Beziehung zu dem verfügbaren Druckunterschied zwischen den Behältern abzüglich des Druckverlusts über das Fallrohr. Je nach Strömungspfad verringern weitere Widerstände entlang des Siphons den Druckverlust über das Ventil.

In den Einzeleffekt-Versuchen ist der Strömungspfad während der Rückströmphase mittels Temperatur- und Füllstandsmessstellen identifiziert worden (Abschnitt 2.3.2 in **Beschreibung eines Referenzfalls mit Notkondensator-Betrieb** unter *Übergangsphase*). Die gleiche Vorgehensweise wird bei den Integral-Versuchen angewendet. In Abbildung 2.21B sind die Temperaturverläufe in der Flutleitung und der Kondensat-Rücklaufleitung dargestellt. Am Kondensator-Auslass wird die Sättigungs-temperatur des Reaktordruckbehälters gemessen (JNB-CT106), die die niedrigste Temperatur während der Rückströmungsphase zwischen $10 \text{ s} < t - t_o < 300 \text{ s}$ darstellt. Alle anderen Temperaturmesswerte in der Kondensat-Rücklaufleitung und der Flutleitung liegen höher und markieren eine wässrige Phase. Dies ist konsistent mit der Füllstandsmessung im Standrohr, deren Wert sich oberhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung befindet. Während der Rückströmung steigt der Füllstand geringfügig an (s. Abb. 2.22C ▲), da die Dichte von gesättigtem Wasser zur Berechnung herangezogen wird. Die mittlere Wassertemperatur des Standrohrs befindet sich oberhalb der Sättigungstemperatur. Somit ist die Strömungsrichtung durch den Siphon aufgrund des Füllstands nicht zu bestimmen. Dennoch lässt sich feststellen, dass die Rückströmung in den Flutbeckenbehälter mit gesättigtem Wasser gespeist wird (vgl. JNG-CT101), nachdem das Flutventil die ersten Sekunden geöffnet ist. Somit verläuft die Rückströmung auch bei einem höheren Füllstand im Reaktordruckbehälter zumindest zu einem Teil über den Wärmetauscher analog zu den Einzeleffekt-Versuchen mit betriebenem Notkondensator. Es kann jedoch nicht ausgeschlossen werden, dass ein weitere Teil durch den Siphon zufließt.

Übergangsphase mit wechselnder Strömungsrichtung bis zum Einsetzen der Flutung

Nachdem das Ventil 300 s geöffnet ist, fallen die Temperaturen in der Flutleitung kurz ab und ein Massenstrom wird detektiert, der die Richtung bis $t - t_o = 443$ s öfters wechselt (s. Abb. 2.21). Dieses Verhalten wird durch Druckschwankungen im Flutbeckenbehälter verursacht, die aufgrund der instationären Wärmeübertragung am Gebäudekondensator (Flashing und Geysering) hervorgerufen werden (s. Abschnitt 1.1). Durch die Änderung des Aggregatzustands und des Massenstroms auf der Innenseite des Gebäudekondensators wird die Kondensation auf der Außenseite beeinträchtigt oder begünstigt und somit der Druck beeinflusst. Als Folge wird die Flutleitung und insbesondere das Fallrohr vollständig mit Wasser aufgefüllt.

Der relativ hohe Dampfgehalt der Zweiphasen-Strömung in der Flutleitung ist nicht stabil und diese beginnt sich zu füllen. Das wiederkehrende Massenstrom-Signal JNG-CF101 ab $\Delta p_{tot} = 0,95$ bar unterstützt diese Annahme (s. Abb. 2.22A). Analog zum Einzeleffekt-Versuch mit **Erhöhung des Fallrohr-Durchmessers** bleibt der Druckverlust über das Fallrohr für einen längeren Zeitrahmen nahezu konstant. Ab einem Behälterdruckunterschied von etwa $\Delta p_{tot} = 1,2$ bar im Versuch EASY-1 entspricht der Differenzdruck annähernd dem maximalen, hydrostatischen Druck der Wassersäule ($\Delta p_{FL} = 0,3$ bar). Die ausbleibende, sprungartige Änderung der Differenzdrücke zu Beginn der Flutung deutet ebenfalls darauf hin, dass das Fallrohr bereits mit Wasser gefüllt ist (s. Abb. 2.22B).

Kernflutphase

Das Fluten setzt nach $t_f = t - t_o = 443$ s bei einem Druckunterschied zwischen den Gasräumen der Behälter von $\Delta p_{tot} = 0,70$ bar ein ($\Delta p_{tot}^* = 0,95$ bar). Der niedrige Wert ist auf den hohen Füllstand im Standrohr zurückzuführen, der neben den Anfangsbedingungen auch durch die hohe Notkondensator-Leistung begünstigt wird. Der minimale Füllstand im Reaktordruckbehälter beträgt 11,3 m und liegt oberhalb des Mindestfüllstands von 8 m. Der Druck im Reaktordruckbehälter ist um 1,78 bar auf 2,53 bar während der Übergangsphase abgesunken.

Tabelle 2.5 gibt eine Übersicht zu relevanten Kenngrößen für die Analyse des passiven Flutsystems in den drei Phasen Öffnung, Flutung und im weiteren Störfallverlauf (Langzeitverhalten). Auffällig ist der geringe Druckunterschied zwischen den Behältern bei einsetzender Flutung, der jedoch nach Berücksichtigung der Wassersäule vergleichbar zu den Einzeleffekt-Versuchen ist. Dies ist unter anderem auf die hohen Füllstände am Reaktordruckbehälter und Standrohr zurückzuführen.

TABELLE 2.5: Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-1); *berechnet

Messgröße	Öffnung	Flutung	Langzeit
Druckunterschied Behälter	2,180 bar	0,703 bar	-0,322 bar
Druckunterschied Ventil	-1,620 bar*	0,068 bar	0,035 bar
Reaktorfüllstand	12,6 m	11,3 m	13,5 m
Massenstrom	-41,0 kg/s	29,5 kg/s	$\pm 2,1$ kg/s

Versuch EASY-2: Kleines Speisewasserleck

Die Speisewasserleitung bindet im oberen Teil des Reaktordruckbehälters ein (vgl. Abb. 1.2). Wenn an diesem Ort eine Leckage auftritt, strömt zuerst Wasser in den Sicherheitsbehälter, sodass in diesem der Druckanstieg mehr Zeit als beim Frischdampfleitungsleck benötigt. Wenn der Füllstand im Reaktordruckbehälter unterhalb des Speisewasserstutzen fällt, strömt Dampf aus. Wie in Abschnitt 1.2 beschrieben, fällt der Druck im Reaktordruckbehälter zunächst langsam (Wasserausströmung) und dann schneller ab (Dampfausströmung).

Im nachgestellten Experiment senkt das ausgeströhte Wasser die Energie im Reaktordruckbehälter um 7 GJ (s. Abb. 2.23). Der fallende Füllstand, aufgrund des Lecks und des Füllstandsausgleichs zwischen Fall- und Steigraum, aktiviert die Wärmeübertragung über den Notkondensator. Dieser ist zur experimentellen Simulation des Speisewasserlecks an die Leckgröße angepasst und auf ein Sechstel seiner Originalgröße reduziert worden. Es werden insgesamt 19 GJ thermische Energie übertragen.

Sobald der Füllstand im Reaktordruckbehälter den Speisewasserleitungsstutzen auf 11,7 m unterschreitet, tritt Dampf aus dem Leck. Dies wird im Experiment simuliert, indem das Ventil in der Dampf-Leckleitung geöffnet und das in der Wasser-Leckleitung geschlossen wird. Der Zustand wird nach einer Versuchslaufzeit von $t = 555$ s erreicht. Es strömen 50 GJ Dampf in die Gasphase des Flutbecken- und Druckkammerbehälter. Weiterhin führt der fallende Füllstand zu einem Druckanstieg auf der Sekundärseite des passiven Impulsgebers, der die Öffnung des SE-Ventils nach $t = 731$ s initiiert. Dampf strömt anschließend direkt in die Wasservorlage des Flutbeckenbehälters und überträgt 39 GJ über die gesamte Versuchslaufzeit.

Endzustand der Druckabbauphase bei Flutventilöffnung

Die Temperatur auf der Hochdruck-Seite des Flutventils steigt nach der Umstellung der Leckausströmung an und entspricht der Sättigungstemperatur, nachdem das SE-Ventil geöffnet hat. Der Füllstand im Standrohr verläuft etwa 1 m oberhalb nach dem Füllstandsausgleich zwischen Reaktordruckbehälter und Standrohr. Beide Effekte werden durch eine leichte Druckabsenkung im Standrohr hervorgerufen, sodass ein

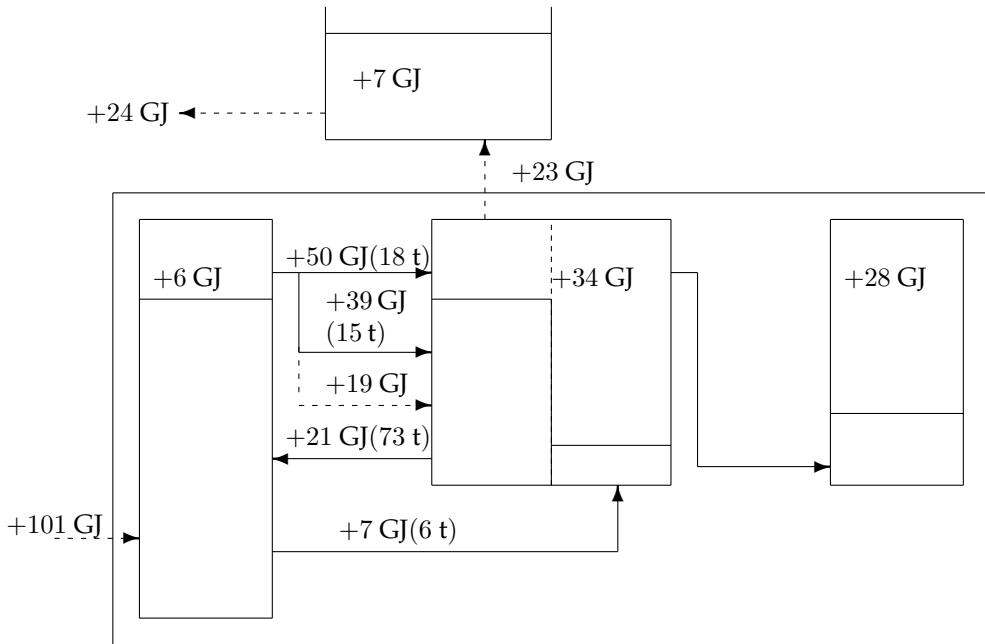


ABBILDUNG 2.23: Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Speisewasserlecks

geringer Sog entsteht. Auf eine genauere Untersuchung des Zusammenhangs wird verzichtet.

Bis das Flutventil bei $t_o = 1.475$ s öffnet, ist das Wasser des Flutbeckenbehälters auf 53,3 °C bei einem Druck von 3,04 bar aufgeheizt und somit vergleichbar zum ersten Integral-Versuch EASY-1. Die reduzierte Notkondensator-Leistung wird durch die direkte Dampfeinströmung über die SE-Leitung kompensiert.

Der Füllstand im Reaktordruckbehälter beträgt 8,8 m bzw. 10,1 m im Standrohr und liegt oberhalb des Auslasses der Flutleitung und der Kondensat-Rücklaufleitung. Die Temperatur der Niederdruck-Seite des Flutventils JNG-CT102 steigt ca. 50 s vor der Öffnung auf 130 °C an (s. Abb. 2.24B ⚡). In der Massenstrom-Messung JNG-CF101 ist ein Signal einer Rückströmung entsprechend von maximal $-0,5$ kg/s zu erkennen, während der Hub JNG-CG101 noch nicht den charakteristischen Anstieg aufweist (s. Abb. 2.25A ⚡). Die Druckdifferenz zwischen den Gasphasen der Behälter beträgt $\Delta p_{tot} = 2,67$ bar und über das Ventil $\Delta p_{Vent} = -1,54$ bar, als das Signal des Ventilhubs sprunghaft ansteigt. Unter Berücksichtigung der Flüssigkeitssäule im Standrohr gilt $\Delta p_{tot}^* = 2,80$ bar.

Übergangsphase bis zum Einsetzen der Flutung

Es tritt ein Leckmassenstrom auf, der zu einem signifikanten Dampfanteil bei Ventilöffnung führt und in der darauf folgenden Rückströmung ebenfalls einen relevanten

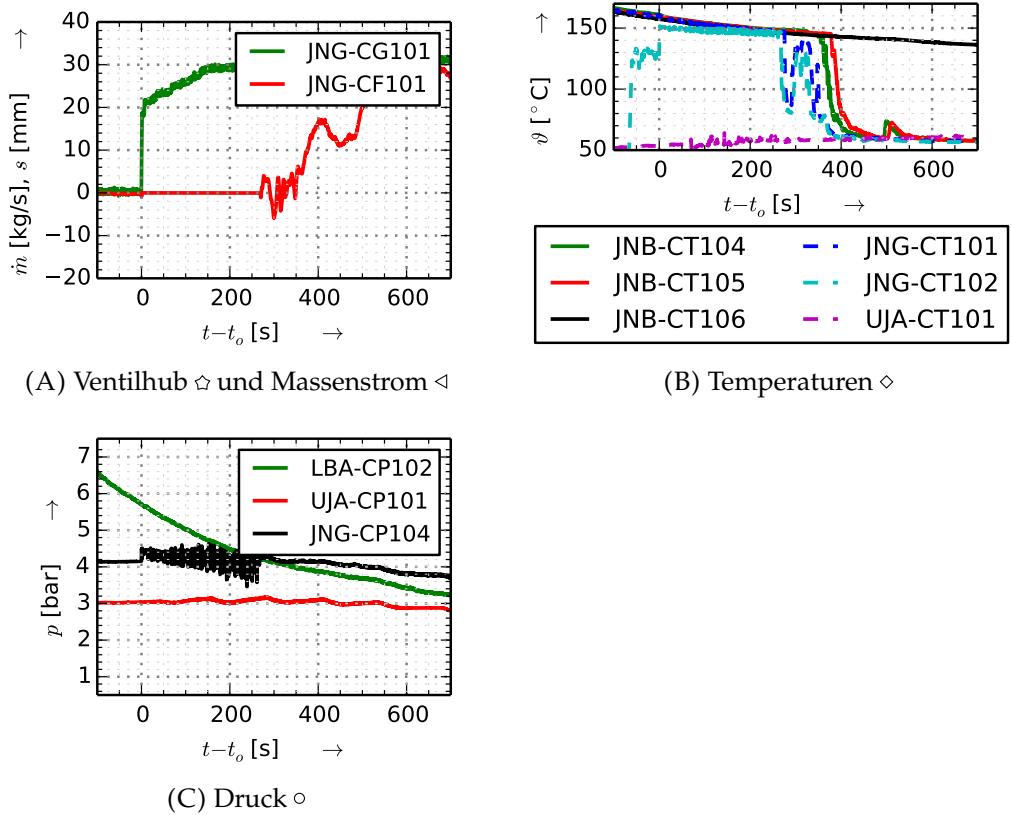


ABBILDUNG 2.24: Zeitabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-2)

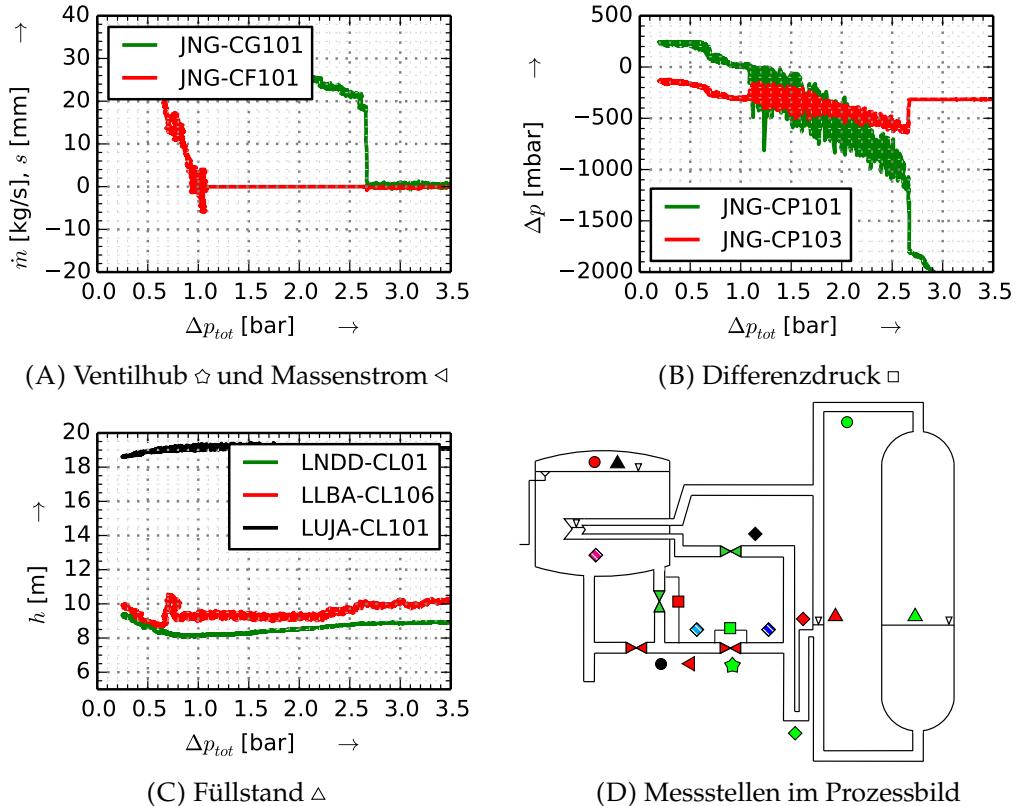


ABBILDUNG 2.25: Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-2)

Anteil aufweist. Beide Aspekte führen zum unmittelbaren Ausfall des Massenstromsignals JNG-CF101 ◀ (Abb. 2.24A). Die Abbildung 2.24B zeigt Verläufe der Temperaturmessstellen innerhalb der Flutleitung, der Kondensat-Rücklaufleitung und im Flutbeckenbehälter. Die Messwerte JNB-CT104 ◆, JNB-CT105 ◆ und JNG-CT101 ◆ liegen oberhalb der Sättigungstemperatur am Kondensator-Auslass (JNB-CT106 ◆). Eine Ursache ist der geringe Massenstrom durch den Notkondensator und anschließend durch das Standrohr. Die Thermoelemente befinden sich analog zum Experiment EASY-1 in der flüssigen Phase. Das Kondensat kann nach den Ausführungen zum Referenzversuch eine höhere Temperatur haben, da es zu einem früheren Zeitpunkt bei einem höheren Reaktordruck gebildet worden ist und somit eine höhere Sättigungstemperatur vorgeherrscht hat.

Bei Betrachtung der in Abbildung 2.25C dargestellten Füllstände fällt auf, dass das Niveau im Füllstand kurz nach der Ventilöffnung sinkt. Es fließt warmes Wasser in die Flutleitung. Anschließend steigt der Wasserpegel bis zur einsetzenden Flutung geringfügig an, da zur Berechnung die Dichte vom gesättigten Wasser im Standrohr herangezogen wird. Eine Drainage des Siphons kann ausgeschlossen werden. Diese Annahme wird unterstützt durch den vergleichbaren Verlauf der Massenstrom- und Temperatur-Messungen zum Versuch EASY-1 (vgl. Abb. 2.21 und Abb. 2.24). Die Rückströmung wird somit teilweise über den Wärmetauscher gespeist.

Der Differenzdruck über das Fallrohr sinkt auf ein vergleichbares Niveau wie im ersten Integral-Versuch EASY-1 ab (vgl. Abb. 2.22B und Abb. 2.25B). Der Verlauf ist jedoch monoton steigend mit stärker werdenden Oszillationen, die auf eine zweiphasige Strömung hindeuten. Eine mögliche Ursache für die Schwankungen bei gleichem Behälterdruckunterschied sind lokale Druckschwankungen, die durch Kollabieren von Dampfblasen hervorgerufen werden.

Der Messbereich für den Differenzdruck über das Ventil ist korrigiert worden, so dass eine genauere Analyse der Strömungsverhältnisse innerhalb der Flutleitung möglich wird. Der Druckverlust über das Ventil ist höher als der Druckverlust über das Fallrohr. Dies entspricht einer weit stärkeren Verschiebung beider Messsignale zueinander, als sie beim Vergleich der Einzeleffekt-Versuche mit **Absenken des Drucks im Sicherheitsbehälter** auftritt (s. Abschnitt 2.3.2). Entsprechend der beobachteten Tendenz verringert sich der Druckverlust im Fallrohr während der Rückströmung, wenn der Dampfgehalt sinkt bzw. die Dichte steigt. Somit beruht die Verschiebung der Druckverluste auf einer veränderten Dampfverteilung in den Leitungsabschnitten. Die Dichte im Fallrohr ist gegenüber der Dichte im Ventil deutlich höher und aufgrund des geringen Unterschieds zwischen dem gemessenen Differenzdruck über das Fallrohr und dem berechneten, hydrostatischen Druck einer ruhenden Wassersäule im Fallrohr ist im Versuch EASY-2 ein geringer Dampfanteil im Fallrohr anzunehmen. Der fehlende, sprunghafte Anstieg der Differenzdrücke bei der Strömungsumkehr unterstützt diese Interpretation.

Beide Phänomene – die Verschiebung der Druckverluste und die auftretenden Oszillationen während der Rückströmungsphase – lassen sich durch Kavitation im Hals des Ventils erklären. Sobald gesättigtes Wasser in die Flutleitung eintritt, wird es im Ventil lokal beschleunigt und verdampft. Beim Austritt aus dem Ventil wird der Druck zurückgewonnen und die entstandenen Dampfblasen kollabieren. Die Dichte steigt an, sodass bei auftretender Kavitation ein lokales Minimum der Dichte am Ventil entsteht. Dies entspricht einem lokalen Maximum im Druckverlust, da eine anti-proportionale Beziehung vorliegt, und ist konsistent mit der gemessenen Verschiebung der Druckverluste. Im Gegensatz dazu ist in den Einzelleffekt-Versuchen der hohe Dampfgehalt in dem horizontalen Abschnitt vor und nach dem Flutventil stabil und nimmt entlang der Flutleitung zu. Folglich sinkt in diesen Experimenten die Dichte stetig über den gesamten Leitungsverlauf.

Die Temperaturen in der Flutleitung fallen vor Einsetzen der Flutung kurzzeitig bei $t - t_o \approx 275$ s ab (s. Abb. 2.24B). Der horizontale Abschnitt wird geflutet, sodass das Massenstromsignal JNG-CF101 zurückkehrt. Es wird ein oszillierender Massenstrom gemessen – ähnlich wie im Versuch EASY-1.

Kernflutphase

Der Flutmassenstrom setzt nach $t - t_o = 350$ s ein. Zwischen dem Reaktordruckbehälter und dem Kernflutbeckenbehälter besteht noch ein Druckunterschied von $\Delta p_{tot} = 0,93$ bar und der Füllstand ist während der Rückströmung um 0,7 m auf 8,2 m – unterhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung – gesunken. Die Kernoberfläche wäre demnach im Originaldesign ständig mit Wasser abgedeckt.

Die Temperaturen im unteren Teil der Kondensat-Rücklaufleitung sinken 50 s nach der Strömungsumkehr auf die im Flutbeckenbehälter gemessene Temperatur ab. Der gesamte Strömungspfad ist mit Wasser gefüllt und Kernflutwasser strömt in den Reaktordruckbehälter. In den Temperatursignalen der Kondensat-Rücklaufleitung ist ein Peak während der Flutung zwischen $500 \text{ s} < t - t_o < 550 \text{ s}$ erkennbar. Unter Beachtung des lokalen Minimums im Flutmassenstrom JNG-CF101 bei $t - t_o = 450$ s ist dieser Anstieg auf das veränderte Verhältnis zwischen kaltem Kernflutwasser und warmem Kondensat durch den Siphon zurückzuführen (s. Abb. 2.24).

In der Tabelle 2.6 sind die Ergebnisgrößen der drei Phasen Öffnung, Flutung und im weiteren Störfallverlauf zusammengefasst.

Versuch EASY-3: Reaktorbodenleck

In dem untersuchten Störfall tritt ein Leck im Sumpf des Reaktors auf. Entsprechend eines Leitungsabbruch beträgt die anzunehmende Querschnittsfläche 80 cm^2 im Originaldesign und auf den Reaktordruckbehälter des INKA-Teststands skaliert 14 cm^2

TABELLE 2.6: Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-2)

Messgröße	Öffnung	Flutung	Langzeit
Druckunterschied Behälter	2,670 bar	0,933 bar	-0,582 bar
Druckunterschied Ventil	-1,550 bar	-0,019 bar	-0,012 bar
Reaktorfüllstand	8,8 m	8,2 m	14,1 m
max. Massenstrom	-16,9 kg/s	30,2 kg/s	$\pm 1,9$ kg/s

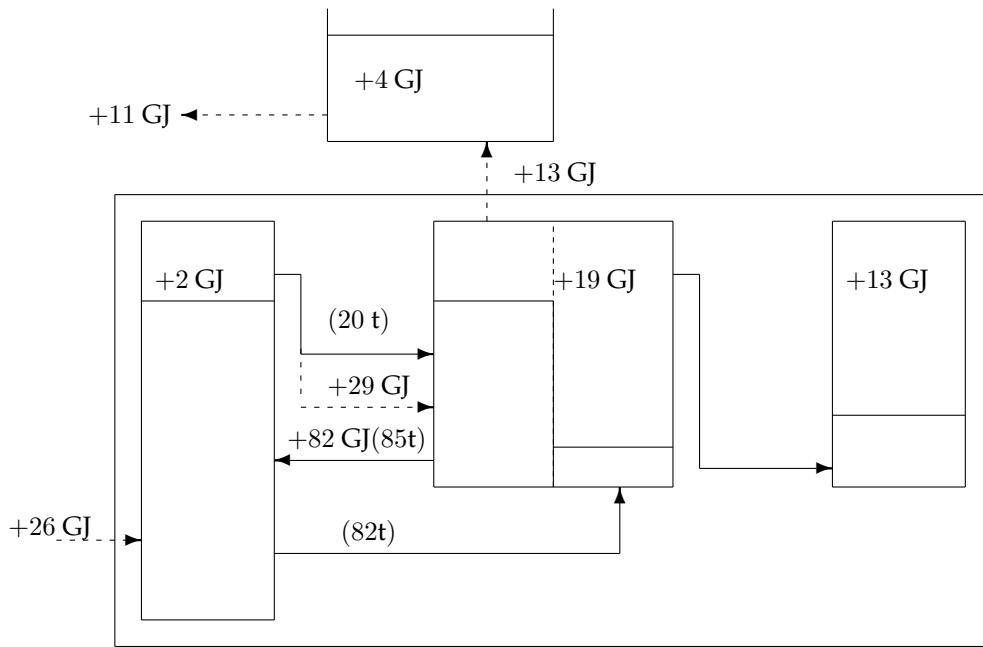


ABBILDUNG 2.26: Ausgetauschte Energie und ggf. Masse über den gesamten Versuchszeitraum des Reaktorbodenlecks

($f \approx 1 : 6$). Als Folge strömt Wasser in den Sicherheitsbehälter und der Füllstand im Reaktordruckbehälter sinkt, sodass die Wärmetauscherrohre des Notkondensators mit Dampf gefüllt werden.

Aus dem unteren Teil des Reaktordruckbehälters fließt in diesem Integral-Versuch Wasser in den Druckkammerbehälter. Die Energieverteilung am Ende des Experiments ist in Abbildung 2.26 dargestellt. Die Massenströme aus dem Leck und der SE-Leitung werden aus den experimentellen Daten abgeschätzt, da die Temperatur sich nahe der Sättigungstemperatur befindet und so starke Schwankungen in der numerischen ausgewerteten Dichte auftreten. Die so übertragene Energie wird jedoch nicht bestimmt. Gleichermaßen zum Experiment EASY-2 ist die Wärmeübertragungsfläche des Notkondensators auf ein Sechstel des eingebauten Wärmetauschers entsprechend zum Störfallszenario verringert. Es wird insgesamt eine Energie von 29 GJ in den Flutbeckenbehälter übertragen.

Von der Leitung, die zum Reaktordruckbehälter zurückführt, wird ein Sattwasserstrom von insgesamt circa 82 t abgezogen. Infolge des absinkenden Füllstands im Reaktordruckbehälter wird Wärme auf die Sekundärseite des passiven Impulsgebers bis hin zur Verdampfung übertragen. Nach $t \approx 1.800$ s Versuchszeit wird der Aktivierungsdruck von 7 bar im passiven Impulsgeber erreicht, das SE-Ventil öffnet und 20 t Dampf strömen über den gesamten Versuch in die Wasservorlage des Flutbeckenbehälters. Die Nachzerfallsleistung wird für den weiteren Versuchsverlauf auf die Größe des Kondensationsrohrs – auf ein Drittel – reduziert, um die Verteilung der Energieströme über die Dampf- und Flüssigphase auf die einzelnen Systeme entsprechend zu berücksichtigen. Daraufhin verläuft der Füllstand im Standrohr bis zur einsetzenden Flutung um etwa einen Meter verschoben zum Füllstand im Reaktordruckbehälter, da vergleichbar zum Versuch EASY-2 der Druck im Standrohr absinkt und ein Sog-Effekt auftritt. Der Druck im Sicherheitsbehälter fällt aufgrund des niedrigeren Energiezuflusses bereits ab, bevor das Flutventil bei $t_o = 3.072$ s öffnet.

Endzustand der Druckabbauphase bei Flutventilöffnung

Auch in diesem Experiment steigt die Temperatur auf der Hochdruck-Seite des Flutventils auf Sättigungsniveau an, sobald das SE-Ventil die direkte Dampfeinspeisung in die Wasservorlage des Flutbeckenbehälters ermöglicht (s. Abb. 2.27B , vgl. EASY-2). Vergleichbar zum Experiment EASY-2 steigt die Temperatur auf der Niederdruck-Seite etwa 50 s vor der vollständigen Öffnung des Ventils an und ein geringfügiger Massenstrom wird gemessen (s. Abb. 2.27   ). Der auftretende Leckmassenstrom für $t < t_o$ ist geringer als im Experiment EASY-2, da bei der Ventilöffnung ein negativer Peak im Massenstrom gemessen wird (s. Abb. 2.27A ). Anschließend fällt die Messung aufgrund des zu hohen Dampfanteils aus.

Im Flutbeckenbehälter herrschen 2,68 bar und 100,5 °C, bevor das Flutventil den Strömungsweg freigibt. Der Druckunterschied zwischen den Behältern entspricht $\Delta p_{tot} = 2,99$ bar ($\Delta p_{tot}^* = 3,00$ bar) und über das Ventil $\Delta p_{Vent} = -2,06$ bar. Der Füllstand im Reaktordruckbehälter beträgt 7,77 m bzw. im Standrohr 8,63 m. So mit liegt der Auslass der Kondensat-Rücklaufleitung noch in der wässrigen Phase, während die Kernoberfläche bereits nicht mehr vollständig bedeckt wäre.

Übergangsphase mit Rückströmung bis zum Einsetzen der Flutung

Wie bereits in den vorherigen Versuchen setzt zunächst eine Rückströmung in Richtung des Flutbeckenbehälters aufgrund des höheren Drucks im Reaktordruckbehälter ein (s. Abb. 2.27). Diese führt zu einem Dampfanteil in der horizontalen Flutleitung, der das Massenstromsignal JNG-CF101 ausfallen lässt (s. Abb. 2.27A ). Die von der Strömung erzeugten Druckverluste das Ventil und über das Fallrohr sind vergleichbar zu den Ergebnissen des Versuchs EASY-2 (vgl. Abb. 2.25B und Abb. 2.28B) und somit auch die Strömungsverhältnisse ähnlich.

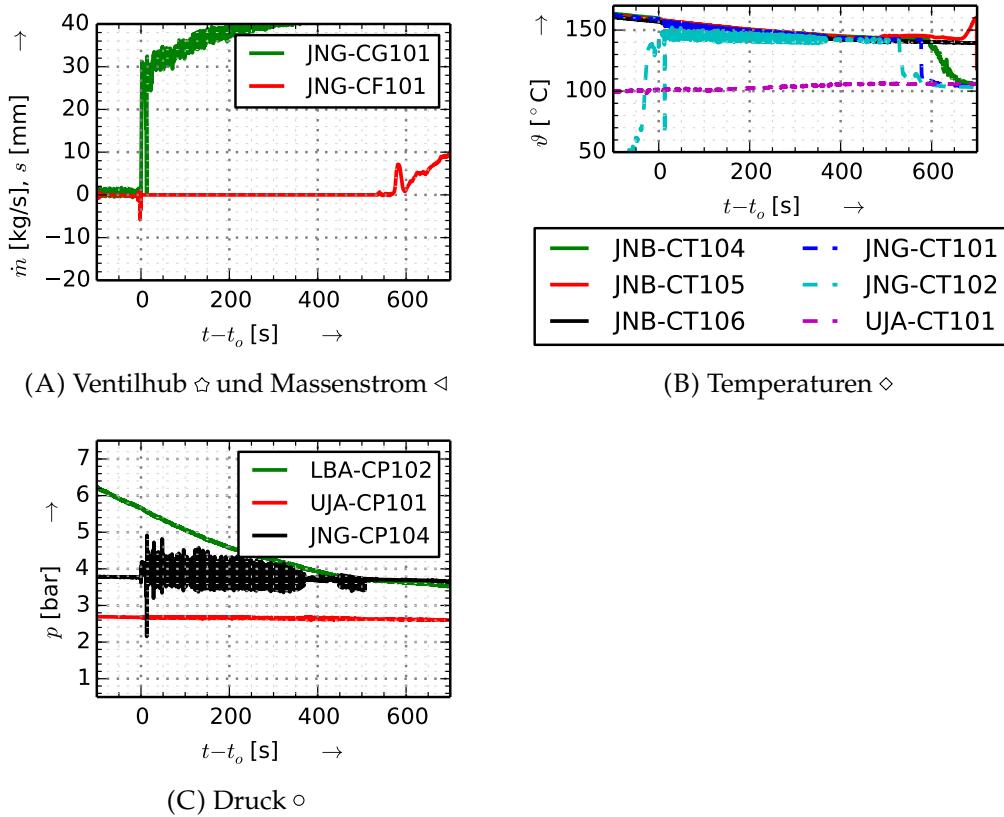


ABBILDUNG 2.27: Zeitabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-3)

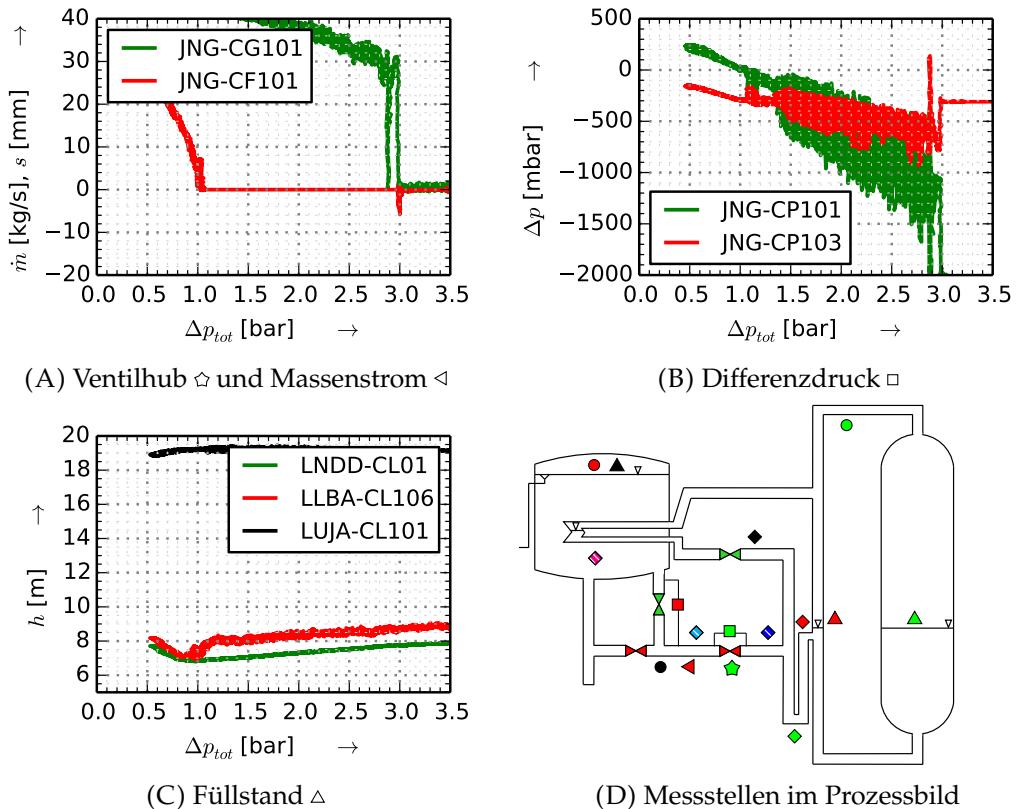


ABBILDUNG 2.28: Druckabhängige Versuchsergebnisse für den Zeitraum zwischen Ventilöffnung und beginnender Flutung (EASY-3)

TABELLE 2.7: Übersicht zur Charakterisierung des Verhaltens im passiven Kernflutsystems anhand experimenteller Daten (EASY-3)

Messgröße	Öffnung	Flutung	Langzeit
Druckunterschied Behälter	2,993 bar	1,028 bar	-0,667 bar
Druckunterschied Ventil	-2,073 bar	-0,022 bar	-0,014 bar
Reaktorfüllstand	7,8 m	6,9 m	13,6 m
max. Massenstrom	-16,2 kg/s	26,5 kg/s	$\pm 1,8$ kg/s

Ein Unterschied zwischen den Versuchen ist der Druck im Flutbeckenbehälter, der im Versuch EASY-3 geringer ist. Gleichzeitig treten bei der Messung des Differenzdrucks und des Absolutdrucks in der Flutleitung Oszillationen mit höherer Amplitude auf, die während der Rückströmung annähernd gleichbleibend sind. Diese Änderung kann über eine höhere Verdampfungsrate erklärt werden, analog zu den Ergebnissen aus den Einzeleffekt-Versuchen mit **Absenken des Drucks im Sicherheitsbehälter** (s. Abschnitt 2.3.2).

Während der Strömung in den Kernflutbeckenbehälter werden Temperaturen oberhalb der Sättigungstemperatur im Reaktordruckbehälter gemessen (s. Abb. 2.27B, vgl. mit den Versuchen EASY-1 und EASY-2). Der Argumentation von EASY-2 folgend, wird Kondensat eines früheren Zeitpunktes an diesen Stellen gemessen. Die Temperaturen in der Flutleitung bleiben jedoch während der gesamten Rückströmung in den Kernflutbeckenbehälter in der Nähe der Sättigungstemperatur. Der stetige Verlauf weist somit Parallelen mit den Messungen in den Einzeleffekt-Versuchen auf. Die Flutung setzt demnach ohne vorher erkennbare Wechsel der Strömungsrichtung ein, wie es in den anderen Integral-Versuchen EASY-1 und EASY-2 beobachtet wird.

Kernflutphase

Es dauert $t - t_o = 571$ s bis die Flutung einsetzt. In diesem Zeitraum sinkt im Reaktordruckbehälter der Druck um 2,02 bar auf 2,83 bar und der Füllstand bis auf 6,9 m. Mit einsetzender Flutung gleichen sich die Füllstände zwischen Reaktordruckbehälter und Standrohr erneut aus, die seit der Öffnung des SE-Ventils parallel verlaufen sind. Der Differenzdruck zwischen den Behältern beträgt noch $\Delta p_{tot} = 1,03$ bar. In der Tabelle 2.7 sind die Ergebnisgrößen der drei Phasen Öffnung, Flutung und im weiteren Störfallverlauf zusammengefasst.

Versuch EASY-4: Ausfall der Hauptwärmesenke (Station-Blackout)

In dem vierten Integral-Versuch wird der Ausfall der Hauptwärmesenke nachgestellt, bei dem folglich kein Kühlmittel aus dem Reaktordruckbehälter austritt. Zunächst steigt der Reaktordruck leicht an, ohne das Öffnen des SE-Ventils zur Druckentlastung hervorzurufen, da die Integrität des Behälters nicht gefährdet ist. Der

Füllstand zwischen Steig- und Fallraum des Reaktors gleicht sich aus und der Notkondensator, der auf die Hälfte der Originalgröße skaliert ist, überträgt Wärme in den Flutbeckenbehälter. Während der Druck auf der Primärseite des Wärmetauschers abnimmt, steigt die Temperatur im Flutbeckenbehälter bis zum Siedepunkt an. Durch den entstehenden Dampf erhöht sich der Druck im Sicherheitsbehälter langsam auf 2,5 bar und Wärme wird über den Gebäudekondensator nach außen in das Absetzbecken übertragen. Entlang dieses Wärmeübertragungsweges – aus dem Reaktordruckbehälter über den Notkondensator in den Flutbeckenbehälter und letztlich über den Gebäudekondensator in das Absetzbecken – wird der Reaktordruck auf etwa 10 bar gesenkt. Der Füllstand liegt mit minimal 13,5 m deutlich oberhalb des Kerns, sodass das Flutventil unter Berücksichtigung des vorherrschenden Reaktordrucks geschlossen bleibt. Dieses Verhalten entspricht den Maßgaben, da die Voraussetzung für ein passives Kernfluten – der Verlust von Kühlmittel – nicht gegeben ist.

2.4 Zusammengefasste Erkenntnisse

In den vorangegangenen Abschnitten ist das Verhalten des passiven Kernflutsystems separat und in Interaktion mit anderen passiven Sicherheitskomponenten dargestellt worden. Das Flutventil öffnet in allen Experimenten, in denen im Reaktordruckbehälter gleichzeitig ein niedriger Druck und ein niedriger Füllstand vorhanden ist. Da der Druck im Reaktordruckbehälter höher als im Flutbeckenbehälter ist, tritt zunächst eine Strömung in Richtung des Flutbeckenbehälters auf. Diese wird über den Notkondensator gespeist, sofern der Strömungspfad freigegeben ist (d. h. aktiver Notkondensator), da der Siphon im unteren Teil der Kondensat-Rücklaufleitung in allen Experimenten mit Wasser gefüllt bleibt. In einigen Fällen tritt zusätzlich eine Teilstömung über den Siphon auf. Wird der Notkondensator nicht betrieben, kommt es nach der Ventilöffnung in einigen Fällen zu einer oszillierenden Strömung. Diese Wechsel der Strömungsrichtung können auch durch Druckschwankungen im Flutbeckenbehälter kurzzeitig hervorgerufen werden, bevor sich eine kontinuierliche Kernflutung ausbildet. Wenn eine hohe Druckänderungsrate im Reaktordruckbehälter und somit eine kurze Rückströmungsphase vorliegt, kollabieren Dampfblasen, sobald sie das Flutventil durchströmt haben. Als Folge treten signifikante Druckschwankungen in der Flutleitung auf. Nachdem der Druck im System entsprechend abgesunken ist, fließt Wasser in allen Experimenten aus dem Flutbeckenbehälter in den Reaktordruckbehälter und Kühlmittel wird ersetzt. In der Tabelle 2.8 sind die Bedingungen bei Öffnung des Flutventils und einsetzender Kernflutung zusammengestellt.

Das passive Kernflutverhalten in den Einzeleffekt-Versuchen ist durch den niedrigen Füllstand im Reaktordruckbehälter und Standrohr beeinflusst. Der Austritt der

Kondensat-Rücklaufleitung befindet sich in der Dampfphase, sodass der Druck im Reaktordruckbehälter nach Öffnung des Ventils direkt auf die Flutleitung wirkt. In den Integral-Versuchen EASY-1 und EASY-2 ist der Wasserpegel oberhalb und der Siphon vollständig mit Wasser gefüllt. Somit erhöht sich der Druck am Auslass der Flutleitung und führt zu einer Verschiebung der Ventilöffnung zu geringeren Behälterdruckunterschieden. Der Füllstand im Standrohr sinkt unterhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung im Experiment EASY-3. Es tritt eine vergleichbare Situation wie in den Einzeleffekt-Versuchen auf.

Generell können folgende Aspekte festgehalten werden:

- Das Flutventil hat in allen Kühlmittelverluststörfällen notwendigerweise geöffnet und ist beim Ausfall der Hauptwärmesenke geschlossen geblieben.
- Bei der Öffnung des Flutventils siedet der Kernflutbeckenbehälter in keinem Experiment.
- In den Integral-Versuchen beträgt der Druck im Sicherheitsbehälter bei Ventilöffnung circa 3 bar.
- Es kommt in allen Versuchen mit aktivem Notkondensator zu einer Rückströmung mit Dampfgehalt (Ausfall der Ultraschallmessung), die hauptsächlich über den oberen Zweig des Notkondensator-Systems gespeist wird.
- Der Dampfgehalt im Fallrohr verzögert den Strömungsbeginn um ein moderates Zeitintervall im Vergleich zum theoretischen Wert.

Die Energiebilanz für die Integral-Versuche dient als Übersicht der Energieverteilung in der Anlage. Es sind keine Wärmeverluste an die Umgebung oder das Aufheizen der Stahlmasse der Behälter berücksichtigt. Weiterhin wechselwirkt das Absetzbecken mit der Atmosphäre. Der Massenstrom über die Flutleitung und somit die dem Reaktordruckbehälter zugeführte Energie wird überschätzt, da die Massenstrommessung während der Rückströmung in den Kernflutbeckenbehälter ausfällt und so der Massenausfluss aus dem Reaktordruckbehälter unberücksichtigt bleibt. Zur Abschätzung der Größenordnung und der Verteilung sind die Darstellungen ausreichend.

Die Tabelle 2.9 stellt den Öffnungszeitpunkt anhand verschiedener Messgrößen gegenüber. Es ist zu erkennen, dass in den Einzeleffekt-Versuchen die Abweichungen zwischen den einzelnen Methoden geringfügig sind. Die maximale Abweichung des Zeitpunktes für die Ventilöffnung beträgt zwei Sekunden sowie für die einsetzende Flutung zehn Sekunden. Größere Diskrepanzen der ermittelten Zeitpunkte in den Integral-Versuchen lassen sich zum einen darauf zurückführen, dass durch das Ventil bereits vor der Öffnung ein geringer Leckmassenstrom fließt. Die Temperaturmessung in der Flutleitung steigt analog zur Massenstrommessung vor dem Hub-

Signal an. Zum anderen setzt die Flutung teilweise nicht sofort ein, da die anderen passiven Systeme das Kernflutverhalten beeinflussen.

Es lässt sich schließen, dass ein hoher Dampfanteil zu einem geringen Verlust an Kühlmittel aus dem Reaktordruckbehälter führt, jedoch verzögert sich auch geringfügig der Beginn der Kernflutung. Auftretende Kavitation in der Nähe des Ventils verringert ebenfalls den Massenstrom. Der Beginn der Kernflutung ist allerdings nur geringfügig verspätet, weil der Dampfanteil im Fallrohr gering ist. In allen Fällen ist es wichtig eine frühe Rückgewinnung der hydrostatischen Säule zu erreichen und so möglichst früh die Flutung anzutreiben.

Ausgewählte Teile der in diesem Kapitel vorgestellten Analyse sind bereits auf den Fachkonferenzen NURETH-17 [17, 39], AMNT 2016 [40] und AMNT 2018 [41] veröffentlicht worden.

TABELLE 2.8: Übersicht der Bedingungen beim Öffnen des Flutventils und beim Beginn der Flutung in den einzelnen Experimenten

Experiment	Reaktordruckbehälter		Standrohr		Flutbeckenbehälter		Flutleitung		Reaktordruckbehälter		Flutleitung	
	p [bar]	h [m]	p [bar]	h [m]	p [bar]	ϑ [°C]	Δp_{tot} [bar]	Δp_{vent} [bar]	p [bar]	h [m]	Δp_{tot} [bar]	Δp_{vent} [bar]
PCFS_1_2_03	4,16	7,63	4,41	7,63	2,90	100,1	1,510	-0,467	3,82	7,52	1,006	
PCFS_1_2_04	3,89	6,54	4,16	6,63	2,90	99,6	1,263	-0,232	3,65	6,52	1,030	
PCFS_1_6_02	5,33	6,68	5,55	6,67	2,91	100,8	2,639	-1,530	3,63	6,26	0,818	
PCFS_2_1_02	1,85	7,42	2,24	7,56	0,97	100,1	1,276	-0,216	1,42	7,42	0,826	
PCFS_2_2_02	3,83	7,39	4,25	7,52	2,91	105,6	1,338	-0,279	3,39	7,35	0,872	
PCFS_2_3_01	3,52	7,34	3,76	7,47	0,97	100,2	2,790	-1,739	1,51	7,22	0,797	
PCFS_2_4_01	5,36	7,48	5,60	7,53	2,90	103,5	2,707	-1,667	3,50	7,28	0,847	
PCFS_2_5_01	5,41	7,42	5,58	7,52	2,91	99,1	2,664	-1,606	3,73	7,26	1,023	
EASY-1	4,96	12,56	5,12	12,91	2,94	57,3	2,180	-	3,17	11,27	0,703	
EASY-2	5,27	8,83	5,71	10,05	3,04	53,3	2,670	-1,536	3,57	8,15	0,933	
EASY-3	5,26	7,77	5,67	8,63	2,68	100,5	2,993	-2,059	3,30	6,85	1,028	

TABELLE 2.9: Vergleich der ermittelten Zeitpunkte anhand unterschiedlicher Kriterien, Zeitangaben in Sekunden Versuchszeit

Experiment	Temperatur	Druckdifferenz	Öffnen des Ventils		Einsetzen des Flutens	
			Massenstrom	Hub	Temperatur	Massenstrom
PCFS_1_2_03	2,480	2,480	2,481	2,481	3,266	3,262
PCFS_1_2_04	1,998	1,998	1,999	1,999	2,441	2,432
PCFS_1_6_02	6,207	6,197	6,180	6,190	7,259	7,268
PCFS_2_1_02	650	650	652	651	955	965
PCFS_2_2_02	477	477	478	477	710	720
PCFS_2_3_01	267	266	267	267	1,008	1,018
PCFS_2_4_01	376	376	377	377	851	856
PCFS_2_5_01	328	330	331	330	809	800
EASY-1	1,929	1,633	1,591	1,620	2,086	2,063
EASY-2	1,474	1,475	1,476	1,475	1,878	1,825
EASY-3	3,083	3,071	3,065	3,072	3,652	3,643

Kapitel 3

Modellentwicklung zur Beschreibung des Ventilverhaltens

Im Abschnitt 2.3 des vorangegangenen Kapitels sind die auftretenden Phänomene innerhalb der gesamten Versuchsanlage beschrieben. Auf den Aspekt *Ventilöffnung* und dem damit verbundenen Ventilverhalten wird im Folgenden näher eingegangen. Es wird die Modellentwicklung dargestellt, die zunächst mit einem einfachen Modell mit hinterlegten Kennkurven und Öffnungscharakteristika realisiert (Kapitel 3.1), anschließend um ein physikalisches Modell erweitert wird (Kapitel 3.2). Zur Bestimmung und Bestätigung einzelner Modellparameter dienen weitere experimentelle Untersuchungen (Ventil-Versuche, Kapitel 3.3). Das Modell wird anhand von Experimenten innerhalb der INKA-Anlage validiert. Die Berechnung des Ventilhubs mit zugehörigem Strömungsquerschnitt erfolgt mittels Skript in der Programmiersprache Python, deren Ergebnisse an einer Schnittstelle an den Systemcode ATHLET übergeben werden.

Das Flutventil im KERENA-Design gehört zu den passiven Sicherheitseinrichtungen. Abbildung 3.1 zeigt das Ventilgehäuse (links) und eine schematische Darstellung mit allen relevanten Komponenten sowie den vorherrschenden Druckverhältnissen (rechts). Im Normalbetrieb ist das Ventil aufgrund des Druckunterschieds zwischen Hochdruck- (HD, Reaktor) und Niederdruck-Seite (ND, Sicherheitsbehälter) geschlossen. Die Kraft auf die Kolbenfläche übersteigt die Summe aus Feder-, Balg- und Gewichtskraft, die in die entgegengesetzte Richtung wirken. Wenn während eines Störfalls der Druck auf der HD-Seite abfällt, öffnet die Sicherheitsarmatur selbsttätig. Die Kräfte in Richtung Ventilöffnung sind größer als die kleiner werdende resultierende Kraft aus dem Druckunterschied über die Ventilkolbenquerschnittsfläche. Der Zeitpunkt ergibt sich neben der unterschrittenen Druckdifferenz zwischen HD- und ND-Seite aus der Bauart des Ventils – im Detail aus dem Kolbeneigengewicht, der Feder und dem Balg. Nachdem das Ventil den Strömungsweg freigegeben hat, bleibt es bis auf Weiteres geöffnet.

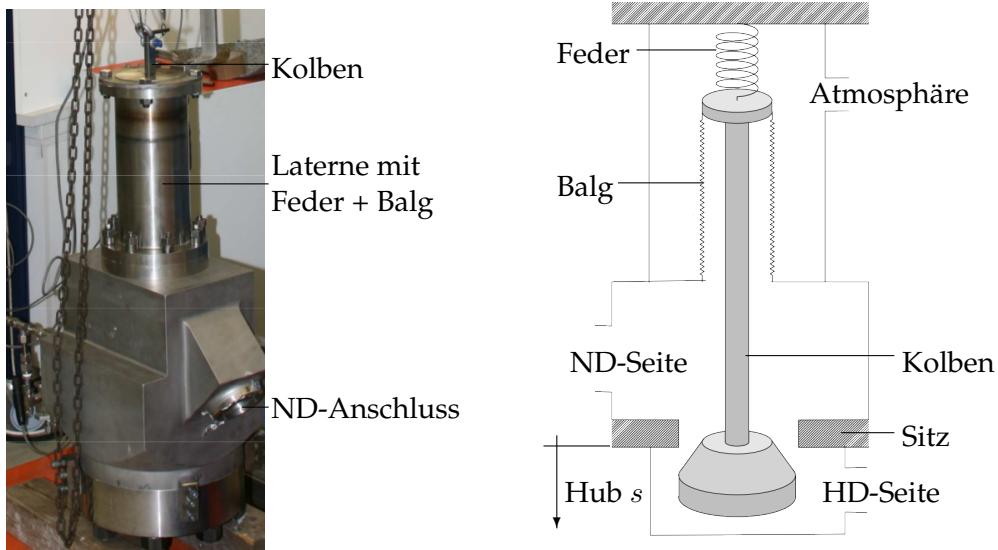


ABBILDUNG 3.1: Ventilgehäuse (links [42]) und schematischer Aufbau des Flutventils (rechts)

Das Flutventil ist unter folgenden Aspekten von dem Unternehmen Framatome GmbH konzipiert worden:

- Passive Ventilöffnung ohne Steuerung von außen
- Gewährleistung der Öffnung nach längerer Standzeit
- Einmal tätige Sicherheitseinrichtung, ohne erneutes Schließen
- Schnelle Freigabe des gesamten Strömungsquerschnitts nach Ansprechen
- Geringer Strömungswiderstand bei Kernflutung

Der erste Punkt wird durch den Ausschluss eines elektrischen Antriebs erzielt. Eine Feder unterstützt die Ventilöffnung, sodass möglicherweise erhöhte Haftungskräfte überwunden werden. Da nach der Ventilöffnung kaum Kräfte zur Verringerung des Hubs zu erwarten sind, handelt es sich bei der Armatur um ein einmal tätiges Öffnungsventil. Die letzten beiden Aspekte werden durch die Form des Ventilgehäuses erfüllt. Sie bedingen einander teilweise, da die für die Fluidodynamik relevante Öffnungskennlinie – zeitliche Änderung des Hubs – einen steilen Verlauf aufweist und folglich der Strömungswiderstand innerhalb einer kurzen Zeitspanne abnimmt.

3.1 Ventilmodelle innerhalb des Systemcodes ATHLET

Die Wechselwirkung zwischen Strömung und Öffnungsgrad, der aufgrund der Passivität selbsttätig infolge der Strömungsverhältnisse reguliert wird, soll durch Verwendung der ATHLET-Module Thermofluidynamik und Steuerung abgebildet werden. Im eingesetzten Systemcode besteht die Möglichkeit einen Ventil-Baustein im Eingabedatensatz zu definieren, der vergleichbar mit einem Blackbox-Modell ist. Es werden verschiedene Eigenschaften wie der Strömungswiderstand und die Öffnungscharakteristik zugewiesen. Unter dem Schlüsselwort **VALVE** werden die integrierten Ventile definiert. Im Anhang B.5 erfolgt eine Beschreibung anhand des Benutzerhandbuchs der verwendeten Software [37].

Die Ventileigenschaften werden anhand der zur Verfügung gestellten Kennzahlen und technischen Zeichnungen definiert. In Tabelle 3.1 sind die verwendeten Größen bei vollständig geöffnetem Ventil zusammengestellt. Zur Bestimmung der relativen freien Querschnittsfläche werden unterschiedliche Modelle erstellt, die bezüglich der Allgemeingültigkeit, der Detaillierung und dem Rechenaufwand steigen. In den ersten Modellen werden die in ATHLET hinterlegten Standard-Tabellen für den relativen Druckverlustterm und den relativen Massenträgheitsterm verwendet. Im Rahmen der Entwicklung des Python-Modells werden diese Tabellen angepasst. Die dargestellten Modelle werden zur Berechnung des passiven Kernflutsystems verwendet und die Ergebnisse im Kapitel 4.3 verglichen.

Zeitgesteuertes und zeitabhängiges Modell

Mithilfe experimenteller Daten ist zunächst ein rudimentäres Ventilmodell implementiert, das den Öffnungszeitpunkt und den zeitlichen Verlauf des Ventilhubs explizit für den jeweiligen Versuch vorgibt. Mit der Annahme, dass die zeitliche Entwicklung zwischen Öffnungsgrad und relativer freier Querschnittsfläche proportional verlaufen, wird der Strömungsquerschnitt im Ventil bestimmt. Der maximale Öffnungshub im Modell wird entsprechend aller Experimente auf 37 mm festgelegt.

TABELLE 3.1: Kenngrößen des Flutventils basierend auf den von Framatome GmbH übermittelten Daten

Parameter	Bezeichnung in ATHLET	Einheit	Größe
Freie Querschnittsfläche	FV	m^2	$7,6 \cdot 10^{-3}$
Massenträgheitsterm	A1V	m^{-1}	1
Flächenbezogene Druckverlustzahl	ZETAVV	m^{-4}	$1,21 \cdot 10^6$
Faktor Rückströmung	AKMUV	-	1
Ventiltyp	ITYPV	-	0 (Standard)

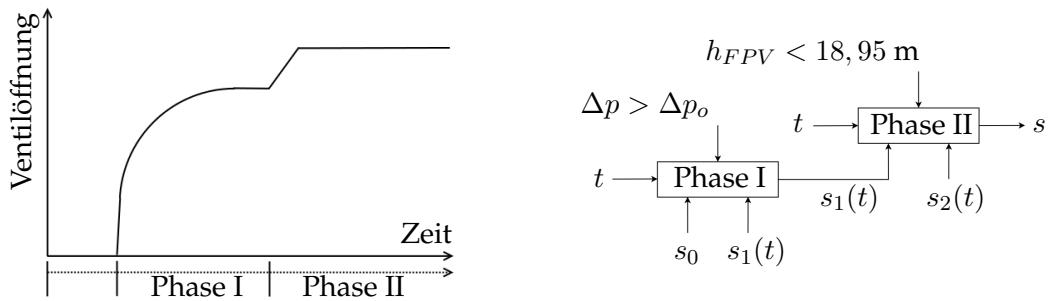


ABBILDUNG 3.2: Schematischer Verlauf des Ventilhubs (links), vereinfachte Steuerung des Ventilhubs (rechts)

Druckgesteuertes und zeitabhängiges Modell

Das Flutventil öffnet, sobald die Druckdifferenz zwischen den Stutzen auf der HD- und ND-Seite unterhalb eines kritischen Werts fällt. In einer ersten Entwicklungsstufe wird ein 2-Punkt-Regler angelegt, der den Differenzdruck über das Ventil mit dem von der Ventilkonfiguration abhängigen Grenzwert vergleicht. Entsprechend der eingebauten Komponenten (Zusatzgewicht und Feder) und dem Druck im Sicherheitsbehälter wird die Öffnungsdruckdifferenz Δp_{Vent} anhand der experimentellen Daten individuell vorgegeben.

Modell mit zweistufigem Verhalten

In den Einzeleffekt-Versuchen ist ein zweistufiges Ventilverhalten festgestellt worden (s. Abb. 2.12D) – vergleichbar zu dem zeitlichen in Abbildung 3.2 links dargestellten. Um dieses Verhalten und die damit verbundene Änderung der freien Querschnittsfläche abzubilden, sind mehrere Regler und Signale verknüpft worden (s. Abb. 3.2 rechts). Der Öffnungszeitpunkt wird weiterhin von der Druckdifferenz über das Ventil bestimmt, wobei der Grenzwert aus den Versuchsdaten übernommen wird. In der ersten Phase öffnet das Ventil bis zu einem Öffnungsgrad von circa 27 mm bzw. 78 Prozent. Das Verhalten ist tabellarisch in Abhängigkeit der Zeit hinterlegt. Das Kriterium für die zweite Phase bis zur nahezu vollständigen Öffnung bildet im Modell das Einsetzen der Kernflutung in Richtung des Reaktordruckbehälters. Wie bereits beschrieben, beginnt die Flutung bei einem Teil der Experimente erst nach einem oszillierenden Verhalten, sodass nicht der Massenstrom direkt als Kriterium verwendbar ist. Sobald die Kernflutung einsetzt, verringert sich der Füllstand im Kernflutbeckenbehälter und kann somit als alternative Kenngröße herangezogen werden. Als Schaltwert wird das Absinken auf 18,95 m gesetzt, bei dem sich definitiv die Strömungsrichtung geändert hat. Dies entspricht bei maximalem Füllstand dem Ausfluss von etwa 2,3 m³ Wasser bzw. 1,8 Prozent des Wasservolumens im Kernflutbeckenbehälter.

Für die weiteren Entwicklungen ist ein mathematisches Modell für den Öffnungsdruck und den Ventilhub erstellt worden, das in Abschnitt 3.2 erläutert wird.

Der Hub wird verwendet, um die Ergebnisgröße *freie Querschnittfläche* zu bestimmen, die an ATHLET übergeben wird. Die Berechnungen werden mit einem externen Code durchgeführt und im folgenden Unterkapitel detailliert beschrieben.

3.2 Ventilmodell unter Nutzung von ATHLET und Python

Die Beschreibung des Ventilverhaltens soll weiterhin mittels der Kenngrößen aus Tabelle 3.1 erfolgen. Zusätzlich wird der Ventilhub über den Gleichgewichtszustand der auftretenden Kräfte unter Berücksichtigung der zeitlichen Änderung bestimmt. Spezifische Kenngrößen des Flutventils fließen in das Modell ein.

In ATHLET wird intern ein Steuersignal (GCSM-Signal) mit einem externen Python-Skript gekoppelt. Als Hauptprogramm wird Python mit ATHLET als Library aufgerufen. Über ein GCSM-Signal vom Typ *external* wird die Querschnittfläche des Standard-Ventils bestimmt und die Druckverlustzahl zum Öffnungsgrad für einen Durchmesser von 100 mm angepasst [43] (s. a. Anhang B.6 in Abb. B.1). Der Zusammenhang zwischen relativer Öffnung und relativen Hub ist maßgeblich von der Geometrie beeinflusst, sodass das dargestellte Verhalten aus der Literatur vom Realverhalten des Ventils abweichen könnte. Aufgrund der kurzen Dauer der Öffnung im Vergleich zur Aktivierungsdauer des Ventils in einem Kühlmittelverluststörfalls wird dies für die Entwicklung des gesamten Systems als nicht relevant eingeschätzt.

Die Aufgabenaufteilung zwischen den zwei Programmen ist schematisch in Abbildung 3.3 dargestellt. In Python wird über ein Kräftegleichgewicht die Kolbenposition bestimmt, mit der die minimale Kreisringfläche als Näherung für den Strömungsquerschnitt ermittelt wird. Die freie Querschnittfläche wird an ATHLET über eine Schnittstelle für externe Programmcodes (Hook) übergeben. Mit der hinterlegten Korrelation von Strömungswiderstand und Fläche wird die Fluidodynamik berechnet. Die resultierenden Drücke im Flutbeckenbehälter, über dem Ventil und auf der ND-Seite werden als Randbedingungen an Python zurückgegeben, sodass die Kolbenposition überprüft und berechnet werden kann.

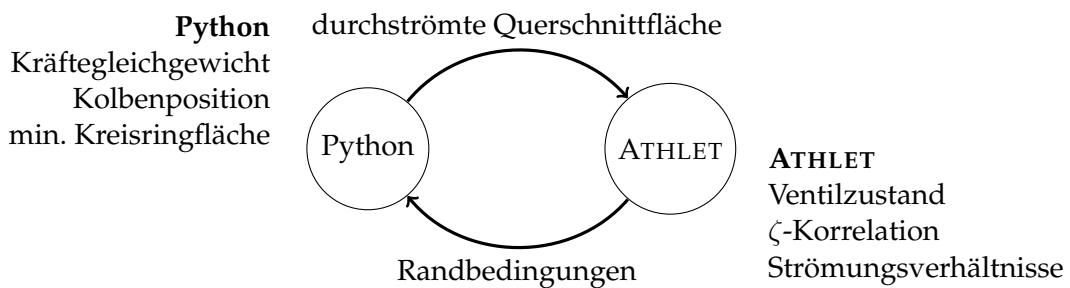


ABBILDUNG 3.3: Schematische Darstellung der Kopplung zwischen Python und ATHLET

3.2.1 Modellierung des Gleichgewichtszustands

Um die Ventilposition s und insbesondere die Öffnungsdruckdifferenz über das Ventil Δp_{Vent} zu bestimmen (Name der Messstellen JNG-CG101 und JNG-CP101 in INKA, s. Abb. 2.2), wird eine Bilanz der auftretenden Kräfte aufgestellt. Diese sind in Richtung der Ventilöffnung positiv definiert. Die Ausgangslage des Ventilkolbens $s = 0$ mm ist in geschlossener Position, d. h. der Kolben wird in den Sitz gepresst (s. a. Referenzsystem in Abb. 3.1). Im Folgenden sind zunächst die einzelnen Kraftkomponenten F_i aufgeschlüsselt und werden anschließend zu einer Gesamtbilanz der resultierenden Kraft F_{res} zusammengeführt.

$$F_{res} = \sum_i F_i \quad (3.1)$$

Systemdruckkraft F_{Sys}

Es gibt drei Teilsysteme, in denen ein unterschiedlicher Druck (Atmosphärendruck, ND und HD) vorherrschen kann (vgl. Abb. 3.1). Die Systemgrenzen sind durch zwei Flächen gegeben – am Balg zwischen der Atmosphäre und der Kernflutbeckenbehälter-Seite (Systemgrenze 1 bzw. A_1) sowie am Ventilkolben zwischen der Kernflutbecken- und Reaktordruckbehälter-Seite (Systemgrenze 2 bzw. A_2).

Auf den Kolben wirkt der Druck des Reaktordruckbehälters p_{RPV} und des Kernflutbeckenbehälters p_{FPV} sowie die hydrostatischen Wassersäulen auf der ND- und HD-Seite. Letztere unterscheiden sich aufgrund der Füllstände h_i und der Dichte ρ_i der Behälter. Die hydrostatischen Kräfte sowie die Lage des Ventils auf $h_0 = 7,925$ m sind bei den Drücken $\tilde{p}_{RPV} = p_{HD}$ und $\tilde{p}_{FPV} = p_{ND}$ berücksichtigt, welche den direkt anstehenden Druck auf die Kolbenquerschnittfläche beschreiben. Für die Berechnung der Druckkräfte sind die Flächen A_1 und A_2 relevant, sodass sich folgende Kraft aus den Systemdrücken ergibt:

$$\begin{aligned} F_{Sys} &= F_{Sys,1} + F_{Sys,2} \\ &= A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + A_2 \cdot (\tilde{p}_{FPV} - \tilde{p}_{RPV}) \end{aligned} \quad (3.2)$$

mit dem hydrostatischen Druck

$$\tilde{p}_i = p_{i, Gas} + (h_i - h_0) \cdot g \cdot \rho_i \quad i = \{RPV, FPV\} \quad (3.3)$$

Aus den Geometriedaten sind die Flächen bestimmt worden, wobei die effektive Balgfläche A_1 nach Wagner [44] berechnet wird. $D_{1,i}$ entspricht dabei dem inneren

Durchmesser des Balgquerschnitts, $D_{1,a}$ dem äußeren Durchmesser des Balgquerschnitts und $D_{2,a}$ dem Durchmesser des Ventilsitzes:

$$\begin{aligned} A_1 &= \frac{\pi}{12} \cdot (D_{1,a}^2 + D_{1,a} \cdot D_{1,i} + D_{1,i}^2) \\ A_2 &= \pi \cdot \left(\frac{D_{2,a}^2}{2} \right)^2 \end{aligned} \quad (3.4)$$

$$\text{mit } D_{1,i} = 34 \text{ mm} \quad D_{1,a} = 50 \text{ mm} \quad D_{2,a} = 99 \text{ mm.}$$

Im KERENA-Design befindet sich das Ventil im Sicherheitsbehälter. Der Umgebungsdruck p_{atm} am Ventil entspricht also dem Sicherheitsbehälterdruck (Atmosphäre in Abb. 3.1), der bei einer auftretenden Leckage im gesamten Gebäude ansteigt. Somit wirkt ein Druck $p_{atm} > 1$ bar auf der Außenseite des Balgs, wohingegen in der Testanlage kein umgebendes Gebäude vorhanden ist und auf die Außenseite des Balgs atmosphärischer Druck von $p_{atm} \approx 1$ bar wirkt. Die resultierende Kraft aus dem Druck des Sicherheitsbehälters bzw. Kernflutbeckenbehälters wird in den Integral-Versuchen durch einen Pneumatikzylinder nachgebildet. Folglich wirkt, wie auch in der Realanlage, lediglich die Druckdifferenz aufgrund der hydrostatischen Säule auf die Fläche A_1 (vgl. Gl. 3.2). Es gilt $p_{FPV, Gas} = p_{atm}$ und $h_{FPV} - h_0 \approx 10$ m, sodass die Druckdifferenz am Balg etwa 1 bar beträgt. Die Pneumatiksteuerung ist während der Einzeleffekt-Versuche nicht vorhanden, sodass der Balg durch die Kraft aus dem Druckunterschied zwischen Umgebung und Flutbeckenbehälter zusätzlich zur Kraft aufgrund der Wassersäule verformt wird. Die Kraft resultierend aus dem Überdruck im Flutbeckenbehälter wird durch ein Zusatzgewicht m_{Gew} abgebildet und in der Gewichtskraft F_G berücksichtigt. In den Ventil-Versuchen des Kapitels 3.3 wird der Druck im Inneren des Ventils direkt eingestellt.

Gewichtskraft F_G und Auftriebskraft F_A

Die Gewichtskraft wird aus der Eigenmasse der beweglichen Ventilteile m_{Bwg} und eines ggf. angebrachten Zusatzgewichts am Ventil m_{Gew} bestimmt. Die ständig vorhandenen, beweglichen Teile wiegen $m_{Bwg} = 21,06$ kg [42] und verdrängen Fluid, sodass eine Auftriebskraft F_A entsteht. Diese wird anhand der maximalen Dichte des Wassers $\rho_f = 998$ kg/m³, der sich unter Wasser befindlichen Teilmasse des Kolbens $m_{Bwg,f} = 15,7$ kg und der gemittelten Dichte des Stahls $\rho_s = 7.840$ kg/m³ auf maximal $F_A = 19,6$ N abgeschätzt. Das Zusatzgewicht m_{Gew} ist in Tabelle 3.2 für die Versuchen angegeben.

$$F_G - F_A = F_{Bwg} + F_{Gew} - F_A = g \cdot (m_{Bwg} + m_{Gew}) - \rho_f \cdot g \cdot \frac{m_{Bwg,f}}{\rho_s} \quad (3.5)$$

TABELLE 3.2: Randbedingungen des Ventils und Kernflutbehälterbeckens bei Öffnung des Flutventils

Versuch	Zusatzgewicht [kg]	Feder-Balg-Konstante [N/mm]	Druck [bar]	Temperatur [°C]	Füllstand [m]
Vorversuch 1	0,00	8,4	1,0	20,0	0,00
Vorversuch 2	0,00	58,6	1,0	20,0	0,00
PCFS_01_1_02	11,15	8,4	1,0	100,4	19,01
PCFS_01_2_02	40,35	8,4	2,9	102,3	19,05
PCFS_01_2_03	63,35	8,4	2,9	100,1	19,06
PCFS_01_2_04	40,35	8,4	2,9	99,6	19,05
PCFS_01_6_02	29,00	58,7	2,9	100,8	19,04
PCFS_02_1_02	19,05	8,4	1,0	100,1	19,05
PCFS_02_2_01	48,15	8,4	2,9	102,0	19,06
PCFS_02_2_02	48,35	8,4	2,9	105,6	19,05
PCFS_02_3_01	19,15	58,7	1,0	100,2	19,06
PCFS_02_4_01	48,15	58,7	2,9	103,5	19,06
PCFS_02_5_01	48,15	58,7	2,9	99,0	19,04
EASY_01	0,00	58,7	2,9	57,3	19,05
EASY_02	0,00	58,7	3,0	53,3	19,05
EASY_03	0,00	58,7	2,7	100,5	19,05
EASY_04	0,00	58,7		Flutventil öffnet nicht	

Elastische Federkräfte $F_{elastisch}$

Der Balg sowie die ggf. eingebaute Feder (s. Tab. 3.2) wirken mit einer elastischen Kraft in Abhängigkeit von der Auslenkung auf den Ventilkolben. Dabei ist das Bezugssystem so gewählt, dass die Auslenkung dem Ventilhub s entspricht.

$$F_{elastisch} = -K_i \cdot (s - s_{i0}) = \begin{cases} -K_B \cdot (s - s_{B0}) & \text{ausgebaut Feder} \\ -K_{FB} \cdot (s - s_{FB0}) & \text{eingebaute Feder} \end{cases} \quad (3.6)$$

mit $K_{FB} \approx K_F + K_B$

Für die Federkonstante K_F ist 46,95 N/mm vom Hersteller angegeben. Die Balgkonstante ist experimentell im ausgebauten Zustand bestimmt worden und beträgt nach [42] $K_B = 8,4$ N/mm mit einer Vorspannung von $s_{B0} = 10,3$ mm. Die gemessene, gemeinsame Feder-Balg-Konstante beträgt $K_{FB} = 58,7$ N/mm mit einer Vorspannung von $s_0 = 28,8$ mm.

Reibungskraft F_R

Da Reibung an den Kontaktflächen entgegen der Bewegungsrichtung wirkt, wird beim Schließen eine größere und beim Öffnen eine geringere Kraft benötigt. Damit sich der Ventilkolben bewegt, muss die Haftkraft F_R überwunden werden. Aus den durchgeführten Untersuchungen geht hervor, dass die Reibung stark variieren kann (Näheres in Kapitel 3.3.2). In der Standard-Ventilkonfiguration ist die Feder eingebaut und $F_R \approx 60$ N dient als erste Abschätzung basierend auf [42].

Bilanzierung der resultierenden Kraft F_{res}

Aus den aufgeführten Komponenten lässt sich die Gleichung 3.7 für die resultierende Kraft F_{res} aufstellen. Das Flutventil arbeitet selbsttätig, ohne äußere aktive Einwirkungen (passiv), sodass die Kräfte im Gleichgewicht zueinander stehen und $F_{res} \leq 0$ N gilt. Die überschüssige Kraft nimmt die Lagerung am oberen Anschlag auf. Die Kraftrichtung der Reibung ist entgegengesetzt zur Bewegungsrichtung.

$$F_{res} = F_{Sys} + F_G - F_A + F_{elastisch} \pm F_R \quad (3.7)$$

3.2.2 Bestimmung des Öffnungspunktes

Aus Gleichung 3.7 ergibt sich mit der Definition des Ventilhubs s , dass bei $F_{res} < 0$ das Ventil verschlossen ist. Um die Druckdifferenz zu bestimmen, bei der das Ventil öffnet ($s = 0$ mm), wird Gleichung 3.7 nach Δp umgestellt. Die Reibung wirkt dabei entgegen der Öffnung nach oben (negativ). Die elastische Konstante entspricht je nach Ventilaufbau entweder der Balg- oder der Feder-Balg-Konstante.

$$\begin{aligned} \Delta p_{Vent,o} &= \tilde{p}_{FPV} - \tilde{p}_{RPV} \\ &= -\frac{1}{A_2} [A_1 (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + g (m_{Gew} + m_{Bwgl}) - F_A + K_i s_{i0} - F_R] \quad (3.8) \\ i &= \{B, FB\} \end{aligned}$$

3.2.3 Modellierung der Ventilposition

Unter einer quasi-stationären Betrachtung mit Vernachlässigung der Trägheitskräfte lässt sich ebenfalls aus der Gleichung 3.7 der Ventilhub im Gleichgewicht s_{GG} unter Einfluss der wirkenden Kräfte bestimmen (s. Gl. 3.9). Dabei ist die Druckdifferenz $\Delta p_{Vent} = 0$ bar, da die Drücke sich nach der Öffnung ausgeglichen haben. Dies ist

aufgrund der geringeren Größenordnung der Zeitskala nach der Öffnungsphase zulässig, die zur Änderung des Ventilhubs im Vergleich zur Änderung der strömungsdynamischen Größen benötigt wird. Hieraus ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$s_{GG} = \frac{1}{K_i} \cdot [A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + g \cdot (m_{Gew} + m_{Bwgl}) - F_A + K_i \cdot s_{i0} \pm F_R] \quad (3.9)$$

$$i = \{B, FB\}$$

Der Ventilhub im Kräftegleichgewicht kann wie beschrieben berechnet werden. Da sich bei der Öffnung der Druck sprunghaft zwischen ND- und HD-Seite angleicht, wird in dieser Phase der Hub durch die Strömung und Trägheit beeinflusst. Im Modell wird der zeitliche Verlauf mithilfe einer sigmoidalen Kurve mit den Parametern a und n vorgeschrieben (s. Gl. 3.10), weil die Hubkurve innerhalb der ersten Sekunde nach Öffnung t_o vergleichbar ist. Als Modellparameter gelten $a = 3, 2$ und $n = 2, 1$ entsprechend der durchgeführten Experimente (Näheres in Abschnitt 3.3.4). Im Langzeitverhalten wird der Hub durch die sich entsprechend des Gleichgewichts einstellende Position bestimmt, da der erste Term gegen Eins läuft.

$$s(t) = (1 - e^{-(a \cdot (t - t_o))^n}) \cdot s_{GG} \quad (3.10)$$

In den durchgeführten Untersuchungen im INKA-Teststand öffnet das Ventil innerhalb von Zehntelsekunden, sodass in den Einzeleffekt-Versuchen die Messfrequenz von 1 Hz deutlich unterhalb der Hubgeschwindigkeit liegt und nur einzelne Messwerte aufgezeichnet sind.

3.2.4 Modellierung der freien Querschnittfläche

Den Forderungen folgend wird der Strömungsquerschnitt nach Ansprechen des Ventils zügig freigegeben. Somit ist die in Abschnitt 3.1 vereinfachende Annahme nicht zutreffend, dass sich die relative Ventilposition proportional zu der relativen Querschnittfläche verhält. Eine bessere Näherung stellt die minimale freie Kreisringfläche zwischen Ventilgehäuse und -kolben dar. Dazu ist die Oberflächenkontur der beiden Teile in einer Datei hinterlegt. Mit Gleichung 3.10 wird der Ventilhub ermittelt und anschließend die Kontur des Kolbens verschoben. Im nächsten Schritt werden die Flächen entlang der Bauteilhöhe in diskreten Abständen berechnet. Die minimale Fläche wird in Bezug zur maximalen freien Querschnittfläche gesetzt und an ATHLET weitergegeben.

3.3 Ermittlung und Überprüfung der Modellparameter

Einzelne Parameter sind experimentell am ausgebauten Ventil bestimmt und überprüft worden. Abbildung 3.4 zeigt eine Übersicht des Versuchsaufbaus mit Messstellenbezeichnung analog zum INKA-Teststand, deren Kurzbeschreibung unter Angabe der Messeinheit in Tabelle 3.3 aufgelistet ist. Der Überdruck zur Atmosphäre wird auf der ND- und HD-Seite abgenommen sowie der Differenzdruck über das Ventil. Eine Temperaturmessstelle ist auf der HD-Seite installiert, um die Umgebungsbedingungen festzuhalten. An dem Ventilkolben ist eine Kraft- und eine Wegmessung befestigt (s. Abb. 3.5). Die Ventilstellung wird im aktiven Betrieb ($F_{res} \neq 0$ N) über einen Kettenzug, eine Handratsche oder eine automatische Seilwinde oder im passiven Betrieb ($F_{res} = 0$ N) über Druckvariation im Inneren verändert. Das Ventil wird mit Druckluft oder Wasser bespeist und kann somit im Inneren auf einen gezielten Druck eingestellt werden. Eine genaue Beschreibung der durchgeführten Messungen befindet sich im Anhang B.

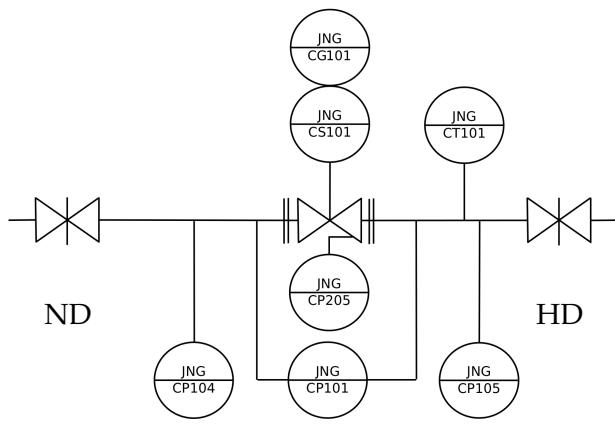


ABBILDUNG 3.4: Aufbau für die Ventiluntersuchungen im ausgebauten Zustand

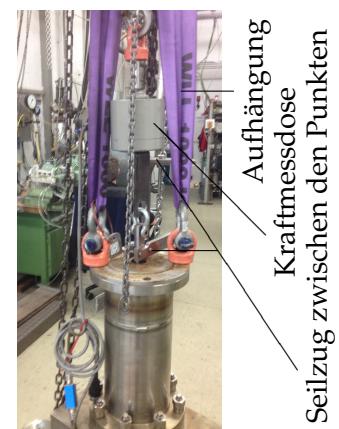


ABBILDUNG 3.5: Aufhängung mit Kraftmessdose und Wegmessung

TABELLE 3.3: Messstellenliste während der Ventil-Versuche mit analoger Bezeichnung zur INKA-Anlage

Bezeichnung	Beschreibung	Messeinheit
JNG-CP104	Niederdruck	mbar
JNG-CP105	Hochdruck	bar
JNG-CP101	Differenzdruckmessung	mbar
JNG-CP205	Hochdruck (unten)	bar
JNG-CT101	Vergleichstemperatur	°C
JNG-CS101	Kraftmessung	N
JNG-CG101	Wegmessung	mm

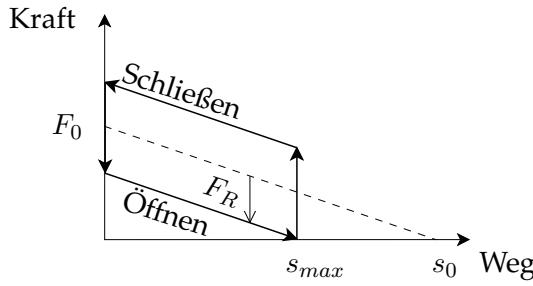


ABBILDUNG 3.6: Schematische Abbildung einer Kraft-Weg-Messung

3.3.1 Bestimmung der elastischen Konstanten und Vorspannung von Feder und Balg

Die elastische Konstante des Systems beschreibt die benötigte Kraft, um den Balg und ggf. die Feder auszulenken. In Abbildung 3.6 ist ein Schema einer Kraft-Weg-Messung dargestellt. Auf das Flutventil übertragen, befindet sich der Kolben im unbelasteten Zustand mit einer maximalen Auslenkung s_{max} an der tiefsten Stelle, die sich nicht unbedingt am unteren Anschlag befindet. Es muss zunächst die Haftreibung überwunden werden, bis sich der Hub verringert. Bei $s = 0$ mm ist das Ventil geschlossen und der Kolben befindet sich auf maximaler Höhe. Eine weitere Steigerung der Zugkraft verändert den Hub nicht mehr, da die Kraft auf das Gehäuse übertragen wird. Wenn die Zugkraft abnimmt, öffnet das Ventil und der Kolben bewegt sich nach unten bis in die Ausgangslage s_{max} . Dieser Punkt wird durch den unteren Anschlag auf maximal 35 mm begrenzt und kann aufgrund des Ventilinndrucks und der auftretenden Reibung zu kleineren Werten verschoben werden. Die gestrichelte Gerade in Abbildung 3.6, die den Punkt F_0 mit dem Punkt s_0 verbindet, beschreibt den Ventilhub in Abhängigkeit der aufzubringenden Kraft abzüglich der Reibung. Um den Kolben haftreibungsfrei entgegen der Gewichts-, Balg- und ggf. Federkraft geschlossen zu halten, wird die Kraft F_0 benötigt. In diesem Punkt wird keine Kraft von der Lagerung aufgenommen.

Unter Berücksichtigung des Kräftegleichgewichts in Gleichung 3.7 ergibt sich aus der Steigung des Kraft-Weg-Diagramms die elastische Konstante K_i und aus dem Ordinatenabschnitt F_0 lässt sich im Anschluss die Vorspannung s_{i0} berechnen (vgl. Gl. 3.11). Wenn der Ventilinnenraum mit Luft gefüllt ist, sinkt die Dichte des den Kolben umgebenden Fluids in der Gleichung 3.5 auf $\rho_f = 1,2 \text{ kg/m}^3$ ab und die Auftriebskraft kann mit $F_A \approx 0,02 \text{ N}$ vernachlässigt werden. Der Index i verweist darauf, ob im System nur der Balg oder zusätzlich die Feder eingebaut ist.

$$F_{res} = -K_i \cdot s + [A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + m_{Bwgl} \cdot g + K_i \cdot s_{i0} \pm F_R] \quad (3.11)$$

$$i = \{B, FB\}$$

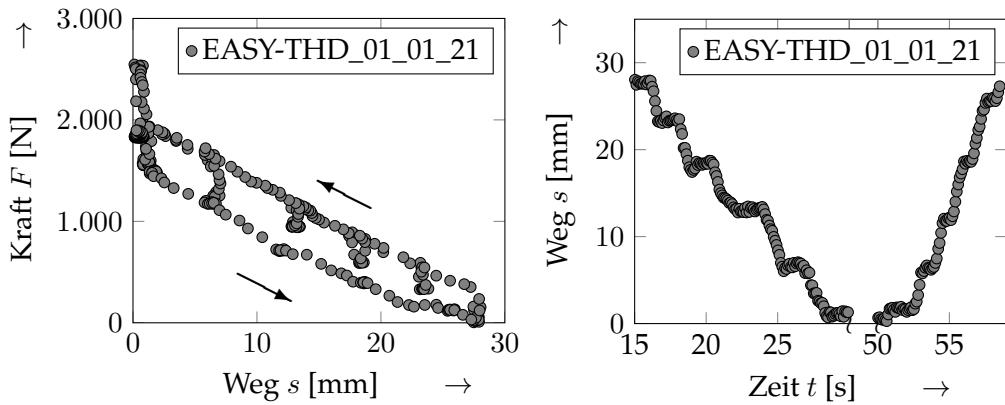


ABBILDUNG 3.7: Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch Nutzung der Handratsche ($f = 1$ Hz)

Die Abbildung 3.7 zeigt Daten vom Versuch *EASY-THD_01_01_21* der Messreihe 1612-1: das Kraft-Weg-Diagramm (links) und der zeitliche Verlauf des Hubs (rechts). Das Ventil ist mit Druckluft von 2 bar beaufschlagt und sowohl der Balg als auch die Feder sind eingebaut. Der Kolben wird für die Messung mit einer Handratsche bewegt. Während der Entlastungsphase mit $F_i < F_{i-1}$ sind in dem Kraft-Weg-Diagramm mehrere Messpunkte gleicher Auslenkung erkennbar, die ein Plateau in der Weg-Zeit-Auftragung bilden (vgl. Abb. 3.7). Die Steigung für den Öffnungs- und Schließvorgang beträgt etwa $K_{FB} = 60$ N/mm. Für $F > 2.000$ N ist das Ventil vollständig geschlossen und bei einer Absenkung unter $F < 1.500$ N öffnet das Ventil. Daraus ergibt sich $F_0 \approx 1.750$ N und somit eine Vorspannung von $s_{FB0} \approx 28,4$ mm.

Der Ventilinnendruck \tilde{p}_{FPV} wird variiert und die resultierende Verschiebung der Kurve ist in Abbildung 3.8 für drei Experimente exemplarisch dargestellt. Mit steigendem Druck verringert sich die Kraft, um einen bestimmten Ventilhub zu erreichen. Der Achsenabschnitt nimmt entsprechend des Terms $A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV})$ ab. Da die Steigung konstant ist, reduziert sich auch die maximal erreichbare Auslenkung s_{max} mit dem Ventilinnendruck.

Um Abweichungen in einzelnen Messungen weniger stark zu berücksichtigen, werden Experimente einer Druckstufe zusammen ausgewertet. Die elastische Konstante wird während des Öffnens und Schließens aus der Steigung bestimmt und anschließend für alle Drücke gemittelt (s. Abb. 3.9). Als Mittelwert der Messreihe 1612-1 ergibt sich so $K_{FB} = (60,3 \pm 3,6)$ N/mm. Die Ordinatenabschnitte für die Kurve des Öffnens und Schließens werden abgelesen und der Mittelwert als reibungsfreie Kraft F_0 in Tabelle 3.4 für die einzelnen Druckstufen angegeben. Nach Gleichung 3.11 wird die Vorspannung mit dem Mittelwert der elastischen Konstanten berechnet. Anschließend wird der Mittelwert für die Vorspannung gebildet. Als Ergebnis wird $s_{FB0} = (29,2 \pm 0,5)$ mm erhalten.

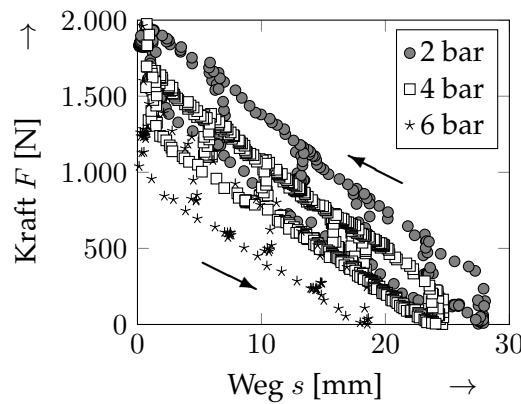


ABBILDUNG 3.8: Verschiebung der Kraft-Weg-Beziehung in Abhängigkeit des Ventilinnendrucks (Messdaten aus 1612-1, $f = 1$ Hz)

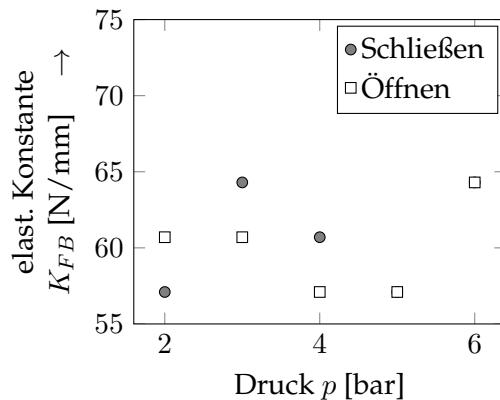


ABBILDUNG 3.9: Elastische Konstante K_{FB} auf der Grundlage von Kraft-Weg-Messungen (Messdaten aus 1612-1)

TABELLE 3.4: Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Vorspannung mit $K_{FB} = 60,3$ N/mm

Druck [bar]	Kraft F_0 [N]	Hub s_0 [mm]	Kraft F_0 [N]	Hub s_0 [mm]
Feder-Balg		1612-1		1704-3
1	-	-	1850	27,3
2	1750	27,9	1750	27,9
3	1625	28,2	1600	27,8
4	1500	28,4	1450	27,6
5	1400	29,1	1250	26,6
6	1250	28,9	-	-

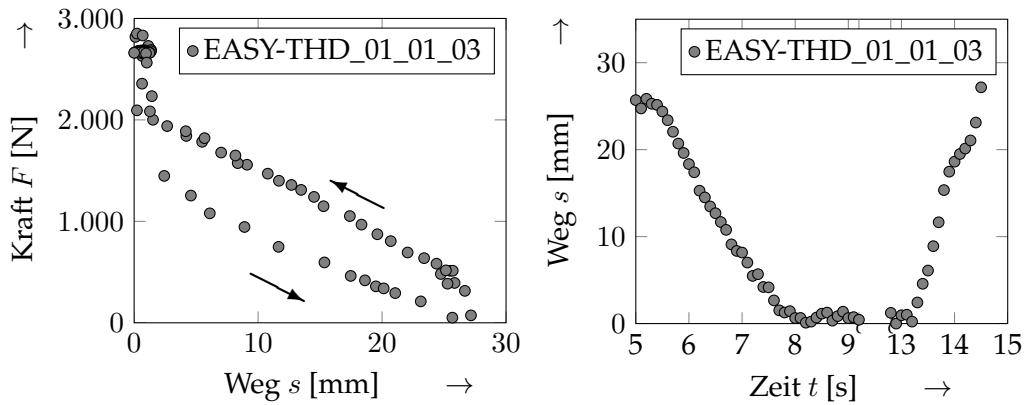


ABBILDUNG 3.10: Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch Kettenzug (dargestellt mit $f = 10$ Hz)

Andere Methoden zur Kolbenbewegung mit äußerer Krafteinwirkung $F_{res} \neq 0$ N zeigen geringere Auswirkungen auf das Kraft-Weg-Diagramm. Bei Nutzung des Kettenzugs in der Messreihe 1610-0 tritt ein deutlich geringere Abweichung während der Entlastung auf (s. Abb. 3.10 bei $s \approx 10$ mm). Die Anzahl der aufgenommenen Messpunkte ist aufgrund der schnellen Änderung des Hubs für den Öffnungs vorgang geringer.

Wenn die automatische Seilwinde verwendet wird (Messreihe 1704-3), verläuft die Gerade des Schließvorgangs mit einer größeren Steigung als die Gerade des Öffnungsvorgangs (s. Abb. 3.11). Der senkrechte Anstieg bei $s = s_{max}$ entfällt, wobei s_{max} im Vergleich zu den anderen Arten der Kolbenbewegung den größten Wert annimmt. Die unterschiedliche Steigung lässt auf eine von der Position abhängige Reibung schließen. Eine Bestimmung der elastischen Konstante mithilfe dieser Daten ist nicht zu empfehlen, da die Abweichung zwischen den Werten für Öffnung und Schließung oberhalb von 10 Prozent liegt. Die Vorspannung wird mit dem Wert K_{FB} der Messreihe 1612-1 bestimmt und in Tabelle 3.4 angegeben.

Die einzelnen Ergebnisse sind nicht auffällig sensitiv gegenüber des Mediums im Ventilinnenraum. Die Abweichung zwischen den Messreihen ist vertretbar. Festzuhalten bleibt, dass die Art der aktiven Kolbenbewegung in dem Kraft-Weg-Diagramm erkennbar ist (s. a. Anhang B).

Alternativ kann der Ventilkolben durch die Änderung des Innendrucks \tilde{p}_{FPV} bewegt werden. Es ist jedoch zu beachten, dass der Druck im Ventilinneren aufgrund des zur Verfügung stehenden Drucksystems nicht soweit erhöht wird, bis das Ventil vollständig geschlossen ist. Allerdings ist ein entscheidender Vorteil dieser Methode, dass das Ventil – ähnlich wie im Verwendungszweck – passiv eingesetzt wird. Der Hub ergibt sich aus dem Gleichgewicht ohne äußere Krafteinwirkung ($F_{res} = 0$ N). Aus der Druckdifferenz über den Balg kann die Kraft $F_{Sys,1}$ nach Gleichung 3.12

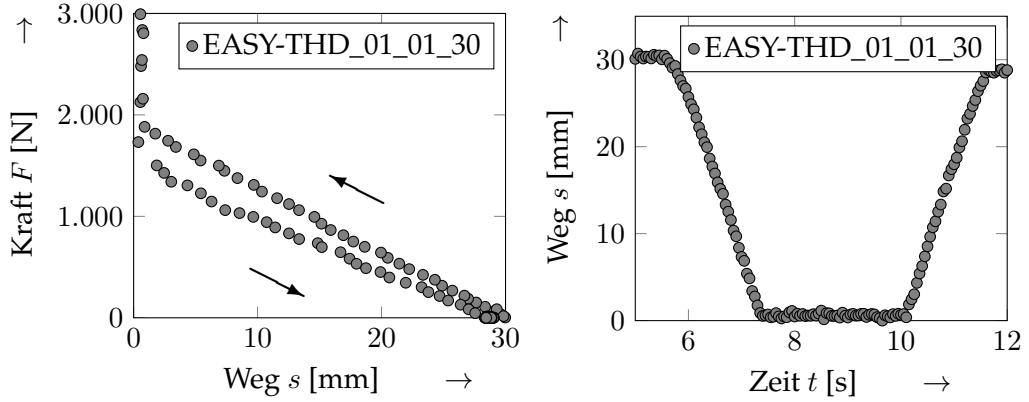


ABBILDUNG 3.11: Beeinflussung der Kraft-Weg-Messung durch automatische Seilwinde (dargestellt mit $f = 10$ Hz)

bestimmt werden.

$$\begin{aligned}
 F_{sys,1} &= -A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) \\
 &= -K_i \cdot s + [m_{Bwgl} \cdot g + K_i \cdot s_{i0} \pm F_R] \\
 i &= \{B, FB\}
 \end{aligned} \tag{3.12}$$

Die Parameter elastische Konstante K_i sowie Vorspannung s_{i0} können aus dem Achsenabschnitt und der Steigung der Auftragung des Drucks \tilde{p}_{FPV} über den Weg s ermittelt werden, wobei lediglich der lineare Bereich berücksichtigt wird. Dieser befindet sich in den Messdaten mit eingebautem Balg zwischen

$$\begin{aligned}
 0,15 \text{ bar} < \tilde{p}_{FPV} < 1,7 \text{ bar} & \quad \text{für das Schließen} \\
 0,25 \text{ bar} < \tilde{p}_{FPV} < 1,5 \text{ bar} & \quad \text{für die Öffnung}
 \end{aligned}$$

und mit eingebautem Balg und Feder zwischen

$$\begin{aligned}
 2 \text{ bar} < \tilde{p}_{FPV} < 7 \text{ bar} & \quad \text{für das Schließen} \\
 1 \text{ bar} < \tilde{p}_{FPV} < 6 \text{ bar} & \quad \text{für die Öffnung.}
 \end{aligned}$$

In Abbildung 3.13 sind die ermittelten Werte der elastischen Konstanten für die einzelnen Messungen angegeben. Auffällig sind die Unterschiede, die nach dem Entfernen und Wiedereinbau der Feder auftreten (nach den Versuchen 4 und 10). Es ist zu erkennen, dass die Positionierung der Feder sich auf die Konstante mit etwa 10 Prozent auswirkt.

Die Messungen werden anschließend gemittelt:

$$\bar{K}_B = 8,4 \text{ N/mm}$$

$$\bar{K}_{FB} = 58,7 \text{ N/mm.}$$

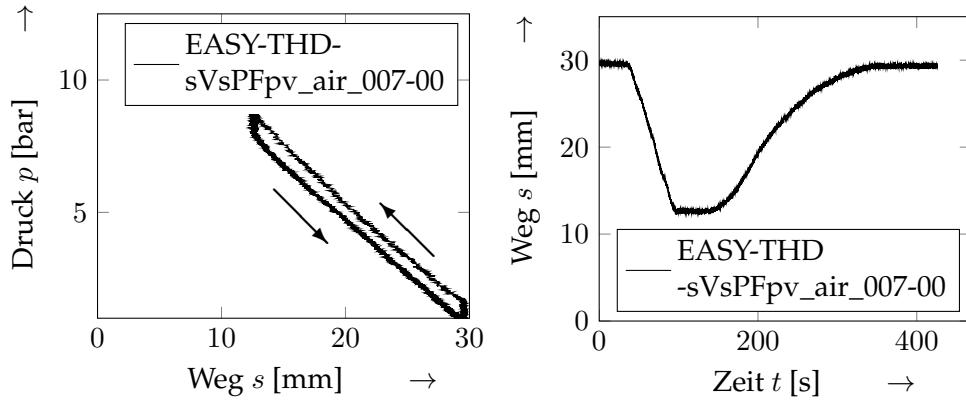


ABBILDUNG 3.12: Druck-Weg-Messung zur Ermittlung der elastischen Konstante und Vorspannung

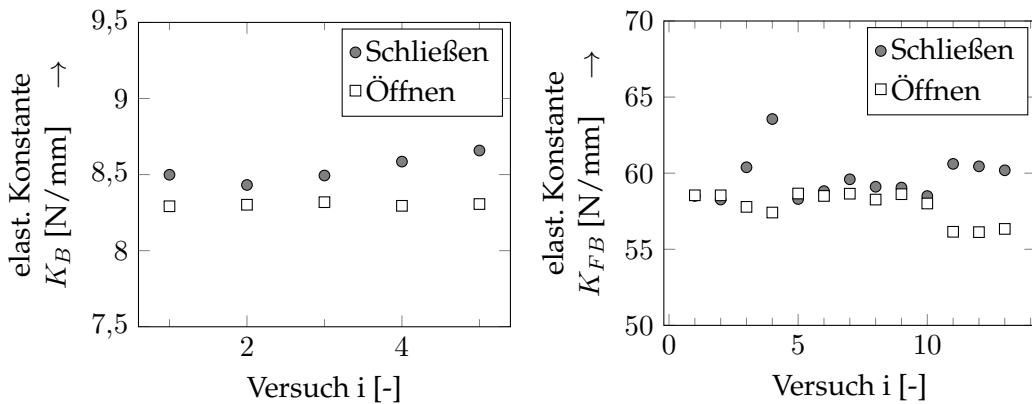


ABBILDUNG 3.13: Elastische Konstante K_B und K_{FB} auf der Grundlage von Druck-Weg-Messungen

Die Vorspannung wird wie oben beschrieben aus F_0 bestimmt (vgl. Tab. 3.4) und für die oben angegebenen Messreihen erneut berechnet (s. Tab. 3.5). Es ergeben sich nach Bildung des arithmetischen Mittels folgende Modellparameter:

$$s_{B0} = 10,3 \text{ mm}$$

$$s_{FB0} = 28,8 \text{ mm.}$$

In den Messungen war das Ventil sowohl mit Luft als auch mit Wasser gefüllt, um einen Einfluss des Füllmediums ausschließen zu können.

TABELLE 3.5: Aus Kraft-Weg-Messungen ermittelte Vorspannung mit den elastischen Konstanten der Druck-Weg-Messungen

Druck [bar]	Kraft F_0 [N]	Hub s_0 [mm]	Kraft F_0 [N]	Hub s_0 [mm]
Balg		1610-0		
1	295	10,6		
2	150	10,0		
Feder-Balg		1612-1		1704-3
1	-	-	1850	28,0
2	1750	28,7	1750	28,7
3	1625	28,9	1600	28,5
4	1500	29,2	1450	28,3
5	1400	29,9	1250	27,3
6	1250	29,7	-	-

3.3.2 Bestimmung der Reibung

Die Reibung hat auf alle dargestellten Bilanz-Gleichungen einen bewegungsrichtungsabhängigen Einfluss. Um die Größenordnung zu bestimmen, kann der Abstand zwischen Öffnungs- und Schließgerade im Kraft-Weg-Diagramm genutzt werden unter der Annahme, dass die Haftreibung sich gleichmäßig auf die Bewegungsrichtungen aufteilt (vgl. Abb. 3.6). In Abbildung 3.14 sind Kraft-Weg-Messungen für ausgewählte Versuchsreihen bei Umgebungsdruck aufgetragen. Dabei wird zwischen reinen Druckluft- und Wasser-Versuchen unterschieden. Es ist auffällig, dass die Experimente mit Wasser geflutetem Ventil der Messreihe 1610-1 eine extreme Haftreibung aufweisen. Das Maximum beträgt circa 1.050 N, wohingegen für die anderen Messungen die Reibung im Bereich von 200 N bis 700 N liegt. Gleichzeitig verkürzt sich der maximale Ventilhub s_{max} mit steigender Reibung. Dies ergibt sich auch aus Gleichung 3.11 während der Ventilöffnung ($-F_R$), wenn für die resultierende Kraft $F_{res} = 0$ N gilt und nach dem Hub s aufgelöst wird. Ein Grund für die Schwankungen sind Schmutzpartikel, die nach dem Ausbau des Ventils aus dem INKA-Teststand in den ersten Messreihen heraus gespült werden. Für das Ventilmodell wird die abgeschätzte Reibung auf die Mitte des oben genannten Bereichs $F_R = 450$ N verändert, wenn gleichzeitig Feder und Balg auf den Ventilkolben wirken.

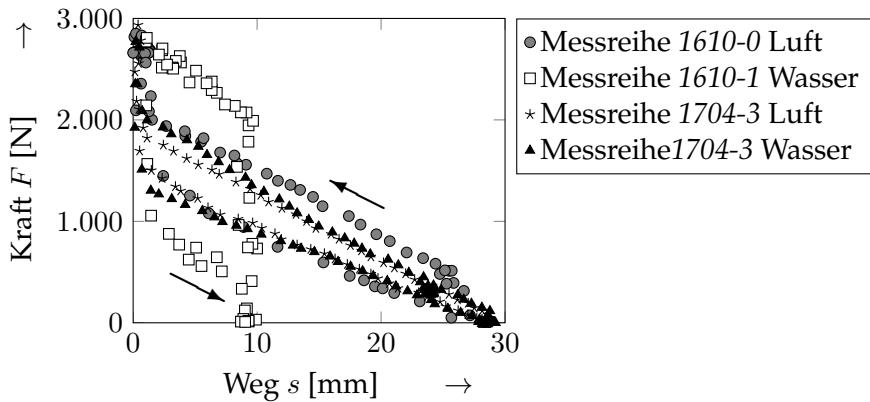


ABBILDUNG 3.14: Kraft-Weg-Messung bei Umgebungsdruck unterschiedlicher Reibung

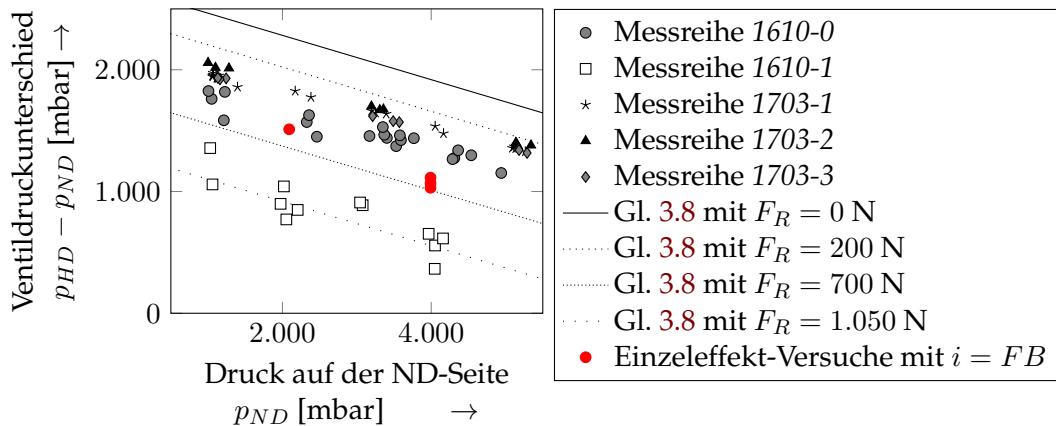


ABBILDUNG 3.15: Öffnungsdruckdifferenz in Abhängigkeit des eingesetzten Drucks auf der ND-Seite

3.3.3 Bestimmung des Öffnungsdrucks

Um den Öffnungsdruck Δp_{Vent} zu bestimmen, wird zunächst der ND im Ventilinneren mit Druckluft oder Wasser eingestellt. Anschließend wird das Ventil aktiv verschlossen und der Druck auf der HD-Seite um mindestens 2 bar erhöht. Das Ventil wird von der Seilwinde, dem Kettenzug oder der Handratsche gelöst und befindet sich fortan im passiven Betrieb. Im nächsten Schritt wird der HD kontrolliert abgelassen, bis das Ventil öffnet.

Als Ergebnisgröße wird der Differenzdruck zwischen ND- und HD-Seite kurz vor Öffnung in Abhängigkeit vom Druck auf der ND-Seite in Abbildung 3.15 aufgetragen. Zur Bewertung der Datenpunkte sind Differenzdrücke mit unterschiedlichen Reibungswerten und ohne Auftrieb nach Gleichung 3.8 eingefügt worden. Es können folgende Aspekte festgestellt werden:

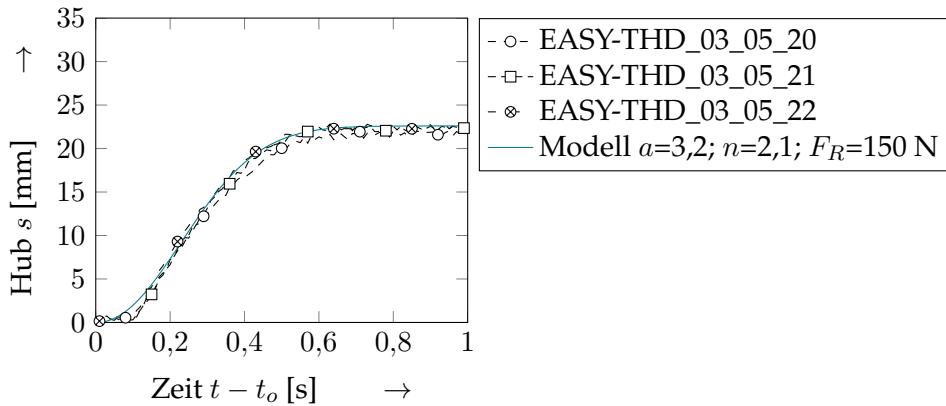


ABBILDUNG 3.16: Hubverlauf nach Öffnung des Ventils bei einem Innendruck von 3 bar für drei Versuche mit erhöhter Abtastrate ($f = 100$ Hz), bei denen der theoretische Maximalhub nicht immer erreicht wird ($s_{max} = 22,6$ mm mit $F_R = 150$ N)

1. Aus den Kraft-Weg-Messungen ist bekannt, dass sich die Reibung zwischen den einzelnen Versuchsreihen signifikant ändert (s. Abschnitt 3.3.2). Dies ist auch in den Messungen zur Bestimmung des Öffnungsdrucks zu erkennen. Der Zeitpunkt verschiebt sich bei steigender Reibung zu einem geringeren Druckunterschied (vgl. Gl. 3.8). Bei der Messreihe 1610-1 ist eine maximale Reibung von durchschnittlich $F_R = 1.050$ N festgestellt worden.
2. Abgesehen von der Messreihe 1610-1 streuen die Messungen in einem Band zwischen $F_R = 200$ N und $F_R = 700$ N über den untersuchten Bereich des Drucks auf ND-Seite.
3. Mit steigendem Druck im Flutbeckenbehälter öffnet das Ventil erst bei einer kleineren Druckdifferenz zwischen ND- und HD-Seite. Dies entspricht der Gleichung 3.8, nach der sich die negative Steigung aus dem Flächenverhältnis zwischen A_1 am Balg und A_2 am Kolben ergibt. Es gilt $A_1/A_2 = 0,182$.

3.3.4 Bestimmung der Ventilposition in der Öffnungsphase

Zur Bestimmung der Modellparameter a und n in der Gleichung 3.10 sind Hubmessungen mit einer höheren Messfrequenz ($f = 100$ Hz) durchgeführt worden. Die in Abbildung 3.16 dargestellten Daten sind bei einem Druck von $\tilde{p}_{FPV} = 3$ bar aufgenommen worden. Der Ventilkolben ist mit der Feder und dem Balg, jedoch ohne zusätzliches Gewicht m_{Gew} belastet. Somit beträgt der theoretische Maximalhub $s_{max} = 22,3$ mm, berechnet nach Gleichung 3.9 mit einer Reibung von $F_R = 150$ N. Anschließend wird für jede Messung der relative Hub während der Öffnungsphase bestimmt und mittels Savitzky-Golay-Filter [45] geglättet, indem ein Polynom 3. Grades über einen Bereich von neun Messwerten gelegt wird.

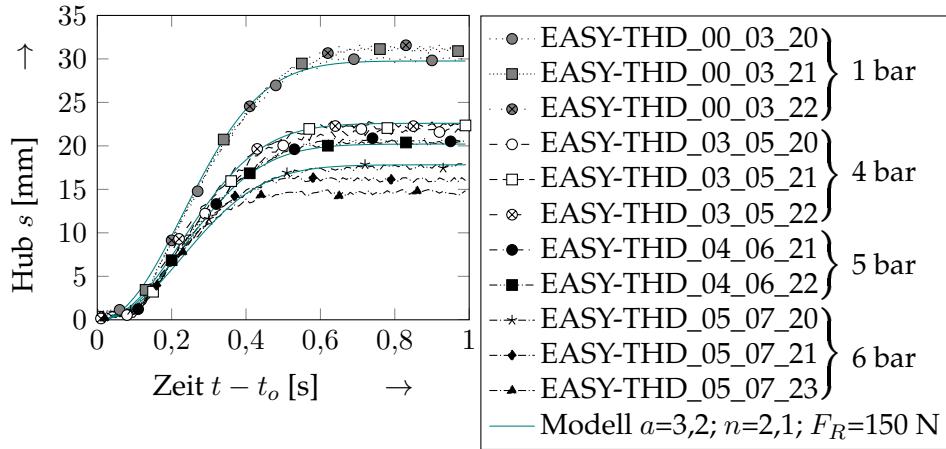


ABBILDUNG 3.17: Hubverlauf nach Öffnung des Ventils für verschiedene Innendrücke mit erhöhter Abtastfrequenz ($f = 100$ Hz) dem Modellberechnungen ($a = 3, 2, n = 2, 1, F_R = 150$ N) gegenübergestellt

Für die Modellparameter wird eine erste Annahme getroffen, für die $1 \leq n \leq 3$ und $2 \leq a \leq 5$ gilt, und der relative Hub s_{ber} über die Zeit berechnet. Als nächstes wird die Abweichung zum geglätteten Messwert bestimmt, wobei die Anfangsphase bis $s_{ber} \leq 0,25 \cdot s_{max}$ quadratisch gewichtet wird. Die mittlere Abweichung jedes Experiments wird gebildet. Das Öffnungsverhalten wird für verschiedene Drücke bestimmt und die mittlere Abweichung aller Experimente aufsummiert.

In dem angegebenen Parameterraum wird das Minimum der Zielfunktion aus der Summe der mittleren Abweichung aller Experimente gesucht. Das Minimum wird für das Modell mit den Parametern $n = 2, 1$ und $a = 3, 2$ erreicht. In den Abbildungen 3.16 und 3.17 ist die berechnete Kurve den Messkurven gegenübergestellt.

3.3.5 Bestimmung der Druckverlustzahl

Das Flutventil gehört zur Klasse der Geradsitzventile, die eine Druckverlustzahl in der Größenordnung $4 < \zeta < 9$ haben [43, Kap. L1.3]. Die Druckverlustzahl bezogen auf den Leitungsquerschnitt wird in dem erstellten ATHLET-Eingabedatensatz auf $\zeta = 7$ gesetzt, ersten experimentellen Untersuchungen folgend. Aus den Integral-Versuchen werden Zeitabschnitte ausgewertet, bei denen eine Durchströmung mit Wasser erfolgt. Die Druckverlustzahl wird mit Gleichung 3.13 aus der Dichte ρ , dem Differenzdruck über das Ventil Δp_{Vent} , der Rohrleitungsquerschnittsfläche A , dem Massenstrom \dot{m} sowie dem Formfaktor $a_\zeta = 1$ für Armaturen und Formstücke bestimmt.

$$\zeta = \frac{2 \cdot \rho}{a_\zeta} \cdot |\Delta p_{Vent}| \cdot \left(\frac{A}{\dot{m}} \right)^2 \quad (3.13)$$

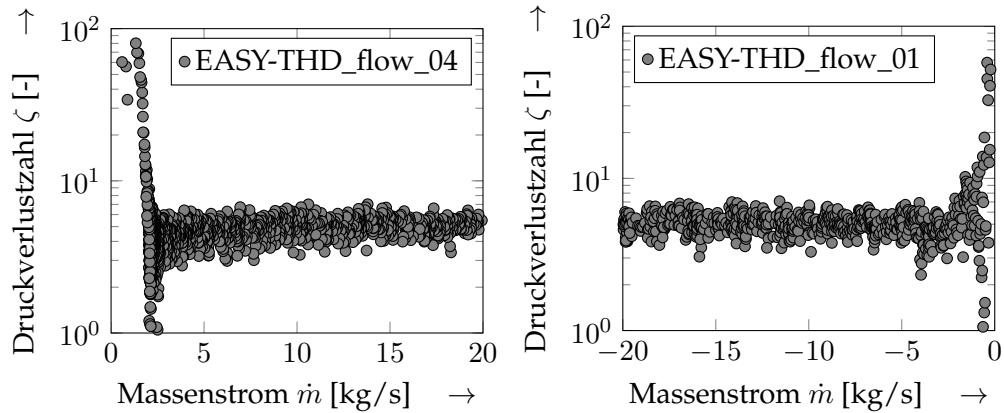


ABBILDUNG 3.18: Experimentell bestimmte Druckverlustzahl des vollständig geöffneten Ventils in Strömungsrichtung (links) und entgegen der Strömungsrichtung (rechts)

Die vorliegenden Daten beschreiben hauptsächlich die Flutung (Ventildurchströmung in Flussrichtung). Da ein höherer Widerstand bei Strömungsumkehr und teilweise geöffnetem Ventil zu erwarten ist, werden weitere Messdaten an der Testanlage INKA aufgenommen (Beschreibung s. Kap. 2.1 und im Anhang A.1). Das eingebaute Ventil wird in beide Richtungen aufgrund eines unterschiedlichen Füllstands im Flutbeckenbehälter und Standrohr durchströmt. Ein Absperrventil zwischen Standrohr und Reaktordruckbehälter wird geschlossen, um den Füllstand im Standrohr mittels Ablassventil und Pumpe bis zum Überfüllen des Flutleitungsauslassstutzens einzustellen. Um den Massenfluss bei der Flutung näherungsweise konstant zu halten, wird das Ablassventil teilweise geöffnet. Weiterhin wird der Öffnungsgrad mittels Pneumatiksteuerung variiert. Um das Flutventil rückwärts mit näherungsweise konstantem Massenstrom zu durchströmen, wird mit der Pumpe gefördert. Während des Befüllens des Kernflutbeckenbehälters in der Vorbereitung des Integral-Versuchs *EASY-4: Station Blackout* wird nochmals eine Durchströmung entgegen der Strömungsrichtung erfasst.

In Abbildung 3.18 ist exemplarisch die Druckverlustzahl über den Massenstrom einer ausgewählten Messung für die jeweilige Strömungsrichtungen bei vollständig geöffnetem Ventil dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Einfluss der Strömungsrichtung geringfügig ist. Für das Modell wird der Widerstandsbeiwert für ein vollständig geöffnetes Ventil in Strömungsrichtung zum Reaktorbodenbehälter auf $\zeta_{\text{hin}} = 4,0$ und entgegen der Strömungsrichtung zum Flutbeckenbehälter auf $\zeta_{\text{rück}} = 3,8$ gesetzt. Die bestimmte Druckverlustzahl streut im Rahmen der Messgenauigkeit und stimmt annähernd mit dem von der Framatome GmbH dokumentierten Wert überein (im Bereich $26,5 \text{ kg/s} \leq \dot{m} \leq 30,0 \text{ kg/s}$: $\zeta \approx 6$).

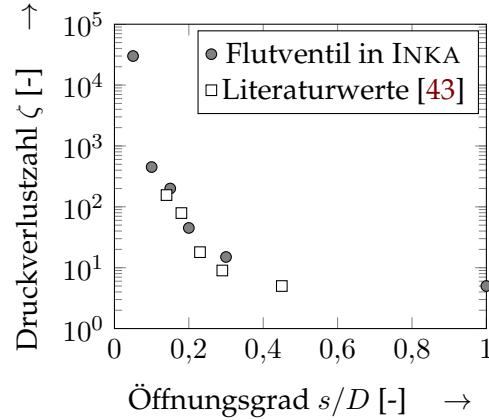


ABBILDUNG 3.19: Abhängigkeit der Druckverlustzahl vom Öffnungsgrad für das Flutventil und Literaturwerte (s. a. B.1)

Die Auswertung der einzelnen Versuchsreihen ergibt das in Abbildung 3.19 dargestellte Verhalten zwischen Öffnungsgrad und Druckverlustzahl. Die experimentell ermittelten Daten stimmen näherungsweise mit Angaben in der Literatur über- ein (vgl. z. B. [43]), wobei die gemessenen Druckverlustzahlen für das Flutventil etwas höher liegen. Eine mögliche Ursache ist im Aufbau des Ventils zu finden, bei dem sich der Ventilkolben im Gegensatz zu Geradsitzventilen durch den Strömungsbereich bewegt und somit den Strömungswiderstand erhöht.

3.4 Zusammengefasstes Ventilmodell mit Validierung

Abschließend wird das Ventilmodell angepasst, um die gewonnenen Erkenntnisse aus den Experimenten zu berücksichtigen. Für die folgenden Berechnungen werden die in Tabelle 3.6 angegebenen Parameter verwendet, wenn nichts anderes ausgewiesen ist. Zur besseren Überblick werden auch die Gleichungen zur Berechnung der Öffnungsdruckdifferenz Δp_{Vent} und des Hubs s mit den Variablen \tilde{p}_{FPV} , \tilde{p}_{RPV} und t erneut angegeben. Für $t > t_o + 2,4$ s weist der Ventilverlauf nahezu keine zeitliche Abhängigkeit mehr auf, sodass dann $s = s_{GG}$ gilt. Die Trigkeit des Ventils wird im Modell nicht berücksichtigt.

$$\begin{aligned}\Delta p_{Vent} &= \tilde{p}_{FPV} - \tilde{p}_{RPV} \\ &= -\frac{1}{A_2} \cdot [A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + g \cdot (m_{Bwgl} + m_{Gew}) + K_i \cdot s_{i0} - F_A - F_R] \\ s_{GG} &= \frac{1}{K_i} \cdot [A_1 \cdot (p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}) + g \cdot (m_{Bwgl} + m_{Gew}) + K_i \cdot s_{i0} - F_A \pm F_R] \\ s &= \left(1 - e^{-(a \cdot (t - t_o))^n}\right) \cdot s_{GG}\end{aligned}$$

mit den Flächen:

TABELLE 3.6: Übersicht des finalen Ventilmodells

Parameter	Wert	Einheit	Parameter	Wert	Einheit
$D_{1,a}$	0,050	m	p_{atm}	1,013	bar
$D_{1,i}$	0,034	m	g	9,81	m/s^2
$D_{2,a}$	0,099	m	F_A	19,6	N
h_0	7,925	m	F_R mit $i = FB$	450	N
m_{Bwgl}	21,06	kg	F_R mit $i = B$	60	N
m_{Gew}	0,00	kg	F_{res}	0	N
K_B	8,4	N/mm	a	3,2	-
K_{FB}	58,7	N/mm	n	2,1	-
s_{B0}	10,3	mm	ζ_{hin}	4,0	-
s_{FB0}	28,8	mm	$\zeta_{rück}$	3,8	-

$$A_1 = \frac{\pi}{12} \cdot \left(D_{1,a}^2 + D_{1,a} \cdot D_{1,i} + D_{1,i}^2 \right)$$

$$A_2 = \left(\frac{D_{2,a}}{2} \right)^2 \cdot \pi$$

und dem Druck:

$$\tilde{p}_{FPV} = p_{FPV} + g \cdot \rho_{FPV} \cdot (h_{FPV} - h_0)$$

Das Ventilmodell wird anhand des Differenzdrucks während der Öffnung überprüft. Die Ausstattung des Ventils (Zusatzgewicht, eingebaute Feder) sind neben den Anfangsbedingungen im Kernflutbeckenbehälter in Tabelle 3.2 angegeben. Außerdem wird berücksichtigt, ob der Faltenbalg mit dem atmosphärischen Druck (Einzeleffekt-Versuche, PCFS) oder mit dem Flutbeckenbehälterdruck (Integral-Versuche, EASY) wechselwirkt. Für die Reibung wird der oben angegebene Standardwert von $F_R = 60$ N ohne Feder bzw. $F_R = 450$ N mit eingebauter Feder verwendet. Zur Berechnung des hydrostatischen Drucks wird die Dichte entsprechend der Temperatur oder des gesättigten Wassers herangezogen. Die Ergebnisse des Modells sind in Tabelle 3.7 den Experimenten mit in der Anlage verbautem Ventil gegenübergestellt. Nach den Berechnungen öffnet das Ventil ohne Verwendung der Feder bei geringfügig höheren Druckdifferenzen bis etwa 120 mbar. Wenn die Ventilöffnung mit der Feder unterstützt wird, weicht das Modell in den Einzeleffekt-Versuchen um mehr als 150 mbar ab. Im Experiment öffnet das Ventil später, sodass eine höhere Reibung vorliegt. In den Integral-Versuchen EASY-1 und EASY-2 liegt die Abweichung bei 50 mbar und 122 mbar und somit wird der Öffnungsdruck gut prognostiziert. Einzig der dritte Integral-Versuch EASY-3 weist einen späteren berechneten Öffnungszeitpunkt auf. Vibrationen des Teststands begünstigen möglicherweise die Öffnung und die Reibung verringert sich kurzzeitig.

TABELLE 3.7: Vergleich des experimentell gemessenen und berechneten Öffnungs differenzdruck

Versuch	Δp_{exp} [mbar]	Δp_{ber} [mbar]	Abweichung [mbar]
PCFS_1_1_02	-224	-232	8
PCFS_1_2_02	-229	-258	29
PCFS_1_2_03	-467	-550	83
PCFS_1_2_04	-232	-258	26
PCFS_1_6_02	-1530	-1688	158
PCFS_2_1_02	-216	-337	121
PCFS_2_2_01	-279	-357	78
PCFS_2_2_02	-279	-358	79
PCFS_2_3_01	-1739	-1916	177
PCFS_2_4_01	-1667	-1934	267
PCFS_2_5_01	-1606	-1932	326
EASY-1	-1609*	-1659	50
EASY-2	-1536	-1658	122
EASY-3	-2059	-1664	-395

* aus Absolutdrücken berechnet

Da der Fehler in den Versuchen variiert, ist das arithmetische Mittel für Messungen mit und ohne eingebauter Feder bestimmt worden. Aus der linearen Fehlerfortpflanzung ergibt sich ein absoluter, maximaler Fehler für Messungen mit eingebauter Feder von durchschnittlich 235 mbar bzw. ohne Feder von 69 mbar. Die genauen Berechnungen sind im Anhang B hinterlegt. Es ist zu erkennen, dass der Öffnungszeitpunkt ohne eingebaute Feder innerhalb der Messunsicherheit liegt, wenn der Notkondensator nicht betrieben wird. Lediglich der Versuch PCFS_1_2_03 liegt außerhalb des Bereichs. Der Differenzdruck fällt innerhalb von einer Sekunde um mehrere Millibar ab. Wenn die Reibung steigt und die Feder eingebaut ist, treten bei drei Experimenten Abweichungen außerhalb der Messunsicherheit auf. In den Versuchen PCFS_2_4_01 und PCFS_2_3_01 öffnet das Ventil zunächst nicht vollständig (s. Abb. 2.12D, auch in PCFS_2_5_01). Dies deutet auf eine sich im Laufe des Versuchs sinkende Reibung hin, die mit dem Modell nicht abgebildet wird. Als einziger Fall, in dem das Ventil im Experiment früher als in der Berechnung öffnet, ist der Versuch EASY-3 zu nennen. Der Druckverlauf im Flutbeckenbehälter sinkt bereits und es treten Schwankungen auf, sodass kurzzeitig die Öffnung begünstigt wird.

3.5 Erkenntnisse zum Ventil

Mit dem erstellten Ventilmodell kann das Öffnungsverhalten des Flutventils in der INKA-Anlage zufriedenstellend wiedergegeben werden. Lediglich die Reibung stellt

einen unsicheren Parameter dar, der an die einzelnen Versuche angepasst werden sollte. Für Prognosen sind die angegebenen Abschätzungen jedoch hinreichend genau, da der berechnete Öffnungszeitpunkt auch von der Simulation der Randbedingungen abhängig ist, die mit Unsicherheiten behaftet ist. In den Experimenten mit in die INKA-Anlage eingebautem Ventil tritt vor der charakteristischen Öffnung bereits eine geringe Freigabe des Strömungswegs auf, die mit dem Modell nicht erfasst wird.

Entgegen der Erwartung tritt für die Rückströmung ein kleinerer Widerstandswert auf als für die Durchströmung des Ventils in Flussrichtung. Da der Druckverlust durch die Lage der Druckaufnehmer beeinflusst wird, kann der geringe Unterschied hierdurch hervorgerufen werden. Weiterhin weist das Ventil eine sehr starke Reibung im Inneren auf, die in den Experimenten großen Schwankungen unterliegt. Diese unterliegt stochastischen Schwankungen, nimmt allerdings mit steigender Anzahl der durchgeführten Ventil-Versuche ab, da in diesem Zeitraum das Ventil nur mit Wasser ohne Feststoffe oder technischer Luft durchströmt wird. Sobald das Flutventil verbaut ist, strömen Verschmutzungen aus der INKA-Anlage ins Ventilinnere und lagern sich ab. Zusätzliche Vibrationen des gesamten Teststands verursachen Spannungen, die den Öffnungszeitpunkt beeinflussen. Für einen betrieblichen Einsatz sind Überlegungen hinsichtlich Instandhaltung und Wartung zu treffen. Eine regelmäßige Reinigung und Überprüfung des Öffnungszeitpunktes ist zu empfehlen.

Kapitel 4

Modellbildung des passiven Kernflutsystems

Nachdem zunächst das Verhalten des passiven Kernflutsystems und des Flutventils analysiert worden ist, fließen die Erkenntnisse in der Modellierung zusammen. Der Systemcode ATHLET dient zur rechnerischen Nachbildung des Verhaltens. In einem ersten Schritt wird der Eingabedatensatz anhand der Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit experimentellen Daten aus Abschnitt 2.3.2 überprüft. Im Folgenden sind die Auswirkungen auf den Öffnungszeitpunkt bei der Verwendung der unterschiedlichen Ventilmodelle aus den Abschnitten 3.1 und 3.2 gegenübergestellt. Anschließend wird das Ventilmodell, welches auf der Kräftebilanz basiert, zur Berechnung der Integral-Versuche aus Kapitel 2.3.3 verwendet. Die entstehenden Abweichungen zwischen Experiment und Simulation sind durch die nicht vollständig bekannten Randbedingungen zu erklären. Abschließend werden die mithilfe der Simulationen gewonnenen Erkenntnisse für das passive Kernflutsystem zusammengefasst.

4.1 ATHLET Eingabedatensatz des passiven Flutsystems

Für die thermohydraulische Berechnung des passiven Kernflutsystems wird eine eindimensionale Simulation mit gemittelter Impulsgleichung für die Gas- und Flüssigphase einer Rohrströmung verwendet. Die Geometrie des passiven Kernflutsystems in der INKA-Anlage wird in den Eingabedatensatz übertragen und entsprechend der Abbildung 4.1 örtlich aufgelöst. Am Boden des Flutbeckenbehälters geht die Flutleitung ab. Sie ist unterteilt in das Fallrohr und den horizontalen Abschnitt mit Flutventil, der in die Rücklaufleitung des Notkondensators einbindet. Da die Randbedingungen an dieser Stelle nicht eindeutig bekannt sind, umfasst der Simulationsraum zusätzlich das Notkondensator-System bestehend aus Zulauf, Wärmetauscher und Rücklauf. Die Leitungsenden des Zu- und Rücklaufs sind mit dem

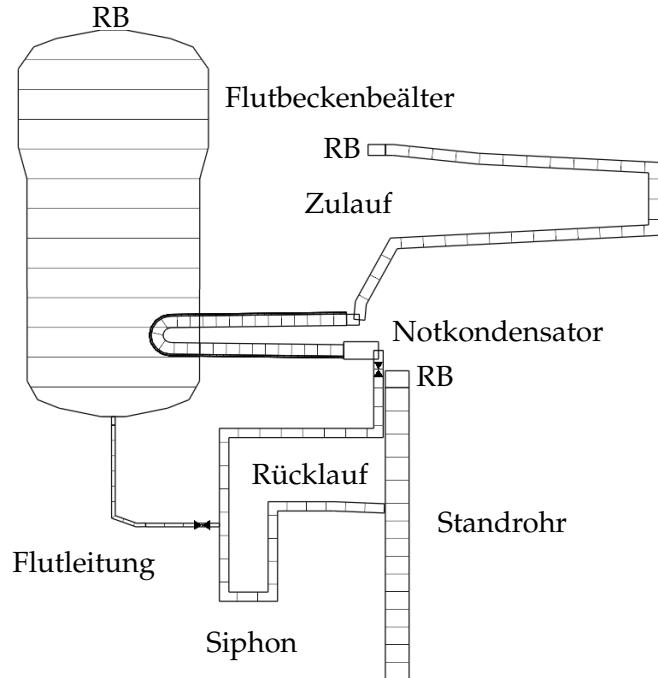


ABBILDUNG 4.1: Örtliche Diskretisierung des passiven Kernflutsystems der Testanlage INKA in ATHLET

Standrohr verbunden. Das Wärmetauscherrohrbündel ist durch Vervielfältigung eines Rohrbogens der mittleren Rohrreihe im Modell vereinfacht dargestellt. Die übertragene thermische Energie wird durch Vorgabe der Wassertemperatur des Flutbeckenbehälters auf der Außenseite des Notkondensators als Wärmenenke berechnet. Es wird nur der Wärmeübergang auf der Primärseite berücksichtigt, während die Abgabe von Wärme an die Sekundärseite vernachlässigt werden. Die Temperatur des Flutbeckenbehälters bleibt bis zur Öffnung des Flutventils auf dem Anfangswert.

Der Widerstandsbeiwert ζ einzelner Rohrleitungsabschnitte des passiven Kernflutsystems wird gemäß der in der Literatur und des Anlagenbetreibers angegebenen Werte verwendet [42, 43]. In Tabelle 4.1 sind diese für das Kernflutsystem zusammengefasst, in der die Definition der Hauptströmungsrichtung vom Flutbeckenbehälter zum Standrohr weiterhin gilt (Spalte ζ_{hin}). Die Rohrrauigkeit beträgt im gesamten thermohydraulischen Modell $r = 0,6$ mm entsprechend mittelstarker bis starker Verkrustung in Stahlrohren [46]. Weitere Randbedingungen (RB) werden in der Gasphase des Flutbeckenbehälters und im Standrohr vorgegeben. Der Druck und die Enthalpie in der Gasphase des Flutbeckenbehälters werden zur Simulation der Einzeleffekt-Versuche konstant gehalten, während beide in den Integral-Versuchen variieren. In der Gasphase des Standrohrs herrschen Sättigungsbedingungen, wobei der Druck stetig sinkt. Um eine Strömung im oberen Teil des Standrohrs zu

TABELLE 4.1: Widerstandsbeiwerte ζ für die einzelnen Abschnitte im passiven Kernflusystem

Beschreibung	ζ_{hin}	$\zeta_{\text{rück}}$
Einströmen in die Flutleitung	0,5	1,0
Schieber	0,3	0,3
S-Stück mit Umlenkung	3,9	3,9
Anschluss Fallrohr	2,9	2,9
42°-Bogen	0,3	0,3
Flutventil	4,0	3,8
T-Stück am Ende der Flutleitung	0,9	1,3
Siphon mit 4 x 90°-Bogen	1,6	1,6
Auslass ins Standrohr	1,0	0,5

unterbinden, werden die gleichen Randbedingungen für den Zulauf des Notkondensators separat vorgegeben. Am unteren Ende des Standrohrs wird ein Wasserstrom abgezogen, über den der Füllstand im Standrohr gesteuert wird. Das Verhalten des Flutventils wird entsprechend der Beschreibung in den Abschnitten 3.1 und 3.2 vorgegeben.

4.2 Simulation ausgewählter Einzeleffekt-Versuche

Als Besonderheit der dargestellten Versuche ist der niedrige Füllstand auf der Hochdruck-Seite zu nennen, dass sich die Anschlussstelle des Kondensat-Rücklaufs in das Standrohr in der Dampfphase befindet. Der Siphon bleibt während der gesamten Versuchszeit mit Wasser gefüllt und bietet somit keinen Durchlass für eine reine Dampfströmung. Weiterhin ist zu beachten, dass der Notkondensator mit gesamter Wärmeaustauschfläche verwendet wird.

Versuch PCFS_2_4_01: Referenzfall

In Abbildung 4.2 sind die Daten der ATHLET-Simulation dargestellt und werden mit den Messwerten verglichen. Analog zu Kapitel 2.3.2 wird der zeitliche Verlauf einzelner charakteristischer Größen gezeigt. Dabei stellen der Absolutdruck der Gasphase im Standrohr LBA-CP102 und im Flutbeckenbehälter UJA-CP101 sowie der Massenstrom aus dem Standrohr hinaus NDD-CF101 spezifische Randbedingungen dar, die aus dem Experiment übernommen werden. Es wird eine hinreichende Genauigkeit erzielt (s. Abb. 4.2A und 4.2B).

Der sich aus dem Modell ergebende Absolutdruck in der Flutleitung JNG-CP104 ist bis zur Öffnung des Flutventils direkt aus den Randbedingungen bestimmt (s. Abb. 4.2A). In den darauf folgenden Phasen der Rückströmung und der Flutung sind die Abweichungen gering. Es ist zu erkennen, dass sowohl der Zeitpunkt der Ventilöffnung als auch der Strömungsumkehr und somit der einsetzenden Flutung

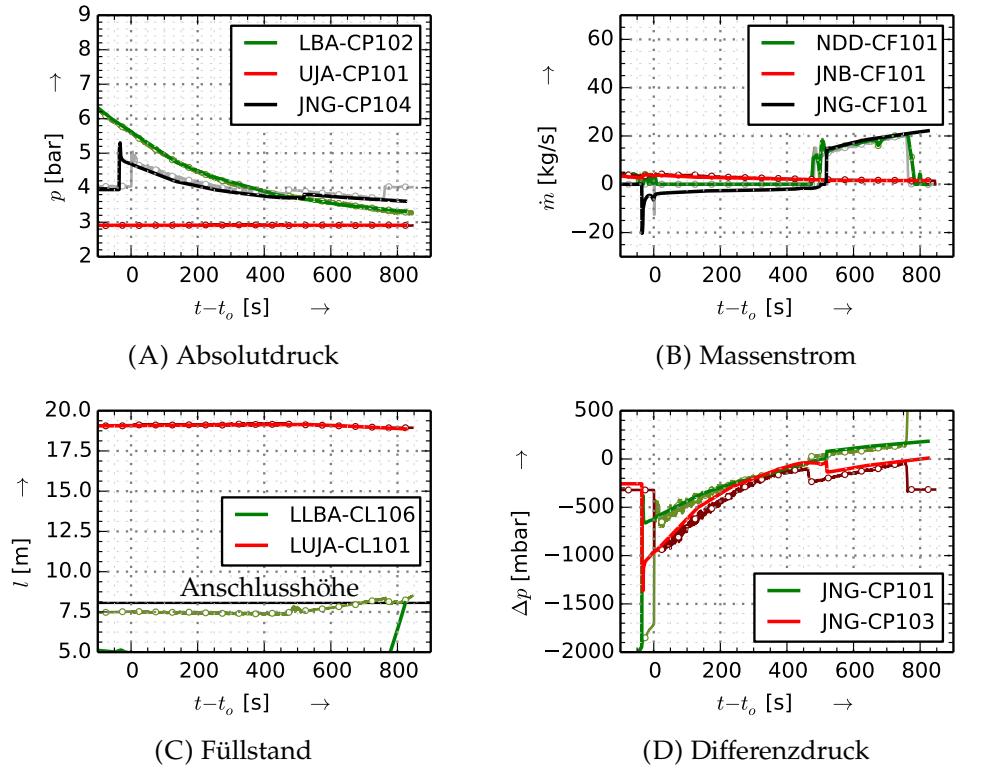


ABBILDUNG 4.2: Simulationsergebnisse für den Referenzfall über die Zeit (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

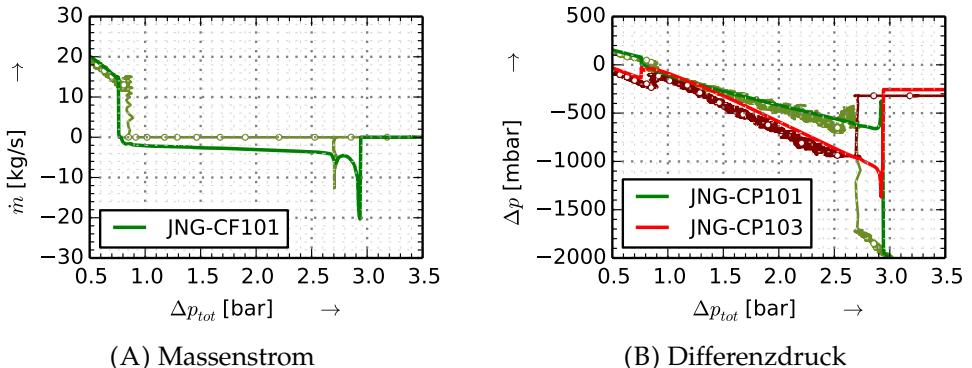


ABBILDUNG 4.3: Simulationsergebnisse für den Referenzfall über den Behälterdruckunterschied (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

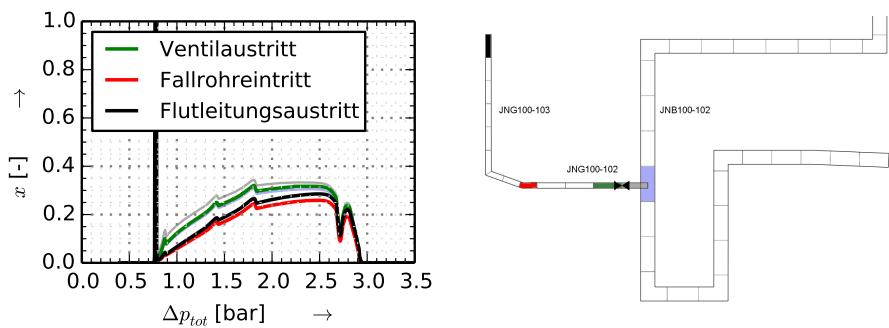


ABBILDUNG 4.4: Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in Versuch PCFS_2_4_01

nicht exakt getroffen werden. Die Modellabweichungen des Öffnungszeitpunktes aufgrund der variierenden Reibung werden bereits in Abschnitt 3.4 diskutiert. Für die Strömungsumkehr wird eine Diskrepanz von $t_{f,ber} - t_{f,exp} \approx 35$ s bzw. auf den Behälterdruckdifferenz bezogen von $\Delta p_{tot,ber} - \Delta p_{tot,exp} \approx -20$ mbar festgestellt. Dies ist auch in der Auftragung der Druckdifferenzen (s. Abb. 4.2D und Abb. 4.3A) zu erkennen.

Der Massenstrom JNB-CF101 ergibt sich aus der Druckdifferenz zwischen der sich zeitlich ändernden Randbedingung in der Dampfphase des Standrohrs und dem ersten Kontrollvolumen der Zulaufleitung des Notkondensators aufgrund der Kondensation (s. Abb. 4.2B). Auch mit der getroffenen Vereinfachung der Wärmeübertragung stimmt der sich einstellende Kondensationsmassenstrom zufriedenstellend mit den Messdaten überein. Weiterhin ist in Abbildung 4.2B und 4.3A die Durchströmung der Flutleitung dargestellt. Anhand des Messsignals JNG-CF101 kann nur die Flutung – aus den bereits angeführten Defiziten des Messprinzips während einer zweiphasigen Strömung – bewertet werden. Der Flutmassenstrom wird leicht überschätzt, jedoch ist die Übereinstimmung sowohl bei Betrachtung der Zeit- als auch der Druckabhängigkeit zufriedenstellend.

Das Standrohr drainiert zum Start der transienten Entwicklung nach Öffnung des Ventils JNB100-AA102 unterhalb des Notkondensators, sodass sich der Füllstand unterhalb von 5 m befindet (s. Abb. 4.2C). Eine mögliche Erklärung liegt in dem unbekannten Füllstand des Notkondensator-Systems zu Versuchsbeginn, der mittels Temperaturmessstellen auf den Bereich zwischen 14,31 m und 15,28 m eingeschränkt werden kann. Auf eine weitere Anpassung ist verzichtet worden, da das Verhalten des passiven Kernflutsystems gut dargestellt wird. Entscheidend ist, dass der Zustand an der Anschlusshöhe des Siphons an das Standrohr auf 8,55 m richtig wiedergegeben wird. Dieser befindet sich sowohl in der Simulation als auch in dem Experiment während $250 \text{ s} < t < 1.050 \text{ s}$ in der Dampfphase. Zum Versuchs- bzw. Simulationsende hin steigt der Füllstand auf Höhe des Anschluss, wobei das Ereignis in der Simulation verzögert auftritt.

Als letzte relevante Größe wird die Entwicklung der Druckdifferenz über die Zeit bzw. über den Behälterdruckunterschied in der Abbildung 4.2D bzw. der Abbildung 4.3B dargestellt. Der Verlauf wird gut getroffen, auch wenn die Druckdifferenz über das Fallrohr bei geschlossenem Flutventil in der Simulation geringer als im Experiment ist. Die Abweichung liegt im Rahmen der Messunsicherheit und bleibt bestehen. In der Simulation öffnet das Flutventil früher, während die Strömungsumkehr später einsetzt (s. o.). Mit dem beschriebenen Eingabedatensatz werden zufriedenstellende Simulationsergebnisse erzielt.

In der Abbildung 4.4 ist der Dampfgehalt in ausgewählten Kontrollvolumina über die Flutleitung dargestellt, deren Position im rechten Teil der Abbildung gekennzeichnet ist. Sobald das oberhalb des Anschlusses stehende Kondensat durch die Flutleitung abgeflossen ist, stellt sich ein stabiles Verteilung des mit der Zeit abnehmenden Dampfgehalts ein bzw. mit geringer werdendem Druckunterschied Δp_{tot} . Das einströmende zweiphasige Gemisch wird aufgrund des lokalen Druckverlusts verdampft. Nach dem Durchströmen des Flutventils geht der Dampfgehalt zurück, befindet sich jedoch noch oberhalb des Wertes vom Flutleitungseintritt. Ein Minimum tritt vor Beginn des Fallrohrs auf, da der horizontale Teil der Flutleitung ein leichtes Gefälle in diese Richtung aufweist. Anschließend wird die Verdampfung im rückwärts durchströmten Fallrohr erneut angetrieben und der Dampfanteil steigt mit zunehmender Höhe. Dieser liegt jedoch unterhalb des Wertes an der Anschlussstelle.

Versuch PCFS_2_3_01: Verringelter Flutbeckenbehälterdruck

Es wird neben dem Referenzfall der Versuch PCFS_2_3_01 mit verringertem Druck im Flutbeckenbehälter berechnet, um die Belastbarkeit des erstellten ATHLET-Modells zu prüfen. Im Wesentlichen sind die gleichen Tendenzen zu erkennen. Analog zum Referenzversuch werden ausgewählte Größen über die Zeit (s. Abb. 4.5) und über die Behälterdruckdifferenz erstellt (s. Abb. 4.6). Die Randbedingungen im Flutbeckenbehälter und im Standrohr sind zufriedenstellend. Wie bereits für die Simulation des Referenzfalls diskutiert, fällt der Füllstand im Standrohr nach Einleiten der transienten Phase mit der Öffnung des Ventils JNB-AA102 unterhalb von 5 m und bleibt während des gesamten Simulationszeitraums niedriger. Im Gegensatz dazu ist in den experimentellen Daten bei $t - t_0 \approx 420$ s ein zeitweiser Anstieg auf Höhe der Anbindung der Kondensat-Rücklaufleitung in das Standrohr zu erkennen, der auf die Schwankungen des Massenstroms NDD-CF101 zwischen Standrohr und Reaktordruckbehälter zurückzuführen ist. Da im ATHLET-Datensatz nur ein Massenabzug definiert ist, kann ein Anstieg des Füllstands aufgrund eines Rückstroms vom Reaktordruckbehälter nicht reproduziert werden. Dieses Phänomen wird für das Verhalten des passiven Kernflutsystems im Experiment PCFS_2_3_01 als nicht wesentlich eingestuft, da sich der Auslassstutzen in das Standrohr vor dem Flutungsbeginn in der Dampfphase befindet.

Die Ventilöffnung wird mit dem Modell für einen früheren Zeitpunkt berechnet. Allerdings wird der Zeitpunkt der Flutung besser als im Referenzfall getroffen, während der Massenstrom selbst etwas stärker abweicht. Der Druckverlust über das Fallrohr wird unterschätzt, während über das Ventil eine geringe Überschätzung vorliegt. Der Dampfgehalt ist ähnlich wie im Referenzfall verteilt, wobei der Wert höher liegt. Weitere Simulationsergebnisse der in Kapitel 2.3.2 diskutierten Einzeleffekt-Versuche sind im Anhang C dargestellt.

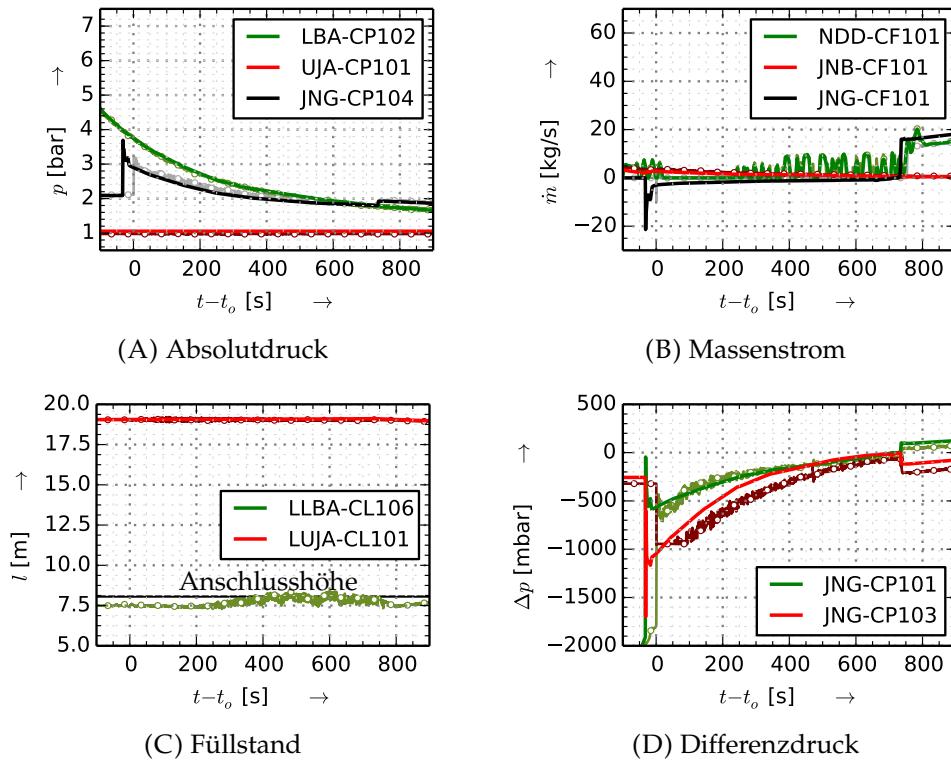


ABBILDUNG 4.5: Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbeckenbehälter über die Zeit (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

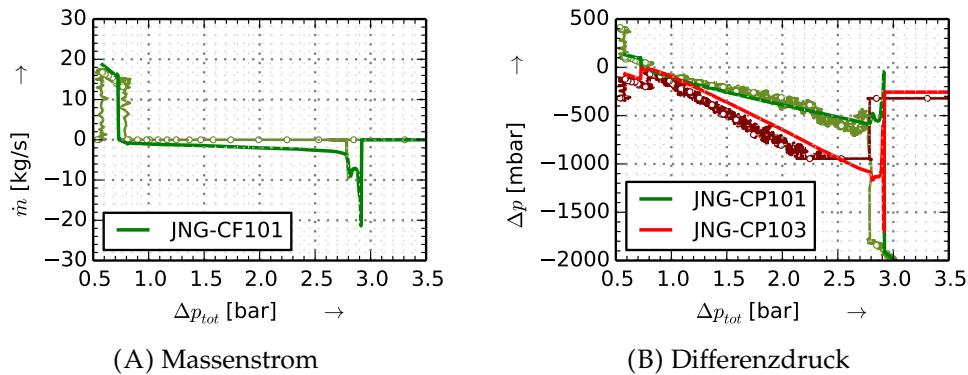


ABBILDUNG 4.6: Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbeckenbehälter über den Behälterdruckunterschied (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

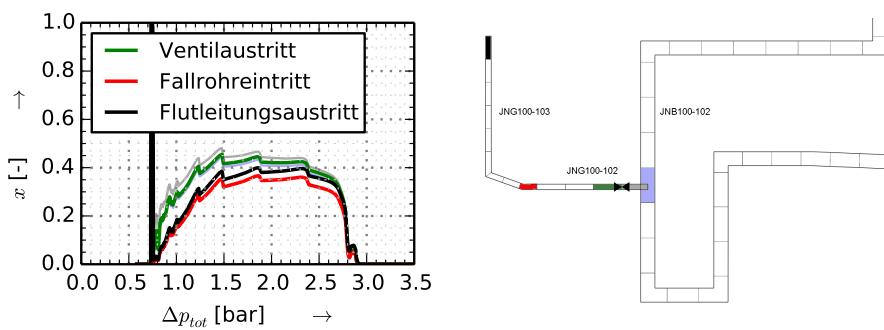


ABBILDUNG 4.7: Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in Versuch PCFS_2_3_01

4.3 Vergleich der Ventilmodelle

Mit dem vorgestellten ATHLET-Modell werden die verschiedenen Ventilmodelle für die zwei Versuche gegenübergestellt. Abbildung 4.8 zeigt den zeitlichen Verlauf des Massenstroms, der durch die Verschiebung des Öffnungszeitpunkts aufgrund der Modelle in der darauf folgenden Phase nicht beeinflusst wird. Bei der zeitlichen Vorgabe des Ventilhubs in Modell *01_Athlet_Zeit* ist trivialerweise keine Abweichung vom Zeitpunkt zu erkennen (grün). Wenn der experimentelle Differenzdruck bei der Ventilöffnung vorgegeben wird, weicht der Öffnungszeitpunkt bereits wenige Sekunden vom Versuch ab, sowohl mit dem Modell *02_Athlet_dp* (rot) als auch mit der Weiterentwicklung *02_Athlet_dp-2Stufen* (schwarz). Insbesondere beim Experiment PCFS_2_3_01 treten geringe Verschiebungen auf, die auf Abweichungen in den Randbedingungen hinweisen. Zwischen den beiden Modellen wird nahezu kein Unterschied in den Simulationsergebnissen der betrachteten Experimente festgestellt, da sich der Füllstand im Flutbeckenbehälter erst zum Simulationsende ändert. Dies stellt allerdings das Startkriterium der zweiten Phase dar (s. Beschreibung in Abschnitt 3.1, Abb. 3.2), welches den Widerstandsbeiwert ändert. Dies sollte näher bei der Strömungsumkehr erfolgen. Auf eine weiterführende Entwicklung wird verzichtet.

Das Modell *00_Python* entspricht den Gleichungen unter 3.4 und zeigt die größte Differenz zwischen Berechnung und Versuch (dunkelblau). Im Gegensatz zu den bisherigen Modellen wird nun lediglich die verwendete Masse m_{Gew} als individuelle Angaben zu dem berechneten Versuch vorgegeben, während alle weiteren Parameter allgemein gelten. Es ist somit eine variierende Abweichung zwischen den einzelnen Experimenten festzustellen. Wie bereits in Kapitel 3.3.2 beschrieben, treten bei der Bestimmung der Reibung F_R die größten Unsicherheiten auf. Aus der Abbildung 3.15 geht hervor, dass die Reibung in den Einzeleffekt-Versuchen mit eingebauter Feder mit $F_R \approx 650$ N oberhalb der Reibung liegt, die für das allgemeingültige Modell vorgegeben wird ($F_R = 450$ N). Der Parameter wird auf $F_R = 600$ N im Modell *00_Python_FR* angepasst. Die so berechneten Ergebnisse zeigen eine zufriedenstellende Übereinstimmung (cyan). Der Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen ist in den vorangegangenen Abbildungen erfolgt, bei dem die Simulationsergebnisse der Kurve *00_Python_FR* entsprechen.

Die Druckdifferenz über das Ventil und das Fallrohr der selben Simulationen sind in der Abbildung 4.9 und der Abbildung 4.10 über die Druckdifferenz der Gasphase in den Behältern aufgetragen. Die Öffnung setzt in allen Modellen bei einem größeren Druckunterschied im Vergleich mit den experimentellen Daten ein. Der weitere Verlauf unterscheidet sich nicht zwischen den gewählten Ventilmodellen.

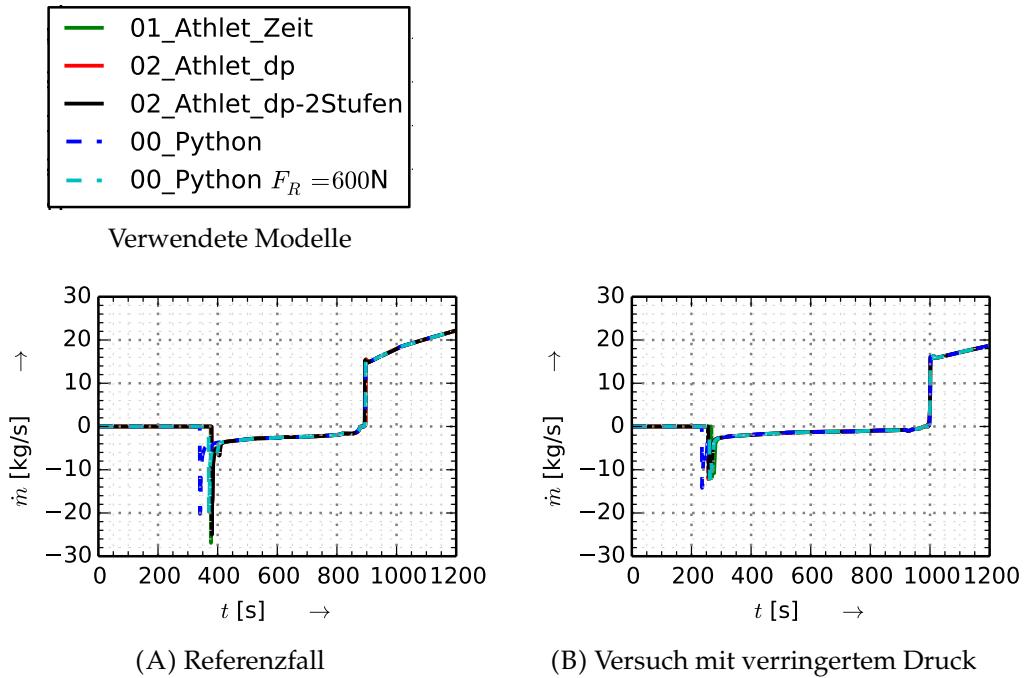


ABBILDUNG 4.8: Gegenüberstellung des Massenstroms für verschiedene Ventilmodelle über die Zeit

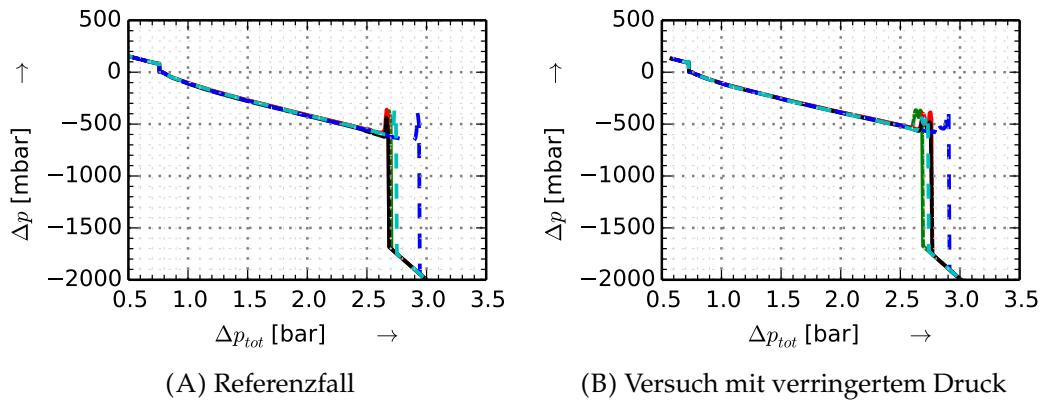


ABBILDUNG 4.9: Gegenüberstellung des Differenzdrucks über das Ventil für verschiedene Ventilmodelle über den Gasphasendruckunterschied

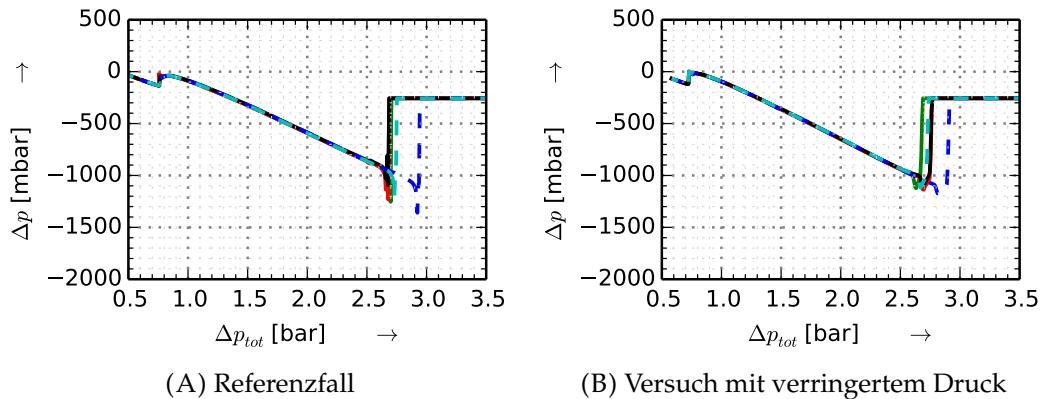


ABBILDUNG 4.10: Gegenüberstellung des Differenzdrucks über das Fallrohr für verschiedene Ventilmodelle über den Behälterdruckunterschied

4.4 Simulation der Integral-Versuche

Bei der Simulation des passiven Kernflutsystems ist es essentiell, dass der Zustand am Auslass der Flutleitung in die Kondensat-Rücklaufleitung nachgebildet wird. Die Besonderheit der Integral-Versuche besteht darin, dass andere passive Sicherheitssysteme die Randbedingungen bestimmen. Diese sollen in der thermohydraulischen Berechnung anhand der Messdaten reproduziert werden. Da in den Integral-Versuchen ein höherer Füllstand im Standrohr auftritt, wird dessen Länge dahingehend korrigiert. Über den Massenausfluss aus dem Standrohr wird der Wasserpegel an den Messwert von LLBA-CL106 angepasst, die in der ersten Phase direkt von einander abhängig sind.

Sobald in der Simulation das Flutventil öffnet, fließt Masse aus dem Standrohr in Richtung des Flutbeckenbehälters und wird aus dem Reaktordruckbehälter ersetzt. Somit ist eine sukzessive Anpassung des Massenstroms in das Standrohr als Randbedingung vorzunehmen. Dies stellt einen Unterschied zu den Einzeleffekt-Versuchen dar, in denen der Strömungspfad vom oberen Teil des Standrohrs über den Notkondensator in die Flutleitung ist. In den Integral-Versuchen strömt zusätzlich Wasser durch den Siphon in die Flutleitung. Das Verhältnis beider Ströme stellt eine sensitive Größe dar und beeinflusst direkt den Zustand am Auslass der Flutleitung. Das in Kapitel 4.1 beschriebene Modell wird angepasst, indem dem einlaufenden Massenstrom am unteren Ende des Standrohrs die Enthalpie des sich darüber befindenden Kontrollvolumens zugewiesen wird.

Der Umkehrzeitpunkt wird durch den hydrostatischen Druck bestimmt, der aus der Wassersäule oberhalb des Auslassstutzens der Kondensat-Rücklaufleitung resultiert. Somit ist der Füllstand eine wichtige Größe für die Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit dem Experiment. Anschließend kann der Flutmassenstrom nur vergleichbar sein, wenn Masse aus dem Simulationsgebiet ausströmt. Auch hier ist die Randbedingung stufenweise anzulegen.

Versuch EASY-1: Frischdampfleitungsbruch

Die berechneten, charakteristischen Größen sind den experimentellen in den Abbildungen 4.11 und 4.12 gegenübergestellt. Die Absolutdrücke in den Behältern stimmen als vorgegebene Randbedingung gut überein (s. Abb. 4.11A). In der Flutleitung tritt nach Öffnen des Flutventils eine Abweichung auf und der Druck gleicht sich dem Hochdruck bis etwa $t - t_o \approx 255$ s an. Dies ist ein Hinweis für eine Strömung mit anderer Zusammensetzung und Geschwindigkeit in der Flutleitung. Danach folgt der Druck dem im Flutbeckenbehälter zuzüglich der Wassersäule, wie im Experiment.

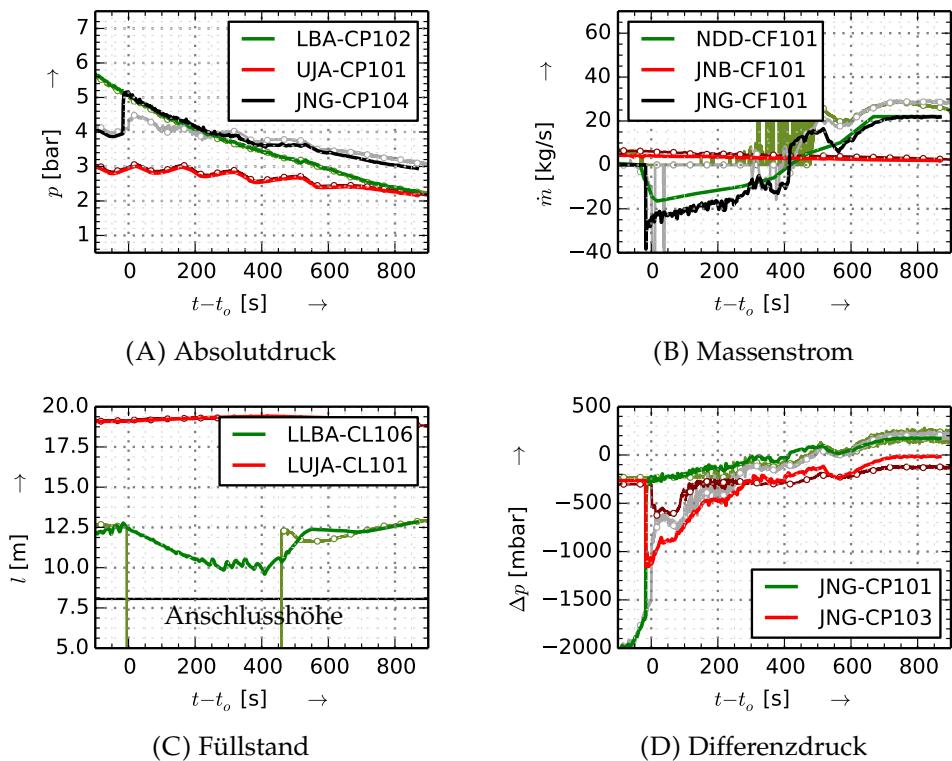


ABBILDUNG 4.11: Simulation des Frischdampfleitungsbruchs über die Zeit (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

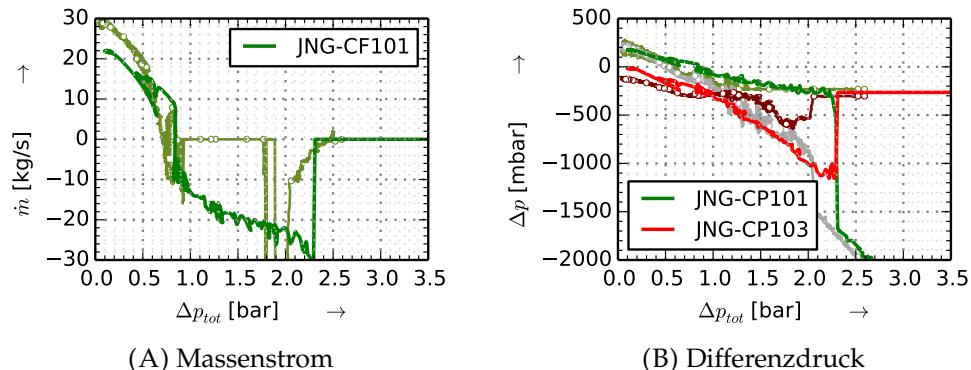


ABBILDUNG 4.12: Simulation des Frischdampfleitungsbruchs über den Behälterdruckunterschied (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

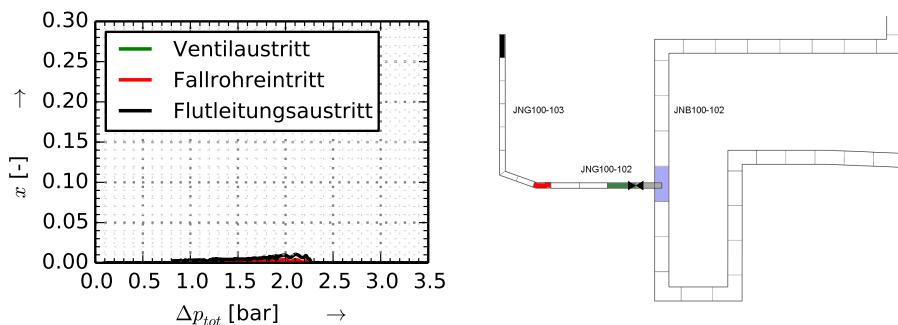


ABBILDUNG 4.13: Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in der Simulation des Frischdampfleitungsbruchs

Während der Zufluss zum Notkondensator in der Rückströmungsphase vergleichbar zum Versuch ist, setzt der Massenstrom zum Reaktordruckbehälter im Experiment aus (s. Abb. 4.11B). Weiterhin fällt die Füllstandsmessung im Standrohr aus (s. Abb. 4.11C), sodass die Randbedingung für die Simulation unbekannt ist. Als abhängige Größe wird der Füllstand im Reaktordruckbehälter betrachtet (s. Abb. 2.22C), der stärker als in den vorangegangenen 500 s absinkt, sich jedoch fortwährend über 11 m und somit oberhalb der Anschlusshöhe befindet. Dieses Verhalten bedeutet, dass Masse in das Standrohr und anschließend ggf. in die Flutleitung fließt. In der Simulation wird eine Absenkung des Füllstands zugelassen und gleichzeitig Wasser ins Standrohr eingespeist.

In der Abbildung 4.11D sind die Druckverluste über das Ventil und über das Fallrohr dargestellt. Im Experiment ist der Messwert JNG-CP101 bis etwa $t - t_o \approx 130$ s unterhalb der Erfassungsgrenze. Eine Abschätzung ist in grau dargestellt, die aus den Absolutdrücken auf der Niederdruck- und Hochdruck-Seite des Ventils berechnet wird. Der Differenzdruck über das Ventil wird in der Simulation deutlich unterschätzt. Über das Fallrohr wird der entstehende Druckverlust etwas zu hoch berechnet. Dies bedeutet, dass in der Simulation die Verdampfungsrate im Ventil geringer als in dem Experiment ist und die Einlassbedingungen der Rückströmung abweichen. Ab etwa $t - t_o \approx 255$ s stimmen die Ergebnisse von Simulation und Versuch annähernd überein.

In der Auftragung 4.12 über den Behälterdruckunterschied werden ähnliche Beobachtungen gemacht. Die Rückströmung setzt bei einem Druckunterschied von $\Delta p_{tot} \approx 2,3$ bar ein. Es ist allerdings zu erkennen, dass der Massenstrom im Versuch erst bei $\Delta p_{tot} \approx 2,0$ bar deutlich zunimmt. Erklärungen für das Verharren des Ventils sind in Abschnitt 2.3.3 unter der Beschreibung des ersten Integral-Versuchs angegeben. In der Simulation bleibt das zweistufige Verhalten aus, da eine konstante Reibung vorgegeben wird. Der berechnete Druckverlust über das Fallrohr entspricht zunächst der im Nachhinein berechneten Druckdifferenz über das Ventil und deutet somit auf eine andere Verteilung des Dampfanteils über die Flutleitung hin. Dies wird durch die Abweichungen des Absolutdrucks in der Flutleitung zwischen Simulation und Experiment bestätigt.

Es kann festgehalten werden, dass die Zeitpunkte der Ventilöffnung und der Flutung annähernd getroffen werden, auch wenn die Strömungsverhältnisse während der Rückströmung nicht mit dem Experiment übereinstimmen. In der Simulation wird ein sehr geringer Dampfanteil berechnet ($x \leq 0,01$, s. Abb. 4.13), der im Experiment aufgrund der Abweichungen zwischen den gemessenen und berechneten Druckverlusten höher liegt. Dieser könnte genügen, um kein Signal über die Ultraschallmessung zu erhalten. Das jedoch ein niedriger Dampfgehalt als in den Einzel- effekt-Versuchen vorliegt, ist aufgrund des hohen Füllstands plausibel.

Versuch EASY-2: Speisewasserleitungsleck

Die Ergebnisse zur Simulation des Speisewasserleitungslecks sind in den Abbildungen 4.14 und 4.15 dargestellt. Die Druck-Randbedingung entspricht den Versuchsdaten (s. Abb. 4.14A). Wie oben beschrieben wird der Füllstand im Standrohr LLBA-CL106 über den Massenstrom NDD-CF101 an die Messdaten angepasst. Bis zur Flutventilöffnung liegt eine gute Übereinstimmung vor (s. Abb. 4.14C). Der darauf folgende sinkende Füllstand wird überschätzt und befindet sich auf Höhe der Anschlussstelle von der Kondensat-Rücklaufleitung in das Standrohr. Der anschließende Anstieg setzt in der Simulation früher ein und kompensiert den zuvor weiter abgesunkenen Füllstand. Im weiteren Verlauf liegt ein vergleichbarer Pegel vor, auch wenn das Maximum etwas überschätzt wird. Der Massenstrom zum Notkondensator JNB-CF101 wird für den gesamten Versuch überschätzt (s. Abb. 4.14B). Die höhere Kühlleistung ist mit einer abweichenden Temperatur auf der Sekundärseite des Wärmetauschers zu begründen und somit ein Modellierungsfehler.

Auch in dieser Simulation wird der Absolutdruck in der Flutleitung JNG-CP104 zu Beginn der Rückströmung überschätzt (s. Abb. 4.14A). Bei $t - t_o \approx 55$ s fällt der Absolutdruck ab und verläuft im Bereich des schwankenden Messwerts. Sobald der Druck in der Flutleitung größer als im Standrohr ist ($t - t_o \geq 285$ s), stimmt die Simulation gut mit dem Experiment überein.

Solange das Flutventil geschlossen ist, fließt bereits ein höherer Massenstrom zum Reaktordruckbehälter. Danach strömt Wasser aus dem Reaktordruckbehälter durch den Siphon in die Flutleitung und letztlich in den Flutbeckenbehälter. Der berechnete Flutmassenstrom JNG-CF101 ist zu Beginn der Flutung deutlich höher und geht nach Angleichung des Füllstands an den experimentellen Wert zurück. Der Peak zwischen $275 \text{ s} \leq t - t_o \leq 325 \text{ s}$ ist somit auf die Abweichungen im Füllstand zurückzuführen. Anschließend verläuft der Flutmassenstrom vergleichbar zu den Versuchsdaten. Aus dem Peak resultiert ein höherer Füllstand der zu quantitative Abweichungen des Flutmassenstroms führt.

Die Unterschiede der Differenzdrücke in der Flutleitung (s. Abb. 4.14D) sind für den Zeitraum $15 \text{ s} \leq t - t_o \leq 55 \text{ s}$ vergleichbar mit denen zwischen Simulation und Messdaten des Versuchs EASY-1. Der entstehende Druckverlust über das Ventil in der Simulation entspricht dem gemessenen Wert über das Fallrohr. Folglich wird auch in der Simulation des Experiments EASY-2 zunächst nicht der experimentelle Strömungszustand im passiven Kernflutsystem wiedergegeben. Der weitere Verlauf der Differenzdrücke deutet auf eine bessere Übereinstimmung mit dem Versuch hin, auch wenn der exakte Verlauf nicht nachgebildet wird. Im Gegensatz zu den experimentellen Daten tritt bei einsetzender Flutung eine sprunghafte Änderung des Differenzdrucks über das Fallrohr auf. Der berechnete Dampfgehalt wird somit in dieser Phase überschätzt.

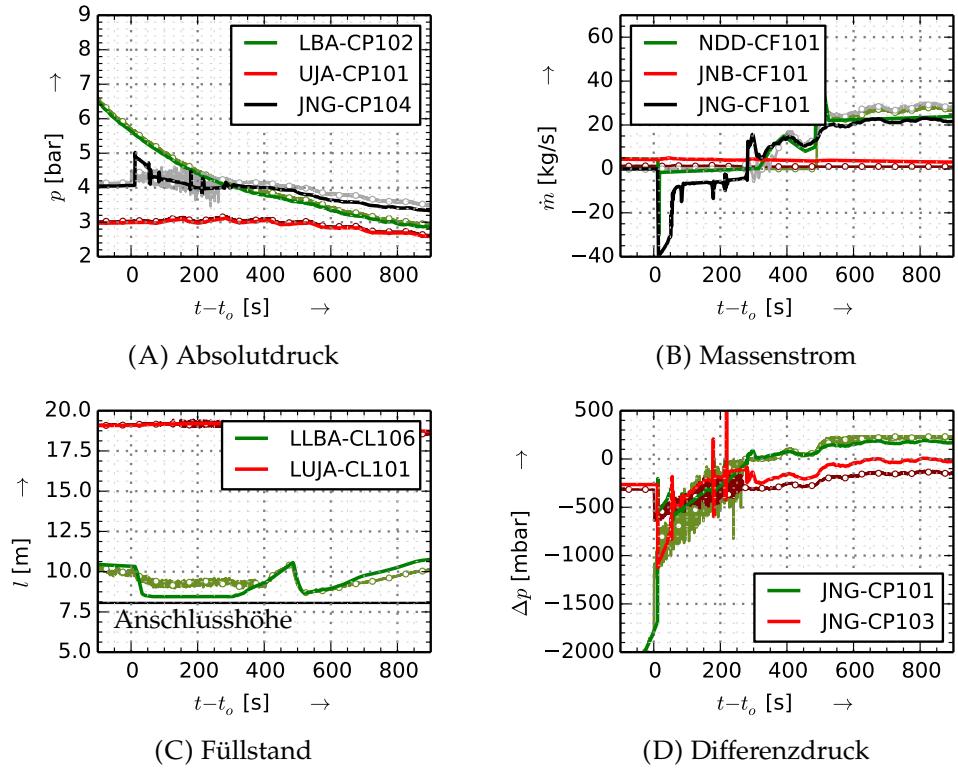


ABBILDUNG 4.14: Simulation des Speisewasserleitungsbruchs über die Zeit (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

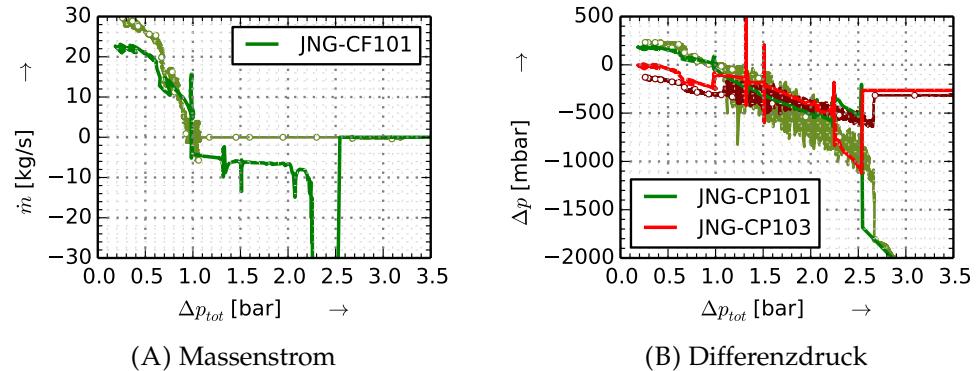


ABBILDUNG 4.15: Simulation des Speisewasserleitungsbruchs über den Behälterdruckunterschied (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

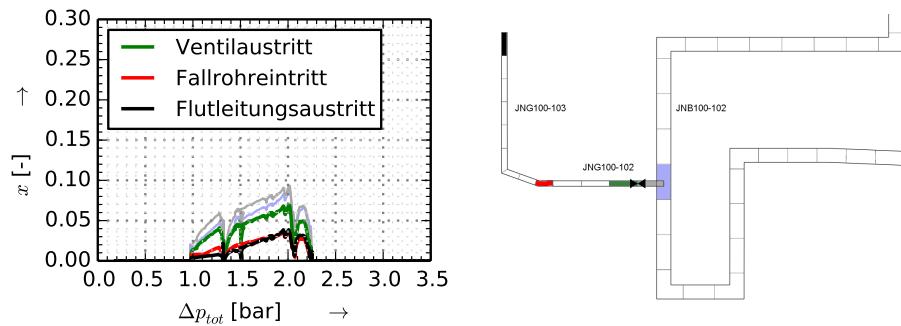


ABBILDUNG 4.16: Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung in der Simulation des Speisewasserleitungsbruchs

Das Fallrohr wird im Vergleich zum Experiment verzögert aufgefüllt, was sich auf die abweichenden Strömungsverhältnisse zurückführen lässt. Dies ist deutlich in der Auftragung über den Behälterdruckunterschied zu erkennen (s. Abb. 4.15B). Dennoch kann festgehalten werden, dass der Zeitpunkt der Kernflutung zwischen der Simulation und dem Experiment gut übereinstimmt.

Die Simulationsdaten geben Aufschluss über die Strömungsverhältnisse während der Rückströmung. In Abbildung 4.16 ist der Dampfgehalt über ausgewählte Leitungsabschnitte über die Behälterdruckdifferenz dargestellt. Dieser ist deutlich geringer als in den Einzeleffekt-Versuchen. Das Maximum wird vor dem Ventil erreicht. Wenn das Fluid weiter strömt, sinkt der Dampfgehalt unterhalb des Werts am Leitungseintritt ab. Dies ist ein Unterschied zu den Einzeleffekt-Versuchen, in denen der Dampfgehalt an den beiden Stellen annähernd gleich ist (vgl. Abb. 4.4 und Abb. 4.7). Bis zum Eintritt in das Fallrohr sinkt der Dampfgehalt stetig und steigt erst wieder in der vertikalen Leitung an. Es treten zwei Phasen auf: in der ersten ist der Dampfanteil am Ende der Flutleitung (in schwarz dargestellt) oberhalb des am Beginn (rot), in der darauf folgenden dreht sich die Beziehung um. Im vertikalen Teil nimmt der Anteil allerdings immer zu. Zieht man die Differenzdrücke über die Flutleitung hinzu, werden diese zwischen $1,5 \text{ bar} \leq \Delta p_{tot} \leq 2,3 \text{ bar}$ annähernd in der Simulation wiedergegeben. Somit wird diesem Bereich mehr Bedeutung zugeschrieben. Der Dampfgehalt sinkt demnach bis zum Ende der Flutleitung, wobei das Minimum am Eintritt des Fallrohrs auftritt.

Der Füllstand liegt oberhalb der Anschlussstelle der Flutleitung, jedoch auf Höhe des Auslaufs der Kondensat-Rücklaufleitung (s. Abb. 4.14C). Somit kann Dampf bzw. ein Zweiphasengemisch durch den Siphon fließen. Festzuhalten ist, auch wenn der Füllstand im Standrohr und der Zufluss zum Notkondensator von den Messwerten abweichen, ist der Zustand am Flutleitungsende in das Standrohr für den Abschnitt $50 \text{ s} \geq t - t_o \geq 165 \text{ s}$ bzw. $1,5 \text{ bar} \leq \Delta p_{tot} \leq 2,3 \text{ bar}$ vergleichbar.

Versuch EASY-3: Reaktorbodenleck

Für den dritten Integral-Versuch werden ähnliche Beobachtungen für die Simulation wie für die Experimente EASY-1 und EASY-2 erhalten (s. Abb. 4.17 und Abb. 4.18). Die Randbedingungen zwischen Simulation und Experiment stimmen gut überein. Der Druck im Standrohr weicht geringfügig ab, sodass sich eine zeitliche Verschiebung der charakteristischen Behälterdruckunterschiede Δp_{tot} ergibt. Der Zufluss zum Notkondensator und der Ausfluss aus dem Standrohr werden überschätzt (s. Abb. 4.17B). Wie bereits in der Diskussion der Simulationsergebnisse des Versuchs EASY-2 erwähnt, liegt die Temperatur der Sekundärseite in der Simulation unterhalb des experimentellen Werts und erhöht so die Leistung.

Die Kernflutung setzt bei $t - t_o \approx 458 \text{ s}$ ein, 110 s früher als im Experiment. In Abhängigkeit des Differenzdrucks Δp_{tot} ist eine sehr gute Übereinstimmung zu erkennen.

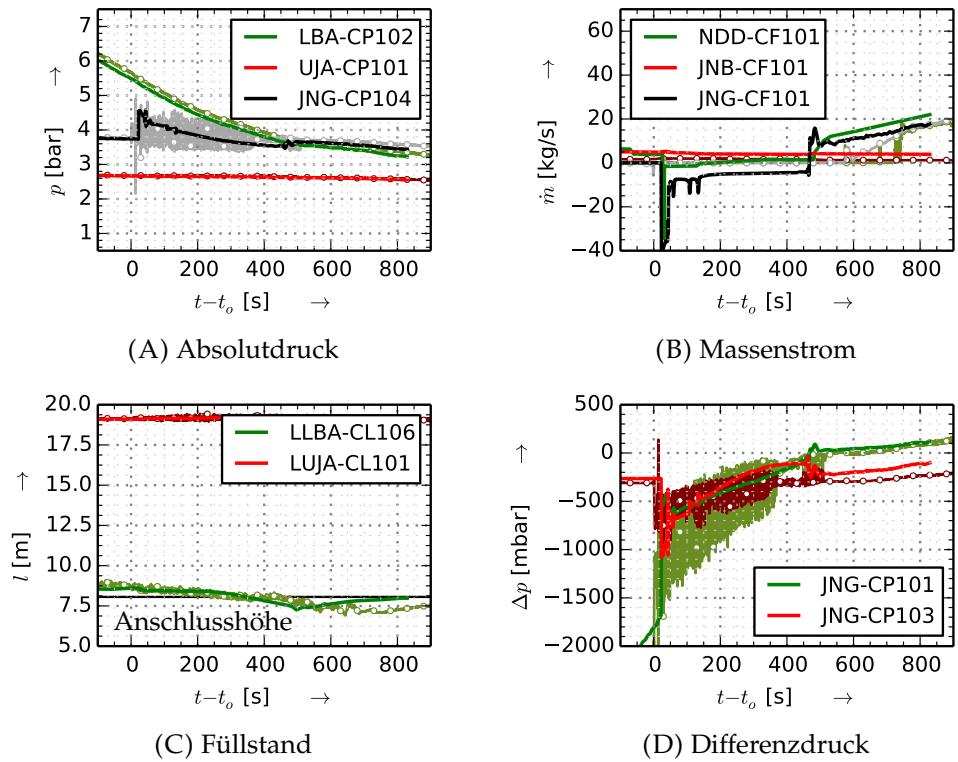


ABBILDUNG 4.17: Simulation des Reaktorbodenlecks über die Zeit
(Kreise: experimentelle Ergebnisse)

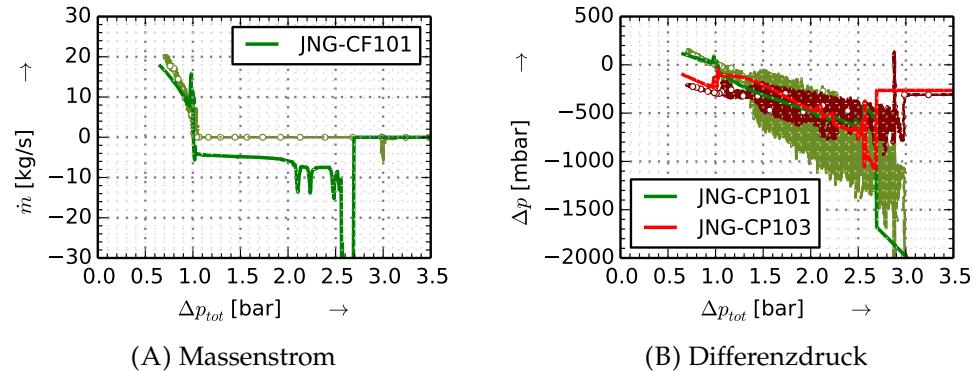


ABBILDUNG 4.18: Simulation des Reaktorbodenlecks über den Behälterdruckunterschied (Kreise: experimentelle Ergebnisse)

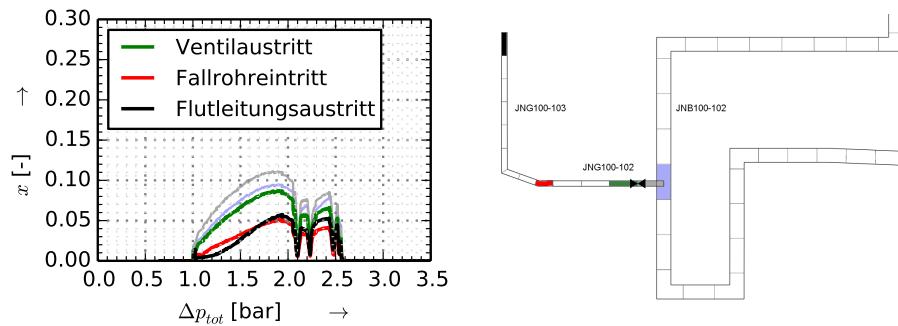


ABBILDUNG 4.19: Verteilung des Dampfgehalts über die Flutleitung
in der Simulation des Reaktorbodenlecks

Quantitativ sind die Abweichungen des Flutmassenstroms gering.

Der Füllstand im Standrohr entspricht bis zur Flutung dem experimentellen Wert und steigt dann bis auf Höhe des Flutleitungsauslasses an. Folglich ist der Ausfluss aus dem Standrohr zu niedrig angenommen. Die Druckdifferenzen über das Ventil und das Fallrohr weichen für $\Delta p_{tot} > 2,2$ bar von den Messwerten ab, sodass die Strömungsverhältnisse nicht getroffen werden. Das Verhältnis der Differenzdrücke ist zwischen $1,4$ bar $\leq \Delta p_{tot} \leq 2,2$ bar vergleichbar. Die örtliche Verteilung des Dampfgehalts ähnelt der im Experiment EASY-2 (s. Abb. 4.19). Nach Durchströmen des Flutventils sinkt der Anteil unterhalb des am Leitungseintritt.

Versuch EASY-4: Ausfall der Hauptwärmesenke (Station-Blackout)

Der Integral-Versuch EASY-4 ist für das passive Kernflutsystem nicht relevant, sodass keine Simulation durchgeführt wird.

4.5 Schlussfolgerung für das passive Kernflutsystem

Die experimentellen Ergebnisse werden mit dem in Abschnitt 4.1 beschriebenen ATHLET-Modell bedingt zufriedenstellend berechnet; auftretende Tendenzen werden abgebildet. Wenn der Füllstand im Standrohr deutlich unterhalb des Auslasses der Kondensat-Rücklaufleitung liegt, wird das Verhalten des Kernflutsystems im thermohydraulischen Modell sehr gut nachgebildet (Einzeleffekt-Versuche). Für die anderen Versuche können die Randbedingungen für die Anschlussstelle der Flutleitung nicht korrekt reproduziert werden und in der Folge treten Abweichungen auf. Es liegen Modellschwächen in der Verdampfung im Notkondensator vor. Strömt gesättigtes Wasser in die Leitung ein, kavitiert der in der Verengung gebildete Dampf anschließend. Dieses Verhalten kann mit dem ATHLET-Modell reproduziert werden (Simulationen der Versuche EASY-2 und EASY-3), jedoch stimmt das Verhältnis vom einströmenden Kondensat-Rücklauf zum Rückstrom durch den Siphon nicht mit dem Experiment überein. Genauere experimentelle Daten sind an dieser Stelle wünschenswert. Der Füllstand im Standrohr sinkt in der Simulation deutlich und gibt den unteren Strömungsweg für Dampf frei. Auch wenn der Füllstand im System höher liegt, tritt Dampf innerhalb der Flutleitung in der Simulation des Experiments EASY-1 auf, entsprechend der Versuchsdaten. Allgemein kann festgehalten werden, dass der Vergleich der Differenzdruck-Messstellen kurz nach der Ventilöffnung Aufschluss über den Dampfgehalt der Rückströmung am Flutleitungsauslass gibt. Es treten folgende Kombinationen auf:

$\Delta p_{Fallrohr} > \Delta p_{Vent}$: Gesättigtes Wasser fließt in die Flutleitung von der HD-Seite, wobei für den Dampfgehalt $x_0 > 0,1$ gilt. Bei der Strömungsumkehr tritt ein Sprung auf, der das Auffüllen des Fallrohrs kennzeichnet.

$\Delta p_{Fallrohr} \approx \Delta p_{Vent} + 0,3$ bar: Unterkühltes Wasser strömt vom Auslass der Flutleitung in den Kondensat-Rücklauf ein. Im weiteren Verlauf tritt keine nennenswerte Verdampfung auf.

$\Delta p_{Fallrohr} \approx \Delta p_{Vent}$: Gesättigter bzw. überhitzter Dampf tritt in das passive Kernflutsystem ein (kein Kondensat-Massenstrom). Wenn sich die Strömungsrichtung ändert, wird zunächst das Fallrohr aufgefüllt.

$\Delta p_{Fallrohr} < \Delta p_{Vent}$: Gesättigtes Wasser liegt an der Einbindungsstelle der Flutleitung in die Kondensat-Rücklaufleitung vor. Ein hoher Druckverlust über das Ventil führt zur Verdampfung mit anschließender Dampfblasenimplosion (Kavitation). Im Fallrohr liegt ein geringer Dampfanteil vor.

Mithilfe der Simulationen ist es möglich die Kühlmittelmenge abzuschätzen, welche in den Flutbeckenbehälter fließt. Es ist zu erkennen, dass die Anwesenheit von Dampf in der horizontalen Flutleitung zur Verringerung des Massenstroms während der Rückströmung führt. Ein Ventil, bei dem der Strömungswiderstand bei Durchfluss in Richtung des Flutbeckenbehälters erhöht ist, unterstützt die Verdampfung und lässt weniger Kühlmittel aus dem Reaktordruckbehälter ausströmen. Eine quantitative Aussage ist mit den Simulationen schwierig, da eine hohe Sensitivität des Systems gegenüber dem Dampfgehalt vorliegt. Diese wirkt sich im Standrohr, im Rücklauf des Notkondensators und am Flutventil aus.

Kapitel 5

Zusammenfassung und Ausblick

Im Leistungsbetrieb eines Kernkraftwerks wird die bei der Spaltung entstehende Energie durch ein Kühlmittel aufgenommen. Bei Leichtwasserreaktoren verdampft Wasser, das anschließend mit Generatoren verbundene Turbinen antreibt. Wenn ein Störfall auftritt, ist die Kühlung des Reaktorkerns fortwährend sicherzustellen, ohne dass ionisierende Strahlung austritt. Die Verbindung des Sicherheitsbehälters mit dem Maschinenhaus wird unterbrochen und über Sicherheitssysteme soll die weiterhin entstehende Wärme (Nachzerfallswärme) abgeführt werden. Diese wird aus dem Reaktor in den Sicherheitsbehälter und anschließend an die Umgebung als Wärmesenke übertragen. Unter der Voraussetzung, dass dem Anlagenausfall eine Leckage zugrunde liegt, muss das Kühlmittel im Verlauf des Störfalls ersetzt werden. Als Kühlmittelreservoir dienen im Reaktordesign KERENA Kernflutbecken, die über Leitungen mit je einem Flutventil mit dem Reaktordruckbehälter verbunden sind.

Die Funktionalität des beschriebenen passiven Kernflutsystems wird in der vorliegenden Arbeit analysiert und kann anhand von Experimenten am INKA-Teststand bestätigt werden. In Versuchen, bei denen eine Leckage nachgebildet wird, öffnet das Ventil und Wasser fließt aus dem hochgelagerten Flutbeckenbehälter in Richtung des Reaktordruckbehälters. Aufgrund von Reibung tritt eine verzögerte Ventilöffnung auf, wobei diese immer vor dem Druckausgleich zwischen Reaktordruck- und Sicherheitsbehälter erfolgt. Nach Freigabe des passiven Kernflutsystems fließt die Strömung kurzzeitig in Richtung des Flutbeckenbehälters und Dampf befindet sich in der Flutleitung – entweder durch direktes Einströmen während eines sehr tiefen Reaktorfüllstands oder durch Verdampfung am Ventil. Verglichen mit einer reinen Wasserströmung, fließt eine geringere Masse aus dem Reaktordruckbehälter, da ein höherer Strömungsverlust in der Leitung vorliegt. Vorteilhaft sind Szenarien, in denen sich das Fallrohr bereits vor Umkehr der Strömungsrichtung im Ventil mit Wasser auffüllt. Die Flutung in Richtung Reaktordruckbehälter setzt in den Versuchen bei einem Druckunterschied der Gasphasen im Reaktordruck- und Flutbeckenbehälter zwischen $1,0 \text{ bar} \geq p_{tot} \geq 0,7 \text{ bar}$ ein.

Mithilfe der Experimente wird das Verhalten des passiven Kernflutsystems unter verschiedenen Bedingungen nachvollzogen. Es werden einzelne Phasen identifiziert

und die sich ergebenden Zustände hervorgehoben. Anschließend wird ein Modell erstellt, das den Zeitpunkt der Flutventilöffnung und die Thermohydraulik des Systems berechnen soll. Zur Erfüllung des ersten Aspekts wird ein Ventilmodell auf der Basis von verbauten Komponenten hergeleitet und anhand von Ventil-Versuchen die Prognose des Öffnungszeitpunktes überprüft. Es wird eine auffällige Änderung der Reibung wie auch in den Versuchen am Teststand festgestellt. Außerdem führt die Positionierung der Feder, die die Öffnung des Ventils unterstützt, zu geringen Schwankungen der elastischen Konstante im Feder-Balg-System. Die resultierenden, zeitlichen Abweichungen des Öffnungszeitpunktes sind stark vom Druckabfall im Reaktordruckbehälter abhängig, sodass der berechnete Wert im Rahmen der Unsicherheit aufgrund der Reibung gut mit dem experimentellen Wert übereinstimmt. Weiterhin dient das Modell zur Positionsbestimmung des Ventilkolbens, um daraus den freien Querschnitt für die Strömungsdynamik zu bestimmen. Die Hubmessung befindet sich nicht immer im Lot, sodass kein direkter Vergleich stattfindet.

Die Berechnungen erfolgen in einem Python-Skript, das auf den thermohydraulischen Systemcode ATHLET als Bibliothek zugreift. Anhand der geometrischen Daten des Versuchsstands wird ein thermohydraulischer Datensatz erstellt, mit dem die grundlegenden Aussagen aus der Analyse der Experimente abgebildet werden können. Das erstellte Modell weist jedoch Schwächen auf, da die Randbedingungen unmittelbar am passiven Kernflusssystem unzureichend bekannt sind. Die Notwendigkeit der Implementierung des Notkondensator-Systems führt zu Unsicherheiten, da die Wärmeübertragung in horizontalen, leicht geneigten Rohren in Modellierungen um bis zu 15 Prozent zwischen Simulation und Experiment abweichen kann [47]. Die thermische Leistung wird unterschätzt, sodass sich zum einen der Flutbeckenbehälter weniger aufheizt. Dies tritt im Modell nicht auf, da die thermische Kopplung zwischen Notkondensator und Flutbeckenbehälter unberücksichtigt bleibt. In den Einzeleffekt-Versuchen bleibt die Temperatur im Flutbeckenbehälter annähernd konstant bei 100 °C, während in den Integral-Versuchen EASY-1 und EASY-2 noch eine deutliche Unterkühlung erkennbar ist. Die gemessene Temperatur wird auf der Außenseite des Wärmetauschers vorgegeben. Zum anderen ergibt sich ein abweichender Massenstrom durch den Notkondensator, sodass ein niedrigerer Füllstand im Siphon und somit eine andere Zusammensetzung an der Einbindungsstelle der Flutleitung in die Kondensat-Rücklaufleitung resultiert. Folglich treten durch Erweiterung des Modells um den Wärmetauscher weiterhin abweichende Einströmbedingungen an der Flutleitung auf. Zur Modellverbesserung ist es unabdingbar, die Wärmeübertragung in horizontalen Rohren besser zu analysieren und modellieren. Die Strömungsart in den Rohren wird über Strömungskarten bestimmt (z.B. [48]), die angepasst werden müssen. Weiterhin sind bei nachfolgenden Versuchen die Differenzdruck-Messungen entlang des stromaufwärts gerichteten Siphonschenkels zu verwenden, um den Füllstand hier abschätzen zu können. Die dargestellten Ergebnisse bilden eine gute Grundlage, mit der das Verständnis der Funktionsweise

des passiven Kernflutbeckens vertieft wird. Grundlegende Phänomene, die in den Experimenten identifiziert werden, sind in der Simulation ebenfalls zu sehen. Um die Rückströmung besser bewerten zu können, sollte am Teststand durchgängig der Massenstrom bestimmbar sein, auch wenn so ein höherer Strömungsverlust auftritt.

Eine weitere Anwendungsmöglichkeit für ein passives Flutsystem außerhalb der Kerntechnik ist in Chemieanlagen denkbar. Prozesse, bei denen die Reaktionsgeschwindigkeit nicht über eine Druck- oder Temperaturabsenkung abgebremst wird, können durch Herabsetzen der Konzentration oder durch Zusetzen eines Inhibitors schnell beendet werden. Das Ventil kann alternativ zu einer Druckabsenkung z. B. auch über eine Temperatur- oder Konzentrationsänderung angesprochen werden. Stellt die Temperaturänderung eine empfindliche Größe dar, kann das Ventil analog zum passiven Impulsgeber über einen Wärmetauscher angesteuert werden. Wenn die Leitfähigkeit als Indikator von Konzentrationen eingesetzt werden soll, kann das Ventil über eine auftretende Spannung mit einem Verstärker angesteuert werden. Letzterer ist mit einer Batterie zu betreiben, damit ebenfalls eine passive Ausführung vorliegt.

Anhang A

Experimente am Teststand

A.1 Beschreibung der Testanlage INKA

Um das Konzept des Reaktor-Designs KERENA zu untersuchen, wird der Integral-
teststand in Karlstein des Unternehmens Framatome GmbH genutzt (kurz INKA).
Eine Gegenüberstellung zeigt Abbildung A.1. Ein besonderes Merkmal der Anlage
ist, dass identische Höhen zum Design vorliegen. Somit kann die Verhaltensweise
passiver Systeme relativ einfach analysiert werden, die sensitiv gegenüber Füllstän-
den, deren Unterschiede oder dem resultierenden hydrostatischen Druck sind. Zur
Nachbildung des KERENA Reaktordruckbehälters und Sicherheitsbehälters stehen
mehrere miteinander verbundene Behälter zur Verfügung, deren Volumina redu-
ziert sind. Der Reaktordruckbehälter hat einen Maßstab von 1:6, der Sicherheitsbe-
hälter von 1:24.

Redundant ausgeführte Komponenten wie der Notkondensator, Gebäudekondensator sowie das Flut- und SE-Ventil werden nur einmal installiert, sodass sich eine Skalierung von 1:4 ergibt. In den Integral-Versuchen sind die Wärmetauscher im Flutbeckenbehälter entsprechend des Auslegungsstörfalls teilweise zusätzlich auf den folgenden Maßstab reduziert worden:

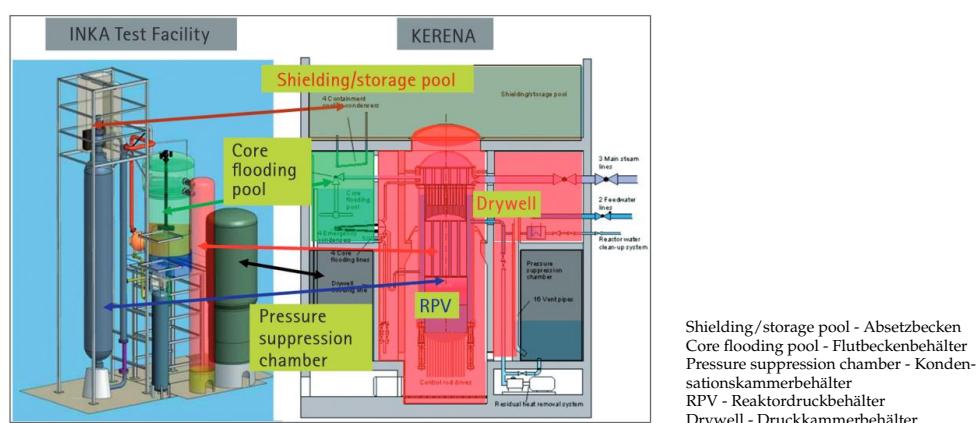


ABBILDUNG A.1: Gegenüberstellung der Testanlage INKA und des KERENA-Reaktordesigns [49]

- PPSV - Kondensationskammerbehälter
- DWV - Druckkammerbehälter
- SSPV - Absetzbecken
- FPV - Flutbeckenbehälter
- RPV - Reaktordruckbehälter
- PPPT - passiver Impulsgeber
- VP - Kondensationsrohr
- HOP - Wasserstoffüberstömlleitung
- OP - Überlaufsiphon

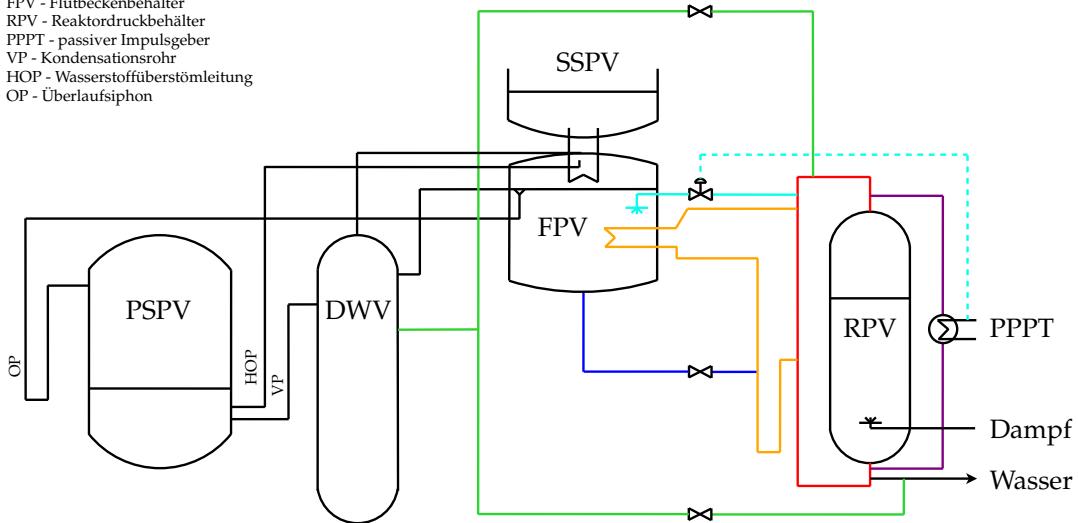


ABBILDUNG A.2: Rohrleitungs- und Instrumentenfließbild des Teststands INKA mit dem Standrohr (rot), passiven Impulsgebersystem (violett), SE-Leitung (cyan), Notkondensator-System (gelb), Leckleitungen (grün), Flutleitung (blau), Wasserstoff-Überströmleitung (HOP), Kondensationsrohr (VP) und Überlaufsiphon (OP, alle schwarz) [33]

- Notkondensator: 1:4 in EASY-1, 1:24 in EASY-2 und EASY-3, 1:8 in EASY-4;
 - Gebäudekondensator: 1:4 in EASY-1, 1:8 in EASY-2, EASY-3 und EASY-4.

In der Abbildung A.2 ist ein vereinfachtes Rohrleitungs- und Instrumentenfließbild der Versuchsanlage dargestellt. Der Reaktorsteigraum wird durch den Reaktordruckbehälter (RPV) abgebildet. Der Reaktorfallraum wird durch das Standrohr simuliert (rot gekennzeichnet), das am Kopf des Reaktordruckbehälters abgeht und im Sumpf wieder einbindet. Dabei verringert sich der Querschnitt im unteren, Wasser führenden Teil der Leitung, der einen Dehnungsbogen enthält. Im oberen Teil des Standrohrs zweigt die Zulaufleitung zum Notkondensator ab, speist den Wärmetauscher und führt das entstehende Kondensat nach Ausbildung eines Siphons im unteren Teil zurück (gelb). Die Wärmesenke des Notkondensators bildet der Flutbeckenbehälter (FPV), an dessen unterem Ende eine Verbindungsleitung zum stromaufwärtigen Siphonschenkel der Notkondensator-Rücklaufleitung besteht (Flutleitung, blau). Unter Betriebsbedingungen ist das Flutventil in diesem Abschnitt verschlossen und folglich die Primär- von der Sekundärseite des Notkondensators bzgl. des Massenaustauschs entkoppelt. Der senkrechte Teil der Flutleitung wird als Fallrohr bezeichnet und misst eine Länge von 3 m. Es besteht die Möglichkeit über ein paralleles Sumpfrohr den Durchmesser lokal von DN100 auf DN700 zu erhöhen.

Parallel zum Standrohr (rot) verläuft das Rohrleitungssystem, in dem der Wärmetauscher des passiven Impulsgebers installiert ist (PPPT, violett). Im Gegensatz zum Not- und Gebäudekondensator soll keine Energie direkt über den Wärmetauscher

aus dem Reaktordruckbehälter abgeführt, sondern ein Membranventil geschaltet werden, dass den Strömungsweg zur direkten Dampfeinspeisung freigibt. Sobald der Füllstand im Reaktordruckbehälter sinkt, gelangt Dampf auf die Außenseite des Wärmetauschers und überträgt thermische Energie auf die hermetisch abgeschlossene Innenseite. Durch Verdampfung auf der Innenseite steigt der Druck rapide an (vgl. [3]). Der installierte passive Impulsgeber hat 7 bar als Aktivierungsdruck, bei dessen Überschreitung das Sicherheits- und Entlastungsventils öffnet. Es wird eine Ausströmung von Dampf in die Vorlage des Flutbeckenbehälters über eine Lochdüse 4 m unterhalb der Wasseroberfläche freigegeben (hellblau).

Außerdem strömt Dampf direkt über die obere Leckleitung aus dem Hochdruckteil in den Druckkammerbehälter (DWV) aus (grün oben), wenn eine Dampfleckage am Teststand nachgestellt wird. Zusammen mit dem Gasraum des Flutbeckenbehälters entsprechen die Behälter der Druckkammer des Sicherheitsbehälters. Diese Behälter sind in der INKA-Anlage durch zwei Leitungen in der Gasphase verbunden, sodass eine Zirkulation zwischen den Teilvolumina ermöglicht wird. Befindet sich Dampf oberhalb des Flutbeckenbehälters, wird dieser am Gebäudekondensator (CCC) gekühlt und tropft in die Wasservorlage. Die Energie wird in das Absetzbecken (SSPV) übertragen, das aufgrund seines geringen Volumens zusätzlich gekühlt wird (nicht dargestellt).

Im Sicherheitsbehälter befindet sich darüber hinaus die Kondensationskammer, die durch einen separaten Behälter (PSPV) abgebildet wird. Dieser ist über das Kondensationsrohr (VP) mit dem Druckkammerbehälter und über die Wasserstoffüberströmleitung (HOP) und den Überlaufsiphon bzw. die Überströmleitung (OP) mit dem Flutbeckenbehälter verbunden. Durch einen schnellen Druckanstieg aufgrund einer Leckage im Dampfbereich strömt Dampf durch das Kondensationsrohr in die Wasservorlage des Kondensationskammerbehälters und kondensiert. Dampf fließt, solange die Druckdifferenz 0,3 bar überschreitet. Etwas oberhalb des Kondensationsrohrs bindet die Wasserstoffüberströmleitung ein, die nicht-kondensierbare Gase (im Teststand Luft) aus der Gasphase des Flutbeckenbehälters entziehen soll, damit die Kondensation am Gebäudekondensator nicht beeinträchtigt wird. Wenn der Druck im Flutbeckenbehälter um 1 bar geringer als in dem Kondensationskammerbehälter ist, findet ein so genanntes Rückspülen über den Überlaufsiphon statt. Als Folge herrscht in beiden Behältern der gleiche Druck vor.

Um die nach der Reaktorschnellabschaltung weiterhin entstehende Energie in den Versuchsstand einzuspeisen, wird dem Reaktordruckbehälter überhitzter Dampf zugeführt und gesättigtes Wasser an der Rückführung des Standrohrs abgezogen. An dieser Stelle fließt auch Wasser in den Druckkammerbehälter, das bei einer Wasserleckage den Reaktordruckbehälter verlassen würde (grün unten). Weitere Informationen sind in den Veröffentlichungen zum Versuchsstand zu finden [32, 33].

A.2 Daten der Einzeleffekt- und Integral-Versuche

Versuch	Beschreibung	Seite
PCFS_2_3_01	vorringerter Druck im Flutbeckenbehälter	Abb. A.3, S. 121
PCFS_2_5_01	erhöhter Fallrohr-Durchmesser	Abb. A.4, S. 122
PCFS_2_2_02	ohne Federunterstützung	Abb. A.5, S. 123
PCFS_2_1_02	ohne Federunterstützung und vorringerter Druck im Flutbeckenbehälter	Abb. A.6, S. 124
PCFS_1_6_02	ohne Notkondensator-Betrieb	Abb. A.7, S. 125
PCFS_1_2_04	ohne Federunterstützung und ohne Notkondensator-Betrieb	Abb. A.8, S. 126
PCFS_1_2_03	ohne Federunterstützung, ohne Notkondensator-Betrieb und veränderter Ventilkolbenmasse	Abb. A.9, S. 127
EASY-1	großes Frischdampfleitungsleck	Abb. A.10, S. 128
EASY-2	kleines Speisewasserleitungsleck	Abb. A.11, S. 129
EASY-3	Reaktorbodenleck	Abb. A.12, S. 130

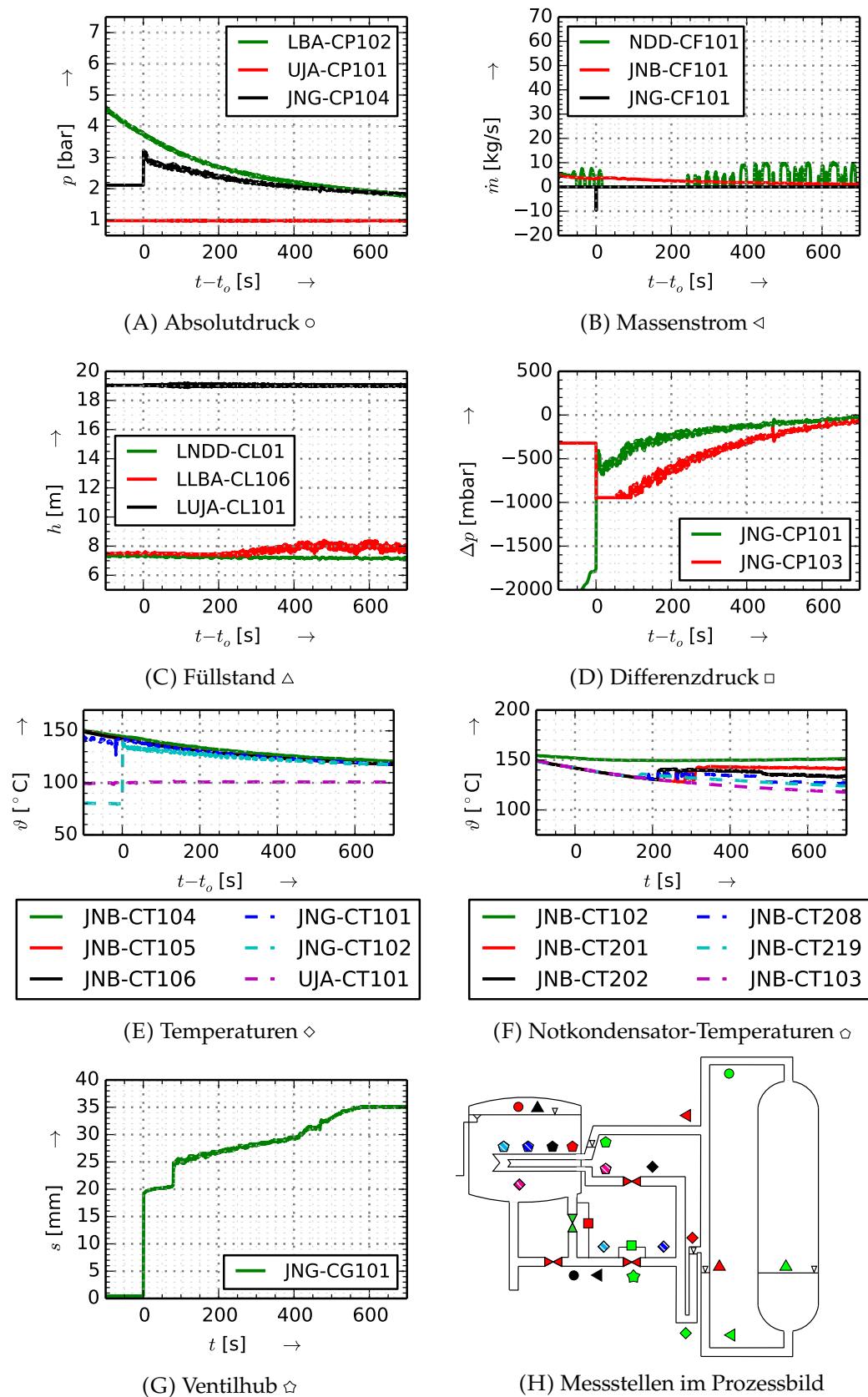


ABBILDUNG A.3: Experimentelle Ergebnisse des Experiments mit verringertem Druck im Flutbeckenbehälter PCFS_2_3_01

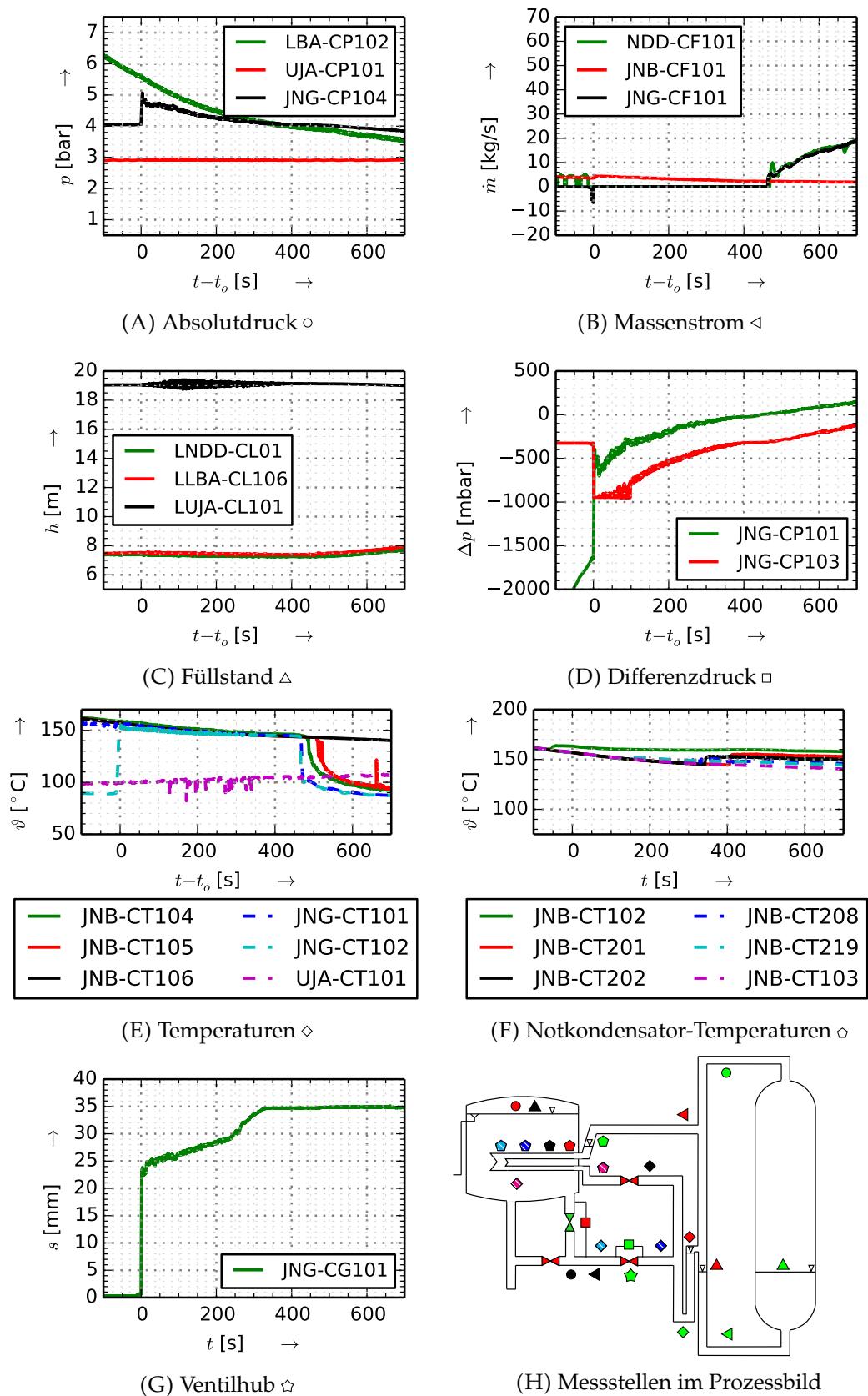


ABBILDUNG A.4: Experimentelle Ergebnisse des Experiments mit erhöhtem Fallrohr-Durchmesser PCFS_2_5_01

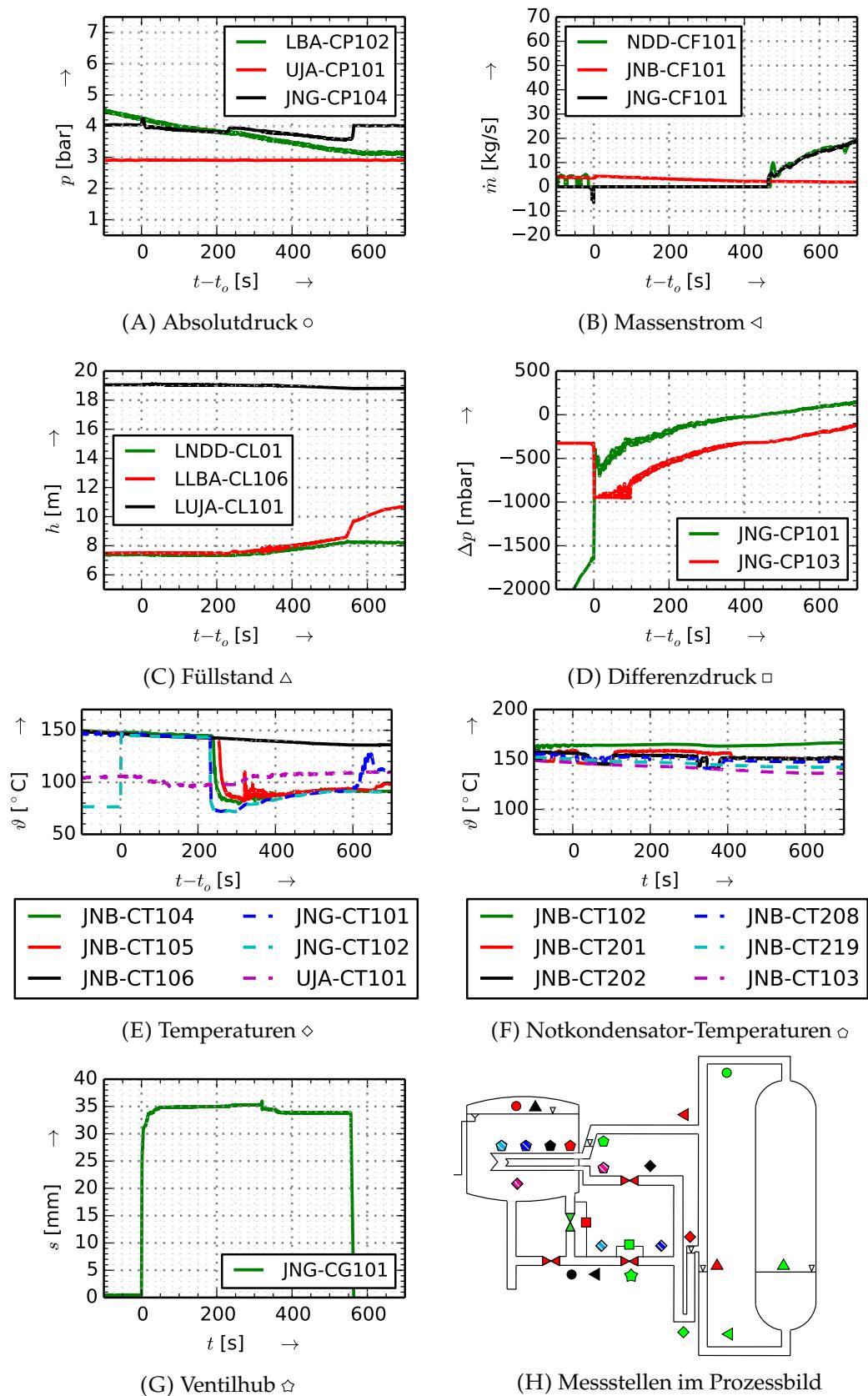


ABBILDUNG A.5: Experimentelle Ergebnisse des Experiments ohne Federunterstützung PCFS_2_2_02

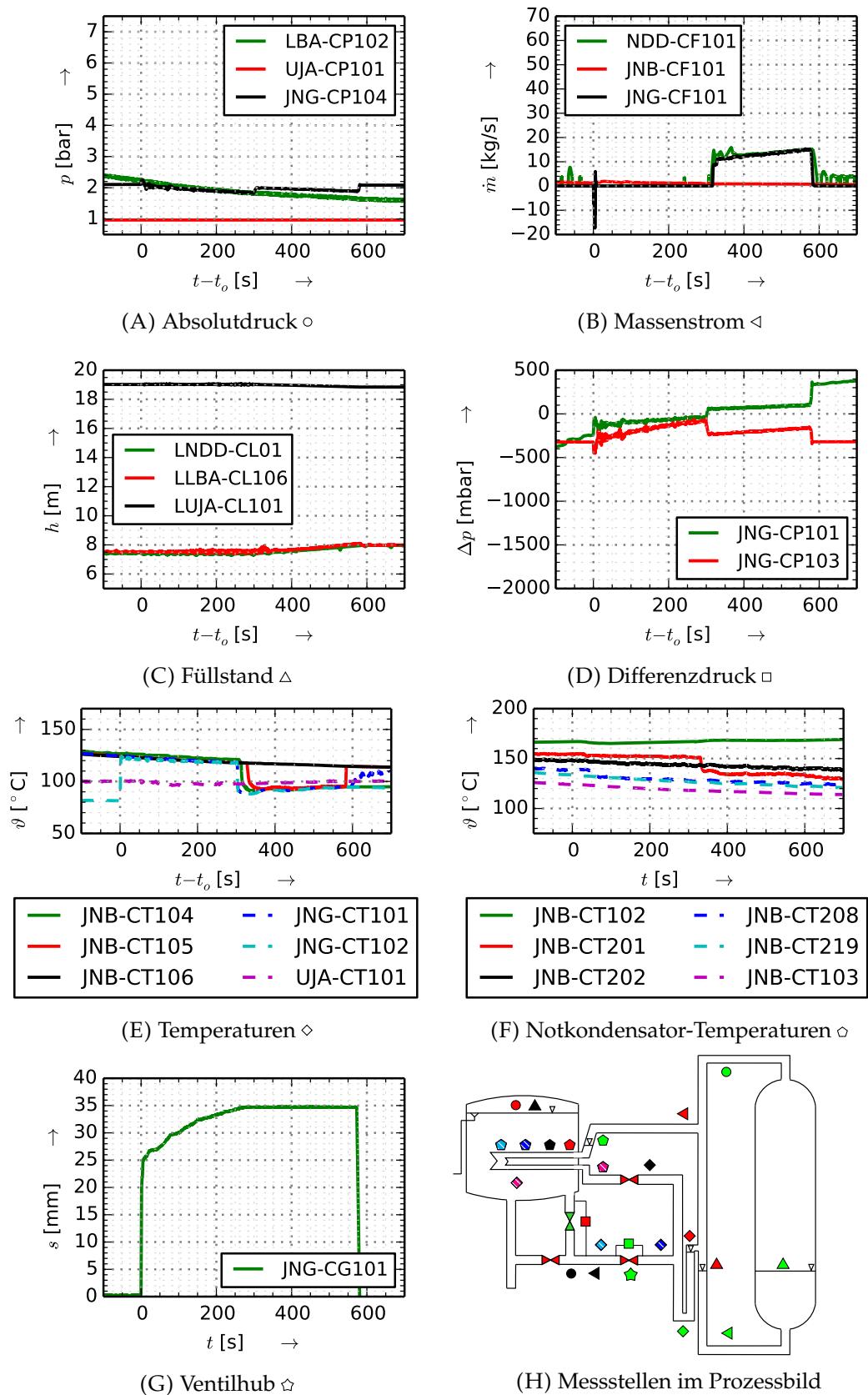


ABBILDUNG A.6: Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung und mit verringertem Druck im Flutbeckenbehälter
PCFS_2_1_02

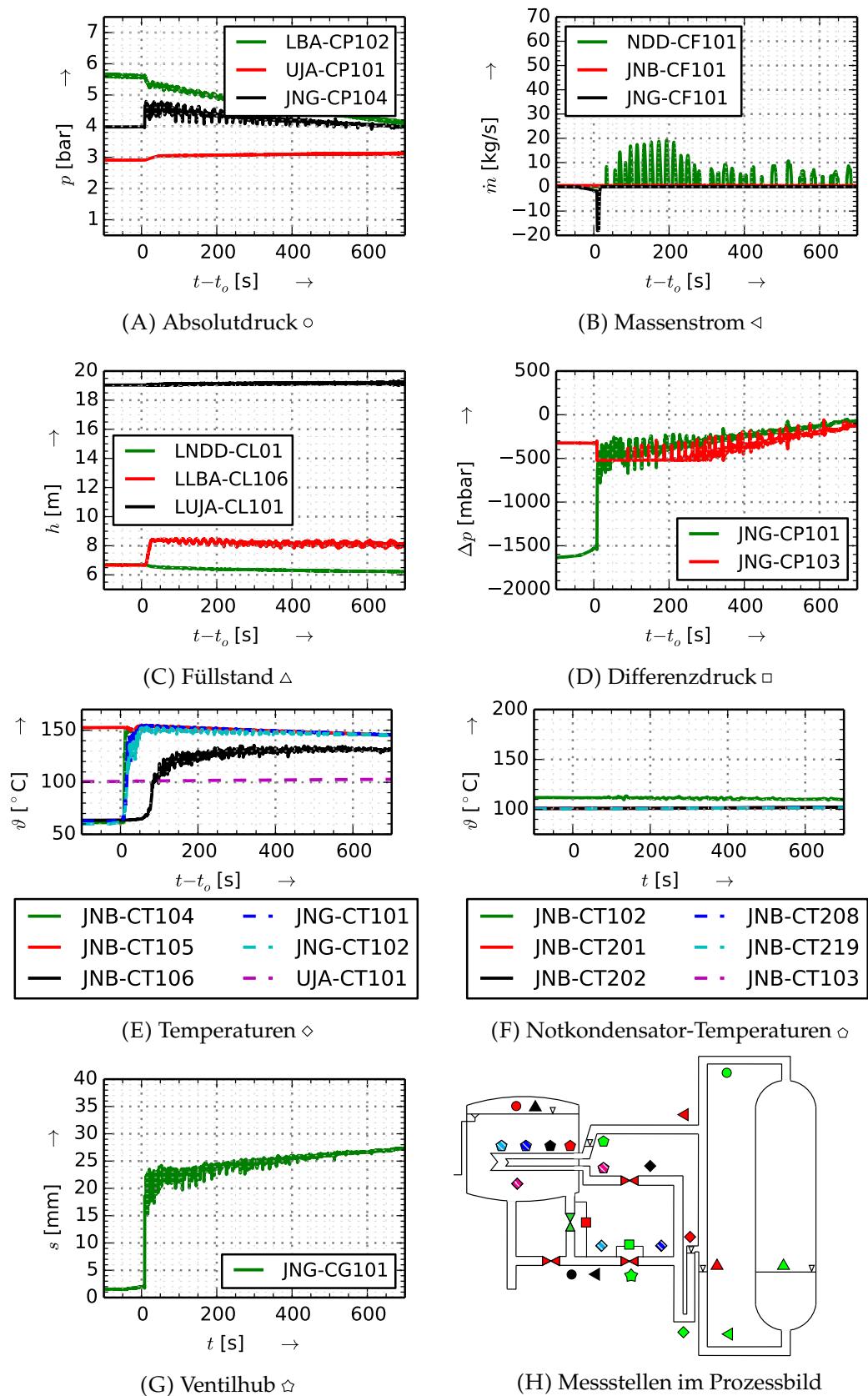


ABBILDUNG A.7: Experimentelle Ergebnisse ohne Notkondensator-Betrieb PCFS_1_6_02

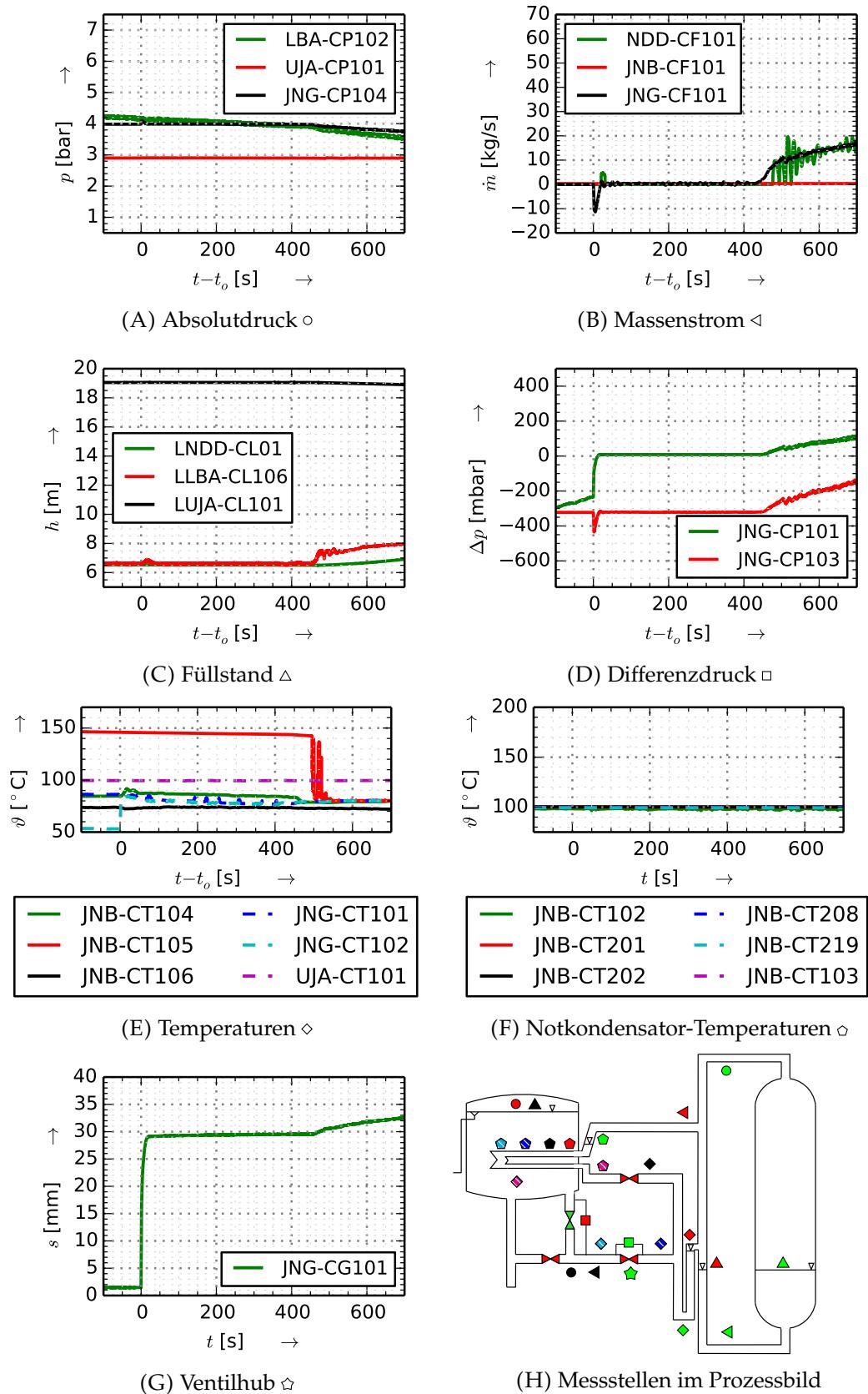


ABBILDUNG A.8: Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung und ohne Notkondensator-Betrieb PCFS_1_2_04

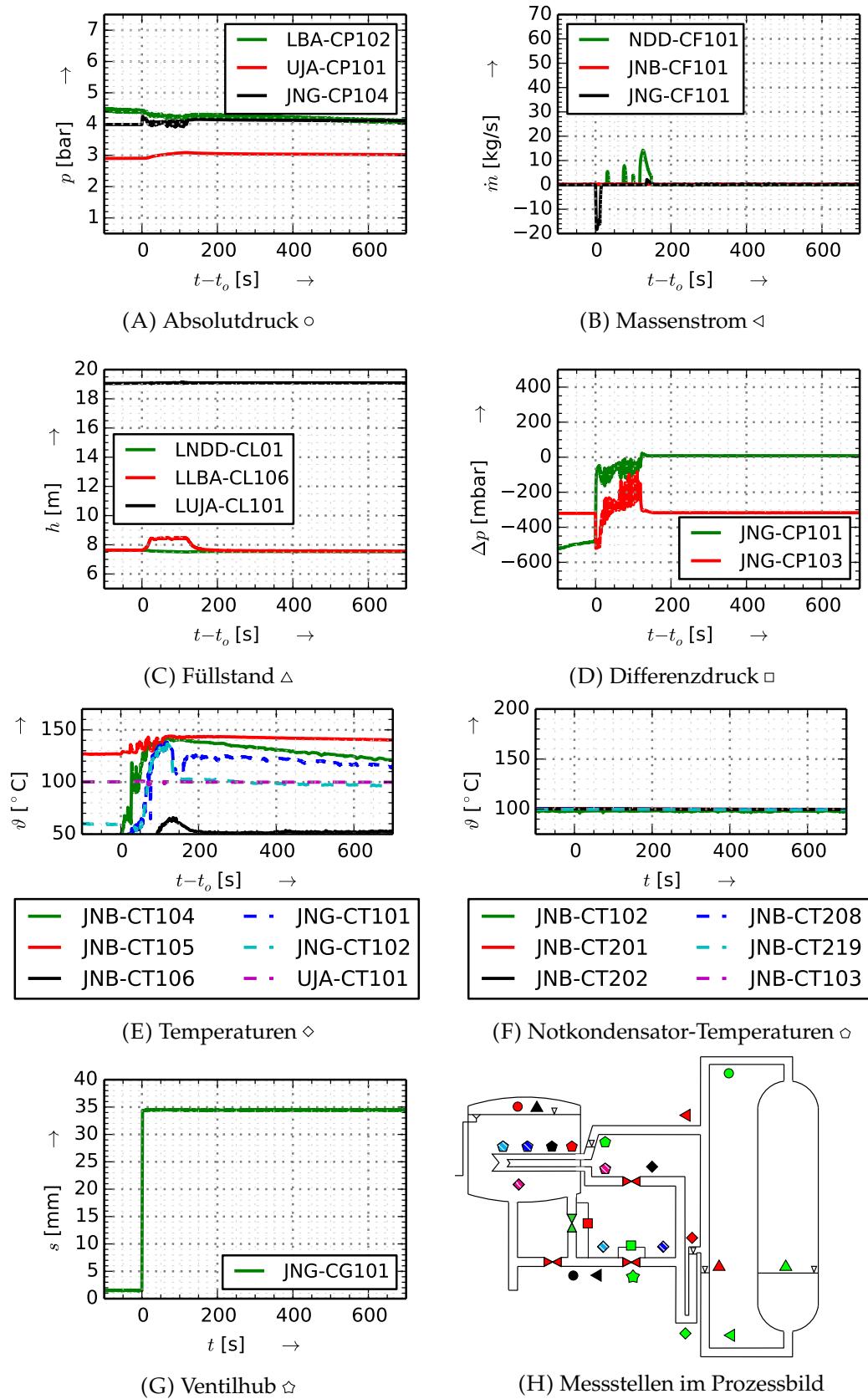


ABBILDUNG A.9: Experimentelle Ergebnisse ohne Federunterstützung, ohne Notkondensator-Betrieb und veränderter Ventilkolbenmasse PCFS_1_2_03

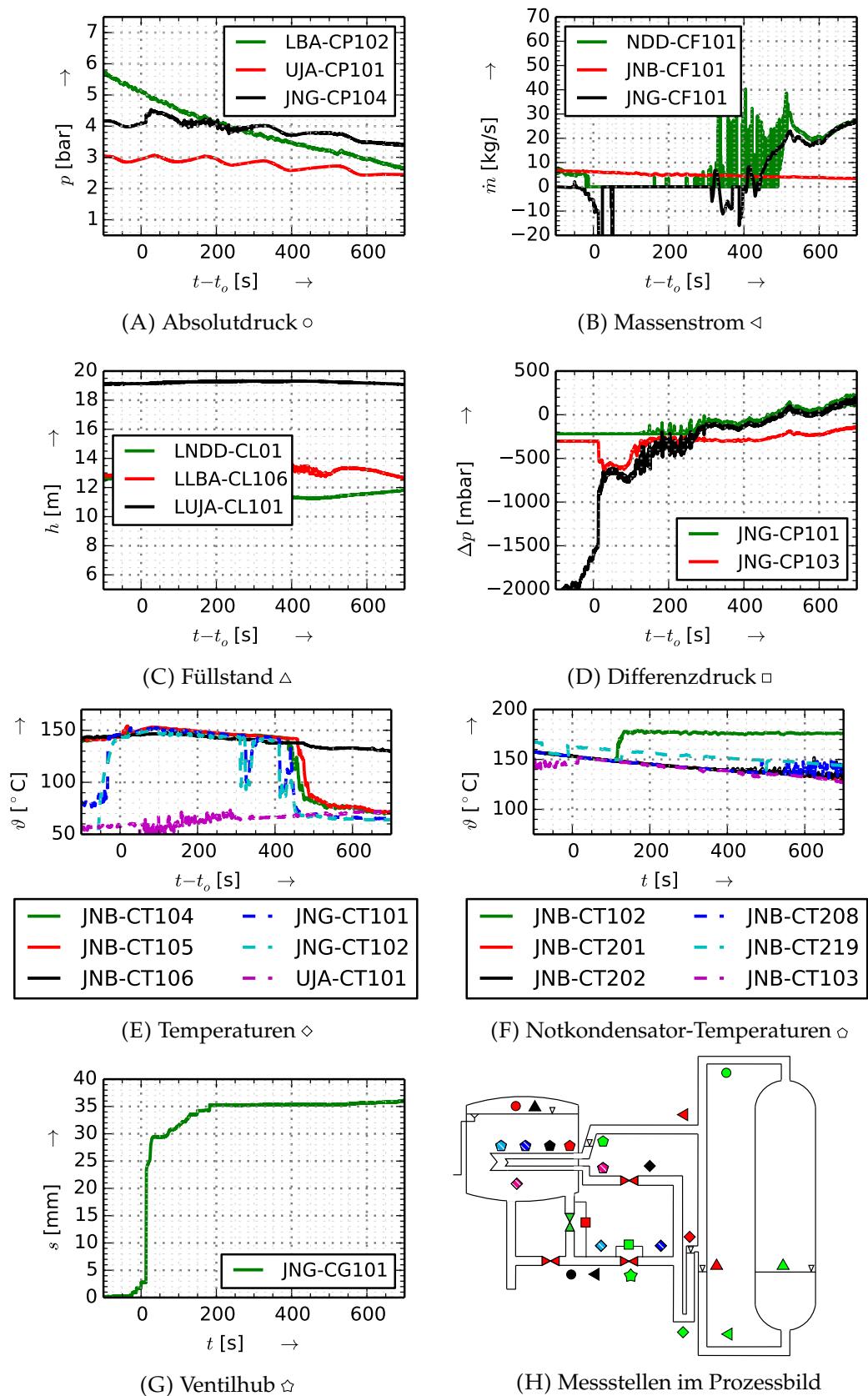


ABBILDUNG A.10: Experimentelle Ergebnisse des großen Frischdampfleitungsleck EASY-1 mit Messstellenübersicht

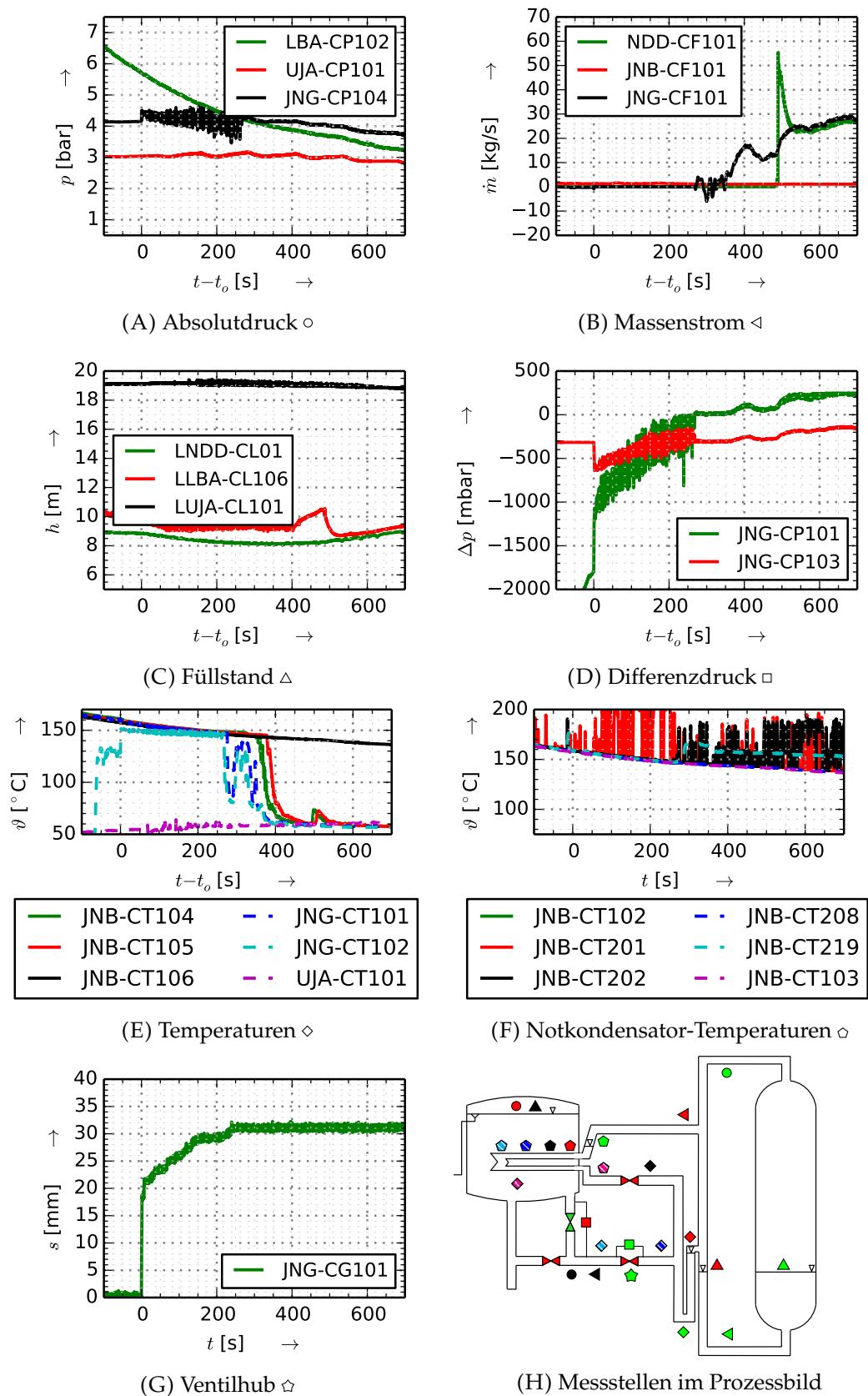


ABBILDUNG A.11: Experimentelle Ergebnisse des kleinen Speisewasserlecks EASY-2 mit Messstellenübersicht

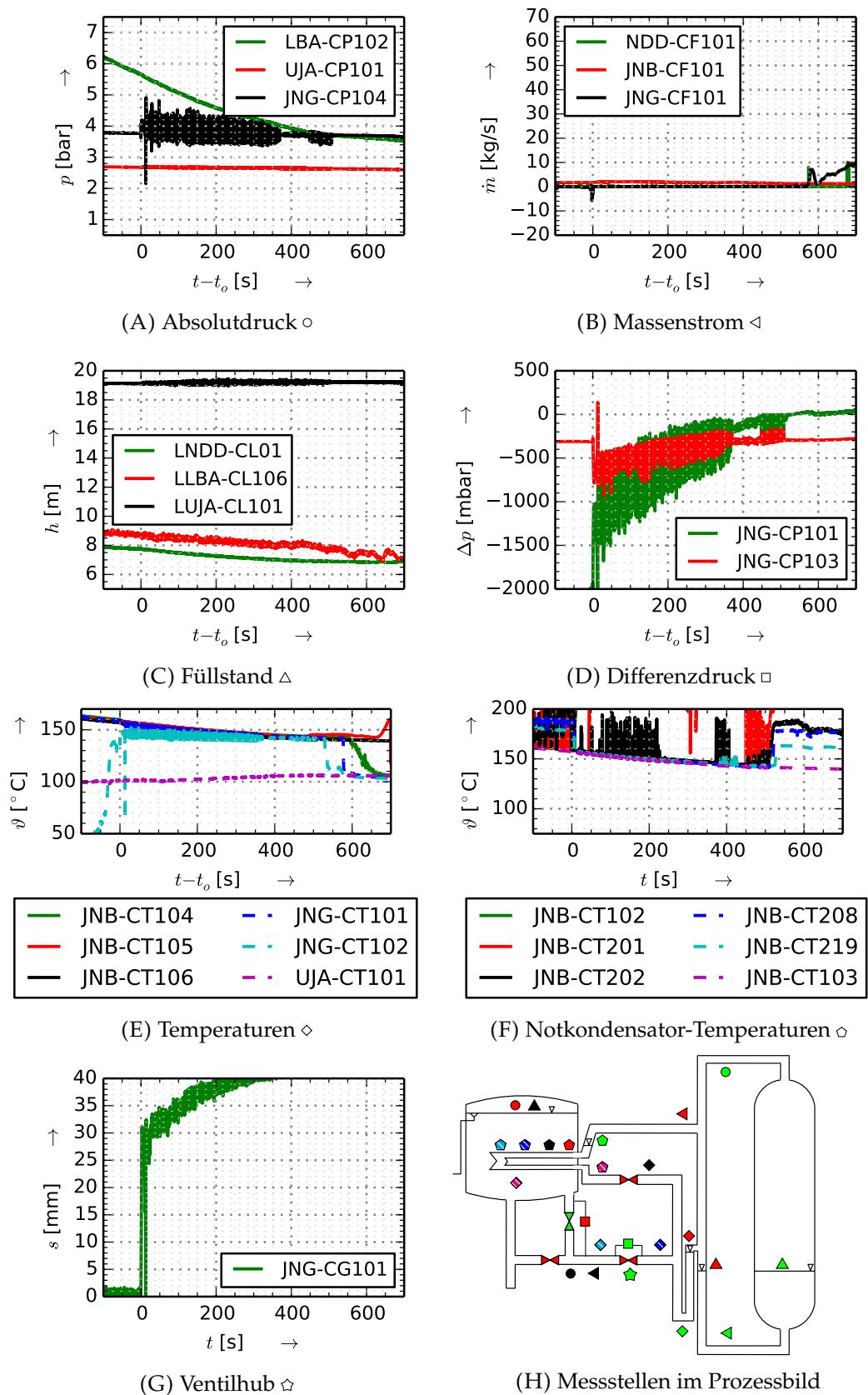


ABBILDUNG A.12: Experimentelle Ergebnisse des Reaktorbodenlecks
EASY-3 mit Messstellenübersicht

Anhang B

Weitere Daten zum Flutventil

B.1 Versuchsmatrix

TABELLE B.1: Durchgeführte Kraft-Weg-Messungen

	1 bar	2 bar	3 bar	4 bar	5 bar	6 bar
Luft						
10/16	x	x	x		x	x
12/16		x	x	x	x	x
03/17-2						
04/17	x	x		x		
Wasser						
10/16	x		x			
12/16		x	x	x	x	x
04/17	x	x	x	x	x	

TABELLE B.2: Durchgeführte Öffnungsdruck-Messungen

	1 bar	2 bar	3 bar	4 bar	5 bar	6 bar
Luft						
10/16	x	x	x	x		
12/16	x	x	x			
03/17-2						
04/17			x			
Wasser						
10/16		x	x	x		
12/16						
04/17	x			x	x	x

B.2 Versuchsliste

In der folgenden Liste ist die zeitliche Reihenfolge der Versuche mit Anmerkungen dargestellt. Die Benennung der Versuche erfolgte nach dem Muster EASY-THD-xx-yy-zz, mit xx für Niederdruck, yy für Hochdruck und ggf. zz als Kommentar.

Versuche Oktober 2016 mit Luft

EASY-THD-00-00_[01-03]	$p_{Ü} = 0$ bar, Luft, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-01-01_[01-03]	$p_{Ü} = 1$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-02-02_[01-04]	$p_{Ü} = 2$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-04-04_[01-06]	$p_{Ü} = 4$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-05-05_[01-04]	$p_{Ü} = 5$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-00-03_[01-04]	$p_{Ü} = 0$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-01-04_[01-03]	$p_{Ü} = 1$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-02-05_[01; 03-06]	$p_{Ü} = 2$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-03-06_[01-04]	$p_{Ü} = 3$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-02-40_[01-02]	$p_{Ü} = 2$ bar, Hochdruck-Messung, Umbau auf Druckluftflasche, erneutes Anziehen der Schraube unterhalb des Ventils
EASY-THD-02-80_[01-02]	$p_{Ü} = 2$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-00-00-[01-03]_Balg	$p_{Ü} = 0$ bar, Ausbau der Feder, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-01-01-[01-02]_Balg	$p_{Ü} = 0$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-00-03-[01-02]_nachZsBau	$p_{Ü} = 0$ bar, Δp -Messung, erneuter Einbau der Feder

Versuche Oktober 2016 im gefluteten Zustand

EASY-THD-00-00-[01-05]_H2O	$p_{Ü} = 0$ bar, geflutet, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-02-02-[01-02]_H2O	$p_{Ü} = 2$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-02-04-[01-02]_H2O	$p_{Ü} = 2$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-01-04-[01-02]_H2O	$p_{Ü} = 1$ bar, Δp -Messung
EASY-THD-03-40-01_H2O	$p_{Ü} = 3$ bar, Hochdruck-Messung
EASY-THD-03-80-[02-03]_H2O	nach Versuch Entleerung
EASY-THD-01-40-01_H2O	$p_{Ü} = 1$ bar, Hochdruck-Messung, Flutung und vollständige Abdichtung des Ventils
EASY-THD-01-01-[03-09]_H2O	$p_{Ü} = 1$ bar, Kraft-Weg-Messung
EASY-THD-01-40-02_H2O	$p_{Ü} = 1$ bar, Hochdruck-Messung
EASY-THD-03-80-04_H2O	$p_{Ü} = 3$ bar, Hochdruck-Messung
EASY-THD-00-00-[06-07; 09-11]_H2O	$p_{Ü} = 0$ bar, Kraft-Weg-Messung

Versuche Dezember 2016 mit Luft

EASY-THD_01_04_[10; 10_lang]	Δp -Messung; Messfrequenz für "lang" herabgesetzt
EASY-THD_01_04_[11-12]	Δp -Messung
EASY-THD_02_05_10	Δp -Messung
EASY-THD_04_04_[20-23]	Kraft-Weg-Messung; 21_lang zur Fortsetzung
EASY-THD_03_03_[20-22]	Kraft-Weg-Messung
EASY-THD_02_02_[20-23]	Kraft-Weg-Messung; 23_lang zur Fortsetzung
EASY-THD_01_01_[20-22]	Kraft-Weg-Messung; 22_lang zur Fortsetzung

EASY-THD_05_05_[20-22]	Kraft-Weg-Messung; 22_lang zur Fortsetzung
EASY-THD_00_03_[30-22]	Δp -Messung

Versuche von Dezember 2016 im gefluteten Zustand

EASY-THD-01_01_[20-22]_H2O	Kraft-Weg
EASY-THD-02_02_[20-22]_H2O	Kraft-Weg
EASY-THD-03_03_[20-27]_H2O	Kraft-Weg
EASY-THD-04_04_[20; 22-26]_H2O	Kraft-Weg
EASY-THD-05_05_[20-24]_H2O	Kraft-Weg; mind. 2 min zum Druckausgleich
EASY-THD-02_Langzeit_[vorbereitung]_H2O	
EASY-THD-02_Langzeit_H2O	mit Druckablassen auf 5 bar
EASY-THD-03_Aufdruecken_H2O	Druckerhöhung bei geschlossenem Ventil
EASY-THD-03_05_[20-22]_H2O	Δp -Messung
EASY-THD-04_06_[20-23]_H2O	Δp -Messung
EASY-THD-05_07_[20-23]_H2O	Δp -Messung
EASY-THD-04_HubDruck_H2O	Druckabhängiger Hub
EASY-THD-05_Dichtigkeit_H2O	Flutbehälter-Seite zur Umgebung geöffnet Δp ; Dichtigkeit; Messstelle CP101 abmontiert; Auffüllen bis Wasser austritt; Luft wird ins Ventil gesogen während des Schließens; Aufdrücken auf 50 bar (RPV-Seite); Wasser wird rausgedrückt; erneutes Aufdrücken; Ventil entsichert und öffnet
EASY-THD-atm_03_[20-22]_H2O	Δp FPV-Seite zur Umgebung geöffnet
EASY-THD-06_Dichtigkeit_halbWasserDruckluft_H2O	Δp ; RPV-Seite Druckluft; FPV-Seite; noch geflutet und offen zu Atmosphäre; über CP104 entwässert; auf 5 bar gehalten; erneut entwässert

Versuche März 2017 mit Luft

sVsPFpv_air_001_01_preSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlags.

sVsPFpv_air_001_[01-04].asc: Offenes Ventil, Druck im inneren kontrolliert bis 7bar erhöhen und dann senken. Messung des Hubs. Gibt Zusammenhang zwischen Druck Kräfte am Balg und elastischen Kräfte.

sVsPFpv_air_001_04_postSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlag.

dpOpen_air_001-[01-09]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite

dpOpen_air_002-[01-03]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite

dpOpen_air_003-[01-09]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite

Entnahme Feder

sVsPFpv_air_noSpring_002_[01-03].asc: Offenes Ventil, Druck im inneren kontrolliert bis 7bar erhöhen und dann senken. Messung des Hubs. Gibt Zusammenhang zwischen Druck Kräfte am Balg und elastischen Kräfte.

sVsPFpv_air_noSpring_002_[04].asc: Wie oben mit langsameren Druckaufbau und -abbau

dpOpen_air_004-[01-10]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite

Bewegung der Hubmessung

dpOpen_air_004-[11-14]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite

sVsPFpv_air_noSpring_003_[01-02].asc: Standard, mit maximalen Druck auf RPV-Seite $p_{RPV} = 7$ bar

sVsPFpv_air_noSpring_003_03.asc: mit maximalen Druck auf RPV-Seite $p_{RPV} = 4$ bar

sVsPFpv_air_noSpring_003_03_postSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlags.

Einbau Feder

sVsPFpv_air_004_01_preSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlags.

sVsPFpv_air_004_[01-03].asc: Offenes Ventil, Druck im inneren kontrolliert bei 7 bar erhöhen und dann senken.

sVsPFpv_air_004_04.asc: Offenes Ventil, Druck im inneren kontrolliert bei 5 bar erhöhen und dann senken.

dpOpen_air_005-[01-09]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV-Seite: $p_{FPV} = \{0 \text{ bar}, 2 \text{ bar}, 4 \text{ bar}\}$

sVsPFpv_air_005_[01-03].asc: Standard, mit maximalem Druck auf RPV-Seite $p_{RPV} = 7$ bar

sVsPFpv_air_005_03_postSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlags.

Ausbau und Einbau Feder

sVsPFpv_air_006_01_preSetS0.asc: Ventilschließen durch Ziehen zur Messung des oberen Anschlags.

sVsPFpv_air_006_[01-06].asc: Standard, mit maximalem Druck auf RPV-Seite $p_{RPV} = 7$ bar

dpOpen_air_006-[01-09]_0*_0*.asc: Öffnung mit nicht-geflutetem Ventil und verschiedenen Drücken auf der FPV Seite: $p_{FPV} = 0 \text{ bar}, 2 \text{ bar}, 4 \text{ bar}$

Versuche April 2017 mit Luft

EASY-THD-02_05_air-30: Ventil ist leicht geneigt, Δp -Messung

EASY-THD-sVsPFpv_air_007-00: Druck im Inneren auf ca. 8 bar erhöht und abgesenkt

EASY-THD-00_00_air-[30-32]: mit Kranzug Ventil geschlossen und geöffnet

EASY-THD-00_00_air-[33-35]_manuell: manuell Ventil geschlossen und geöffnet
 EASY-THD-01_01_air-[30-33]: mit Kranzug Ventil geschlossen und geöffnet
 EASY-THD-03_03_air-[30-33]: mit Kranzug Ventil geschlossen und geöffnet
 EASY-THD-03_03_air-[34-38]_VentAirZu: mit Kranzug Ventil geschlossen und geöffnet, Zuluft-Handrad geschlossen
 EASY-THD-sVsPFpv_air_007-[01-03]: Druck im Inneren auf ca. 8 bar erhöht und abgesenkt

Versuche April 2017 im gefluteten Zustand

EASY-THD-00_00_water-[30-32]: fehlerhaft Versuche; mit Luft gefüllt Ventil geflutet
 EASY-THD-04_04_water-[30-33]: mit Kranzug; bei -32 Peak im Hub
 EASY-THD-03_03_water-[30-33]: mit Kranzug; CP105 fällt auf 2,4 bar beim Schließen, CP204 steigt auf 3,4 bar beim Öffnen
 EASY-THD-02_02_water-[30-33]: mit Kranzug; Ventil quietscht
 EASY-THD-01_01_water-[30-33]: mit Kranzug; -31 Ventil öffnet nicht vollständig, 2x geöffnet und geschlossen, Hub vergrößert sich wieder
 EASY-THD-00_00_water-[33-36]: beim Druckabsenken ab 0,5 bar keine Wasserauströmung mehr → FPV-Seite entleert
 EASY-THD-01_01_water-[34-35]: von Umgebungsdruck auf 1 bar erhöht
 EASY-THD-01_01_water-[36-37]: von 2 bar auf 1 bar abgesenkt
 EASY-THD-01_01_water-[38-39]: Ventil angehoben und erneut abgesetzt (gerader?); Quietschen zu hören
 EASY-THD-01_01_water-40: schräg ziehen versucht, aber Kettenzug hat sich wieder ausgerichtet
 EASY-THD-01_01_water-[41-43]: Balken unter Ventil getauscht; relativ senkrechte Ausrichtung
 EASY-THD-sVsPFpv_water_001-[01-02]: Druck im Inneren auf ca. 4 bar erhöht und abgesenkt

Versuche Juni 2017

Versuche im gefluteten und eingebauten Zustand Kommentar: Orginaldaten von EASY-THD_flooding[1-11] in *Flutventil.asc* und EASY-THD_flooding[12-16] in *Flutventil-2.asc*

EASY-THD_flooding[1-3]: Rückströmung vom Standrohr zum FPV; freie Strömung aufgrund Füllstandausgleichs
 EASY-THD_flooding[4-5]: Flutung vom FPV zum Standrohr; freie Strömung aufgrund Füllstandausgleichs
 EASY-THD_flooding6: Flutung vom FPV+Standrohr; Ausströmung; s/d=100%
 EASY-THD_flooding7: Flutung vom FPV+Standrohr; Ausströmung; s/d=15%

EASY-THD_flooding8:	Flutung vom FPV+Standrohr; Ausströmung; s/d=12%
EASY-THD_flooding9:	Flutung vom FPV+Standrohr; Ausströmung; s/d=10%
EASY-THD_flooding10:	Flutung vom FPV+Standrohr; Ausströmung; s/d=5%
EASY-THD_flooding11:	Flutung vom FPV zum Standrohr; s/d=30%
EASY-THD_flooding12:	Rückströmung vom RPV zum FPV+Standrohr mit Pumpe; s/d=20%
EASY-THD_flooding13:	Rückströmung vom RPV zum FPV+Standrohr mit Pumpe; s/d=15%
EASY-THD_flooding14:	Rückströmung vom RPV zum FPV+Standrohr mit Pumpe; s/d=5%
EASY-THD_flooding15:	Rückströmung vom RPV zum FPV+Standrohr mit Pumpe; s/d=30%
EASY-THD_flooding16:	Rückströmung vom RPV zum FPV+Standrohr mit Pumpe; s/d=100%

Die Orginaldaten der Kraft-Weg-Messungen im eingebauten Zustand sind in der Datei *Flutventil-3.asc*.

EASY-THD_force[1-10]: Kraft-Weg-Messung vom eingebauten Zustand

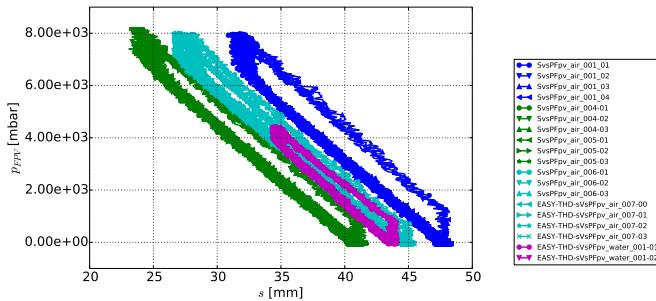
Weitere Bemerkungen

In den einzelnen Messkampagnen ist der Versuchsaufbau geändert worden.

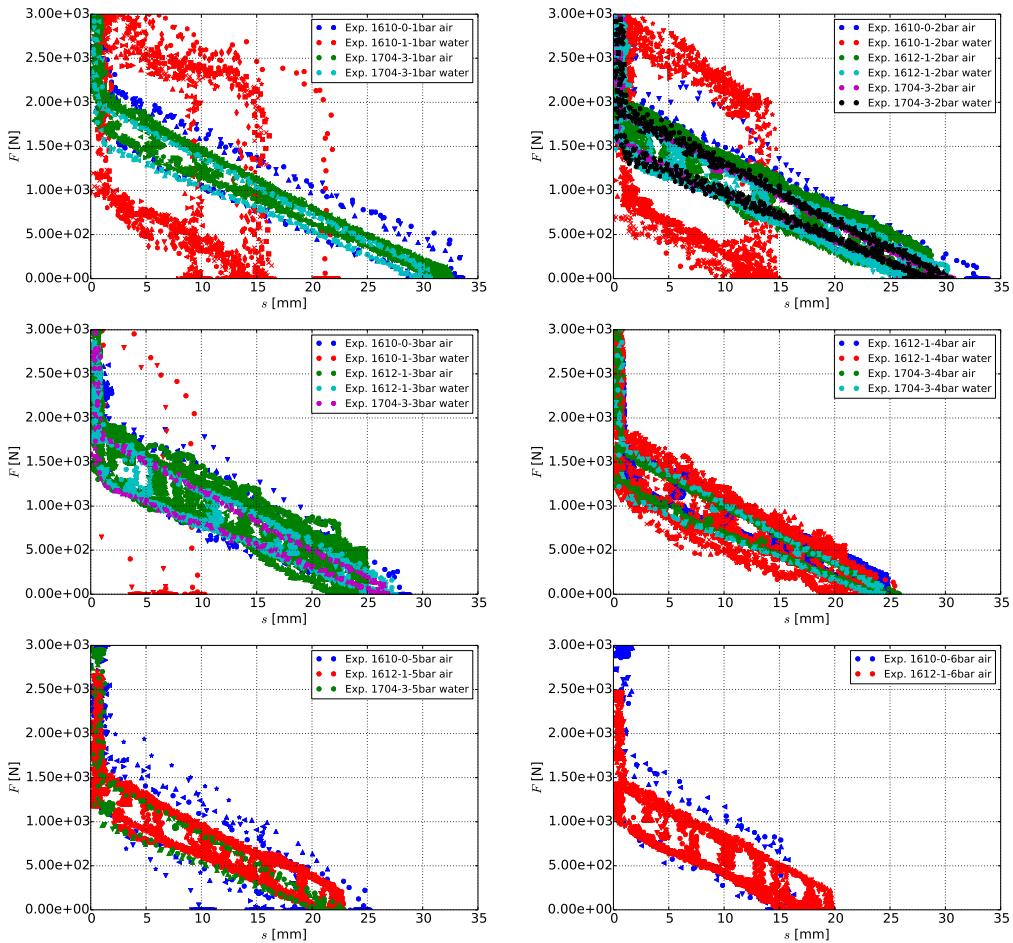
- 12/16: die Druckmessung auf der ND-Seite wird an den Kolbenraum auf der HD-Seite umgesetzt. Der ND ist über die Differenzdruckmessung zu bestimmen. Das Ventil wird über eine kleine Handratsche geöffnet und geschlossen.
- 03/16: die Kraftmessdose ist nicht installiert, jedoch ist eine weitere Druckmessung auf der ND-Seite angebracht.
- 03/16-2 und 04/16: eine neue Kraftmessdose ist eingebaut. Um das Ventil zu neigen, wird es auf Balken gestellt. Das Ventil wird hauptsächlich über die automatische Seilwinde geöffnet und geschlossen. Der Zusatz *manuell* weist Versuche mit Betätigung der Handratsche aus.

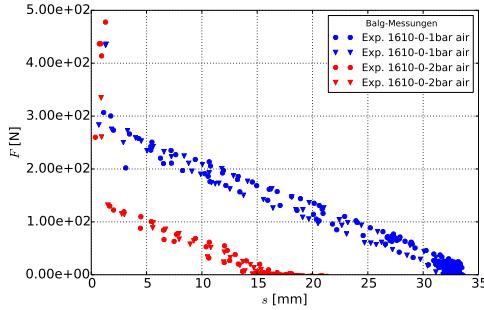
B.3 Messdaten

B.3.1 Druck-Weg-Messungen



B.3.2 Kraft-Weg-Messungen





B.4 Bestimmung der Fehlergrenzen

Im Rahmen der Parameterüberprüfung sind die Fehlergrenzen des berechneten Differenzdruck im passiven Betrieb über die lineare Fehlerfortpflanzung bestimmt worden. Im Folgenden wird die vereinfachte Fehlerabschätzung dargestellt. Dabei ist mit Δ der absolute und δ der relative Fehler bezeichnet.

$$\Delta(\Delta p) = \frac{\Delta A_2}{A_2} \cdot |\Delta p| + \frac{1}{A_2} (\Delta F_{Sys,1} + \Delta F_{Gew} + \Delta F_{Bwg} + \Delta F_{elastisch} + \Delta F_R) \quad (B.1)$$

mit

$$\begin{aligned} \delta F_{sys,1} &= \frac{\Delta A_1}{A_1} + \frac{|\Delta p_{atm} + \Delta \tilde{p}_{FPV}|}{p_{atm} - \tilde{p}_{FPV}} \\ \Delta \tilde{p}_{FPV} &= \Delta p_{FPV} + (\Delta h_{FPV} + \Delta h_0) \cdot g \cdot \rho + (h_{FPV} - h_0) \cdot g \cdot \Delta \rho \\ \Delta F_{Gew} &= \Delta F_{Bwg} = g \cdot \Delta m \\ \delta F_{elastisch} &= \begin{cases} \delta F_B = \delta K_B + \delta s_{B0} & \text{für ausgebaut Feder} \\ \delta F_{FB} = \delta K_{FB} + \delta s_{FB0} & \text{Standard-Konfiguration} \end{cases} \\ \Delta A_1 &= \frac{\pi}{4} \cdot (D_{i,1} + D_{a,1}) \cdot \Delta D \\ \Delta A_2 &= \frac{\pi}{2} \cdot D_2 \cdot \Delta D \end{aligned}$$

und den folgenden abgeschätzten Messungenauigkeiten. Die Angaben für den relativen Fehler des Balgs und der Feder ergeben sich aus [42].

$$\begin{array}{llll} \Delta p_{atm} & = & 0,005 \text{ bar} & \Delta D & = & 1 \text{ mm} & \delta K_B & = & 0,077 \\ \Delta p_{FPV} & = & 0,05 \text{ bar} & \Delta h_0 & = & 1 \text{ mm} & \delta s_{B0} & = & 0,184 \\ \Delta m & = & 0,005 \text{ kg} & \Delta h_{FPV} & = & 5 \text{ mm} & \delta K_{FB} & = & 0,021 \\ \Delta \rho & = & 1 \cdot 10^{-5} \text{ kg/m}^3 & \Delta F_R & = & 500 \text{ N} & \delta s_{FB0} & = & 0,052 \end{array}$$

Für die Einzeleffekt-Versuche ergibt sich ein durchschnittlicher Fehler von 235 mbar

für Versuche mit eingebauter Feder und von 69 mbar ohne Feder. Der maximale absolute Fehler tritt in Versuch PCFS_2_5_01 mit 247 bar mit Feder und in PCFS_1_2_03 mit 78 bar ohne Feder auf. In den Integral-Versuchen beträgt der maximale absolute Fehler 225 mbar für alle Versuche.

B.5 Beschreibung der Ventil-Komponente in ATHLET

Es wird ein Objektname AVALVE mit den folgenden thermohydraulischen Kenngrößen des vollständig geöffneten Ventils definiert: die freie Querschnittsfläche FV, der Massenträgheitsterm A1V, die flächenbezogene Druckverlustzahl für die Durchströmung in Flussrichtung ZETAVV und der Faktor der Druckverlustzahl der Rückströmung AKMUV. Als Ventiltyp ITYPV wird ein Standardventil (ITYPV=0) ausgewählt, bei dem zusätzlich als Parameter der Name des Steuersignals der relativen freien Querschnittsfläche SGAREA sowie Tabellen für den Zusammenhang zwischen freier Querschnittsfläche und relativer Druckverlustzahl TABLZV bzw. relativem Massenträgheitsterm TABLAV anzugeben sind. Für die beiden Tabellen sind Standardwerte hinterlegt. Alternativ zum Standardventil kann der Typ Rückschlagklappe (ITYPV=1, 2, 3) mit verschiedenen Aktivierungsgrößen oder ein benutzerdefinierter Ventil (ITYPV=99) ausgewählt werden. Zur Beschreibung der weiteren Parameter wird auf das Benutzerhandbuch verwiesen [37].

Eingabedaten für die Definition eines Ventils:

```
C---- VALVE
Input:
AVALVE
FV      A1V      ZETAVV      AKMUV      ITYPV
If ITYPV = 0:
SGAREA      TABLZV      TABLAV
 Optionally, if ITYPV = 1,2,3:
SGBACK
If |ITYPV| = 99:
ANG_MIN      ANG_MAX      SUB_WEI      MOM_IN
```

Die Definition von Steuersignalen (in ATHLET GCSM-Signale) erfolgt durch die folgenden Zeilen [37]:

```
S---- COMTEX
YNAME CONTYPE X1NAME X2NAME X3NAME X4NAME
IOPT      GAIN      A1      A2      A3      A4
```

COMTEX dient als Kommentar innerhalb der Ausgabe. Der unter dem Schlüsselwort VALVE bei SGAREA angegebene Name findet sich in YNAME wieder. Als Reglertyp CONTYPE wird für das Flutventil eine Funktion verwendet. Die Abszissen-Werte werden unter X1NAME angegeben. Weiterhin besteht die Möglichkeit einen 2-Punkt-Regler unter X2NAME, ein Reset-Signal unter X3NAME und ein Set-Signal unter X4NAME zu benennen. Für X3NAME und X4NAME können Signale oder Tabellen hinterlegt werden. Wenn Tabellen mit zeitlichem Verlauf angegeben werden, wird der Parameter IOPT verwendet, um die Einbindung der Funktion zu bestimmen. GAIN entspricht dem Verstärkungsfaktor. Die Koeffizienten A1 bis A4 werden bei Verwendung einer Funktion auf Null gesetzt. Bei der Kopplung mit Python wird unter CONTYPE ein externer Regler angegeben und die Werte X1NAME bis X4NAME entfallen. Die Koeffizienten A1 bis A4 werden ebenfalls auf Null gesetzt. Die Ergebnisgröße wird extern vorgeschrieben und steht für weitere Berechnungen in ATHLET zur Verfügung.

B.6 Weiterführende Information

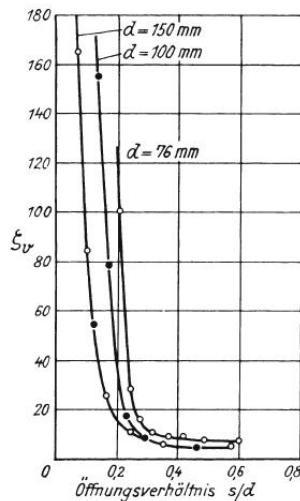


ABBILDUNG B.1: Änderung der Druckverlustzahl mit dem Öffnungsverhältnis für ein Geradsitzventil [43]

Anhang C

Ergänzende Simulationsergebnisse

Versuch	Beschreibung	Seite
PCFS_2_4_01	Referenzversuch	Abb. C.1, S. 141
PCFS_2_3_01	verringelter Druck im Flutbeckenbehälter	Abb. C.2, S. 141
PCFS_1_6_02	ohne Notkondensator-Betrieb	Abb. C.3, S. 142
EASY-1	großes Frischdampfleitungsleck	Abb. C.4, S. 143
EASY-2	kleines Speisewasserleitungsleck	Abb. C.5, S. 143
EASY-3	Reaktorbodenleck	Abb. C.6, S. 143

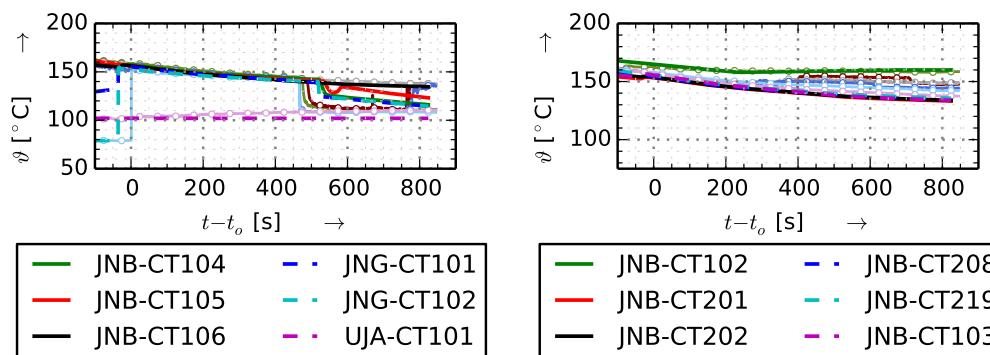


ABBILDUNG C.1: Ergänzende Simulationsergebnisse für den Referenzfall über die Zeit (Kreise: Experiment)

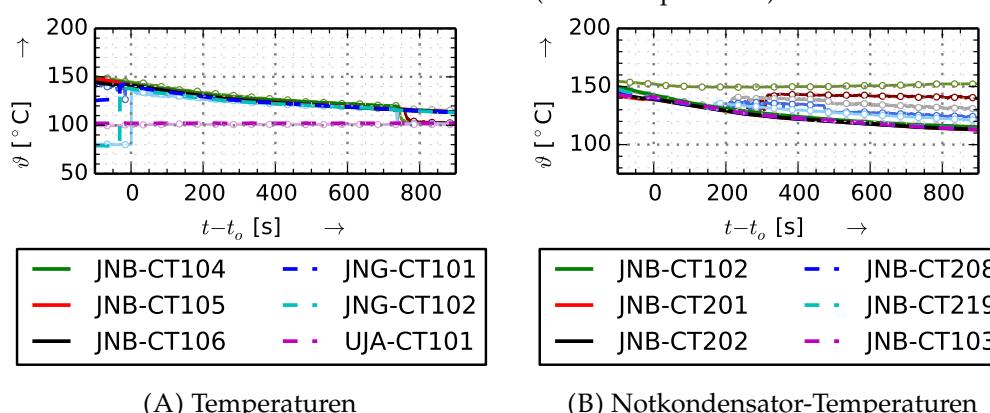


ABBILDUNG C.2: Ergänzende Simulationsergebnisse mit einem verringerten Druck im Flutbeckenbehälter über die Zeit (Kreise: Experiment)

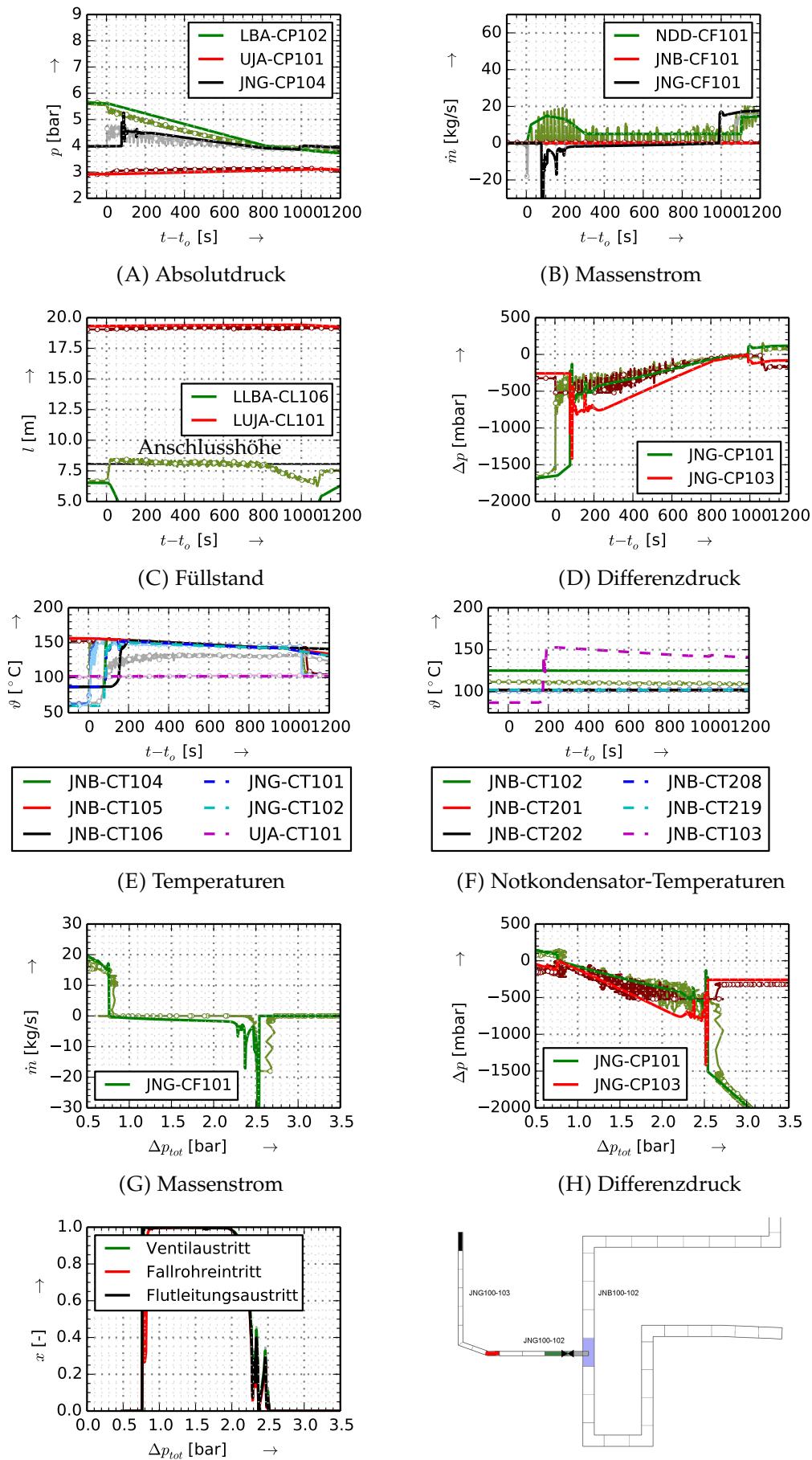


ABBILDUNG C.3: Simulationsergebnisse ohne Notkondensator-Betrieb

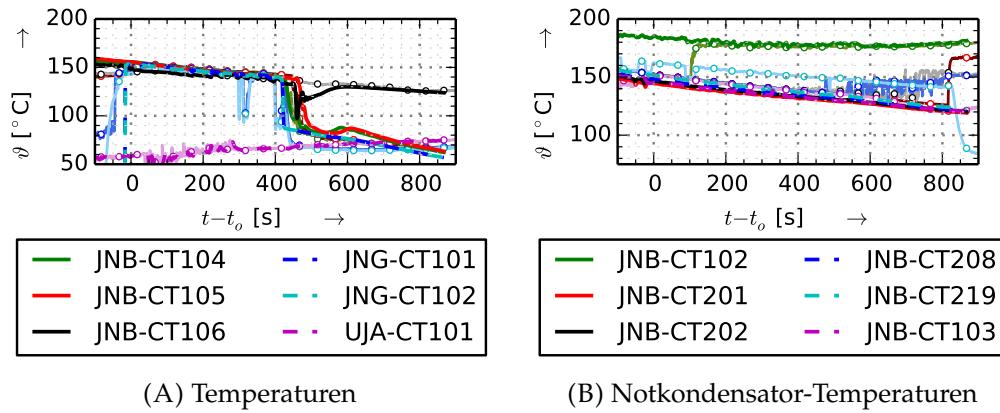


ABBILDUNG C.4: Ergänzende Simulationsergebnisse zum Frischdampfleitungsleck über die Zeit (Kreise: Experiment)

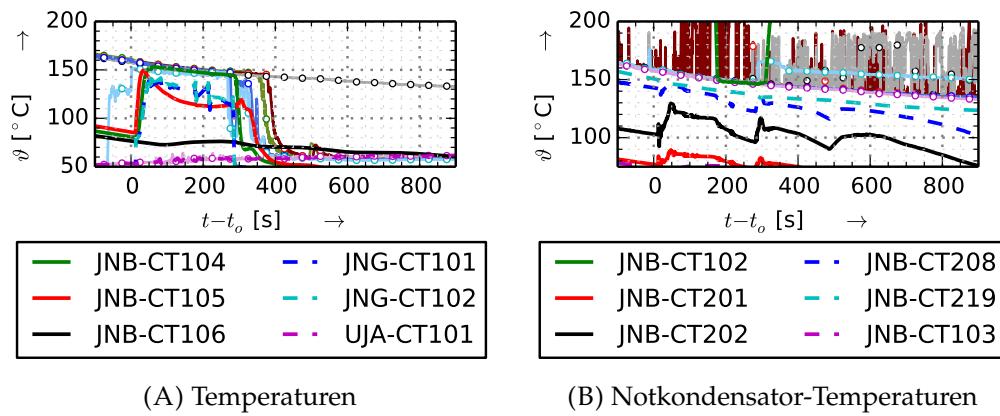


ABBILDUNG C.5: Ergänzende Simulationsergebnisse zum kleinen Speisewasserleck über die Zeit (Kreise: Experiment)

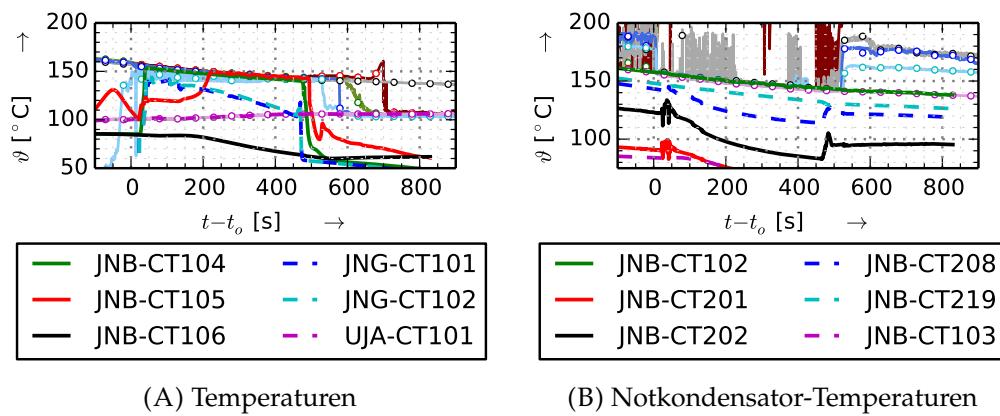


ABBILDUNG C.6: Ergänzende Simulationsergebnisse zum Reaktorbodenleck über die Zeit (Kreise: Experiment)

Literatur

- [1] *Kernenergie in Zahlen 2018*. Brochure. Letzter Zugriff August 2018. Berlin, 2018. URL: <http://www.kernenergie.de/kernenergie-wAssets/docs/service/621kernenergie-in-zahlen2017.pdf>.
- [2] G. Petrangeli. *Nuclear safety*. 1. Auflage. Elsevier, 2006.
- [3] Z. V. Stosic, W. Brettschuh und U. Stoll. „Boiling water reactor with innovative safety concept: The Generation III+ SWR-1000“. In: *Nuclear Engineering and Design* 238.8 (2008), S. 1863–1901. ISSN: 00295493.
- [4] K. D. Kok. *Nuclear engineering handbook*. 2009.
- [5] M. Volkmer. *Kernenergie Basiswissen*. Brochure. Letzter Zugriff August 2018. 2013. URL: <https://www.kernenergie.de/kernenergie-wAssets/docs/service/018basiswissen.pdf>.
- [6] A. Ziegler und H.-J. Allelein. *Reaktortechnik: physikalisch-technische Grundlagen*. Springer-Verlag, 2013.
- [7] L. Fennern. „Design evolution of BWRs: Dresden to generation III+“. In: *Progress in Nuclear Energy* 102 (2018), S. 38–57.
- [8] AREVA NP GmbH. *The 1250 MWe Boiling Water Reactor*. Brochure. Letzter Zugriff Mai 2019. Erlangen, 2010. URL: <https://docplayer.net/12389597-The-1250-mwe-boiling-water-reactor.html>.
- [9] B. für Strahlenschutz. *Die Katastrophe im Kernkraftwerk Fukushima nach dem Seebben vom 11. März 2011: Beschreibung und Bewertung von Ablauf und Ursachen*. 2012.
- [10] T. Cloppenborg, C. Schuster und A. Hurtado. „Two-phase flow phenomena along an adiabatic riser—An experimental study at the test-facility GENEVA“. In: *International Journal of Multiphase Flow* 72 (2015), S. 112–132.
- [11] D. Hinds und C. Maslak. „Next-generation nuclear energy: The ESBWR“. In: *Nuclear News* 49.1 (2006), S. 35–40.
- [12] T. L. Schulz. „Westinghouse AP1000 advanced passive plant“. In: *Nuclear Engineering and Design* 236.14-16 (2006), S. 1547–1557.
- [13] A. Morozov und A. Soshkina. „Passive Core Cooling Systems for Next Generation NPPs: Characteristics and State of the Art“. In: 2008.

- [14] Q. NguyenLe. *BWR drywell behavior under steam blowdown*. Techn. Ber. Argonne National Lab., 1998.
- [15] IAEA. „Natural Circulation Phenomena Modelling for Advanced Water Cooled Reactors“. In: *IAEA TECDOC-1677* (2012).
- [16] *Handbuch Reaktorsicherheit und Strahlenschutz*. Letzter Zugriff August 2018. Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit, 2015. Kap. 3-56: Bekanntmachung über die Anwendung der deutschen Fassung des Handbuchs der Internationalen Nuklearen und Radiologischen Ereignis-Skala (INES) in kerntechnischen Einrichtungen sowie im Strahlenschutz außerhalb der Kerntechnik. URL: https://www.bfe.bund.de/SharedDocs/Downloads/BfE/DE/rsh/3-bmub/3_56.pdf?__blob=publicationFile&v=1.
- [17] S. Buchholz, A. Schaffrath, G. Bonfigli, N. Kaczmarkiewicz, N. Neukam, F. Schäfer und T. Wagner. „Evidence of design basis accidents mitigation solely with passive safety systems within the frame of the German EASY project“. In: Xi'an, China, Qujiang Int'l Conference Ctr., September 3-8, 2017: NURETH 17, 2017.
- [18] A Manera, W. De Kruijf, T. Van der Hagen und R. Mudde. „Experiments with the CIRCUS-facility on flashing-induced instabilities during startup of natural-circulation-cooled BWRs“. In: *Proceedings PHYSOR*. 2000, S. 7–11.
- [19] Y Kozmenkov, U Rohde und A Manera. „Validation of the RELAP5 code for the modeling of flashing-induced instabilities under natural-circulation conditions using experimental data from the CIRCUS test facility“. In: *Nuclear Engineering and Design* 243 (2012), S. 168–175.
- [20] S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „ESBWR passive safety system performance under loss of coolant accidents“. In: *Progress in Nuclear Energy* 96 (2017), S. 1 –17. ISSN: 0149-1970.
- [21] M Ishii, S. Ravankar und R Dowlati. *Scientific design of Purdue University multi-dimensional integral test assembly (PUMA) for GE SBWR*. Techn. Ber. Nuclear Regulatory Commission, 1996.
- [22] J. Yang, S.-W. Choi, J. Lim, D.-Y. Lee, S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „Assessment of performance of BWR passive safety systems in a small break LO-CA with integral testing and code simulation“. In: *Nuclear Engineering and Design* 247 (2012), S. 128–135.
- [23] J. Lim, S. W. Choi, J. Yang, D. Y. Lee, S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „Assessment of passive safety system performance under main steam line break accident“. In: *Annals of Nuclear Energy* 64 (2014), S. 287–294. ISSN: 03064549.

- [24] J. Lim, J. Yang, S. W. Choi, D. Y. Lee, S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „Assessment of passive safety system performance under gravity driven cooling system drain line break accident“. In: *Progress in Nuclear Energy* 74 (2014), S. 136–142. ISSN: 01491970.
- [25] J. Yang, J. Lim, S. W. Choi, D. Y. Lee, S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „Behaviors of passive safety systems under a Feed Water Line Break LOCA on a Generation III+ Boiling Water Reactor“. In: *Progress in Nuclear Energy* 83 (2015), S. 35–42. ISSN: 01491970.
- [26] R. Gamble. „ESBWR technology program: test program“. In: *NRC-GE Meeting, Rockville, Maryland*. 2002.
- [27] J. Dreier, M. Huggenberger, C. Aubert, T. Bandurski, O. Fischer, J. Healzer, S. Lomperski, H. Strassberger, G. Varadi und G. Yadigaroglu. „The PANDA facility and first test results“. In: *Kerntechnik* (1987) 61.5-6 (1996), S. 214–222.
- [28] M Huggenberger, C Aubert, T. Bandurski, J Dreier, O Fischer, H. Strassberger und G Yadigaroglu. „ESBWR related passive decay heat removal tests in PANDA“. In: *Proc. of ICONE-7, ICONE-7322* (1999).
- [29] D. Paladino, O. Auban, M. Huggenberger und J. Dreier. „A PANDA integral test on the effect of light gas on a Passive Containment Cooling System (PC-CS)“. In: *Nuclear Engineering and Design* 241.11 (2011), S. 4551–4561.
- [30] D. Paladino und J. Dreier. „PANDA: a multipurpose integral test facility for LWR safety investigations“. In: *Science and Technology of Nuclear Installations* 2012 (2012).
- [31] J. Yang, S.-W. Choi, J. Lim, D.-Y. Lee, S. Rassame, T. Hibiki und M. Ishii. „Counterpart experimental study of ISP-42 PANDA tests on PUMA facility“. In: *Nuclear Engineering and Design* 258 (2013), S. 249–257.
- [32] T. Wagner und T. Mull. „The set-up of the INKA test facility at Karlstein within the frame of the German EASY project“. In: Xi'an, China, Qujiang Int'l Conference Ctr., September 3-8, 2017: NURETH 17, 2017.
- [33] S. Leyer und M. Wich. „The Integral Test Facility Karlstein“. In: *Science and Technology of Nuclear Installations* 2012.4 (2012), S. 1–12. ISSN: 1687-6075.
- [34] IAEA. „Natural circulation in water cooled nuclear power plants“. In: *IAEA TECDOC-1474* (2005).
- [35] IAEA. „Passive Safety Systems and Natural Circulation in Water Cooled Nuclear Power Plants“. In: *IAEA TECDOC-1624* (2009).
- [36] S. Buchholz und W. Klein-Heßling. „The code system AC2 for the simulation of advanced reactors within the frame of the German EASY project“. In: Xi'an, China, Qujiang Int'l Conference Ctr., September 3-8, 2017: NURETH 17, 2017.

- [37] G. Lerchl, H. Austregesilo, P. Schöffel, D. von der Cron und F. Weyermann. „ATHLET Mod 3.0 Cycle A-User’s Manual“. In: *Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH* (2012).
- [38] F. Bernhard. *Handbuch der technischen Temperaturmessung*. Springer-Verlag, 2014.
- [39] N. Kaczmarkiewicz, G. Bonfigli, S. Leyer und T. Wagner. „Influence of two-phase reverse flow in the passive core flooding system: experiments and simulations within the frame of the German EASY project“. In: Xi'an, China, Qujiang Int'l Conference Ctr., September 3-8, 2017: NURETH 17, 2017.
- [40] N. Kaczmarkiewicz, G. Bonfigli und T. Wagner. „Experimental and numerical study of a passive core flooding system“. In: Hamburg, Deutschland, Kongresszentrum Hamburg, Mai 10-12, 2016: AMNT 16, 2016.
- [41] N. Kaczmarkiewicz, G. Bonfigli, S. Leyer und T. Wagner. „Performance of the Passive Core Flooding System in the Integral Tests of the Project EASY“. In: Berlin, Deutschland, Kongresszentrum Estrel, Mai 30-31, 2018: AMNT 18, 2018.
- [42] T. Weiland. *Vorversuche mit dem Flutventil Typ 815 (Prototyp Conrads)*.
- [43] VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen. 11. Auflage. VDI-Buch. Berlin: Springer Vieweg, 2013. ISBN: 978-3-642-19980-6.
- [44] W. Wagner. *Rohrleitungstechnik*. 11. Auflage. Kamprath-Reihe. Würzburg: Vogel Buchverlag, 2014. ISBN: 978-3-8343-3283-7.
- [45] A. Savitzky und M. J. Golay. „Smoothing and differentiation of data by simplified least squares procedures.“ In: *Analytical chemistry* 36.8 (1964), S. 1627–1639.
- [46] W. Bierwerth. *Tabellenbuch Chemietechnik: Daten, Formeln, Normen, vergleichende Betrachtungen aus den Bereichen: allgemeine und technische Mathematik, Physik, Chemie, Verfahrenstechnik, Werkstoffkunde, Prozessleittechnik/MSR-Technik, Arbeitssicherheit*. 6. Auflage. Europa-Fachbuchreihe für Chemieberufe. Haan-Gruiten: Verl. Europa-Lehrmittel, 2007. ISBN: 978-3-8085-7086-9.
- [47] R. Bryk, H. Schmidt, T. Mull, T. Wagner, I. Ganzmann und O. Herbst. „Modeling of KERENA emergency condenser“. In: *Archives of Thermodynamics* 38.4 (2017), S. 29–51.
- [48] Y. Taitel, D. Bornea und A. E. Dukler. „Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes“. In: *AIChE Journal* 26.3 (1980), S. 345–354. ISSN: 0001-1541.
- [49] R. Drescher, T. Wagner und S. Leyer. „Passive BWR integral LOCA testing at the Karlstein test facility INKA“. In: *Atw Internationale Zeitschrift für Kernenergie* 60.5 (2014), S. 302–306.