

KfK 4302
EUR 10538d
August 1987

Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgängen während der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei einem fortgeschrittenen Druckwasserreaktor

M. Cigarini
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt LWR-Sicherheit

Kernforschungszentrum Karlsruhe

KERNFORSCHUNGSZENTRUM KARLSRUHE
Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik
Projekt LWR-Sicherheit

KfK 4302
EUR 10538d

Thermohydraulische Untersuchungen zu den Vorgängen während
der Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei einem
fortgeschrittenen Druckwasserreaktor⁺

M. Cigarini

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

⁺ Als Dissertation genehmigt von der Fakultät für Maschinenbau
der Universität Karlsruhe (TH).

Als Manuskript vervielfältigt
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 7500 Karlsruhe 1

ISSN 0303-4003

KURZFASSUNG

CIGARINI, Marco :

"THERMOHYDRAULISCHE UNTERSUCHUNGEN ZU DEN VORGÄNGEN WÄHREND DER FLUTPHASE NACH EINEM KÜHLMITTELVERLUST BEI EINEM FORTGESCHRITTENEN DRUCKWASSERREAKTOR"

Das Ziel dieser Arbeit ist die Analyse des Verhaltens verschieden ausgelegter hochkonvertierender fortgeschrittener Druckwasserreaktoren (FDWR) während der Flutphase eines Kühlmittelverluststörfalles mit 2-F Bruch. Das benutzte Rechenprogramm FLUT (GRS) und die darin enthaltenen wesentlichen Modelle und Beziehungen werden kurz erläutert. Auf die eingebrachten Modelländerungen und die Gründe hierfür wird ausführlich eingegangen. Insbesondere wird ein neu entwickeltes Tröpfchenmodell beschrieben, welches eine bessere Modellierung des Fortpflanzens der Benetzungsfront ermöglicht. Die Ergebnisse der Nachrechnungen von mehreren Zwangsflutungsexperimenten in DWR- und FDWR-Geometrie, die zur Verifikation der eingeführten neuen Modelle dienen, werden dargestellt. Schließlich werden die Ergebnisse der Rechnungen für zwei FDWR-Entwürfe mit der Rechnung für eine DWR-Referenzanlage verglichen und die wichtigsten Unterschiede hervorgehoben.

ABSTRACT

CIGARINI, Marco :

"THERMOHYDRAULIC STUDY OF THE REFLOODING PHASE AFTER A LOSS OF COOLANT ACCIDENT IN AN ADVANCED PRESSURIZED WATER REACTOR"

The aim of this work is to analyse the behaviour of some different Advanced Pressurized Water Reactor (APWR) designs during the reflooding phase following a large break (double ended) loss of coolant accident (LOCA). The FLUT code and his most important physical models and correlations will be shortly discussed. The major changes will be described addressing the reasons for their introduction. A special attention is given to the description of a newly developed droplet-model, which allows a better modelling of the progression of the quench front. In order to assess the updated correlations and models, many forced reflooding experiments were evaluated. The results of these post-test calculations will be shown. The calculations for two APWR designs will be then compared with that for the reference PWR, pointing out the most important differences.

1. Einleitung	1
2. Das Rechenprogramm FLUT	5
2.1 Beschreibung des Programms	5
2.1.1 <i>Das Fluidmodell</i>	5
2.1.2 <i>Das Wärmeleitungsmodell</i>	7
2.1.3 <i>Das Benetzungsmodell</i>	8
2.1.4 <i>Das Wärmeübertragungsmodell</i>	8
2.1.5 <i>Der Primärkreislauf</i>	10
2.2 Die in dieser Arbeit eingeführten Programmänderungen (die neue Version FLUT-FDWR)	11
2.2.1 <i>Die obere Benetzungsfront</i>	11
2.2.2 <i>Tröpfchengröße im Bereich der Nebelströmung</i>	12
2.2.3 <i>Reibungsdruckverluste in einem FDWR-Kern</i>	19
2.2.4 <i>Die Zwischenphasenreibung</i>	21
3. Verifikation anhand von Zwangsflutungsexperimenten in DWR-Geometrie	22
3.1 Versuchsanlagebeschreibung und Versuchsablauf	24
3.2 Nodalisierung und Anfangsbedingungen	26
3.3 Ergebnisse der Nachrechnungen	29
3.3.1 <i>Die FLECHT-SEASET-Notkühlversuche</i>	29
3.3.2 <i>Die KfK-Notkühlversuche</i>	32
3.4 Schlußbemerkungen	35
4. Verifikation anhand von Zwangsflutungsexperimenten in FDWR-Geometrie	37
4.1 Versuchsanlagebeschreibung und Versuchsablauf	38
4.2 Nodalisierung und Anfangsbedingungen	41
4.3 Durchgeführte Rechnungen	43
4.4 Ergebnisse: Vergleich mit dem Experiment	45
4.5 Schlußbemerkungen	50
5. Rechnungen für den fortgeschrittenen Druckwasserreaktor	52
5.1 Nodalisierung und Anfangsbedingungen.	55
5.2 Rechenoptionen	62

5.3 Ergebnisse der Rechnungen	63
5.4 Schlußfolgerungen	65
6. Zusammenfassung und Ausblick	66
Literaturverzeichnis	69
Abbildungen	77
Anhang A. Die konstitutiven Gleichungen	135
Anhang B. Die Parameter des neuen Tröpfchenmodells	141

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abb. 1. DWR- und FDWR-Kerne	2
Abb. 2. Strömungsfolge bei hohen Flutraten	9
Abb. 3. Tröpfchenerzeugungsmechanismen.	13
Abb. 4. Strömungsfolge bei niedrigen Flutraten	14
Abb. 5. Blasen im Kühlkanal	16
Abb. 6. Zwischenphasenfläche A in Abhängigkeit vom Voidanteil	18
Abb. 7. Reibungsbeiwerte in DWR- und FDWR-Geometrie	20
Abb. 8. Schema der FEBA-Versuchsanlage	23
Abb. 9. FEBA-Heizstab und REBEKA-Brennstabsimulator	25
Abb. 10. Nodalisierungsschemata für die DWR-Notkühlversuche	27
Abb. 11. Hüllrohr für Versuche zum FDWR	37
Abb. 12. Schema der FLORESTAN-Teststrecke und Instrumentierung	39
Abb. 13. Der FDWR-Brennstabsimulator	40
Abb. 14. Nodalisierungsschema für die FLORESTAN-Notkühlversuche.	42
Abb. 15. Reibungsbeiwerte für die FLORESTAN-Experimente	45
Abb. 16. DWR-Nodalisierungsschema für FLUT-Programm	57
Abb. 17. DWR-Nodalisierungsschema für RELAP5/MOD1-FDWR	58
Abb. 18. FLECHT 32114 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	77
Abb. 19. FLECHT 32114 - Ausgeströmter Dampf	78
Abb. 20. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.22 m	79
Abb. 21. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.83 m	80
Abb. 22. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2.44 m	81
Abb. 23. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2.82 m	82
Abb. 24. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3.51 m	83
Abb. 25. FLECHT 32114 - Rechnung 1 Differenzdruck	84
Abb. 26. FLECHT 32114 - Rechnung 2 Differenzdruck	85
Abb. 27. FLECHT 31701 - Benetzungsfrentverlauf	86
Abb. 28. FLECHT 31701 - Kollabierter Wasserstand	87
Abb. 29. FLECHT 31701 - Voidanteil am oberen Kanalende	88
Abb. 30. FLECHT 31701 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.83 m	89
Abb. 31. FLECHT 31701 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	90
Abb. 32. FLECHT 31701 - Ausgeströmter Dampf	91
Abb. 33. FLECHT 31701 - Differenzdruck	92
Abb. 34. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	93
Abb. 35. FEBA 216 - Kastenwandtemperaturen	93
Abb. 36. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	94

Abb. 37. FEBA 216 - Kastenwandtemperaturen (Rechnung 1)	94
Abb. 38. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	95
Abb. 39. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 115 mm	95
Abb. 40. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 660 mm	96
Abb. 41. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm	96
Abb. 42. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm	97
Abb. 43. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm	97
Abb. 44. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2840 mm	98
Abb. 45. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm	98
Abb. 46. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3900 mm	99
Abb. 47. FEBA 216 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	99
Abb. 48. FEBA 216 - Differenzdruck (Rechnung 1)	100
Abb. 49. FEBA 216 - Differenzdruck (Rechnung 2)	100
Abb. 50. SEFLEX 03 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	101
Abb. 51. SEFLEX 03 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	101
Abb. 52. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm	102
Abb. 53. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm	102
Abb. 54. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm	103
Abb. 55. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm	103
Abb. 56. SEFLEX 03 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	104
Abb. 57. SEFLEX 03 - Differenzdruck	104
Abb. 58. SEFLEX 05 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	105
Abb. 59. SEFLEX 05 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	105
Abb. 60. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm	106
Abb. 61. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm	106
Abb. 62. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm	107
Abb. 63. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm	107
Abb. 64. SEFLEX 05 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	108
Abb. 65. SEFLEX 05 - Differenzdruck	108
Abb. 66. SEFLEX 07 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	109
Abb. 67. SEFLEX 07 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	109
Abb. 68. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm	110
Abb. 69. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm	110
Abb. 70. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm	111
Abb. 71. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm	111
Abb. 72. SEFLEX 07 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')	112
Abb. 73. SEFLEX 07 - Differenzdruck	112
Abb. 74. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	113
Abb. 75. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1212 mm	113
Abb. 76. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1412 mm	114

Abb. 77.	FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	114
Abb. 78.	FLORESTAN 1 - Dampfaustrittstemperatur	115
Abb. 79.	FLORESTAN 1 - Dampfaustrittsmassenstrom - Rechnung 1	115
Abb. 80.	FLORESTAN 1 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	116
Abb. 81.	FLORESTAN 1 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand	116
Abb. 82.	FLORESTAN 1 - Dampfaustrittsmassenstrom - Rechnung 2	117
Abb. 83.	FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 1	117
Abb. 84.	FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 2	118
Abb. 85.	FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 3	118
Abb. 86.	FLORESTAN 2 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	119
Abb. 87.	FLORESTAN 2 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	119
Abb. 88.	FLORESTAN 3 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	120
Abb. 89.	FLORESTAN 3 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	120
Abb. 90.	FLORESTAN 6 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	121
Abb. 91.	FLORESTAN 6 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	121
Abb. 92.	FLORESTAN 4 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	122
Abb. 93.	FLORESTAN 4 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	122
Abb. 94.	FLORESTAN 5 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm	123
Abb. 95.	FLORESTAN 5 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm	123
Abb. 96.	DWR und FDWR: Hüllrohrtemperatur des Heißen Brennstabes	124
Abb. 97.	DWR und FDWR: Benetzungsfrontverlauf am Heißen Brennstab	125
Abb. 98.	DWR: Kernaustrittsmassenstrom (Zentralkanal)	126
Abb. 99.	FDWR 1,2: Kernaustrittsmassenstrom (Zentralkanal)	127
Abb. 100.	FDWR 1,123: Kernaustrittsmassenstrom (Zentralkanal)	128
Abb. 101.	DWR: Kollabierte Wasserstände und Benetzungsfront	129
Abb. 102.	FDWR 1,2: Kollabierte Wasserstände und Benetzungsfront	130
Abb. 103.	FDWR 1,123: Kollabierte Wasserstände und Benetzungsfront	131

TABELLENVERZEICHNIS

Tab. 1.	Die Grundgleichungen	6
Tab. 2.	Benetzungsmodell im FLUT-Programm	12
Tab. 3.	Daten der Notkülversuchsteststrecken	24
Tab. 4.	Daten der nachgerechneten Notkülversuche in DWR-Geometrie	24
Tab. 5.	FLECHT 32114 - Massenbilanz zur Zeit $t=600$ s	30
Tab. 6.	Wichtigste Ergebnisse der nachgerechneten Notkühlversuche in DWR-Geometrie	35
Tab. 7.	Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnungen des ersten FDWR-Flutungsexperimentes FLORESTAN 1	47
Tab. 8.	Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnungen der FDWR-Notkühlversuche	49
Tab. 9.	Auslegungsdaten und notkühlrelevante Eigenschaften der betrachteten Reaktoren	55
Tab. 10.	Wesentliche Anfangsbedingungen für die Flutrechnungen der drei betrachteten Reaktoren	61
Tab. 11.	Wichtigste Ergebnisse der durchgeführten Reaktorrechnungen	64
Tab. A1.	Massenaustauschraten	135
Tab. A3.	Impulsaustauschraten	136
Tab. A3.	Energieaustauschraten	137

ZEICHENERKLÄRUNG

lateinische Buchstaben

A	Zwischenphasenfläche (m ²)
d	Blasen- bzw. Tröpfchendurchmesser (m)
d _h	hydraulischer Durchmesser (m)
d _k	durchschnittlicher Durchmesser der kleinen Tröpfchen (m)
d _g	durchschnittlicher Durchmesser der großen Tröpfchen (m)
d ₁	Mittelwert des Tröpfchendurchmessers im Gebiet der Benetzungsfront (m)
d ₂	Mittelwert des Tröpfchendurchmessers entfernt von der Benetzungsfront (m)
D	Brennstabdurchmesser (m)
F	Strömungskanalquerschnitt (m ²)
g	Fallbeschleunigung (m/s ²)
G _i	Energieaustauschrate (W/m ³)
h _i	spez. Enthalpie der Phase i (J/kg)
H	Steigung der Spiralrippen (m)
I _i	Impulsaustauschrate (N/m ³)
L	Länge des Bereichs mit doppelter Tröpfchendistribution (m)
N _k /N _g	Zahlenverhältnis der kleinen zur großen Tröpfchen
p	Druck (Pa); Stabmittenabstand (m)
q	lineare Stableistung (W/m)
Q	Wärmeleistungsdichte an das Fluid (W/m ³)
T _{Ein}	Temperatur des Einspeisewassers (°C)
T _L	Leidenfrost-Temperatur (°C)
T _{max}	maximale Hüllrohrwandtemperatur (°C)
T _{0,max}	maximale Hüllrohrtemperatur am Flutungsbeginn (°C)
T _s	Sättigungstemperatur (°C)
T _W	Wandtemperatur (°C)
t _{max}	Zeitpunkt, zu dem die max. Hüllrohrwandtemperatur erreicht wird (s)
t _{Ben}	Zeitpunkt, zu dem die Benetzung des Bündels beendet wird (s)
w _i	Geschwindigkeit der Phase i (m/s)
w _{Flut}	Flutrate (m/s)

griechische Buchstaben

α	Volumetrischer Dampfgehalt
α_i	Volumenanteil der Phase i
δ	Wasserfilmstärke eines Blasens (m)
ΔT_{sub}	Unterkühlung ($^{\circ}\text{C}$)
Δp	Differenzdruck (Pa)
η	Viskosität (kg/m s)
θ	Winkel zwischen der Kanalachse und der Senkrechten (Grad)
λ	Reibungsbeiwert
ρ	Dichte (kg/m ³)
σ_i	Massenaustauschrate (kg/m ³ s)

Indizes

CHF	kritische Heizflächenbelastung
l	Wasser
g	bezogen auf den großen Tröpfchen
k	bezogen auf den kleinen Tröpfchen
max	maximal
s	Sättigung
sub	Unterkühlung
v	Dampf
W	Wand

1. EINLEITUNG

Die Idee eines hochkonvertierenden fortgeschrittenen Druckwasserreaktors (FDWR) hat während der letzten Jahre viel an Interesse gewonnen. Im Rahmen einer Energiepolitik, die eine bessere Ausnutzung der verschiedenen zur Verfügung stehenden Energiequellen anstrebt, kann der FDWR insofern seinen Platz finden, als er gegenüber der Leichtwasserreaktor-Technologie eine verbesserte Uranausnutzung sowie gegenüber der Brutreaktor-Technologie eine Verminderung des Kapitaleinsatzes ermöglicht /1/.¹ An der Entwicklung dieses Konzepts wird seit einigen Jahren in der Bundesrepublik Deutschland an mehreren Forschungsinstitutionen unter Mitwirkung der Herstellerfirma Kraftwerk Union (KWU) gearbeitet. Am Kernforschungszentrum Karlsruhe wurde bereits eine Reihe theoretischer und experimenteller Arbeiten durchgeführt. Verschiedene Entwürfe wurden entwickelt und unter dem Gesichtspunkt der neutronenphysikalischen /2/ /3/ /4/ und thermohydraulischen /5//6/ Auslegung miteinander verglichen.

Das Konzept eines FDWR basiert im wesentlichen auf einer Modifikation der bestehenden DWR-Anlage, wobei der bisherige Kern mit einem quadratischen Brennstabgitter durch einen neuen mit engem hexagonalem Brennstagitter versehenen Kern ersetzt wird (Abb. 1). Hierbei sind im Falle der niedrigeren Abstandsverhältnisse ($p/D \leq 1,2$) integrale Spiralrippen statt Gitter als Abstandshalter vorgesehen. Alle anderen Großkomponenten des Kraftwerkes sollen möglichst unverändert bleiben. Trotz der niedrigeren Höhe bildet der neue Kern wegen seiner engen Stromkanäle einen erhöhten hydraulischen Widerstand im Kühlkreislauf. Dies beeinflußt nicht nur die Thermohydraulik im stationären Betrieb (und daher die Auslegung des Kraftwerkes), sondern auch den Verlauf der verschiedenen angenommenen Störfälle, deren Analyse dem Genehmigungsverfahren von Druckwasserreaktoren zugrundeliegt. So muß unter anderem bewiesen werden, daß das Notkühlsystem eines gewöhnlichen DWR in der Lage ist, auch bei einer Anlage mit einem FDWR-Kern den 'Auslegungsstörfall' zu beherrschen. Dieser besteht in einem Kühlmittelverluststörfall (LOCA) mit

¹ Der FDWR kann den Brüter nicht ersetzen. Er kann aber als Übergangsstufe zwischen Leichtwasser- und zukünftiger Brutreaktortechnologie angesehen werden.

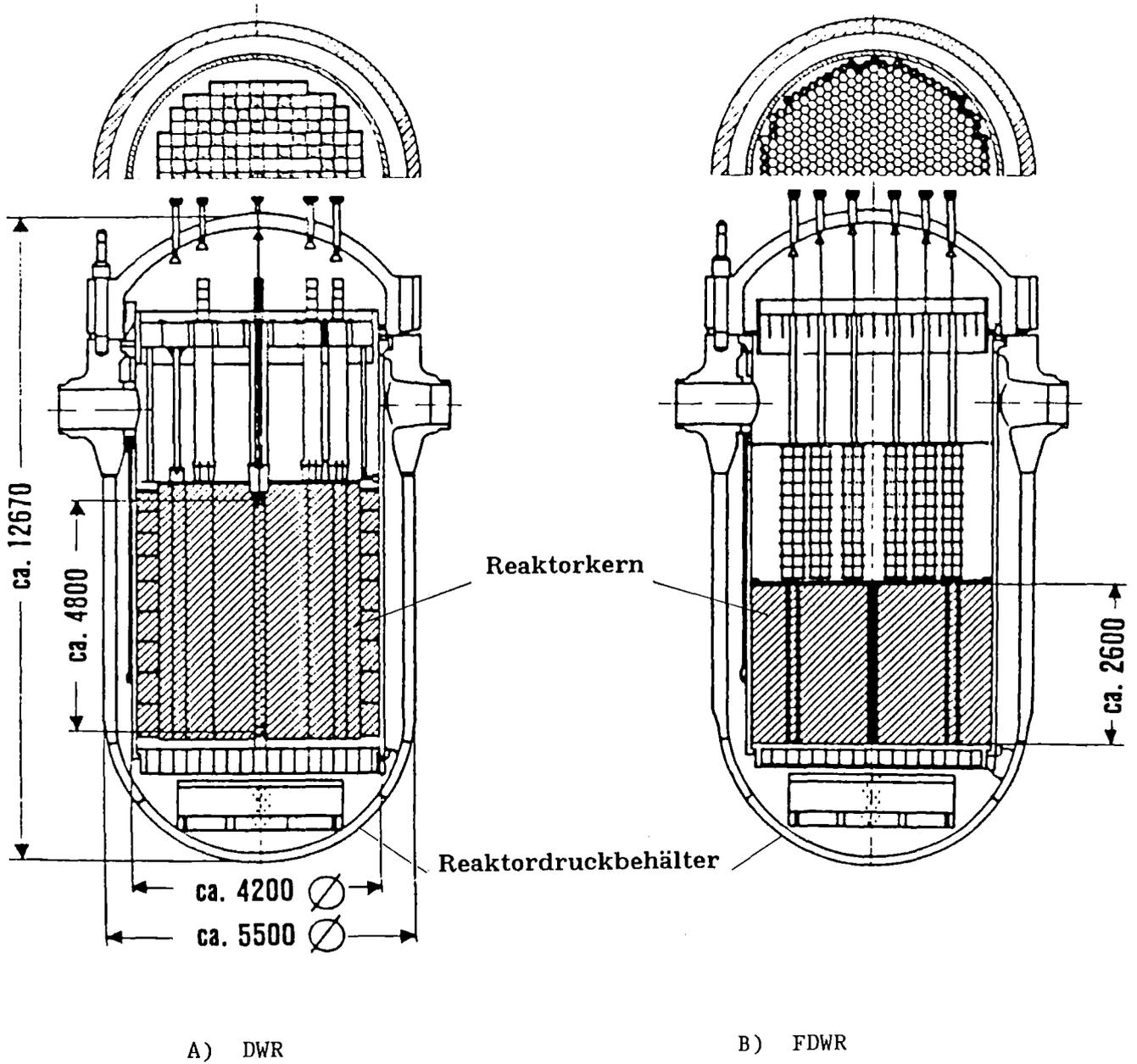


Abb. 1. DWR- und FDWR-Kerne: Auslegungseigenschaften

doppelseitig offenen Bruch (2-F Bruch) der Hauptkühlmittelleitung im kalten Strang zwischen Hauptkühlmittelpumpe und Reaktordruckbehälter.

Der Ablauf dieses Störfalles läßt sich in zwei Phasen unterteilen:

die Druckentlastungsphase, während der das Kühlmittel durch die Bruchstelle aus dem Reaktor fließt und der Druck sehr schnell abnimmt,

die Wiederauffüll- und Flutphase, bei der das vom Notkühlsystem eingespeiste Wasser den Kern des Reaktors wiederbenetzt.

In dieser Arbeit wird die zweite Phase, die Flutphase, anhand der FDWR-Entwürfe des Kernforschungszentrums Karlsruhe /7/ untersucht.

Bisherige Rechnungen dieser Phase für FDWR-Entwürfe außerhalb des Kernforschungszentrums /8/ /9/ /10/ wurden mit Programmen durchgeführt, die auf dem homogenen Fluidmodell mit einem Schlupfansatz beruhen. In diesen Modellen werden für das homogenisierte Fluid die Erhaltungsgleichungen der Masse, des Impulses und der Energie durch empirische Beziehungen ergänzt, die den Geschwindigkeitsunterschied zwischen Wasser und Dampf berücksichtigen. Durch diese einfachen Beziehungen kann aber eine mögliche Gegenströmung von Wasser im Dampf nicht dargestellt werden. Darüberhinaus basieren diese Modelle auf der Annahme des thermischen Gleichgewichts zwischen den beiden Phasen /9/, was jedoch nicht immer gegeben ist.

Für die vorliegende Arbeit wurde das Rechenprogramm FLUT (GRS-Garching) /11/ gewählt, da es auf dem Zweifluidmodell basiert, was die Berücksichtigung der zahlreichen mechanischen und thermischen Ungleichgewichterscheinungen der Flutphase erlaubt. Die Anwendung eines Zweifluidmodells entspricht auch den Anforderungen der jetzigen Sicherheitsphilosophie, die danach strebt, durch sog. 'Best Estimate Analyses' die wirklichen Sicherheitsüberschüsse der Anlagen zu schätzen.

Um die Zuverlässigkeit des FLUT-Programms zu überprüfen, wurden mehrere Zwangsflutungsexperimente in DWR- (s. Kap. 3) und FDWR- (s. Kap. 4) Geometrie ausgewertet. Diese erste Rechnungen haben die allgemein gute Fähigkeit des Programms bewiesen, die wesentlichen Erscheinungen der Wiederbenetzung eines Brennstabbündels wiederzugeben. Es waren aber auch Abweichungen zwischen den Rechnungen und den Messdaten zu beobachten. Insbesondere wurde in mehreren Fällen ein im Vergleich mit den Experimenten zu langsames Fortpflanzen der unteren Benetzungsfront berechnet. Dies wies auf die Notwendigkeit hin, das Programm derart weiterzuentwickeln, daß der Wiederbenetzungsvorgang besser simuliert werden kann. Daher wurden Änderungen ins Programm eingebracht und neue Beziehungen eingeführt und getestet (s. Kap. 2), die die Übereinstimmung mit den experimentellen Daten verbesserten (s. Kap. 3 und 4). Mit der so entwickelten neuen FDWR-Version des Programms wurden anschließend die Reaktorrechnungen durchgeführt (s. Kap. 5).

Die Auswertung des FDWR-Verhaltens bei den ATWS-Störfällen und während der ersten Phase, der Druckentlastungsphase, des LOCA wurde im Kernforschungszentrum Karlsruhe mit einer für den FDWR modifizierten Version des Programms RELAP5/MOD1 durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Arbeit /12/ dienten als Referenzanfangsbedingungen für die Rechnungen der Flutphase für zwei verschiedene FDWR-Entwürfe, die im fünften Kapitel der vorliegenden Arbeit beschrieben sind.

2. DAS RECHENPROGRAMM FLUT

Das Rechenprogramm FLUT wurde von GRS-Garching für die Analyse der Niederdruckphase des LOCA entwickelt /11/. Es wurde in Dezember 1983 vom KfK übernommen und auf dessen Großrechenanlage implementiert. Seitdem wurden verschiedene Versionen des Programmes von der GRS erstellt, die immer mehr unterschiedliche Komponenten des DWR-Primärsystems simulieren konnten. Die für die vorliegende Arbeit verwendete Version ist mit der Nummer 5 gekennzeichnet. In diesem Kapitel werden die wesentlichen Eigenschaften des Programms und die eingebrachten Änderungen erläutert.

2.1 BESCHREIBUNG DES PROGRAMMS

Das Programm FLUT ist ein eindimensionales, mehrkanaliges Programm, das ein Zweifluidmodell mit sechs Grundgleichungen verwendet. Somit sind die Erhaltungsgleichungen für Dampf und Wasser getrennt. Die Wechselwirkung zwischen den Phasen ist durch drei konstitutive Gleichungen für Masse-, Impuls- und Energieaustausch dargestellt. Die Zustandsgleichungen für Wasser und Dampf ergänzen das Fluidmodell. Ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell dient dazu, die Brennstäbe und die Strukturelemente zu simulieren. Die Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Hüllrohrwand und Fluid werden durch empirische Korrelationen bestimmt, während die Positionen der unteren bzw. oberen Benetzungsfrent durch analytische Beziehungen für die Benetzungsgeschwindigkeit explizit berechnet werden.

2.1.1 Das Fluidmodell

Die sechs Erhaltungsgleichungen sind in Tab. 1 aufgeschrieben. Die Modellannahmen zur Beschreibung der Inhomogenitäten (σ_i , I_i , G_i) sind in Anhang A nach Ref. /13/ zusammengefaßt. Die partiellen Differentialgleichungen werden für die zeitlichen Ableitungen der sechs unabhängigen Variablen α , p , h_v ,

$h_1, w_v \times F, w_1 \times F$, gelöst. Das daraus resultierende System von gewöhnlichen Differentialgleichungen wird durch eine voll implizite Methode zeitlich integriert, wobei der Zeitschritt durch ein vom Benutzer bestimmtes Genauigkeitskriterium gesteuert wird /14/.

Tabelle 1: Die Grundgleichungen

$$\partial(\alpha_i \rho_i F) / \partial t + \partial(\alpha_i \rho_i w_i F) / \partial z = F \times \sigma_i$$

$$\partial(\alpha_i \rho_i w_i F) / \partial t + \partial(\alpha_i \rho_i w_i^2 F) / \partial z + F \alpha_i \partial p / \partial z = F \times I_i$$

$$\partial(\alpha_i \rho_i E_i F) / \partial t + \partial(\alpha_i \rho_i w_i E_i F) / \partial z - F \alpha_i \partial p / \partial t = F \times G_i$$

wobei:

$$E_i = h_i + w_i^2 / 2$$

mit $i = v, 1$

Die örtliche Diskretisierung folgt durch die übliche Methode der finiten Differenzen. Bei dem versetzten Maschennetz werden die meisten für die Berechnung der Ableitungen benötigten Größen von den angrenzenden Zellen auf der Basis der 'donor cell'-Annahme, d.h. aus der Zelle die sich stromaufwärts des wirklichen Maschenpunktes befindet, genommen. Für die Darstellung eines fluiddynamischen Systems stehen im Programm zwei verschiedene Komponententypen zur Verfügung:

die Rohrteile, die aus mehreren miteinander verknüpften Zellen bestehen;

die Knotenzellen, die Einzelzellen sind, in denen die Impulsgleichungen nicht gelöst werden, und die mit mehreren Rohren verbunden werden können.

Zwischen zwei Rohren muß immer eine Knotenzelle eingefügt werden.

Für die Begrenzung des Massendurchsatzes am kritischen Wert wird die Schallgeschwindigkeit in kompressibler Zweiphasenströmung nach einem eindimensionalen Modell von K.Köberlein /15/ benutzt.

2.1.2 Das Wärmeleitungsmodell

Die Brennstäbe und die Strukturelemente werden durch ein eindimensionales Wärmeleitungsmodell simuliert /16/. Damit kann man bis zu drei mehrschichtigen Materialzonen darstellen. Zwischen je zwei Zonen kann noch ein Spalt simuliert werden.

Die Wärmeerzeugung kann in jeder Schicht stattfinden, wobei der zeitliche Verlauf der Nachzerfallsleistungskurve durch die Daten eingegeben wird. Ein zusätzliches Modell berechnet die durch die Zirkon-Oxidation entstehende Wärme.

Um eine feinere Diskretisierung der Brennstäbe zu erreichen, ist es möglich, mehrere Wärmeleitersegmente pro Fluidzelle zu definieren. Eine feinere Diskretisierung des Brennstabes ist für eine genaue Berechnung der Benetzungsfreigeschwindigkeiten notwendig. Dafür kann eine willkürliche Anzahl axialer Knoten gewählt werden, die nicht miteinander verknüpft sind (es wird keine axiale Wärmeleitung berücksichtigt).

Die temperaturabhängigen Materialeigenschaften werden in tabellarischer Form durch die Eingabedaten dem Programm übergeben.

Die Integration der Wärmeleitgleichungen wird nach der Integration des fluiddynamischen Systems implizit ausgeführt.

2.1.3 Das Benetzungsmodell

Die Geschwindigkeit der unteren bzw. oberen Benetzungsfront wird anhand der Korrelationen von Ref. /17/ und /18/ explizit berechnet. Beide Beziehungen wurden durch die analytische Berechnung der Wärmeleitung zwischen dem benetzten und dem unbenetzten Teil des Hüllrohres hergeleitet und anhand verschiedener experimenteller Daten getestet. Die Bestimmung der Benetzungsfront auf diese Weise soll das Fehlen der axialen Wärmeleitung und die ziemlich grobe Brennstabdiskretisierung aufwiegen. Um den Effekt der Wasserunterkühlung zu berücksichtigen, wird eine Korrektur der Leidenfrost-Temperatur aus /19/ benutzt.

2.1.4 Das Wärmeübertragungsmodell

Der Kernkanal ist durch die Positionen der unteren und oberen Benetzungsfront in drei Gebiete eingeteilt. Für jede Zone sind im Programm mehrere Wärmeübergangsbeziehungen eingebaut, die den verschiedenen Strömungsformen entsprechen (s. Abb. 2. und Ref. /11/).

Unterhalb der unteren Benetzungsfront: Für die konvektive Wärmeübertragung zwischen Wand und Wasser wird die Beziehung von Dittus-Boelter /20/ benutzt, während für das Blasensieden diejenige von Chen /21/ herangezogen wird (für schnellere Rechnungen ist auch die Mc Adams-Korrelation /22/ vorhanden). Die kritische Heizflächenbelastung, die als obere Grenze der Wärmestromdichte gilt, wird durch die modifizierte Zuber-Korrelation /23/ /24/ berechnet. Wenn die Wandtemperatur T_W höher ist als T_{CHF} (Temperatur der kritischen Heizflächenbelastung), wird Übergangssieden angenommen, und der entsprechende Wärmeübergangskoeffizient wird durch eine Beziehung von Hsu /25/ bestimmt.

Oberhalb der unteren Benetzungsfront, d.h. im trockenen Teil des Brennstabes, werden zwei Typen von Filmsieden, die inverse Ringströmung und die Nebelströmung, und das Gebiet der einphasigen Konvektion zum Dampf unterschieden:

Strömungs- folge 1	Wärmeübergangs- bereiche	Wärmübergangs- beziehungen
	Ringströmung ← obere Benetzungsfront	Wärmeübergangskoeffizient= Konstante
	Dampfkonvektion ← $\alpha=1$	Chen-Ozkaynak-Sundaram /29/
	Nebelkühlung	Dampf: Chen-O-S /29/ Wasser: Leitung durch Dampffilm + Strahlung /28/
	Filmsieden (inverse Ringströmung) ← untere Benetzungsfront	Murao-Sugimoto /26/ (bzw. mod. Bromley) /27/ + Strahlung /28/
	Übergangssieden T_{CHF} Blasensieden	Hsu /25/ Q_{CHF} nach Zuber /23/ /24/ Chen /21/ (bzw. Mc Adams /22/)
	Flüssigkeits- konvektion	Dittus-Boelter /20/

Abb. 2. Strömungsfolge bei hohen Flutraten: Wärmeübergangsbereiche und Beziehungen des FLUT-Programms.

Für einen volumetrischen Dampfgehalt $\alpha \leq 0,4$ wird eine inverse Ringströmung angenommen und die Beziehung von Murao und Sugimoto /26/ benutzt. Als Option ist auch die modifizierte Bromley-Korrelation /27/ vorhanden. Der Beitrag der Strahlung zur gesamten Wärmeübertragung wird durch ein Modell von Deruaz und Petitpain /28/ berechnet.

Wenn der volumetrische Dampfgehalt α höher als 0,8 ist, wird eine Nebelströmung angenommen. Die Nebelkühlung ist für die Auswertung der Vorkühlung des Hüllrohres, und folglich auch für eine richtige Schätzung der maximalen Temperaturen, besonders wichtig. Im Programm wird eine phänomenologische Darstellung dieses Prozesses verwendet, wobei die Hauptwärmeübertragungsmechanismen dieses Bereichs getrennt berücksichtigt werden. Die Dampfkonvektion wird durch eine Beziehung von Chen-Ozkaynak-Sundaram /29/ berechnet.

Die Wärmeleitung durch einen Dampffilm von 0,25 mm Stärke bestimmt den Anteil der Energie, der durch Konvektion an die Wassertröpfchen übertragen wird. Der Strahlungsbestandteil wird hier auch durch das o.g. Modell von Deruaz-Petitpain /28/ berücksichtigt. Der gesamte Wärmestrom ist noch vom Energieaustausch zwischen Dampf und Wassertröpfchen /30/ abhängig (s. Anhang A).

Für mittlere Werte des volumetrischen Dampfgehaltes ($0,4 < \alpha < 0,8$) wird der Wärmeübergangskoeffizient durch ein geeignetes Interpolationsverfahren berechnet.

Die Dampfkonvektion im Gebiet mit $\alpha=1$ wird nach /29/ berechnet.

Dem Gebiet **oberhalb der oberen Benetzungsfront** wird ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient von $10.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ zugewiesen.

Wenn die benetzten Gebiete (unterhalb der unteren Benetzungsfront und oberhalb der oberen Benetzungsfront) sich wieder austrocknen ($\alpha > 0,9995$) wird Konvektion zu gesättigtem Dampf nach der Beziehung von Dougall und Rohsenow /31/ berechnet.

Für die **Strukturelemente** und für die **Dampferzeugerrohre** sind im Programm einfachere Modelle, die kein Benetzungsfrontmodell benutzen, vorhanden /20/ /22/ /23/ /24/ /27/.

2.1.5 Der Primärkreislauf

Zur Darstellung der Hauptkomponenten des Primärkreislaufs eines Kraftwerkes sind im Programm geeignete Modelle vorhanden:

Notkühlwassereinspeisung. Es ist möglich bis zu vier äußere Quellen zu simulieren, die entweder an Knotenzellen oder an Rohrteile gekoppelt sind. Die Einspeiseraten können als Funktion der Zeit oder durch die Eingabe einer konstanten Wassergeschwindigkeit und Durchströmfläche eingegeben werden. Der physikalische Zustand des Wassers ist durch die Werte der Enthalpie und des Druckes bestimmt.

Pumpen. Die Version Nr. 5 des FLUT Programms besitzt ein Kreiselpumpenmodell, das auf der empirischen Pumpencharakteristik basiert /16/. Das Modell ist in allen Operationsgebieten, die bei einem 2-F LOCA auftreten können, anwendbar.

Dampferzeuger. Ein Modell für die Darstellung der sekundären Seite der Dampferzeuger ist in der gegenwärtigen Version des FLUT Programms noch nicht vorhanden. Daher wird die Temperatur des sekundären Fluids als Funktion der Zeit durch die Eingabedaten an das Programm übergeben.

2.2 DIE IN DIESER ARBEIT EINGEFÜHRTE PROGRAMMÄNDERUNGEN (DIE NEUE VERSION FLUT-FDWR)

Auf der Basis der Nachrechnung verschiedener Zwangsflutungsexperimente und theoretischer Überlegungen wurden einige Modelle der ursprünglichen Version des FLUT Programms geändert. Der Vergleich neuer Rechnungen mit den experimentellen Daten hat bewiesen, daß damit eine bessere Auswertung der Flutung eines Bündels von Brennstäben möglich ist. Das gilt insbesondere für die FDWR-Geometrie, wie man aus den Rechnungen des Kapitels 4 sehen kann.

2.2.1 Die obere Benetzungsfront

Die Nachrechnung von FEBA- und SEFLEX-Experimenten /32/ /33/ /34/ /35/ zeigte, daß die alleinige Benutzung der Yamanouchi-Korrelation das Entstehen einer oberen Benetzungsfront früher berechnet, als die Experimente zeigen. Daher wurde das Kriterium von Hsu ins Programm eingebaut /36/ /37/, welches aus experimentellen Daten gewonnen wurde.

Die jetzige Form des Benetzungsmodells zeigt Tab. 2.

Tabelle 2: Benetzungsmodell im FLUT-Programm	
<ul style="list-style-type: none">HSU-YOUNG-Kriterium für Benetzungsbeginn /36/: $T_W < 540 \text{ }^\circ\text{C}$ $\alpha < 0,95$ (aus FLECHT /38,39/, CCTF /40/ und FEBA /32,33/ Experimenten)	
<ul style="list-style-type: none">Analytische Korrelationen für Benetzungsgeschwindigkeit:	
untere Benetzungsfront	SEMERIA-MARTINET /17/
obere Benetzungsfront	YAMANOUCI /18/
<ul style="list-style-type: none">Erhöhung der Leidenfrost-Temperatur:	
$T_L = T_s + 160 \text{ K} + 6\Delta T_{\text{sub}} /19/$	

Für den Bereich oberhalb der oberen Benetzungsfront wurde der konstante Wärmeübergangskoeffizient durch die empirischen Korrelationen, die schon für den Bereich unterhalb der unteren Benetzungsfront benutzt wurden (s. Abschn. 2.1.4), ersetzt. Der vorherige konstante Wert von $10.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ gilt noch als obere Grenze.

2.2.2 Tröpfchengröße im Bereich der Nebelströmung

Für eine befriedigende Schätzung der maximalen Hüllrohrtemperatur während der Flutphase und der Benetzungszeit ist eine genaue Auswertung des Wärmeübergangs in der Nebelströmung sehr wichtig, denn gerade in diesem Bereich wird der Wendepunkt der Hüllrohrtemperatur ('turn around') erreicht. Zum gesamten Wärmestrom tragen verschiedene Mechanismen bei:

- Konvektiver Wärmeaustausch zwischen Wand und Dampf
- Konvektiver Wärmeaustausch zwischen Dampf und Tröpfchen
- Wärmeleitung zwischen Wand und Tröpfchen (durch Dampffilm)
- Wärmestrahlung zwischen Wand und Tröpfchen
- Wärmestrahlung zwischen Wand und Dampf
- Wärmestrahlung zwischen Dampf und Tröpfchen

Wie mehrere theoretische und experimentelle Arbeiten zeigen /41/ /42/ /43/, sind die ersten vier von beachtlicher Bedeutung; diese werden auch vom FLUT-Programm berücksichtigt. Zwei dieser vier Mechanismen, nämlich die Wärmestrahlung von der Wand an die Wassertröpfchen und der konvektive Wärmefluß vom Dampf zum Wasser, hängen stark vom angenommenen Tröpfchendurchmesser ab. Wie im Anhang A beschrieben ist, wird in FLUT ein konstanter Wert von 2 mm für die Wassertröpfchen benutzt, welcher durch eine Beziehung von Kataoka, Ishii und Mishima /44/ berechnet wurde. Diese Beziehung geht davon aus, daß der dominante Mechanismus der Tröpfchenerzeugung das Abscheren von Schwellwellen ("roll wave sharing off") ist (s. Abb. 3, Fall 1). Der auf dieser Weise bestimmte Wert gibt befriedigende Ergebnisse in den Fällen, wo die Benetzung der Brennstäbe bei einem relativ hohen Wassergehalt auftritt (Strömungsfolge wie in Abb. 2 auf Seite 9). Wenn die Benetzung bei

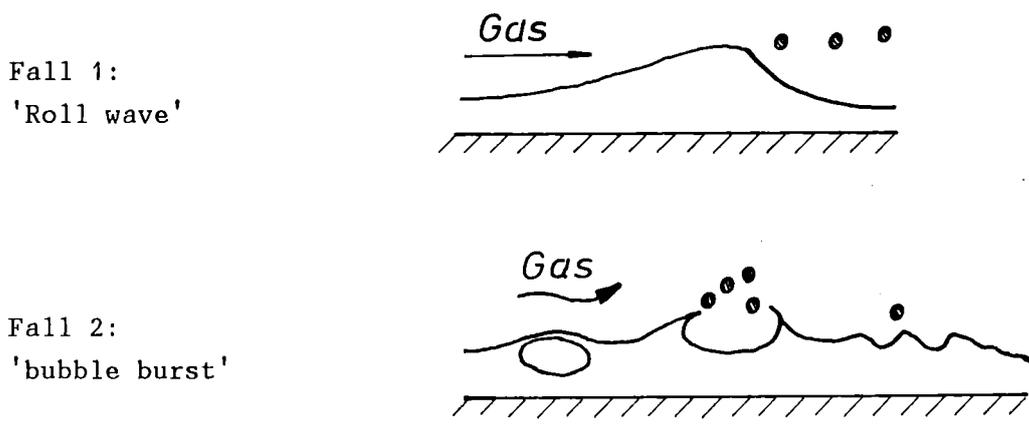


Abb. 3. Tröpfchenerzeugungsmechanismen.

Strömungs- folge 2	Wärmeübergangs- bereiche	Das neu eingeführte Tröpfchenmodell
	Ringströmung obere Benetzungsfront	
	Dampfkonvektion $\alpha=1$	
	Nebelkühlung	einfache Tröpfchenverteilung, durchschn. Durchmesser d_2
	untere Benetzungsfront	doppelte Tröpfchenverteilung, durchschn. Durchmesser d_1
	Übergangssieden	Blasenbersten
	Ringströmung	
	Blasensieden	
	Flüssigkeits- konvektion	

Abb. 4. Strömungsfolge bei niedrigen Flutraten: Wärmeübergangsbereiche und Tröpfchenmodell.

Wassermangel ($\alpha \geq 0.8$) geschieht, trifft die o.g. Annahme über Tröpfchenerzeugung nicht mehr zu und die Rechnungen weichen von den Experimenten erheblich ab. Im benetzenden Bündel sieht die Strömungsfolge wie in Abb. 4 aus. Wir beobachten oberhalb der Benetzungsfront einen unmittelbaren Übergang zur Nebelströmung. In solchen Fällen kann das FLUT-Programm die Vorkühlung der Brennstäbe nicht gut wiedergeben (s. Kap. 3 und Kap. 4). Die berechneten Temperaturen kurz oberhalb der Benetzungsfront sinken langsamer ab, als aus den Experimenten zu sehen ist.

In seinen Arbeiten /41//45/ führt R. Lee eine vollständige Analyse des Wärmeübergangs im Gebiet oberhalb der Benetzungsfront durch und betont die Bedeutsamkeit einer richtigen Behandlung der Wassertröpfchen. Unter den verschiedenen möglichen Mechanismen der Tröpfchenerzeugung ist das Bersten

von Dampfblasen (s. Abb. 3, Fall 2) beim Wiederbenetzungsvorgang besonders wichtig. An der Benetzungsfront gibt es eine dünne Zone von starkem Blasen-sieden. Im engen Kanal eines Stabbüdels wachsen die Blasen bis zur Auffüllung des gesamten freien Querschnittes.

Beim Blasenbersten bildet sich eine doppelte Population von Tröpfchen:

eine große Anzahl sehr kleiner Tröpfchen ($d_k \approx 0,03$ mm) aus dem Zerbrechen des Wasserfilms der Blasen (durchschnittliche Filmstärke $\delta = 0,1$ μ m),

eine kleinere Anzahl größerer Tröpfchen ($d_g \approx 1$ mm) aus dem Wasser, das unter den Blasen gefangen ist.

Die Bestimmung der zwei charakteristischen durchschnittlichen Durchmesser basiert für die kleinen Tröpfchen auf den experimentellen Daten von D.M. Newitt et al. /46/ und für die größeren auf den Messungen der FLECHT-SEASET-Experimente /43/. Für die Berechnung des Volumenverhältnisses der zwei Distributionen wird angenommen, daß die Blasen in Dreiergruppen innerhalb des Kühlkanals wachsen (Abb. 5). Aus dieser geometrischen Annahme berechnet R.Lee ein Zahlenverhältnis $N_k/N_g \approx 10^4$ für eine typische DWR-Geometrie (FLECHT-SEASET-Experimente). Die Analyse der Entwicklung der zwei Tröpfchendistributionen zeigt, daß die kleinen Tröpfchen nach einer kurzen Strecke in überhitztem Dampf ($L \approx 10-50$ mm) vollständig verdampft sind. Dagegen bleiben die größeren bis zum nächsten Kanalhindernis praktisch unverändert /41//45/.

Die Anwesenheit der kleineren Tröpfchen im Gebiet unmittelbar stromabwärts der Benetzungsfront verursacht durch die Verstärkung des Verdampfungsprozesses einen erheblichen Abbau der Dampfüberhitzung und folglich eine bedeutende Vorkühlung des Stabhüllrohres, wie es experimentell ermittelt wurde.

In der vorliegenden Arbeit wurde das FLUT Programm erweitert, um die Anwesenheit der zwei verschiedenen durchschnittlichen Tröpfchendurchmesser stromabwärts der Benetzungsfront zu berücksichtigen. Da es im Programm nur ein Geschwindigkeitsfeld für jede Phase gibt, ist eine getrennte Behandlung der zwei verschiedenen Tröpfchengrößen in derselben Zone nicht möglich. Daher wurde ein vereinfachtes Modell eingeführt, welches in einer Zone der Länge L unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront einen kleineren Tröpfchendurchmesser d_1 als in dem oberen Teil des Kernkanals verwendet.

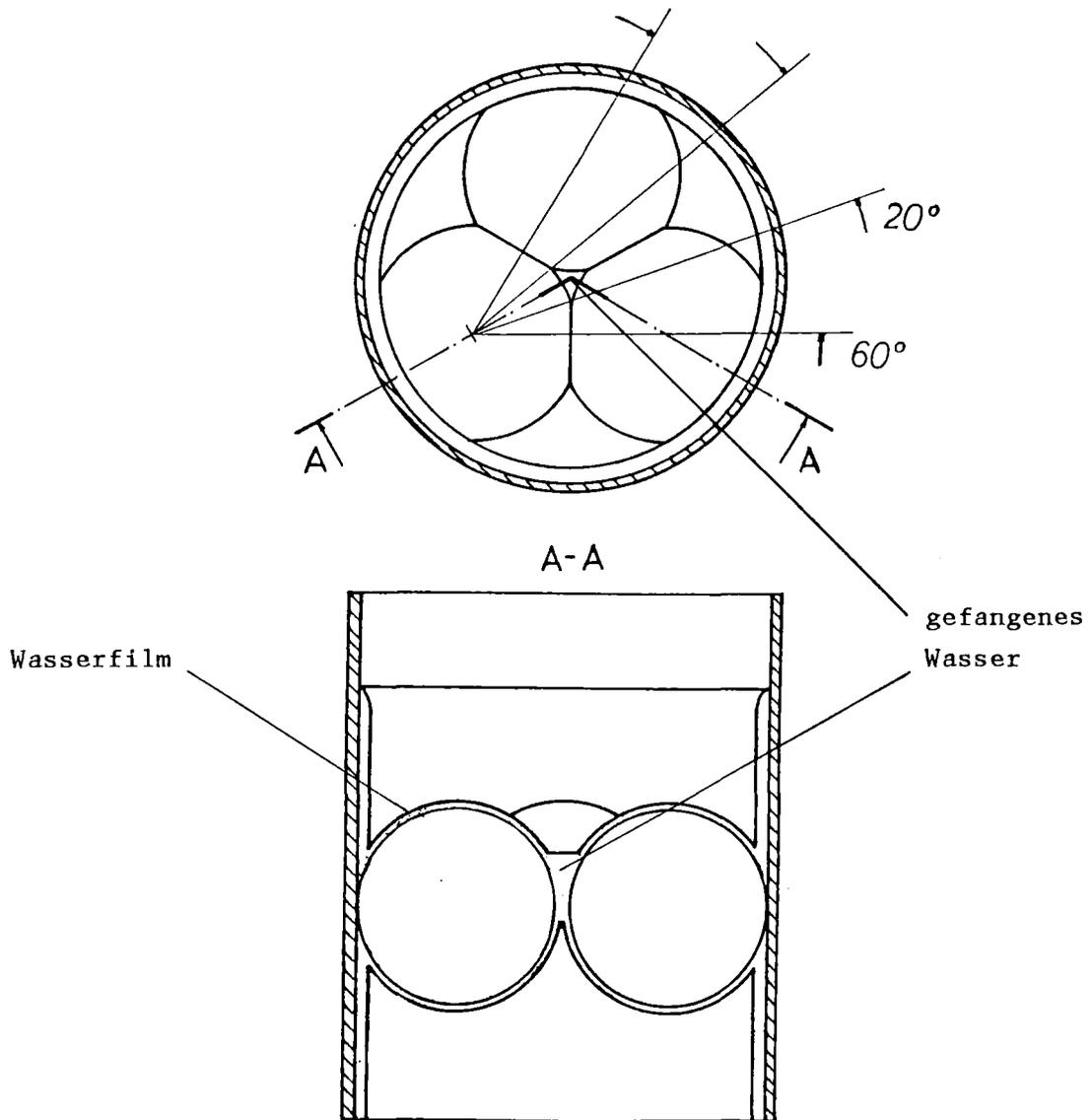


Abb. 5. Blasen im Kühlkanal: dreieckige Anordnung der wachsenden Blasen.

Durch ein Mittelungsverfahren, das die Zwischenphasenfläche Dampf-Wasser pro Volumeneinheit beibehaltet /47/, wurde für d_1 aus d_k , d_g und N_k/N_g der Wert 0,127 mm berechnet (s. Anhang B). Die aus Ref. /45/ gewonnenen Werte von d_k , d_g und N_k/N_g , wurden für eine typische DWR-Geometrie (FLECHT-Experimente) berechnet. Hierbei beträgt der hydraulische Durchmesser d_h des Kühlmittelkanals einer Einheitszelle des Brennstabbündels etwa 10 mm. Das entspricht einem maximalen Blasendurchmesser von ungefähr 4 mm. In FDWR-Geometrie ist der hydraulische Durchmesser des Brennstabbündels erheblich kleiner ($d_h \approx 2-4$ mm). Folglich wird die maximale Größe der Blasen auch wesentlich

reduziert (Blasendurchmesser $\approx 1-2$ mm). Die Messungen von D.M. Newitt et al. /46/ zeigen, daß d_k zunimmt, wenn die Blasen sich verkleinern. Auch beweist eine einfache geometrische Betrachtung, daß d_g dementsprechend abnimmt, während das Verhältnis N_k/N_g steigt /41/. Insgesamt weicht der Wert von d_1 für eine sehr enge FDWR-Geometrie (FLORESTAN-Experimente; $d_h=2,6$ mm; s. Kap. 4) um etwa 30% vom berechneten DWR-Wert ab. Da die Daten über die Verteilung der kleinen Tröpfchen eine ziemlich hohe Ungenauigkeit aufweisen und keine Daten über die Verteilung der größeren Tröpfchen in FDWR-Geometrie vorhanden sind, wurde im Programm der Wert $d_1=0,127$ mm als Konstante für alle Anwendungen fest programmiert.

Im Gebiet weit entfernt von der Benetzungsfront und für die Zonen außerhalb des Kernes wurde der Wert $d_2=2$ mm beibehalten, denn damit ergaben sich schon befriedigende Ergebnisse bei der Nachrechnung verschiedener Experimente (s. /11/ /48/ /49/ /37/ und Kap. 3 dieser Arbeit).

Die Länge L des Gebietes unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront, wo der Durchmesser d_1 angewendet wird, ist vorwiegend von der Lebensdauer und von der Geschwindigkeit der Tröpfchen mit durchschnittlichem Durchmesser d_k abhängig. Eine genaue zeitabhängige Auswertung ist wegen des Fehlens ausführlicher Daten über die Tröpfchenverteilung und der Beschränkungen des FLUT-Programms nicht möglich. Daher wurde dieser Parameter frei gelassen und dem Programm durch die Daten eingegeben. Anhand Parameterrechnungen des Notkühlversuches FLECHT Nr. 32114 wurde ein Referenzwert $L_0=0,2$ m bestimmt. Dieser Versuch wurde als Referenzfall gewählt, weil darauf die Verifikation der Arbeit von R.Lee /41/ /45/ basiert, aus der das vorliegende Modell entwickelt wurde. Durch eine vereinfachte Energiebilanz des Fluids beim Flutungsbeginn (s. Anhang B) wurde die Länge L für die anderen berechneten Fälle aus dem o.g. empirischen Wert L_0 berechnet.

Durch die Einführung dieser Änderung wird vom Programm eine verstärkte Verdampfung im Gebiet der Benetzungsfront berechnet. Das geschieht hauptsächlich wegen der vergrößerten Zwischenphasenfläche A beim gleichen Voidanteil α (A ist dem Tröpfchendurchmesser d umgekehrt proportional; s. Anhang A, Formeln A4 und A5). Folglich wird die Dampftemperatur herabgesetzt, was eine bessere Kühlung des Hüllrohres verursacht. Dementsprechend stimmen die Ergebnisse der Nachrechnungen verschiedener Flutexperimente mit einem hohen Voidanteil ($\alpha \geq 0,8$ an der Benetzungsfront) mit den Meßdaten besser überein (s. FLECHT 32114, Kap. 3 und FLORESTAN, Kap. 4).

In den Fällen, wo die Benetzung bei einem niedrigeren Voidanteil ($\alpha \leq 0,8$ an der Benetzungsfront) erfolgt, führt die Anwendung dieses Modells zu einer zu schnellen Absenkung der Hüllrohrtemperaturen und folglich zu einer frühzeitigen Benetzung. Die Ursache dafür ist, daß das Strömungsbild bei abnehmendem Voidanteil an der Benetzungsfront vom Typ 2 (Abb. 4 auf Seite 14) zu Typ 1 (Abb. 2 auf Seite 9) übergeht /50/. Während bei der Strömungsfolge 2 das Blasenbersten der dominante Mechanismus der Tröpfchenentstehung ist, gewinnen andere Mechanismen (hydraulische Instabilitäten) bei der Strömungsfolge 1 an Bedeutung. Folglich führt die Anwendung von d_1 in der Formel A5 zu zu hohen Werten der Fläche A im Gebiet unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront. Aus diesem Grund wurde ein quadratisches Interpolationsverfahren für die Berechnung der Zwischenphasenfläche im Bereich $0,4 \leq \alpha \leq 0,8$ eingeführt, welches bei $\alpha=0,4$ nur den Beitrag der Tröpfchen mit Durchmesser d_2 und bei $\alpha=0,8$ nur derjenigen mit Durchmesser d_1 berücksichtigt (s.

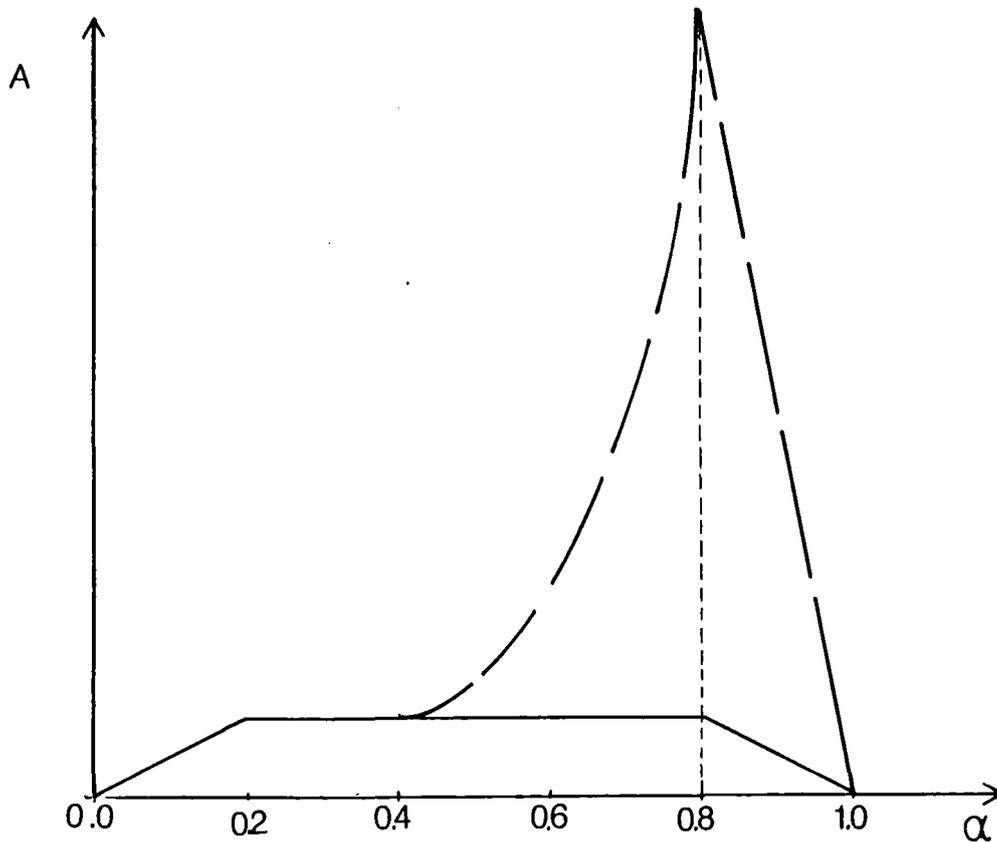


Abb. 6. Zwischenphasenfläche A in Abhängigkeit vom Voidanteil: Vergleich des ursprünglichen (durchgezogene Linie) und des neuen (gestrichelte Linie) Modells im FLUT-Programm.

Anhang B). Die Auswahl der quadratischen Interpolation basiert auf numerischen Gründen. Die Nachrechnungen der Experimente FEBA 216 und SEFLEX 03 haben bewiesen, daß durch die Anwendung einer linearen Interpolation numerische Instabilitäten entstehen, die zu sehr hohen Rechenzeiten führen. Das quadratische Verfahren ermöglicht dagegen eine gute Stabilität der Rechnungen und eine bessere Übereinstimmung der Ergebnisse mit den Experimenten (s. Kap. 3).

Einen qualitativen Vergleich der Funktion $A=f(\alpha)$ nach dem ursprünglichen und dem neuen Modell zeigt Abb. 6.

2.2.3 Reibungsdruckverluste in einem FDWR-Kern

Eine der wesentlichen Unterschiede zwischen einem FDWR und dem Standard DWR, besteht in den verschiedenen Wandreibungskräften, die im Kern auftreten. Wegen des engeren Gitters und der spiralförmigen Abstandshaltern sind die Druckverluste beim FDWR erheblich höher als beim DWR /7/. Die im FLUT Programm vorhandenen Beziehungen sind die üblichen Formeln des Reibungsbeiwerts in glatten Rohren (s. Anhang A). Da aus mehreren experimentellen und theoretischen Studien Korrelationen hergeleitet wurden, die zu einer FDWR-Geometrie passen, wurden diese auch ins Programm eingebaut und getestet. Die jetzige Version des FLUT-Programms enthält die folgenden Druckverlustbeziehungen:

Für die gewöhnliche DWR-Geometrie

in laminarer Strömung Hagen-Poiseuille /51/ wie in der ursprünglichen Version

in turbulenter Strömung Koo-Drew-Mc Adams /52/ anstatt Blasius

in Übergangsströmung Interpolationsformel nach /53/

Für die FDWR-Geometrie mit Spiralrippen (im homogenen Kern und im Blanket eines heterogenen Kernes)

in laminarer Strömung K. Johannsen /54/

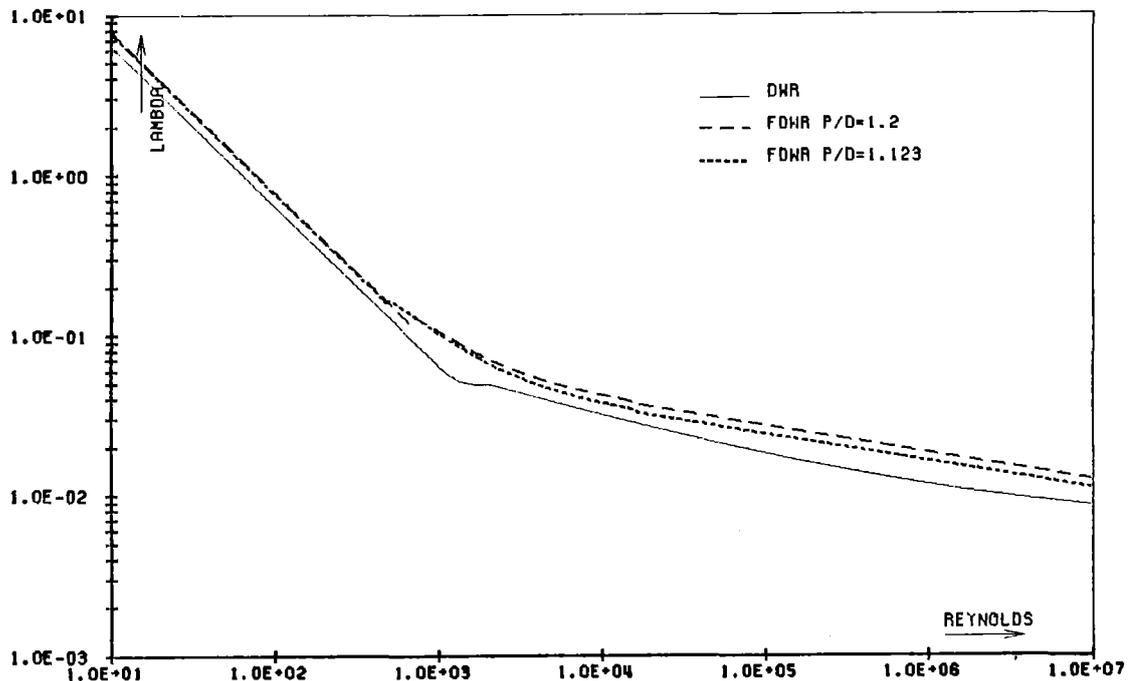


Abb. 7. Reibungsbeiwerte in DWR- und FDWR-Geometrie

in turbulenter Strömung Turbulenzteil der Formel von K.Rehme /55/

in Übergangsströmung logarithmische Interpolationsformel nach /56/

Für die FDWR-Geometrie ohne Spiralrippen

in laminarer Strömung Cheng-Todreas /56/

in turbulenter Strömung Koo-Drew-Mc Adams /52/ mit einem Korrekturfaktor /57/ zur Berücksichtigung der Wirkung des Abstandsverhältnisses p/D

in Übergangsströmung logarithmische Interpolationsformel nach /56/

Die gleichen Formeln wurden schon ins Programm RELAP5/MOD1 eingeführt und für die Analyse der ATWS-Störfälle und der Druckentlastungsphase des LOCA erfolgreich angewendet /12/. Abb. 7 zeigt einen Vergleich der Reibungsbeiwerte λ für glatte Rohre (auch für DWR-Stabbündel verwendet) und für Bündel

mit spiralförmigen Abstandshaltern wie sie in FLUT für die Berechnung zweier Entwürfe des homogenen FDWR ($p/D=1,2$ und $p/D=1,123$) verwendet wurden.

2.2.4 Die Zwischenphasenreibung

Die Zwischenphasenreibung im FLUT-Programm wird durch eine Beziehung /58/, die nicht explizit von der Strömungsform abhängig ist, berechnet. Die Intensität der durch diese Formel berechneten Kräfte kann durch die Eingabeparameter R_v und R_1 (s. Anhang A) gesteuert werden. In der Version Nr. 5 des Programms müssen diese Parameter denselben Wert für alle Komponenten eines Systems besitzen. Der Standardwert, der für viele Rechnungen angewendet wurde /11/ /48/ /49/, beträgt 0,1 m.

In der FDWR-Version wurde die Möglichkeit eingeführt, diese Parameter unterschiedlich für jeden Systemteil dem Programm einzugeben. Diese Änderung ist dadurch begründet, daß die Nachrechnungen mehrerer Zwangsflutungsexperimente bewiesen haben, daß in einer Bündel-Geometrie (d.h. im Kern eines Reaktors), eine Abschwächung der Zwischenphasenkräfte (höhere Werte der Parameter R_v und R_1) bessere Ergebnisse bringt. Die durch die Nachrechnungen mehrerer Experimente bestimmten Werte wurden für die Kernkanäle in der Reaktorrechnungen (s. Kap. 5) angewendet, wobei für die übrigen Systemteile der Standardwert beibehalten wurde.

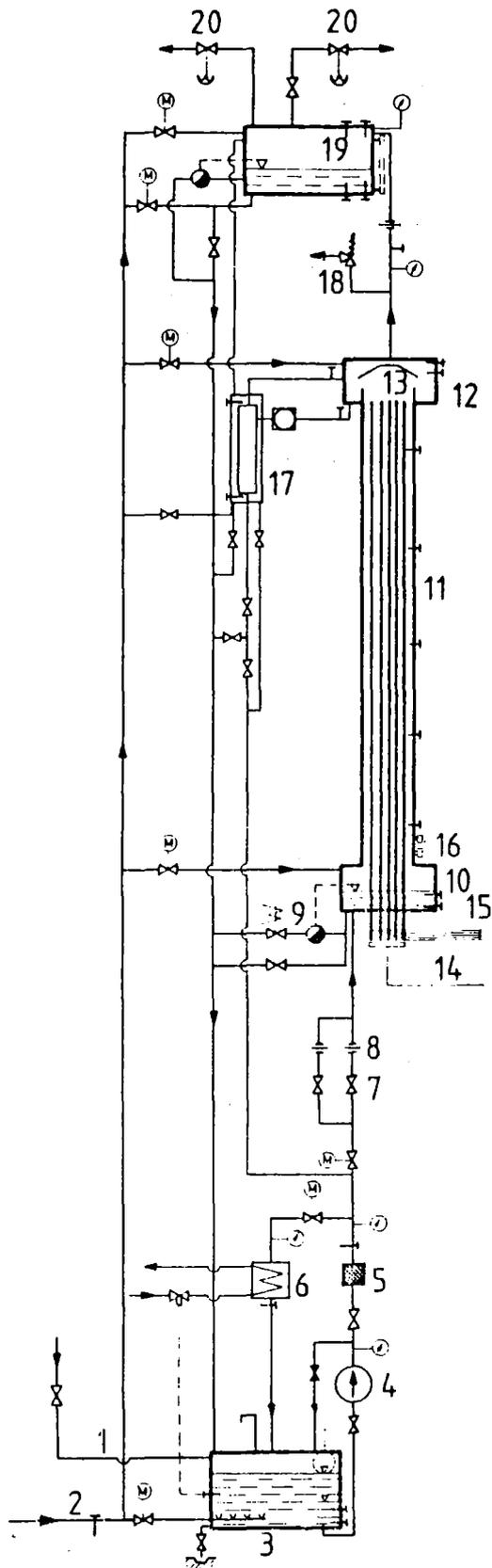
3. VERIFIKATION ANHAND VON ZWANGSFLUTUNGSEXPERIMENTEN IN DWR-GEOMETRIE

Zur ersten Überprüfung der wesentlichen Eigenschaften des Programmes und der eingeführten Änderungen wurden einige Zwangsflutungsexperimente in der gewöhnlichen DWR-Geometrie (viereckige Stabanordnung, Gitterabstandshalter) nachgerechnet.

Die Auswahl der KfK-Experimente der Serie FEBA /32/ /33/ und SEFLEX /34/ /35/ ist dadurch begründet, daß diese mit Bündeln, die den Abmessungen eines KWU-DWR der 1300 MWe Klasse entsprechen, durchgeführt wurden.

Die Nachrechnung des FLECHT-Flutversuches Nr. 32114 /42/, mit Gitterabmessungen, die einem 17×17-Bündel eines Westinghouse-DWR entsprechen, wurde durchgeführt, um das Programm im Falle von gesättigtem Flutwasser zu überprüfen. Dieser Fall ist von besonderer Bedeutung, da man annehmen kann, daß das Notkühlwasser am Kerneintritt eines Reaktors praktisch gesättigt ist. Dies geschieht aufgrund der Vorwärmung des Einspeisewassers in den Leitungen des kalten Stranges und im Ringraum durch die Kondensationswärme des Dampfes in der Gegenströmung sowie durch die in den Strukturen (Rohren, Reaktor-druckbehälter und Einbauten) gespeicherte Wärme. Vorläufige Reaktorrechnungen /59/ haben diese Annahme bestätigt. Experimente mit Primärkreiswirkung (zweite PKL-Serie) haben dies auch gezeigt /60/. Durch die oszillatorischen Bewegungen des Fluids zwischen Kern und Ringraum entsteht hier ein Vermischungseffekt, der zur Sättigung des Wassers im unteren Plenum führt. Das Experiment FLECHT Nr. 32114 diente auch als Referenzfall für die Eichung des neu eingeführten Tröpfchenmodells sowie dessen Verifikation. Dieses Modell wurde entwickelt, um die Fälle zu behandeln, bei denen die Benetzung der Brennstäbe bei hohem Voidanteil erfolgt (s. Kap. 2). Es sollte aber die Auswertung der Fälle mit niedrigem Voidanteil an der Benetzungsfront nicht beeinflussen. Dies wurde durch die Nachrechnung eines weiteren FLECHT-Notkühlversuches, der mit einer hohen Flutrate und unterkühltem Einspeisewasser durchgeführt wurde, überprüft (FLECHT 31701).

Die wichtigsten Daten der Notkühlversuchsanlagen und der nachgerechneten Versuche sind in den Tabellen 3 und 4 aufgelistet.



LEGENDE

- 1 Wasserversorgung
- 2 Dampfversorgung
- 3 Flutwasserbehälter
- 4 Wasserpumpe
- 5 Filter
- 6 Wärmetauscher
- 7 Drosselventil
- 8 Turbinendurchflussmesser
- 9 Wasserstand-Kontrollventil

- 10 unteres Plenum
- 11 Teststrecke
- 12 oberes Plenum
- 13 Wasserabscheider

- 14 Leistungsanschluß
- 15 Stabinstrumentierungs-
austritt
- 16 Wasserstandanzeiger
- 17 Wassersammelbehälter
- 18 Austrittsventil
- 19 Puffer
- 20 Druckregler

Abb. 8. Schema der FEBA-Versuchsanlage /32/

3.1 VERSUCHSANLAGEBESCHREIBUNG UND VERSUCHSABLAUF

Abb. 8 zeigt ein Schema der FEBA-Versuchsanlage, die als typisches Beispiel eines Versuchstandes für Zwangsflutungsexperimente angesehen werden kann. Die Teststrecke besteht aus einem 25-Stabbündel in einem Stahlkasten von 6,5 mm Stärke. Die Gitterabmessungen entsprechen einem KWU-DWR-Bündel.

Tabelle 3: Daten der Notkühlversuchsteststrecken		
	FEBA/SEFLEX	FLECHT
Stabdurchmesser (mm)	10,75	9,5
Stababstand (mm)	14,3	12,6
beheizte Stablänge (m)	3,9	3,66
Stabanzahl: ges./beheizt	25/25	177/159
Kühlkanalquerschnitt (mm ²)	113,73	87,88
hydr. Durchmesser (mm)	13,47	11,78
Leistungsverteilung:		
axialer Formfaktor	1,19	1,66
radialer Formfaktor	1,0	1,0

Tabelle 4: Daten der nachgerechneten Notkühlversuche in DWR-Geometrie						
Versuchs-Nr.	w _{Flut} (cm/s)	q _{max} (W/cm)	T _{0,max} (°C)	T _{Ein} (°C)	p (bar)	Spalt
FLECHT 32114	2,5-3,1	23,0	893	125,0	2,80	-
FLECHT 31701	15,50	23,0	872	53,0	2,80	-
FEBA 216	3,81	24,4	802	40,0	4,12	-
SEFLEX 03	3,81	24,4	791	40,0	4,04	Helium
SEFLEX 05	3,81	24,4	793	40,0	2,11	Helium
SEFLEX 07	3,81	24,4	780	54,0	2,12	Argon

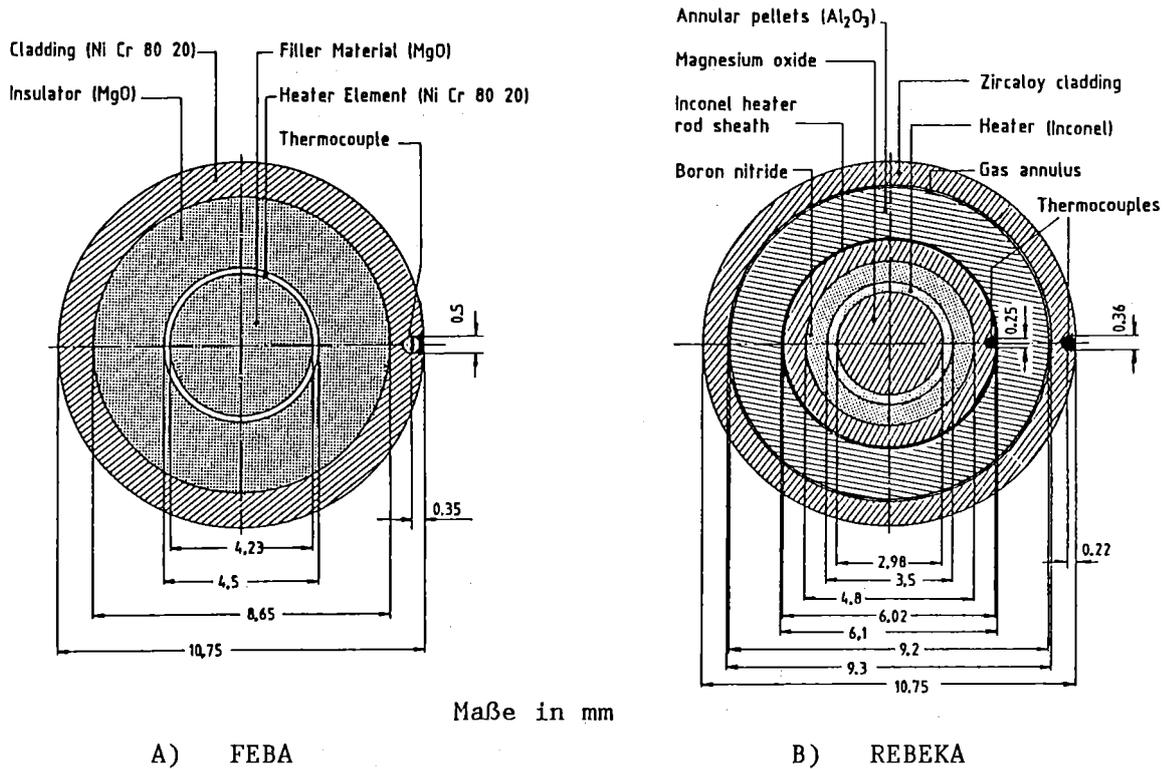


Abb. 9. FEBA-Heizstab und REBEKA-Brennstabsimulator /34/

Im Rahmen des SEFLEX-Programmes (Brennstabsimulatoreffekte in Flutexperimenten) wurden Stab**ü**ndel, bestehend aus Brennstabsimulatoren mit gasgefülltem Spalt zwischen dem Zircaloy-Hüllrohr und den Aluminiumoxid-Pellets (REBEKA-Brennstabsimulatoren² /61/), im Prüfstand geflutet, der für das vorher durchgeführte FEBA-Programm (Flutexperimente mit blockierten Anordnungen) verwendet worden war. Ein Vergleich der SEFLEX-Daten mit den FEBA-Referenzdaten, die unter den gleichen Anfangs- und Flutbedingungen erzielt wurden, zeigt den Einfluß unterschiedlicher Brennstabsimulatoren auf das thermohydraulische Verhalten beim Zwangsfluten von unten. Der in den FEBA-Experimenten benutzte Heizstab ist in Abb. 9 mit dem Brennstabsimulator vom REBEKA-Typ verglichen.

Da das FLUT-Programm bisher nur anhand von Experimenten mit "spaltlosen" Stäben (FLECHT, SCTF und PKL Experimente) überprüft worden war /11/ /49/ /48/, gilt die Nachrechnung der SEFLEX Versuche Nr. 03, 05 und 07

² REBEKA: Reaktor typisches Bünderexperiment Karlsruhe.

als wichtiger Nachweis für die Fähigkeit des Programmes, die Wirkung des Spaltes zwischen Hüllrohr und Pellets wiedergeben zu können.

Die Teststrecke der FLECHT-SEASET-Anlage (Full-Lenght Emergency Core Cooling Heat Transfer-- Separate-Effects Tests And System-Effects Test) besteht aus 161 spaltlosen Heizstäben³ und 16 unbeheizten Stäben in einem dünnen Kasten. Die Stablänge und die Gitteranordnung entsprechen denen eines Westinghouse-Stabbündels. Die Heizstäbe haben, wie bei den FEBA-Versuchen, keinen Spalt zwischen der Stahlhülle (0,64 mm Stärke) und dem Bor-Nitrit-Isolator. Der Heizleiter besteht aus einem Kanthal-Widerstandsdraht (Durchmesser = 1 mm).

Der Versuchsablauf läßt sich für alle betrachteten Experimente folgendermaßen zusammenfassen. Zuerst wurde das untere Plenum mit Wasser aufgefüllt und die Stäbe sowie der äußere Kasten in Sattedampf-atmosphäre auf die vorgegebene Anfangstemperatur aufgeheizt. Danach wurde die geforderte Flutrate mit konstanter Kühlmitteltemperatur aufgebracht und die Stabileistung nach einem zeitlichem Verlauf, welcher der ANS-Standard-Nachzerfallsleistungskurve mit 20% Zuschlag entspricht, kontinuierlich herabgesetzt. Mit dem völligen Benetzen der Stäbe endeten die Versuche.

3.2 NODALISIERUNG UND ANFANGSBEDINGUNGEN

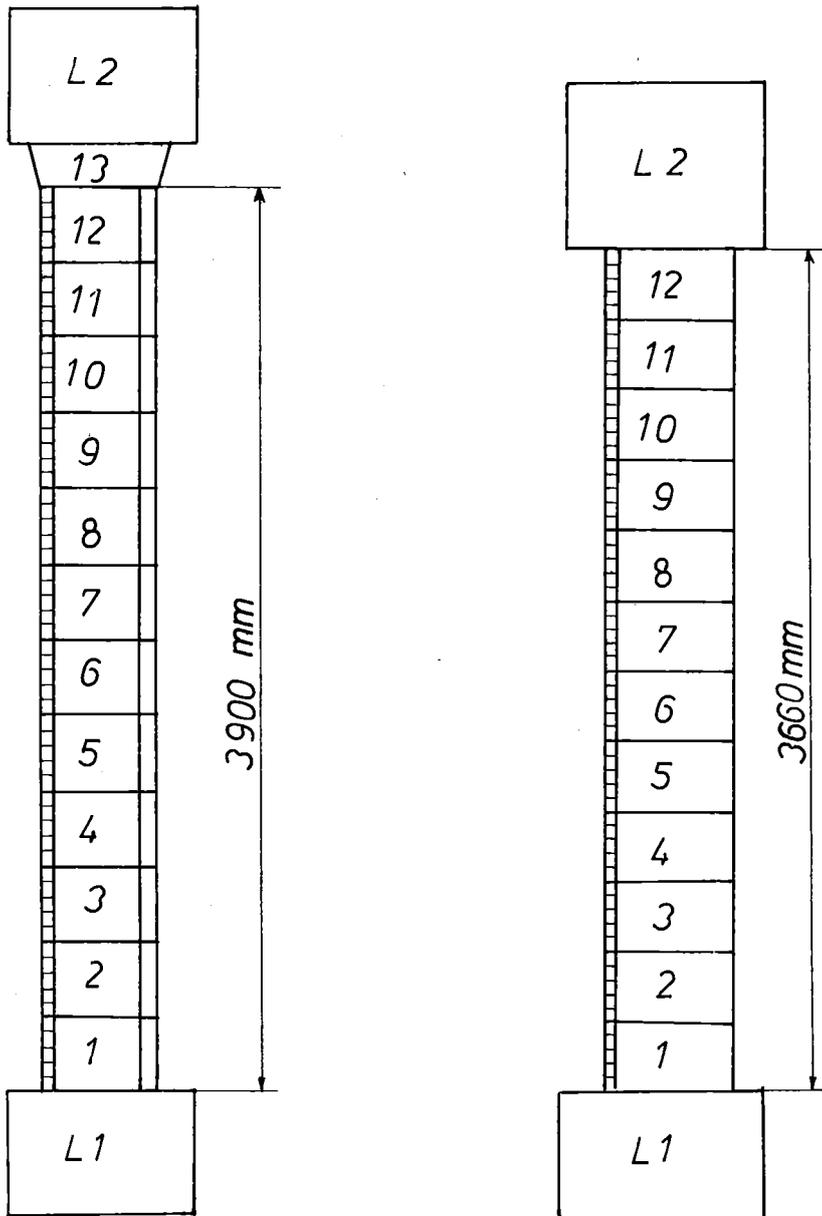
Abb. 10 A zeigt die Nodalisierung, die für die Nachrechnungen der FEBA und SEFLEX Versuche verwendet wurde:

der Fluidkanal wurde durch ein Rohr mit 13 Zellen simuliert;

das Stabbündel mit konstanter radialer Leistung besteht aus 25 Stäben mit je 60 axialen und 8 radialen Abschnitten;

12 unbeheizte Leitersegmente bilden die dicke Stahlkastenwand;

³ Bei den hier nachgerechneten Versuchen waren zwei dieser Stäbe der Leistungsversorgung nicht angeschlossen.



A) FEBA-SEFLEX

- 1 Rohr (13 Zellen)
- 2 Knotenzellen
- 60 beheiz. Heizleitersegmente
- 12 unbeheiz. Heizleitersegmente

B) FLECHT

- 1 Rohr (12 zellen)
- 2 Knotenzellen
- 60 beheiz. Heizleitersegmente

Abb. 10. Nodalisierungsschemata für die DWR-Notkühlversuche

das obere und untere Plenum wurden durch Knotenzellen dargestellt.

Der einzige Unterschied zwischen FEBA und SEFLEX betrifft die radiale Diskretisierung des Stabes. Da das FLUT-Programm nur bis zu drei unterschiedlichen Materialzonen berücksichtigen kann, war es unmöglich, die sehr komplizierte Geometrie der REBEKA-Brennstabsimulatoren genau darzustellen. Daher wurde der Heizleiter innerhalb der Aluminiumoxid-Pellets durch ein einziges Pseudomaterial simuliert. Dieses besteht aus einer homogenisierten Mischung, deren temperaturabhängige Materialeigenschaften durch eine gewichtete Mittelung aus den einzelnen Materialeigenschaften gewonnen wurden. Zwei weitere Materialzonen stellen die Aluminiumoxid-Pellets und die Zirkaloy-Hülle dar. Die gesamte Anzahl der radialen Knoten beträgt, wie beim FEBA-Heizstab, acht.

Für die Nachrechnung der FLECHT-Versuche ist das Nodalisierungsschema etwas vereinfacht (s. Abb. 10 B). Das kürzere Stabbündel (3,66 m statt 3,9 m) ist immer noch durch 60 axiale Segmente simuliert, mit je acht radialen Knoten, die die innere Struktur des Heizleiters wiedergeben (ähnlich wie bei FEBA). Es fehlt aber eine Darstellung des äußeren Gehäuses. Wegen der kleineren Wandstärke und eines unterschiedlichen Aufheizungsverfahrens vor dem Versuchsbeginn hat der Kasten am Anfang der Flutung viel weniger gespeicherte Wärme als bei der FEBA-Anlage. Daher ist eine Darstellung dieser Komponente für die Rechnungen überflüssig. Der Fluidkanal ist durch 12 Zellen simuliert.

Die Anfangs- und Randbedingungen wurden für alle Rechnungen folgendermaßen eingegeben:

der Bündelleistungsverlauf (120% der ANS-Standardkurve) wurde an 17 Zeitpunkten eingegeben;

die Anfangstemperaturen der Stäbe und der Kastenwand (nur für FEBA und SEFLEX) wurden als Punktwerte zu jedem Segment eingegeben;

der Druck im oberen Plenum wurde auf einen konstanten Wert gesetzt;

die Flutrate am kalten Bündelende wurde dem Programm durch die Eingabe einer konstanten Wassergeschwindigkeit übertragen, mit Ausnahme des Versuches FLECHT 32114, wo die kleinen Änderungen der experimentell ermittelten Flutrate (s. Tab. 4) durch die Eingabe des Notkühlwasserdurchsatzes als Funktion der Zeit berücksichtigt wurden.

3.3 ERGEBNISSE DER NACHRECHNUNGEN

Alle Experimente wurden mit der neuen FDWR-Version des FLUT-Programms zweimal nachgerechnet: ohne und mit Anwendung des im Abschn. 2.2.2 beschriebenen Tröpfchenmodells. Diese Rechnungen werden in diesem Abschnitt und in allen Diagrammen mit den Nummern 1 bzw. 2 gekennzeichnet. Da der Versuch FLECHT 32114 als Referenzfall für die Entwicklung des Modells und für die Bestimmung des dazugehörigen Parameters L (s. Abschn. 2.2.2 und Anhang B) diente, wird dieser Versuch zuerst diskutiert.

3.3.1 Die FLECHT-SEASET-Notkühlversuche

FLECHT 32114 Der für diesen Versuch berechnete Benetzungsfrontverlauf (Abb. 18 auf Seite 77) ohne Anwendung des Tröpfchenmodells zeigt im Vergleich mit den experimentellen Daten eine erhebliche Verzögerung. Die wesentlichen Parameter dieses Notkühlversuches (s. Tab. 4) sind eine niedrige Flutrate und eine hohe Temperatur des Einspeisewassers (praktisch im Sättigungszustand). Mit diesen Randbedingungen bildet sich im Bündel ein Strömungsbild wie in Abb. 4 auf Seite 14. Das wird vom Programm schon in der Rechnung 1 richtig berechnet, wie man aus dem Vergleich zwischen den Kurven von Abb. 18 auf Seite 77 und Abb. 19 auf Seite 78 ersehen kann. Die Benetzungsfront läuft oberhalb des kollabierten Wasserstandes im Bündel, was einer Strömungsfolge 2 entspricht. Andererseits wird die Massenbilanz des Versuches vom Programm nicht gut wiedergegeben (s. Tab. 5). Während die Unterschätzung des ausgeströmten Dampfes und die Überschätzung des ausgeworfenen Wassers ('carry over') auf eine zu niedrig berechnete Verdampfungsrate hinweisen (s. auch Abb. 20 auf Seite 79 und Abb. 21 auf Seite 80), spricht die zu kleine Masse des Wassers im Bündel, auch in Verbindung mit dem übertriebenen 'carry over', für einen zu starken Wassermitriß ('entrainment').

Die Anwendung des neuen Tröpfchenmodells verursacht eine Erhöhung der Verdampfungsrate stromabwärts der Benetzungsfront (umso mehr, je größer die Länge L gewählt wird) und folglich eine bessere Vorkühlung des Stabhüllrohres. Dieses Modell wurde in Verbindung mit einer Erhöhung der Parameter R_v und R_1 (Standardwert = 0,1 m), die die Zwischenphasenkräfte bestimmen (s. Anhang A, Formel A7), benutzt. Eine Parameterstudie zeigte, daß die

beste Übereinstimmung mit dem Experiment durch die folgenden Werte der Parameter zu erzielen war:

$$R_v = R_1 = 0,25 \text{ m}$$

$$L = 0,2 \text{ m}$$

wobei L von 0,15 bis 0,35 und R_v , R_1 von 0,1 bis 0,5 variiert wurden. Mit diesen optimalen Werten wurde die Rechnung 2 durchgeführt. Abb. 18 auf Seite 77 zeigt die deutliche Verbesserung des berechneten Benetzungsfrontverlaufs. Das kann auch an den Hüllrohrtemperaturen (s. Abb. 22 auf Seite 81 bis Abb. 26 auf Seite 85) klar gesehen werden: obwohl die maximalen Werte in beiden Rechnungen unterschätzt sind, werden die Benetzungszeiten bei den verschiedenen Höhen in der Rechnung 2 sehr genau wiedergegeben. Dementsprechend ist die Massenbilanz der zweiten Rechnung auch besser als die der ersten (s. Tab. 5).

Tabelle 5: FLECHT 32114 Massenbilanz zur Zeit t = 600 s			
	Rechnung 1	Rechnung 2	Experiment
ingespeistes Wasser (kg)	254,30	256,76	256
ausgeströmter Dampf (kg)	110,70	127,03	160
ausgeworfenes Wasser (kg) ('Carry over')	133,80	114,17	61
Wasser im Bündel (kg)	11,46	16,79	20
Masse-Fehler (kg)	+1,66	+1,23	-15

Als wichtige Ergebnisse sind noch die berechneten Druckverluste über die Teststrecke zu nennen. Abb. 27 auf Seite 86 und Abb. 28 auf Seite 87 zeigen den Vergleich mit den gemessenen Werten. Hier scheint die Übereinstimmung bei der Rechnung 1 besser als bei der Rechnung 2, wo die Druckdifferenz etwas überschätzt ist. Der Grund dafür ist, daß durch die Unterschätzung der Wassermenge im Bündel in der Rechnung 1 ein niedrigerer Gravitationsverlust berechnet wird. Das kompensiert zum Teil die zu hohen Beschleunigungs- und Wandreibungsverluste.

Anmerkung: Die berechneten Verläufe des Differenzdruckes über die Teststrecke zeigen erhebliche Spitzen. In den Experimenten sind auch Schwankungen zu sehen, aber sie haben niedrigere Frequenz und Intensität. Dieser Effekt ist praktisch bei allen betrachteten Experimenten zu beobachten und kann vermutlich auf die Berechnung der Verdampfungsrate an der Benetzungsfront zurückgeführt werden. Durch die zeitliche und örtliche Diskretisierung entstehen Schwankungen der berechneten Verdampfungsrate, welche auf die anderen thermohydraulischen Größen wirken. Insbesondere sind die Enthalpie, die Dichte und die Geschwindigkeit des Dampfes, und folglich der gesamte Differenzdruck im Kühlkanal dadurch beeinflußt. In den Fällen, wo die Benetzung bei sehr niedrigem Voidanteil erfolgt (s. FLECHT Nr. 31701), ist die Verdampfungsrate im Durchschnitt niedriger. Daher sind die Schwankungen der berechneten Druckverluste auch nicht so sehr ausgeprägt.

FLECHT 31701 Dieser Versuch, der Teil des USNRC Standardproblem Nr. 9 ist, wurde schon von der GRS-Garching mit einer früheren Version des FLUT-Programms vorausgerechnet /48/ /49/. Die für diese Arbeit durchgeführten Rechnungen basieren auf den Eingabedaten, die von der GRS zur Verfügung gestellt wurden, und die der neuen FDWR-Version des Programmes angepaßt wurden. Die Ergebnisse der hier dargestellten Rechnung 1 sind denen der o.g. Vorausrechnung sehr nahe. Bei diesem Notkühlversuch rufen die gegebenen Randbedingungen (s. Tab. 4) eine sehr ausgeprägte Strömungsfolge 1 hervor. In diesem Falle bemerkt man die Wirkung des Tröpfchenmodells praktisch nicht. Die leichte Zunahme der Geschwindigkeit der unteren Benetzungsfront in der Rechnung 2 (s. Abb. 29 auf Seite 88) ist vielmehr durch die Erhöhung der Parameter R_v und R_1 verursacht. Die dadurch bewirkte Abschwächung der Zwischenphasenkräfte vermindert den berechneten Wassermitriß, was ein etwas schnelleren Anstieg des kollabierten Wasserstandes im Bündel (s. Abb. 30 auf Seite 89) und folglich der unteren Benetzungsfront hervorruft. Außerdem wird die Geschwindigkeit der Wasserphase im Nebelströmungsgebiet, d.h. der Tröpfchen, auch reduziert. Das bedeutet einen niedrigeren Voidanteil im

oberen Teil der Teststrecke (s. Abb. 31 auf Seite 90), was eine schnellere Verpflanzung der oberen Benetzungsfront mit sich bringt (s. Abb. 29 auf Seite 88). Insgesamt sind aber die Unterschiede zwischen Rechnung 1 und 2 (s. auch Abb. 32 bis Abb. 35) sehr gering.

3.3.2 Die KfK-Notkühlversuche

Die zwei betrachteten FLECHT-Notkühlversuche stellen zwei extreme Fälle dar. Beim Versuch FLECHT 32114 erfolgt die Wiederbenetzung des Bündels bei einem sehr hohen Voidanteil ($\alpha > 0,8$). Beim Versuch FLECHT 31701 hingegen veranlassen die hohe Flutrate (15,5 cm/s) und die Unterkühlung des eingespeisten Wassers, das Entstehen eines Strömungsbilds 1 im Bündel, d.h. der Wasserspiegel geht der Benetzungsfront voraus. Daher benetzt sich die Brennstabhülle bei einem sehr niedrigen Dampfgehalt ($\alpha < 0,4$).

Die KfK-Experimente (FEBA und SEFLEX) liegen zwischen den o.g. FLECHT-Versuchen. Die starke Unterkühlung des Wassers am Bündeleintritt und die relativ niedrige Flutrate (3,81 cm/s) rufen in der Teststrecke einen dazwischenliegenden Zustand hervor; die Benetzung der Stäbe erfolgt bei mittleren Werten des Voidanteils und das Strömungsbild geht von einer der dargestellten Formen zur anderen über. Außerdem unterscheiden sich die betrachteten Experimente durch verschiedene Flutungsparameter (s. Tab. 4 auf Seite 24) voneinander. Die Nachrechnungen dieser Versuchen können somit die Überprüfung des Programms und der eingebrachten Änderungen gut ergänzen.

Für jedes Experiment werden die Ergebnisse von zwei Rechnungen, die ohne (Rechnung 1) bzw. mit (Rechnung 2) Anwendung des neuen Tröpfchenmodells durchgeführt wurden, dargestellt. Für den Parameter L ergibt sich aus der Formel A9 den Wert 0,34 m größer als L_0 . Die Nachrechnung des Versuches SEFLEX Nr. 03 zeigte aber, daß mit diesem Wert eine zu schnelle Absenkung der Hüllrohrtemperaturen berechnet wird. Die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Daten wurde auch in diesem Falle mit dem Wert $L = L_0 = 0,2$ m erreicht. Daher wurde dieser Wert für alle KfK-Notkühlversuche angewendet und als Grenzwert der Länge L festgelegt. Für die Parameter R_v und R_1 wurde in der Rechnung 2 der Wert 0,25 m gewählt, während in der Rechnung 1 der Standardwert 0,1 m angewendet wurde.

FEBA 216 Während der Durchführung dieser Arbeit diente die Nachrechnung dieses Notkühlversuches als erste Überprüfung des neu implementierten Programms. Die ersten Ergebnisse /37/ zeigten zwei wichtige Aspekte:

erstens berechnete das Programm durch die alleinige Benutzung der Yamouchi-Korrelation schon am Versuchsbeginn das Entstehen einer Benetzungsfront (s. Abb. 36 auf Seite 95), die experimentell nicht zu beobachten ist /33/;

zweitens konnte das vereinfachte Wärmeübertragungsmodell für die Strukturelemente das Verhalten der dicken Kastenwand nicht gut wiedergeben (s. Abb. 37 auf Seite 95).

Aufgrund dieser Ergebnisse wurde ins Programm das Hsu-Young-Kriterium eingebaut (s. Abschn. 2.2.1). Abb. 38 auf Seite 96 zeigt, daß dadurch das Problem der oberen Benetzungsfront gut behandelt werden konnte. Obwohl eine Benetzung von oben immer noch stattfindet, geschieht sie erst am Rechnungsende. Auf der Abb. 48 auf Seite 101 sind die berechneten Hüllrohrtemperaturen am oberen Brennstabende mit den Meßwerten an einer Stelle 30 cm oberhalb des beheizten Teils verglichen: während experimentell die Benetzung nur am Ende der Transienten erfolgt, zeigen die Rechnungen eine frühzeitige Absenkung der Hüllrohrtemperatur im Vergleich mit Stellen an niedrigeren Höhen. Das entspricht der berechneten oberen Benetzungsfront. Das gilt für alle drei Rechnungen. Deutlich ist aber die Verbesserung der Ergebnisse bei der Rechnungen 1 und 2 (mit Benutzung des Hsu-Young-Kriteriums) im Vergleich mit der Rechnung, die auf der Abbildung mit 'ALT' gekennzeichnet ist: hier findet die Benetzung schon am Anfang der Transienten statt.

Für die Berechnung der Temperaturen der Kastenwand wurde beschlossen das gleiche Modell wie für die Brennstäbe zu benutzen, d.h. mit Anwendung des Benetzungsfrontmodells. Abb. 39 auf Seite 96 zeigt, daß dies eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment gewährleistet. Dasselbe wurde dann für alle Nachrechnungen der KfK-Experimente gemacht.

Der Vergleich der berechneten Hüllrohrtemperaturen mit den Messungen (Abb. 41 auf Seite 97 bis Abb. 48 auf Seite 101) zeigt auch in diesem Falle eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse, bei Anwendung des neuen Tröpfchenmodells (Rechnung 2). Das gilt bei allen betrachteten Höhen des Brennstabes. Dementsprechend verbessert sich bei der Rechnung 2 auch die Auswertung des 'Carry over' (s. Abb. 49 auf Seite 101).

Durch die Erhöhung der Parameter R_V und R_1 von 0,1 m auf 0,25 m wird die Berechnung der gesamten Druckverluste über die Teststrecke (s. Abb. 50 und Abb. 51 auf Seite 102) auch deutlich besser. Die Ursache dafür ist die genauere Schätzung der Wassermenge, die im Bündel bleibt (Kollabierter Wasserstand, s. Abb. 40 auf Seite 97).

SEFLEX 03 Dieser Versuch wurde mit denselben Flutparametern wie der FEBA 216 durchgeführt. Der Unterschied zwischen den zwei Experimenten besteht in den verschiedenen Brennstabsimulatoren (s. Tab 4 auf Seite 24). Die Anwesenheit eines gasgefüllten Spaltes unter dem Hüllrohr verursacht eine schnellere Benetzung. Dies wird auch vom Programm berechnet. Wie bei allen anderen beobachteten Versuchen, besteht hier auch eine Überschätzung der Benetzungszeit in der Rechnung 1. Die Anwendung des Tröpfchenmodells bringt aber in diesem Falle eine etwas zu schnelle Benetzung, vor allem im oberen Teil des Bündels (s. Abb. 54 auf Seite 104 bis Abb. 57 auf Seite 105). Die Ursache ist aber nicht in einer zu hoch berechneten Verdampfungsrate zu suchen; der 'Carry over' bleibt nämlich auch bei der Rechnung 2 zu hoch (s. Abb. 58 auf Seite 106) und das bedeutet, daß noch zu viel Wasser den Bündel verläßt ohne zu verdampfen.

Die berechneten Druckverluste sind in diesem Falle auch etwas zu hoch (s. Abb. 59 auf Seite 106), wie es schon bei den FLECHT-Versuchen beobachtet wurde.

SEFLEX 05 Die wesentlichen Ergebnisse sind in der Abb. 60 auf Seite 107 bis Abb. 67 auf Seite 110 zu sehen. Durch den im Vergleich mit SEFLEX 03 niedrigeren Druck (s. Tab. 4) wird die Transiente langsamer. Die Anwendung des Tröpfchenmodells bei der Auswertung dieses Versuches verbessert die Ergebnisse für die Temperaturverläufe im unteren Teil des Brennstabes (Abb. 62 und Abb. 63 auf Seite 108). Im oberen Teil hingegen (Abb. 64 und Abb. 65 auf Seite 109) werden die Benetzungszeiten dadurch leicht unterschätzt.

Bei dem Versuch **SEFLEX 07** verursacht die niedrigere Wärmeleitfähigkeit des Gases im Spalt (Argon statt Helium) eine schnellere Benetzung des Hüllrohres als im vorigen betrachteten Versuch (SEFLEX 05). Das Programm rechnet in diesem Falle zu hohe maximale Temperaturen und Benetzungszeiten. Die Anwendung des Tröpfchenmodells verbessert deutlich die Ergebnisse (s. Abb. 68 auf Seite 111 bis Abb. 75 auf Seite 114).

3.4 SCHLUBBEMERKUNGEN

Aus den dargestellten Ergebnissen kann man folgern, daß das FLUT-Programm die wesentlichen Vorgänge der Flutung eines DWR-Bündels befriedigend wiedergeben kann. Es wurden mehrere Zwangsflutungsexperimente mit unterschiedlichen Bedingungen (Flutrate, Druck, Temperatur des Einspeisewassers, Typ der Brennstabsimulatoren) betrachtet und in allen Fällen wurden die wichtigsten Daten (maximale Hüllrohrtemperatur und Benetzungszeit) ausreichend gut geschätzt (s. Tab. 6). Die Wirkung der unterschiedlichen Parameter auf den Benetzungsfrontverlauf wird vom Programm richtig wiedergegeben.

Tabelle 6: Wichtigste Ergebnisse der nachgerechneten Notkühlversuche in DWR-Geometrie						
Versuchs-Nr.	T _{max} (°C)			t _{Ben} (s)		
	Rech. 1	Rech. 2	Experim.	Rech. 1	Rech. 2	Experim.
FLECHT 32114	1059	1072	1150	826	638	625
FLECHT 31701	901	902	887	117	110	114
FEBA 216	912	909	943	510	449	471
SEFLEX 03	935	927	900	379	308	390
SEFLEX 05	950	948	886	530	425	495
SEFLEX 07	934	936	842	495	427	368

Die Einführung des neuen Tröpfchenmodells verbessert die Berechnung der Benetzungszeit und der Benetzungstemperatur ohne merkliche Wirkung auf die maximale Hüllrohrtemperatur.

Ungenauigkeiten bleiben bei der Simulation der oberen Benetzungsfront. Das neu eingeführte Hsu-Young-Kriterium verbessert die Ergebnisse, aber es bleibt eine Abweichung vom experimentellen Verlauf in fast allen Fällen.

Auch ist eine Überschätzung der Druckverluste in den meisten Rechnungen zu beobachten (mit Ausnahme der Nachrechnungen des Versuches FEBA 216).

Die Erhöhung der Parameter R_v und R_1 von 0,1 auf 0,25 m verbessert die Auswertung des Wassermitrißes. Folglich wird die Menge des Wassers, das im Bündel bleibt, auch genauer berechnet (s. Tab. 5). Eine Rechnung des FLECHT-Versuches Nr. 32114, die mit der Anwendung des neuen Tröpfchenmodells und mit $R_v=R_1=0,1$ m durchgeführt wurde, konnte keine guten Ergebnisse erzielen. Durch die zu starke Zwischenphasenreibung wurde der Wassermitriß stark überschätzt; folglich war der Voidanteil an der Benetzungsfront viel zu hoch und die Benetzungsgeschwindigkeit blieb zu niedrig.

In Tab. 6 sind die wichtigsten Ergebnisse der Rechnungen (maximale Hüllrohrtemperaturen und Benetzungszeiten) aufgelistet. Es muß hier bemerkt werden, daß die zu kleinen Benetzungszeiten bei der Rechnung 2 der Versuche FEBA 216 und SEFLEX 03 und 05 eher von einer zu schnellen oberen Benetzungsfront als von der Wirkung des neuen Tröpfchenmodells abhängen.

4. VERIFIKATION ANHAND VON ZWANGSFLUTUNGSEXPERIMENTEN IN FDWR-GEOMETRIE

Während des Jahres 1985 wurden die ersten Notkühlversuche in einer FDWR-Geometrie im Institut für Reaktorbauelemente (IRB) des Kernforschungszentrums-Karlsruhe ausgeführt. Da die Auslegung des Versuchsstandes auf einem alten Entwurf eines heterogenen Reaktors (Blanket) /5/ basiert, entsprechen die Bündelabmessungen einem sehr engen Brennstabgitter ($p/D=1,06$). Obwohl dies einen Unterschied von den in dieser Arbeit betrachteten Entwürfen (s. Kap. 5) bedeutet, ist die Auswertung dieser Experimente von besonderer Bedeutung für die Verifikation des Programms, da sie aufgrund des sehr kleinen hydraulischen Durchmessers des Kühlkanals einen Extremfall darstellen.

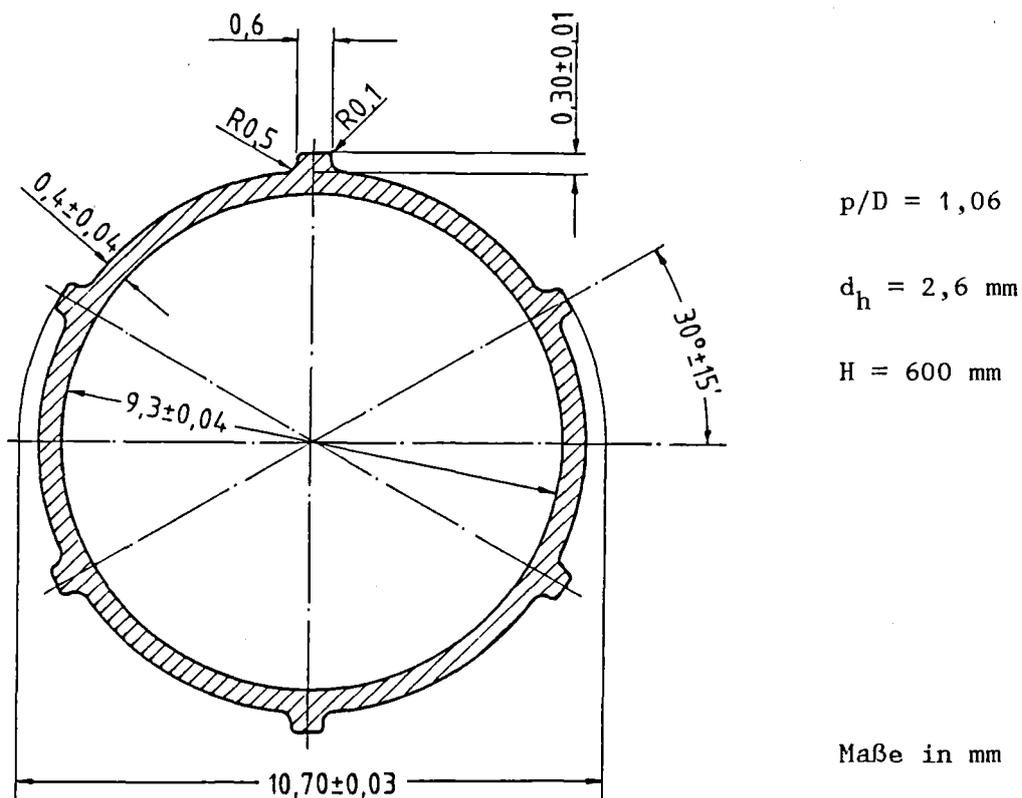


Abb. 11. Hüllrohr für Versuche zum FDWR /62/

Abb. 11 stellt das für die FLORESTAN-Notkühlversuche (Flut und Deformation von engen Stabbündeln) verwendete Brenstabhüllrohr dar; auf der 0,4 mm dicken Stahlhülle befinden sich sechs Wendelrippen mit einer Ganghöhe $H=600$ mm. Das bedeutet eine 'Abstandsebene' alle 100 mm im Bündelverband.

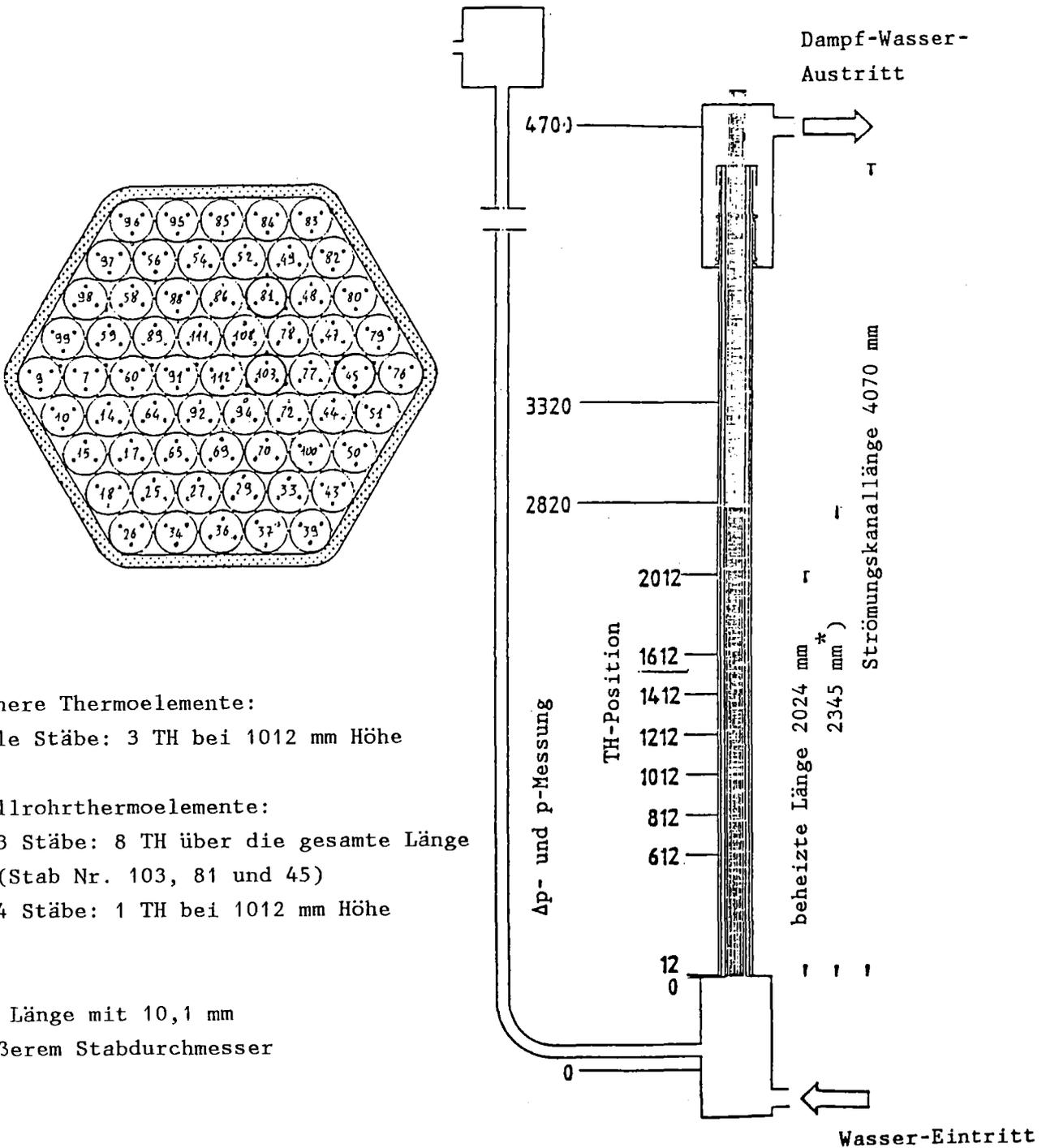
In den folgenden Abschnitten werden die Eigenschaften der Versuchsanlage und die Ergebnisse der Nachrechnungen von sechs Experimenten dargestellt.

4.1 VERSUCHSANLAGEBESCHREIBUNG UND VERSUCHSABLAUF

Die für die REBEKA-Experimente erstellte Anlage wurde mit geringen Modifikationen an der Teststrecke für die FDWR-Flutversuche eingesetzt /62/. Abb. 12 zeigt die FLORESTAN-Teststrecke und das Schema der Instrumentierung.⁴ Die Gesamtlänge der 61 FDWR-Brennstäbe beträgt 5600 mm, wobei der elektrisch beheizte Teil jedoch nur 2024 mm lang ist. Der Außendurchmesser der Brennstäbe beträgt im unteren Teil des Bündels 10,1 mm, oberhalb der Höhe 2345 mm nur 6 mm. Dementsprechend ergibt sich ein freier Strömungsquerschnitt von $14,52 \text{ cm}^2$ ($d_h=2,6$ mm) bzw. $45,32 \text{ cm}^2$ ($d_h=12,52$ mm). Das Bündel ist von einem sechseckigen Kasten mit einer Schlüsselweite von 86 mm (Wandstärke: 3 mm) umgeben. Seine Länge beträgt 4070 mm. Abb. 13 auf Seite 40 zeigt eine schematische Darstellung des FDWR-Brennstabsimulator. Es handelt sich um einen Simulator des REBEKA-Typs mit einem Helium gefüllten Spalt (Innendruck ≈ 5 bar).

Vor dem Flutungsbeginn befindet sich das Stabbündel bei einer ausgeglichenen Temperatur von $140 \text{ }^\circ\text{C}$. Von diesem Zustand aus wird mit einer konstanten Leistung in stagnierender Dampfatmosfera aufgeheizt. Bei Erreichen der vorgeschriebenen Hüllrohrtemperatur in der axialen Bündelmitte wird die Flutung mit konstanter Flutrate und konstanter Temperatur des Einspeisewassers begonnen. Bis zum Benetzen des oberen beheizten Bündelendes wird die

⁴ Für die Messung der Temperatur ist jeder Stab mit drei inneren Thermo-
elementen an der Mittelebene des beheizten Teils ($h=1012$ mm) versehen;
14 Heizstäbe besitzen äußere Thermo-elemente bei 1012 mm Höhe und drei
sind über die gesamte Länge äußerlich instrumentiert.



innere Thermoelemente:
alle Stäbe: 3 TH bei 1012 mm Höhe

Hüllrohrthermoelemente:
- 3 Stäbe: 8 TH über die gesamte Länge
(Stab Nr. 103, 81 und 45)
-14 Stäbe: 1 TH bei 1012 mm Höhe

*) Länge mit 10,1 mm
äußerem Stabdurchmesser

Abb. 12. Schema der FLORESTAN-Teststrecke und Instrumentierung /63/.

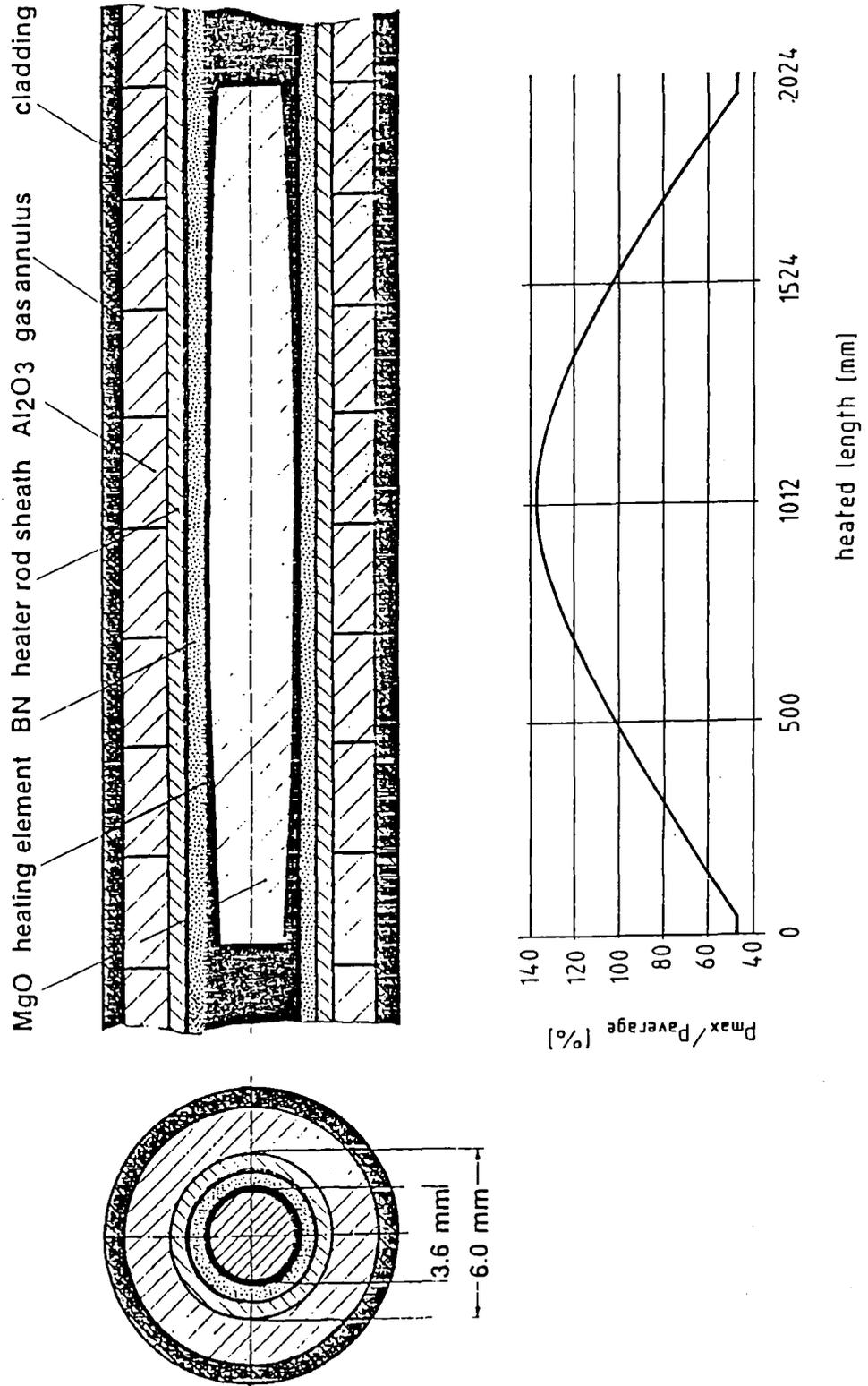


Abb. 13. Der FDWR-Brennstabsimulator /63/.

Leistung konstant gehalten. Die wesentlichen Parameter der ersten Serie von Zwangsflutungsexperimenten sind:

- Flutrate = 8,1 cm/s
- Druck im oberen Plenum \approx 4,35 bar
- Flutwassertemperatur = 130 °C

Die Brennstableistung q und die maximale Hüllrohrtemperatur an der Mittelebene beim Flutungsbeginn $T_{0,max}$ wurden so variiert:

FLORESTAN 1	$T_{0,max} = 500$ °C	$q = 2,8$ kW/Stab
FLORESTAN 2	$T_{0,max} = 600$ °C	$q = 2,8$ kW/Stab
FLORESTAN 3	$T_{0,max} = 700$ °C	$q = 2,8$ kW/Stab
FLORESTAN 4	$T_{0,max} = 700$ °C	$q = 1,4$ kW/Stab
FLORESTAN 5	$T_{0,max} = 800$ °C	$q = 1,4$ kW/Stab
FLORESTAN 6	$T_{0,max} = 800$ °C	$q = 2,8$ kW/Stab

Alle diese Versuche wurden mit FLUT-FDWR nachgerechnet.

4.2 NODALISIERUNG UND ANFANGSBEDINGUNGEN

Abb. 14 zeigt das Schema der Nodalisierung, die für die Nachrechnung aller sechs FLORESTAN-Notkühlversuche verwendet wurde. Der aus 13 Zellen bestehende Rohrteil stellt die Teststrecke dar; die Knotenzellen L1 und L2 entsprechen dem unteren, bzw. dem oberen Plenum. Für die Zelle L2 wurde die Randbedingung konstantes Druckes (4,35 bar) angenommen. Die Einspeisung des Wassers mit konstanter Geschwindigkeit (8,1 cm/s) und konstanter Temperatur (130 °C) findet in Zelle L1 statt. Diese Zelle ist zu Rechenbeginn mit Wasser gefüllt, wobei der Rohrteil gesättigten Dampf enthält. Aufgrund der Verringerung des Stabdurchmessers verbreitert sich der Kühlkanalquerschnitt zwi-

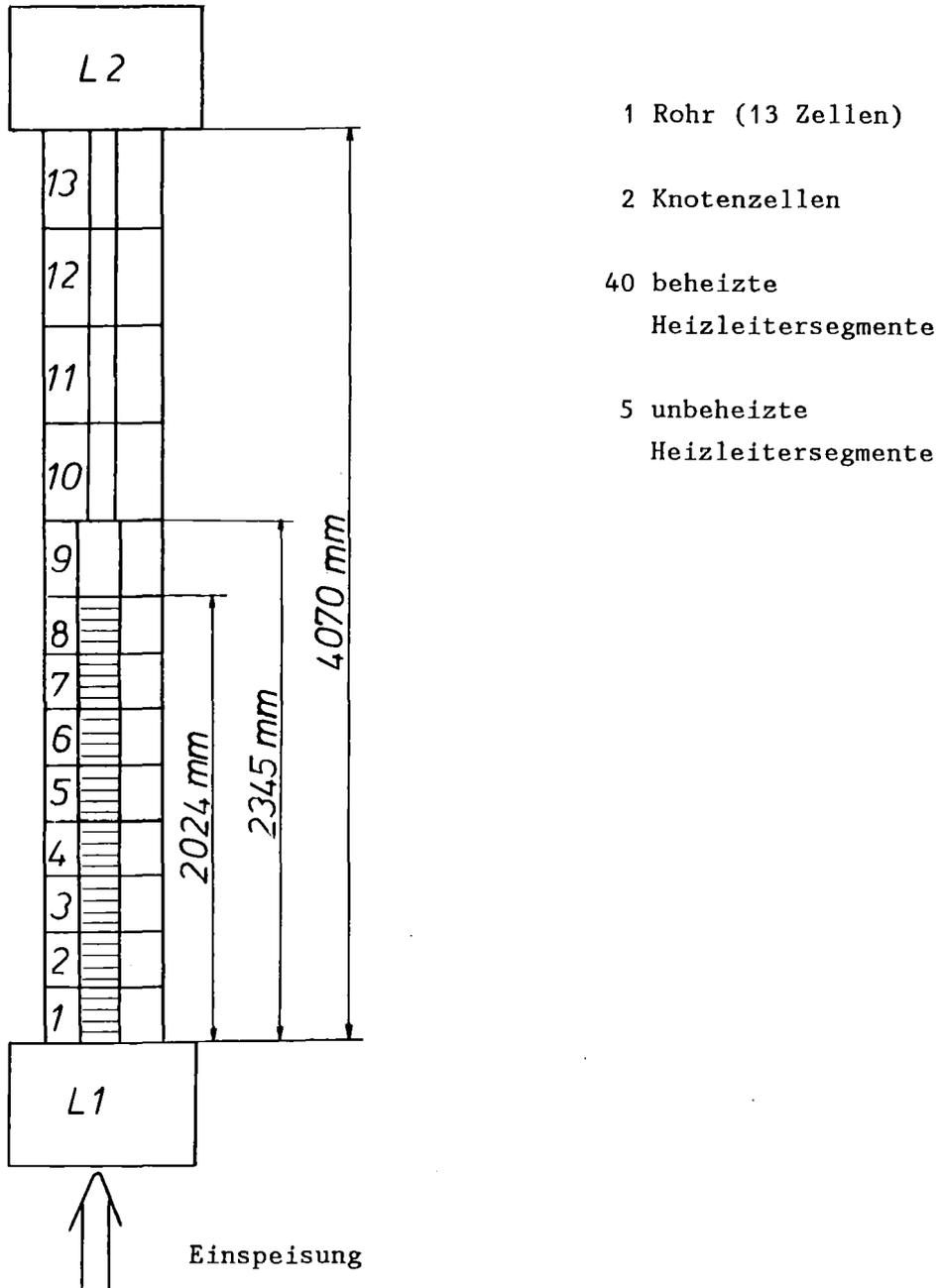


Abb. 14. Nodalisierungsschema für die FLORESTAN-Notkühlversuche.

schen den Zellen 9 und 10 von $14,52 \text{ cm}^2$ auf $45,32 \text{ cm}^2$. Den ersten acht Zellen des Rohres sind je fünf Heizleitersegmente zugeordnet, die dem beheizten Teil der Brennstabsimulatoren entsprechen. Die fünf oberen Zellen sind mit weiteren fünf Heizleitern verknüpft, die den unbeheizten Teil der Brennstäbe simulieren. In diesem 'kalten' Teil des Bündels wird bei den Versuchen mit $q=2,8 \text{ kW/Stab}$ eine Leistung von etwa 150 W/Stab dissipiert und 75 W/Stab bei den Versuchen mit $q=1,4 \text{ kW/Stab}$.⁵ Für die Wärmeleitungsrechnung sind die beheizten Segmente in acht und die unbeheizten in fünf radiale Schichten unterteilt. Wie bei den SEFLEX-Experimenten (s. Abschn. 3.2) wurden auch hier temperaturabhängige Eigenschaften eines Pseudomaterials für den inneren Teil der Brennstabsimulatoren (bis zum ersten gasgefüllten Spalt) eingesetzt. Für die anfänglichen Hüllrohrtemperaturen wurde eine axiale Verteilung angenommen, die proportional der Leistung ist.

Die in den Rechnungen verwendeten geometrischen Daten, Materialeigenschaften und Anfangsbedingungen stammen aus Ref. /62/.

4.3 DURCHGEFÜHRTE RECHNUNGEN

Der erste Versuch (FLORESTAN 1) wurde mit verschiedenen Programmen vorausgerechnet /63/ /64/. Für die Vorausrechnung mit dem FLUT-Programm /65/ wurden die Standardrechenoptionen gewählt (Druckverlustbeziehungen für glatte Rohre, konstanter Tröpfchendurchmesser, $R_v=R_1=0,1 \text{ m}$).

In dieser Arbeit sind unter der Bezeichnung **Rechnung 1** die Ergebnisse einer Rechnung wiedergegeben, die mit den gleichen Optionen, aber mit genaueren Randbedingungen und einer verbesserten Nodalisierung (s. Abschn. 4.2) durchgeführt wurde. Mit den gleichen Rechenoptionen wurden auch die Versuche Nr. 2, 3 und 6 gerechnet.

⁵ Diese Leistung ist natürlich für die Auswertung der Hüllrohrtemperaturen im unteren beheizten Teil des Bündels nicht von Bedeutung. Sie wurde aber trotzdem in den Rechnungen berücksichtigt, um einen genaueren Vergleich des berechneten Dampfmassenstroms und der Dampftemperatur am Austritt der Teststrecke mit den entsprechenden Meßdaten zu gewährleisten.

Alle sechs Versuche wurden dann mit der Anwendung des neuen Tröpfchenmodells ausgewertet (**Rechnung 2**). Durch die Formel B2 in Anhang B wurden die folgenden Werte für den Parameter L bestimmt:

FLORESTAN 1	L = 0,136 mm
FLORESTAN 2	L = 0,106 mm
FLORESTAN 3	L = 0,087 mm
FLORESTAN 4	L = 0,174 mm
FLORESTAN 5	L = 0,148 mm
FLORESTAN 6	L = 0,074 mm

Durch Parameterrechnungen des ersten Versuches (Optimalisierung des kollabierten Wasserstandes am Ende des Experiments) ergab sich für die Parameter der Zwischenphasenreibung der Wert $R_v=R_1=0,7$ m.

Nur für den ersten Versuch wurde auch eine **Rechnung 3** durchgeführt, bei der die neu eingeführten FDWR-orientierten Druckverlustbeziehungen (s. Abschn. 2.2.3) getestet wurden. Abb. 15 zeigt die mit den o.g. Formeln für die Geometrie des FLORESTAN-Bündels berechneten Reibungsbeiwerte über der Reynoldszahl im Vergleich mit denen für glatte Rohre wie für die Rechnungen 1 und 2 benutzt wurden. Der größte Unterschied ergibt sich durch die Formel von Chen-Todreas die für die laminare Strömung im oberen Teil des Kühlkanals (Teil ohne Wendelrippen) angewendet wurde. Hier ist zu bemerken, daß das Abstandsverhältnis dieses Bündelteils ($p/D=1,78$) außerhalb des überprüften Gültigkeitsfeldes der Formel (bis zu $p/D=1,5$ /56/) liegt. Wegen des großen hydraulischen Durchmessers ist aber der Beitrag dieses Teils zum gesamten Druckverlust nicht sehr wichtig. Vielmehr wirkt die Erhöhung des Reibungsbeiwertes für den Teil mit Wendelrippen im Gebiet der Übergangsströmung (die mittlere Reynoldszahl während der Flutung beträgt ca. 1500).

Alle anderen Optionen für diese Rechnung entsprechen denen der Rechnung 2.

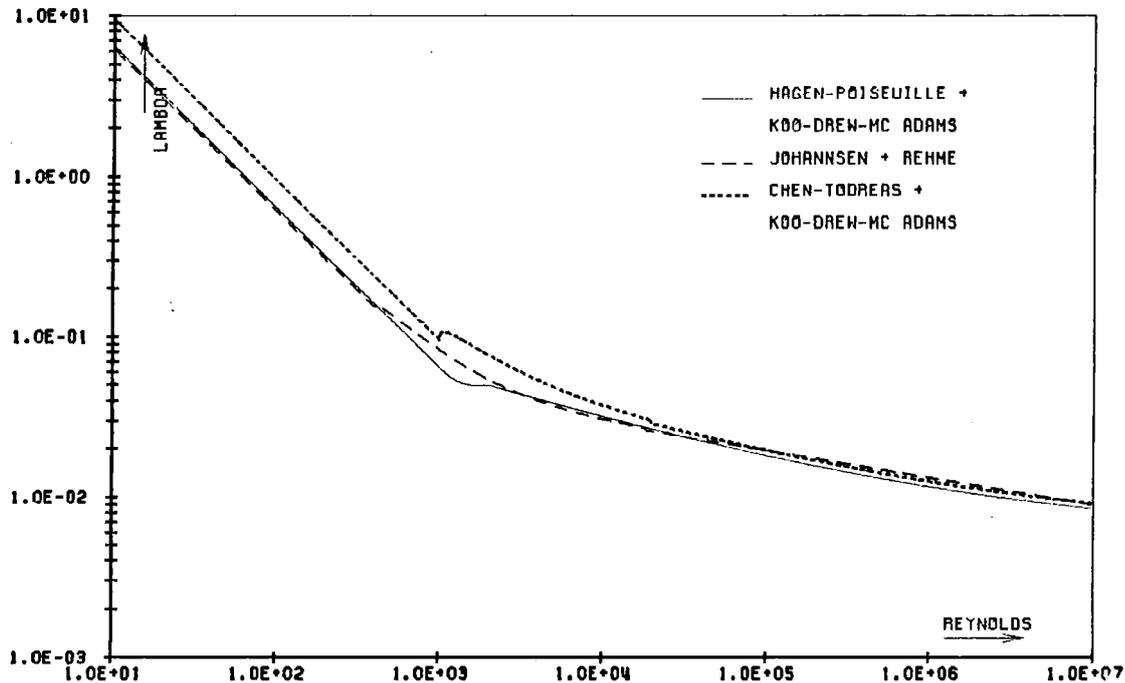


Abb. 15. Reibungsbeiwerte für die FLORESTAN-Experimente

4.4 ERGEBNISSE: VERGLEICH MIT DEM EXPERIMENT

Vormerkung: Die gemessenen Hüllrohrtemperaturverläufe an der Mittelebene (1012 mm) bei den Versuchen mit höherer Leistung (FLORESTAN Nr. 1, 2, 3 und 6) zeigen einen frühzeitigeren Benetzungssprung, dem erhebliche Spitzen folgen (s. Abb. 76 auf Seite 115, Abb. 88 auf Seite 121, Abb. 90 auf Seite 122 und Abb. 92 auf Seite 123). Das bedeutet, daß die äußeren Thermoelemente durch die vom Dampf mitgerissenen Wassertröpfchen früher benetzt werden als das Hüllrohr. Der richtige Zeitpunkt der Hüllrohrbenetzung ist aus dem vom inneren Thermoelement gemessenen Temperaturverlauf zu entnehmen und entspricht ungefähr der letzten Außentemperaturspitze /66/. In Abb. 76 auf Seite 115 ist beispielhaft eine Kurve (gestrichelte Kurve) aufgezeichnet, welche aus der Außentemperatur für Stab Nr. 103 durch Extrapolation zum richtigen Benetzungszeitpunkt gewonnen wurde /63/.

FLORESTAN 1 Die vom FLUT Programm berechneten Temperaturverläufe an vier verschiedenen Stellen der oberen Brennstabhälfte sind in Abb. 76 auf Seite 115 bis Abb. 79 auf Seite 116 aufgetragen und mit den gemessenen Werten verglichen.⁶ Alle die in der *Rechnung 1* berechneten Kurven geben den anfänglichen Anstieg gut wieder, aber der Zeitpunkt des Höchstwertes ist stets überschätzt; daher werden auch die maximalen Temperaturen etwas zu hoch berechnet. Bei der Höhe 1612 mm entspricht der maximal berechnete Wert der Hüllrohrtemperatur, die für den Heizstab Nr. 103 gemessenen wurde. Die Unterschiede zwischen Rechnung 1 und Experiment werden im zweiten Teil der Kurven relevant. Der steile Abfall der experimentellen Temperaturen nach dem Wendepunkt unmittelbar vor dem Benetzungssprung wird vom Programm nicht wiedergegeben, daher ergeben sich zu lange Benetzungszeiten. Die maximale Verzögerung der berechneten Benetzungsfront ist bei der Höhe 1412 mm zu sehen (Abb. 78 auf Seite 116) und beträgt, bezüglich des Stabes Nr.103, 63 s. Die Dauer der Flutung der gesamten beheizten Länge wird mit 46 s überschätzt (s. t_{Ben} in Tab. 7). Die Ursache des beobachteten Verhaltens ist in der Auswertung der Vorkühlung des Brennstabes, kurz vor der Benetzung, zu suchen. Hier wird vom Programm eine Nebelströmung angenommen, und die dazu gehörigen Wärmeübergangsbeziehungen unterschätzen den Wärmeaustausch zwischen dem Heizstab und dem Fluid. Wenn man noch die starke Überschätzung des 'carry over' (Tab. 7) und der Dampfaustrittstemperatur (Abb. 80) in Verbindung mit der Unterschätzung des Dampfaustrittsmassenstroms (Abb. 81) berücksichtigt, kann man folgern, daß eine zu niedrige Verdampfungsrate unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront berechnet wird, was alle die o.g. Tatsachen erklären kann.

Die Anwendung des neuen Tröpfchenmodells bei der *Rechnung 2* verbessert deutlich die Ergebnisse. Die durch die Anwesenheit der kleineren Tröpfchen erhöht berechnete Verdampfungsrate verursacht einen Abbau der Dampfüberhitzung mit einer dementsprechend besseren Vorkühlung des Hüllrohres. Daher verbreitet sich die Benetzungsfront in der Rechnung 2 wesentlich schneller als in der Rechnung 1 (s. Abb. 82 und Abb. 83 auf Seite 118), was eine gute

⁶ Für den Vergleich sind die gemessenen Temperaturen aller drei äußerlich instrumentierten Stäbe wiedergegeben. Jede experimentelle Kurve ist durch die Buchstaben TH (Thermoelement), die Nummer des Stabes und die Nummer des Thermoelementes gekennzeichnet. Beispiel: TH 103.4 ist das vierte Thermoelement (Höhe=1012 mm) des Stabes Nr. 103.

Übereinstimmung mit den experimentellen Daten mit sich bringt (s. t_{Ben} in Tab. 7). Die Güte der eingeführten Änderung wird auch durch die Daten der Massenbilanz (s. 'carry over' in Tab. 7 und Dampfaustrittsmassenstrom in Abb. 84 auf Seite 119) und der Dampfaustrittstemperatur (Abb. 80 auf Seite 117) bestätigt.

Abb. 76 bis Abb. 79 zeigen, daß in der Rechnung 2 niedrigere maximale Hüllrohrtemperaturen als in der Rechnung 1 berechnet werden; die Ergebnisse bleiben aber innerhalb des Bereichs der experimentellen Werte. Da die radiale Leistungsverteilung bei diesem Versuch flach ist, sind die unterschiedlichen Temperaturen der verschiedenen Heizstäbe auf fluiddynamische Effekte zurückzuführen (Durchfluß- und Dampfgehaltsverteilung im Bündel). Wegen der eindimensionalen Darstellung, die das FLUT-Programm verwendet, kann der Einfluß solcher radialen Differenzen nicht berücksichtigt werden.

Tabelle 7: Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnungen des ersten FDWR-Flutungsexperimentes FLORESTAN 1				
	Rechnung 1	Rechnung 2	Rechnung 3	Experiment
T_{max} (°C)	688	609	605	688 ¹
t_{max} (s)	125	82	83	93 ²
t_{Ben} (s)	235	179	186	189 ²
Koll.Wasserstand(mm)	305 ³	555 ³	584 ³	700 ⁴
'carry over' (kg) ³	4,7	0,483	0,492	ca.0,35 ⁵

¹ Bei der Höhe 1612 mm im Stab Nr. 103.

² Bezüglich Heizstab Nr. 103.

³ Bei vollständiger Benetzung des Bündels ($t=t_{Ben}$).

⁴ Der Wert wurde aus dem gesamten Differenzdruck über die Teststrecke nach der Abschaltung der Leistung berechnet /64/.

⁵ Die Berechnung dieses Wertes basiert auf Druckmessungen im Wasserauswurfsammeltank /66/.

Die Masse wurde aus der Druckdifferenz mit der Annahme einer mittleren Wassertemperatur von 130 °C berechnet.

Daß die zweite Rechnung die Vorgänge des Experimentes genauer nachbildet, ist auch aus den Differenzdruckverläufen (s. Abb. 85 auf Seite 119 und Abb. 86 auf Seite 120) zu ersehen. Beide Rechnungen überschätzen den gesamten Druckverlust; die allgemeine Tendenz stimmt aber in der Rechnung 2 deutlich besser mit dem Experiment überein.

Der zeitliche Verlauf der Druckverluste in diesem engen Stabbündel unterscheidet sich von dem eines herkömmlichen DWR-Bündels. Hier steigt die gesamte Druckdifferenz nach Flutungsanfang schlagartig an. Mit zunehmender Höhe der Benetzungsfront nehmen die wirksame Länge des zweiphasigen Druckverlustes und die gesamte Verdampfungsrate im Bündel ab. Daher vermindert sich der Druckverlust im zweiten Teil des Experimentes. Nach der vollständigen Benetzung des Bündels erreicht der Druckverlust einen konstanten Wert, der der Wasserkonvektion mit Blasensieden entspricht /64/. Dieser Verlauf wird in der Rechnung 2 gut wiedergegeben, da hier die zeitliche Entwicklung des Benetzungsvorganges richtig ausgewertet wird.

In der Tab. 7 sind noch die berechneten kollabierten Wasserstände mit dem entsprechenden Meßwert am Versuchsende verglichen. Die Verbesserung des Ergebnisses in der Rechnung 2 wurde durch die Erhöhung auf 0,7 m der Parameter R_v und R_1 für die Zwischenphasenreibung erreicht. Die Verminderung der Zwischenphasenkräfte reduziert die Menge des vom Dampf mitgerissenen Wassers. Folglich steigt der kollabierte Wasserstand schneller als in der Rechnung 1 (vgl. Abb. 82 mit Abb. 83 auf Seite 118). Die Einstellung dieses Parameter wurde auf der Basis von Parameterrechnungen des Versuches ausgeführt. Die Ergebnisse dieser Rechnungen haben bewiesen, daß dies keinen bemerkenswerten Einfluß auf die Berechnung der Hüllrohrtemperaturen und der Benetzungsgeschwindigkeit hat.

Die Ergebnisse der *Rechnung 3* im Vergleich mit denen der Rechnung 2 (s. Tab. 7) zeigen, daß die Einführung der neuen Druckverlustbeziehungen praktisch keine Wirkung auf die wesentlichen Ergebnisse hat. Trotz einer Erhöhung des gesamten Druckverlustes (vgl. Abb. 87 mit Abb. 86 auf Seite 120) bleiben die maximale Hüllrohrtemperatur und die Benetzungszeit dieselbe wie in Rechnung 2. Die wichtigste Größe, die den Benetzungsvorgang beeinflusst, ist der Kühlwasserdurchsatz, der bei Zwangsflutungsexperimenten nicht variieren kann. Bei Gravitationsflutung, wie es in einem Reaktor stattfindet, ist der Notkühlwasserdurchsatz dem Druckverlust umgekehrt proportional. In diesem Falle wäre dann eine Wirkung des erhöhten Druckverlustes auf das Fortschreiten der Benetzungsfront zu sehen.

Tabelle 8: Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnungen der
FDWR-Notkühlversuche:

FLORESTAN 2	Rechnung 1	Rechnung 2	Experiment
T_{\max} (°C)	754	683	764 ¹
t_{\max} (s)	132	89	108 ²
t_{Ben} (s)	267	237	219 ²
Koll.Wasserstand(mm)	280 ³	539 ³	700 ⁴
'carry over' (kg) ³	5,234	0,93	ca.0,45 ⁵
FLORESTAN 3	Rechnung 1	Rechnung 2	Experiment
T_{\max} (°C)	806	740 (754 ⁶)	866 ¹
t_{\max} (s)	141	92 (72 ⁶)	134 ²
t_{Ben} (s)	295	265	259 ²
Koll.Wasserstand(mm)	308 ³	569 ³	730 ⁴
'carry over' (kg) ³	5,447	0,725	ca.0,35 ⁵
FLORESTAN 6	Rechnung 1	Rechnung 2	Experiment
T_{\max} (°C)	844 (853 ⁶)	797 (816 ⁶)	934 ¹
t_{\max} (s)	136 (94 ⁶)	95 (62 ⁶)	151 ²
t_{Ben} (s)	317	275	297 ²
Koll.Wasserstand(mm)	330 ³	540 ³	660 ⁴
'carry over' (kg) ³	5,3	0,329	ca.0,20 ⁵

¹, ², ³, ⁴, ⁵ s. Tab. 7.

⁶ Bei 1315 mm Höhe.

FLORESTAN 2, 3 und 6 Diese Experimente zeigen die Wirkung einer Erhöhung der maximalen Anfangshüllrohrtemperatur. Für jeden Versuch sind die Diagramme der berechneten (Rechnung 1 und 2) und gemessenen Temperaturverläufe bei der Höhe 1012 mm (Mittlelebene) und 1612 mm (maximale gemessene Hüllrohrtemperatur) wiedergegeben (Abb. 88 auf Seite 121 bis Abb. 93 auf Seite 123). Das Programm kann die höhere Benetzungszeit gut berechnen; die Schätzung der maximalen Temperatur ist aber bei den Versuchen Nr. 3 und 6 (maximale Anfangstemperatur $T_{0,max} = 700$ bzw. 800 °C) nicht so befriedigend. Der maximale Wert wird für die Höhe 1315 mm berechnet, während er experimentell bei 1612 mm auftritt (s. Tab. 8). Das bedeutet eine etwas zu schnelle Abkühlung des oberen Heizstabs. Trotzdem bleiben die Ergebnisse auch hier innerhalb der experimentellen Spanne (s. Abb. 90 auf Seite 122 bis Abb. 93 auf Seite 123).

Die allgemeine Verbesserung der Ergebnisse für alle Versuche mit der Anwendung des neuen Tröpfchenmodells (Rechnung 2) ist aus der Tab. 8 (s. t_{Ben} , kollabierten Wasserstand und carry over) zu ersehen.

FLORESTAN 4 und 5 Wegen der niedrigeren Stableistung ist der Temperaturverlauf bei diesen Versuchen anders als bei den oben betrachteten. Es fehlt der anfängliche Anstieg, der bei den Versuchen 1, 2, 3 und 6 zu einem Maximum der Hüllrohrtemperatur in der oberen Brennstabhälfte (bei 1612 mm Höhe) führt. Hier bleiben die Temperaturen am Anfang des Experimentes konstant. Bei Annäherung der Benetzungsfront findet eine steile Absenkung statt, die sehr schnell zum Benetzungssprung führt.

Diese Versuche wurden mit den Optionen der Rechnung 2 ausgewertet. Die berechneten Temperaturen und Benetzungszeiten (s. Abb. 94 auf Seite 124 bis Abb. 97 auf Seite 125) liegen innerhalb der experimentellen Spanne.

Die Benetzungszeit des gesamten Bündels t_{Ben} wurde etwas unterschätzt; es wurden 160 s gegenüber einem experimentellen Wert von 195 s für den Versuch Nr. 4 und 181 s gegenüber 234 s für den Versuch Nr. 5 berechnet.

4.5 SCHLUßBEMERKUNGEN

Die Ergebnisse der Nachrechnungen von sechs Zwangsflutungsexperimenten haben bewiesen, daß das FLUT-Programm in der Lage ist, die wesentlichen Vorgänge

während der Flutung eines engen Stabbündels mit FDWR-Geometrie gut zu beschreiben.

Die Anwendung des neuen Tröpfchenmodells, das aus Daten für den herkömmlichen DWR hergeleitet wurde, führt auch hier zu einer deutlichen Verbesserung der Ergebnisse (s. Vergleichsrechnungen 1 und 2 für die Versuche Nr. 1, 2, 3 und 6). Die berechnete Menge des während des Experimentes ausgeworfenen Wassers und der Dampfaustrittsmassenstrom zeigen, daß durch die Einführung des Gebietes mit einem kleineren Tröpfchendurchmesser unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront eine bessere Berechnung der Verdampfungsrate im Bündel erzielt wird. Dadurch wird auch der Temperaturverlauf und die Benetzungszeit des gesamten Bündels besser berechnet. Die sehr steile Absenkung der Hüllrohrtemperaturen kurz vor der Benetzung wird aber immer noch nicht genau wiedergegeben. Hier kann man annehmen, daß die Vorgänge stromabwärts der Benetzungsfront gegenüber denen in einem DWR-Bündel abweichen. Es sind aber noch keine experimentellen Daten vorhanden, die eine bessere Modellierung ermöglichen. Eine photographische Untersuchung der Strömung wäre nötig, um die Unsicherheiten über das wirkliche Strömungsbild in einem FDWR-Bündel zu beseitigen, und um Daten über die Tröpfchengröße mit diesen Bedingungen zu gewinnen.

Ein anderes offenes Problem ist die Auswertung der Zwischenphasenkräfte. Eine gute Schätzung des kollabierten Wasserstandes im Bündel am Versuchsende (s. Tab. 7 und Tab. 8) wurde erreicht, indem die Parameter R_v und R_l auf dem Wert 0,7 m gesetzt wurden. Das bedeutet eine weitere Abschwächung der Zwischenphasenreibung im Vergleich mit den Versuchen in DWR-Geometrie (s. Kap. 3). Es läßt sich folgern, daß die Zwischenphasenreibung in Bündeln niedriger ist als in Rohren, und daß sie in einer FDWR-Geometrie noch niedriger ist als in der herkömmlichen DWR-Geometrie. Dieser Effekt wurde schon von anderen Autoren bemerkt, und andere Programme, die auf dem Zweifluidmodell basieren (CATHARE, RELAP5/MOD2, TRAC-BD1/MOD1), wurden geändert, um ihn zu berücksichtigen /67/ /68/ /69/.

Hier wurde das Problem durch die Einstellung der o.g. Parameter auf experimenteller Basis rein empirisch behandelt.

5. RECHNUNGEN FÜR DEN FORTGESCHRITTENEN DRUCKWASSERREAKTOR

Wie schon in der Einleitung erwähnt, ist der fortgeschrittene Druckwasserreaktor (FDWR) eine Weiterentwicklung des herkömmlichen DWR, deren Ziel eine durch die Erhöhung der Konversionsrate bestimmte bessere Uranausnutzung ist. Dies ist durch die Einsetzung eines neu ausgelegten Kernes im Standarddruckgefäß des KWU-DWR der 1300 MWe Klasse erreichbar. Der Übergang vom gewöhnlichen viereckigen DWR-Brennstabgitter mit einem Abstandsverhältnis $p/D=1,33$ zu einem engeren hexagonalen Gitter mit niedrigerem p/D bewirkt durch die Verminderung des Moderationsverhältnisses eine Härtung des Neutronenspektrums. Folglich nimmt die Resonanzabsorption zu, was die gewünschte Erhöhung der Konversion mit sich bringt. Die davon herrührende Verminderung des Multiplikationsfaktors wird durch eine erhöhte Anreicherung ($\approx 7,5\%$ spaltbares Plutonium-Pu-) kompensiert. Als Brennstoff ist wiederaufgearbeitetes DWR-Pu vorgesehen. Ein mittlerer Endabbrand von ca. 50.000 MWd/tSM ist mit einer Betriebsweise in vier Brennstoffzyklen erreichbar. Im Kernforschungszentrum Karlsruhe wurden zahlreiche FDWR-Kernvarianten neutronenphysikalisch /2/ /3/ /4/ und thermohydraulisch /5/ /6/ untersucht. Diese können in zwei Gruppen eingeteilt werden:

Homogene Kernentwürfe, wobei der Kern ein gleichmäßiges Brennstabgitter hat und in drei Zonen mit unterschiedlicher Brennstoffanreicherung aufgeteilt wird. Hier ist die Erzielung einer hohen Konversionsrate durch die Auswahl niedriger Abstandverhältnisse bedingt, was zu einem kleinen negativen Void-Effekt für einen abgebrannten, bzw. geregelten Kern führt. Zur Zeit kommen im wesentlichen zwei Möglichkeiten in Betracht: ein Kern mit einem sehr engen Gitter ($p/D=1,123$) und einer mit erweitertem Gitter ($p/D=1,2$). Aufgrund des besseren Voidkoeffizienten gilt der letzte als Referenzfall für die aktuellen Studien im KfK /7/.

Heterogene Kernentwürfe, bei denen der Kern zwei unterschiedliche Brennstabgitter aufweist: die sog. Seed-Zonen mit dünnen, hochangereicherten Brennstäben und die Blanket-Zonen mit dickeren, niedrig angereicherten Stäben in einem engeren Gitter. Diese Entwürfe sind auf den im Th/U²³³-Zyklus betriebenen Leichtwasser-Brutreaktor in Shippingport /70/ zurückzuführen. Der Kern dieses Reaktors besteht aus heterogenen, in Seed- und Blanket-Zonen geteilten, Brennelementen, wobei die Regelung durch die Bewegung des Seeds im Blanket-Bereich erfolgt. Dies ist aus

neutronenphysikalischer Sicht optimal, erfordert aber von der konstruktiven Seite sehr komplizierte Brennelemente mit vielen Anreicherungsabstufungen. Dieser ursprüngliche Entwurf wurde im KfK geändert und weiterentwickelt bis hin zu einem neuen Konzept /71/, indem relativ kleine Seed- und Blanket-Brennelemente im Verhältnis 1 zu 2 gleichmäßig über den Kern verteilt werden. Dies gilt als aktueller heterogener KfK-Referenzentwurf /7/.

Für die o.g. Entwürfe (homogener Kern mit $p/D=1,123$, homogener Kern mit $p/D=1,2$ und zonierter heterogener Kern) wurden im Institut für Neutronenphysik und Reaktortechnik des Kernforschungszentrums Karlsruhe die ersten Sicherheitsstudien mit einer für den FDWR modifizierten Version des Rechenprogramms RELAP5/MOD1 durchgeführt /12/. Für jeden Entwurf und für eine DWR-Referenzanlage wurden zwei verschiedene Störfälle betrachtet:

ein sog. ATWS (Anticipated Transient Without Scram), nämlich der Ausfall der Hauptwärmesenke bei gleichzeitigem Versagen der Eigenbedarfsversorgung;

die Druckentlastungsphase eines Kühlmittelverluststörfalles (LOCA) mit einem doppelseitig offenen Bruch zwischen der Hauptkühlmittelpumpe und dem Reaktordruckbehälter.

Die Ergebnisse dieser Arbeit /12/ zeigen, daß:

für den homogenen Entwurf mit engerem Gitter ein zu hoher Druck während des ATWS ($> 230 \text{ bar}$)⁷ erreicht wird;

für die Seed-Zone des heterogenen Kernes zu hohe maximale Hüllrohrtemperaturen während der Druckentlastungsphase des Kühlmittelverluststörfalles (etwa 250°C mehr als beim Referenz-DWR) berechnet werden.

⁷ Der Ablauf des ATWS ist durch die eingegebenen Voidkoeffizienten bedingt, doch bedarf das Rechenverfahren zur Bestimmung dieser Koeffizienten weiterer experimenteller Überprüfung. Aufgrund der hohen Konversionsrate bleibt dann der homogene Entwurf mit engerem Gitter trotz der unbefriedigenden Ergebnisse der ATWS-Rechnungen gegenwärtig das Entwicklungsziel der Herstellerfirma KWU.

Der einzige annehmbare Entwurf bleibt dann der homogene FDWR mit erweitertem Gitter ($p/D=1,2$).

In der vorliegenden Arbeit wurde die Analyse des Kühlmittelverluststörfalles für die zwei homogenen Entwürfe fortgesetzt. Auf der Basis der Ergebnisse der o.g. RELAP5/MOD1-FDWR-Rechnungen wurden mit der modifizierten FDWR-Version des FLUT-Programms Rechnungen für die Wiederauffüll- und Flutphase durchgeführt.

Da diese Rechnungen einen sehr großen Aufwand an Rechenzeit benötigen⁸, wurde der heterogene Entwurf, der schon für die Druckentlastungsphase zu hohe Temperaturen aufwies⁹, in dieser Arbeit nicht betrachtet. Es ist auch zu erwähnen, daß die Berechnung eines heterogenen Kernes ein komplizierteres Nodalisierungsschema bedingen würde als das für die homogenen Reaktoren benutzte (s. Abschn. 5.1); dies hätte eine weitere Erhöhung der nötigen Rechenzeit zur Folge.

Die wesentlichen Auslegungseigenschaften und andere für die Auswertung der Flutphase wichtige Daten der betrachteten Reaktoren sind in der Tab. 9 aufgeführt, wo mit FDWR 1 der Reaktor mit weiterem Gitter (KfK-Referenzentwurf) und mit FDWR 2 derjenige mit engem Gitter gekennzeichnet werden. Die Daten für den Referenz-DWR stammen aus Ref. /72/, die für die FDWR-Kerne aus Ref. /6/ und /7/.

⁸ Auf dem Rechner SIEMENS 7890 des KfK waren folgende CPU-Zeiten nötig:
4 h 57' 55" für den DWR, 5 h 59' 5" für den FDWR mit $p/D=1,2$ und
3 h 59' 42" für den FDWR mit $p/D=1,123$.

⁹ maximale berechnete Hüllrohrtemperatur in Seed $T_{\max}=1285^{\circ}\text{C}$; s. /12/.

Tabelle 9: Auslegungsdaten und notkühlrelevante Eigenschaften der betrachteten Reaktoren				
		Referenz-DWR	FDWR 1	FDWR 2
th. Leistung	(MW)	3765	3730	3595
D	(mm)	10,75	9,5	9,5
Hüllrohr-				
wandstärke	(mm)	0,72(Zr)	0,4(SS)	0,4(SS)
p/D		1,33 ¹⁾	1,2	1,123
Volumenverhältnis				
Wasser zu Brennstoff		1,67	0,7	0,47
Konversionsfaktor		0,55	0,90	0,98
aktive Kernhöhe	(m)	3,9	2,2	1,995
gesamte Stablänge	(m)	4,36	2,63	2,39
Kernströmungs-				
querschnitt	(m ²)	5,6	4,26	3,98
Hydr. Durchmesser	(mm)	13,4	3,69	2,85
Druckverlust in Kern				
(stationär)	(bar)	1,25	2,28	3,98
mittl. spez.				
Stableistung	(W/cm)	208	180	165
axialer Formfaktor		1,2	1,48	1,48
Heißkanalfaktor		2,57	2,57	2,57
maximale treibende				
Ringraumwasserhöhe	(m)	5,4	5,4	5,4

¹⁾ viereckige Anordnung

5.1 NODALISIERUNG UND ANFANGSBEDINGUNGEN.

Da die Anfangsbedingungen für diese Rechnungen aus den Ergebnissen von RELAP5/MOD1-Rechnungen entnommen wurden /12/ /73/, mußte die Nodalisierung so vorgenommen werden, daß eine möglichst genaue Datenübertragung zwischen den zwei Programmen realisierbar ist. Das endgültige Schema basiert auf den

Ergebnissen einer Reihe von Testrechnungen, die mit beiden Programmen durchgeführt wurden (für eine detaillierte Beschreibung der Nodalierungsprobleme mit RELAP5/MOD1-FDWR s. /12/).

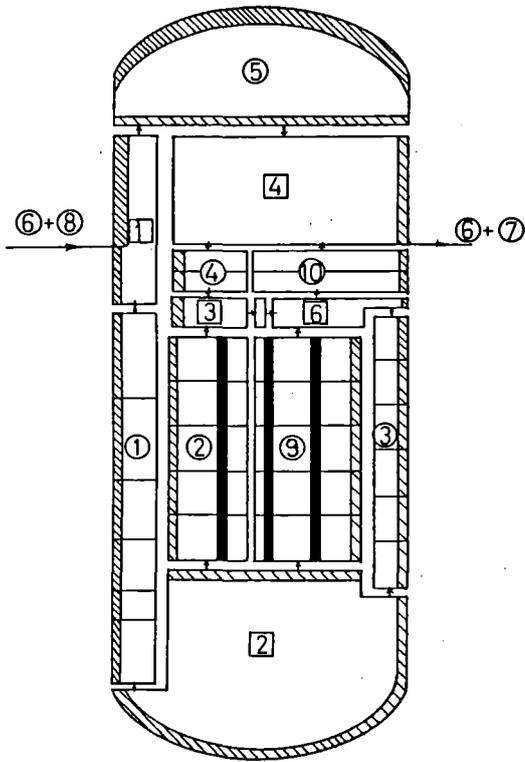
Das Endergebnis dieser Arbeit ist in Abb. 16 zu sehen. Abb. 17 zeigt die in /12/ verwendete RELAP5-Nodalierung.

Aufgrund der Unterschiede in den zwei Programmen ist die Erzielung eines gemeinsamen Diskretisierungsschemas nicht möglich. Insbesondere führt die Notwendigkeit, eine Knotenzelle zwischen jeweils zwei Rohren einer FLUT-Nodalierung einzufügen (s. Abschn. 2.1.1), zu verschiedenen Voluminaverteilungen. In der Regel entspricht eine Knotenzelle in FLUT mehreren Fluidzellen der RELAP5-Nodalierung. Das untere Plenum z.B. wird in FLUT durch die alleinige Knotenzelle Nr. 2 (s. Abb. 16 A) dargestellt, während es in RELAP5 in den Volumina Nr. 220, 225 und 226 (s. Abb. 17) unterteilt ist. Der Bereich der Kerngitterplatte (Volumina 230/1, 231/1 und 235/1 in RELAP5-Nodalierung) wird im FLUT-Schema dem unteren Plenum (Knotenzelle Nr. 2) hinzugefügt.

Insgesamt besteht die FLUT-Nodalierung für den DWR¹⁰ (s. Abb. 16) aus 63 Fluidzellen in 13 Rohren und 8 Knotenzellen unterteilt (für RELAP5 wurden 185 Fluidzellen mit 190 Verbindungen benutzt). 221 Heizleitersegmente stellen die Strukturelemente und die verschiedenen Brennstabgruppen dar. Die axiale Diskretisierung der Brennstäbe ist für FLUT aufgrund der Notwendigkeit, die Benetzungsfrontgeschwindigkeit genau genug zu berechnen (s. Abschn. 2.1.2 und 2.1.3), feiner als für RELAP5 (40 Segmente statt fünf). Jedes Segment ist in sechs radiale Knoten aufgeteilt: vier davon stellen den Brennstoff dar und zwei das Hüllrohr. Für den Spalt zwischen Brennstoff und Hülle wurde ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient von $12.500 \text{ W/m}^2\text{K}$ nach /9/ benutzt.¹¹

¹⁰ Die Nodalierungsschemata für die zwei FDWR-Entwürfe unterscheiden sich von dieser nur durch die Größe der Zellen des Kernes und des oberen Plenums.

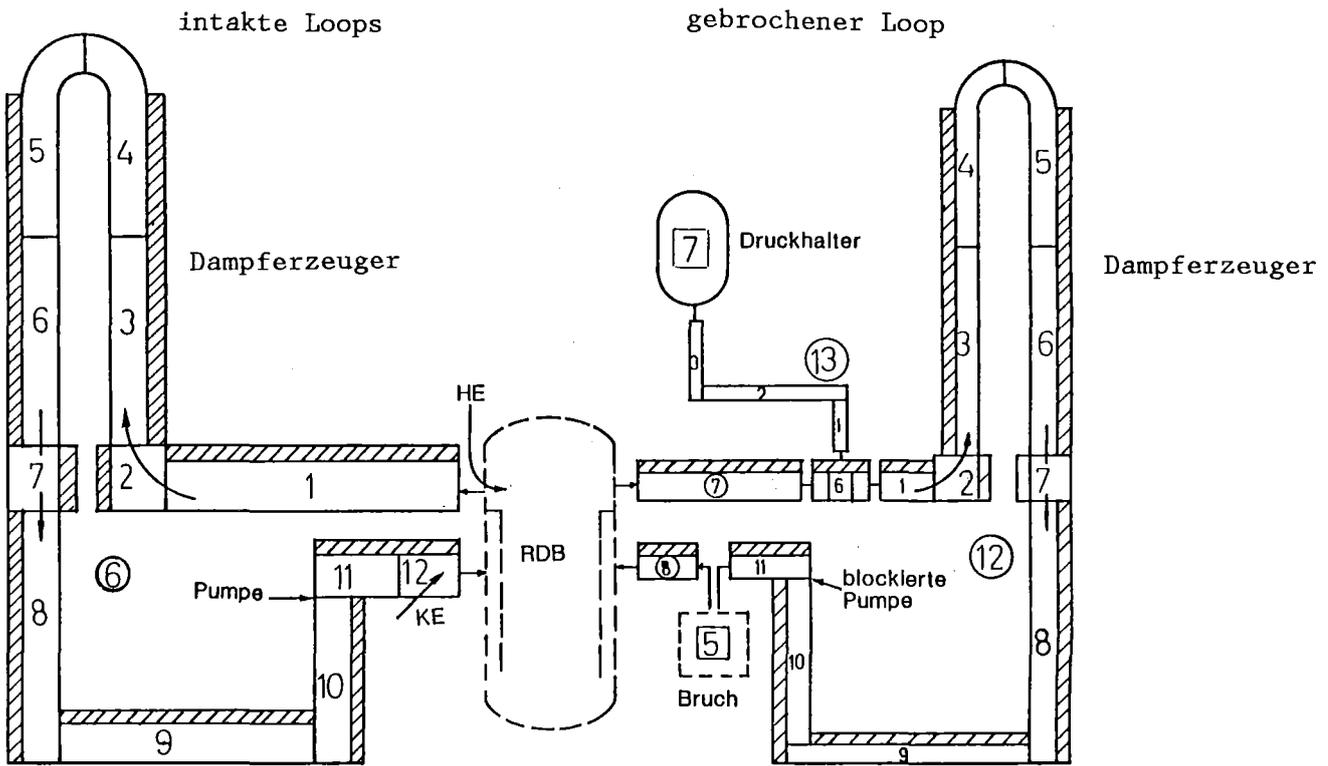
¹¹ Ein hoher Wert des Wärmeübergangskoeffizienten des Spaltes ist für die Analyse der Flutphase konservativ, wie die Ergebnisse der SEFLEX-Notkühlversuche /34/ /35/ zeigen.



Komponenten der Nodalisierung:

- 13 Rohrteile (55 Fluidzellen)
- 8 Knotenzellen
- 221 Heizleitersegmente

A) Reaktordruckbehälter



B) Primärkreisläufe

Abb. 16. DWR-Nodalisierungsschema für FLUT-Programm

Der Kern des Reaktors wird durch zwei Kanäle dargestellt:

Rohr Nr. 2 in Abb. 16 A simuliert die Kühlkanäle am Kernrand (15% des gesamten Kernes) und ist mit einer Brennstabgruppe mit mittlerer Stableistung verknüpft;

Rohr Nr. 9 in Abb. 16 A entspricht den Kühlkanälen am Kernzentrum (85% des gesamten Kernes). Hier befinden sich zwei verschiedene Brennstabgruppen, eine mit mittlerer Leistung und eine mit höherer Leistung für die Darstellung des heißen Stabes.

Dementsprechend ist der untere Teil des oberen Plenums auch in einen Randkanal (Knotenzelle 3 und Rohr 4) und einen Zentralkanal (Knotenzelle 6 und Rohr 10) unterteilt. Die Knotenzelle 4 stellt den oberen Teil des oberen Plenums dar, dem die heißen Stränge der Primärkreisläufe (Rohre Nr. 6 und 7) angeschlossen sind. Die Knotenzelle 1 und das Rohr 1 bilden den Ringraum, während das Rohr 3 einen Kern-Bypass darstellt. Die Knotenzelle 2 entspricht dem unterem Plenum.

Die Voluminaverteilung der Primärkreisläufe ist aus Abb. 16 B zu ersehen.

Die Unterteilung des Kernes und des oberen Plenums in zwei Parallelkanäle wurde schon von anderen Autoren mit unterschiedlichen eindimensionalen Programmen /74/ /75/ für die LOCA-Analyse durchgeführt, da dies ermöglicht, die zweidimensionalen Effekte des Vorganges zumindest näherungsweise zu berücksichtigen. Insbesondere am Ende der Druckentlastungsphase, wenn die Einspeisung des Notkühlwassers aus den Druckspeichern beginnt, sind diese Effekte von Bedeutung. Die Anwesenheit der Heißeinspeisung bewirkt in den Reaktoren der deutschen Bauart eine Verstärkung dieser Effekte, da das im oberen Plenum sich ansammelnde Wasser zuerst in die Kühlkanäle am Kernrand eindringt und erst später in die Zentralkanäle einfließt. Das wurde auch durch Experimente bewiesen, die von der Herstellerfirma KWU /74/ durchgeführt wurden.

Die wesentlichen Unterschiede zwischen der FLUT- und der RELAP5- Nodalisierung sind:

Der Ringraum. Für RELAP5 wurde er durch die zwei Parallelkanäle Nr. 210 und 710 (s. Abb. 17) dargestellt, um beim Druckentlastungsbeginn den Massendurchsatz am Bruch besser auswerten zu können /12/. Für die Fortsetzung der Rechnungen mit FLUT während der Niederdruckphase des Stör-

fallens ist diese Verteilung nicht nötig, weil durch die Herabsetzung des Systemsdrucks die Druckgradienten erheblich kleiner werden und keine unmittelbare Wasserbewegung von den intakten Kreisläufen zum Bruchkreislauf auftritt. Vielmehr würde ein solches Nodalisierungsschema im FLUT-Programm, zu einer Unterschätzung des Massendurchsatzes am Bruch führen, da in der angewendeten Version die Möglichkeit fehlt, Querverbindungen zwischen den zwei Kanälen zu simulieren. Daher wurde das Einkanalschema (s. Abb. 16 A) nach /75/ gewählt.

Der Druckhalter. Während er in RELAP5 durch mehrere fluiddynamische Volumina (Nr. 410, 415, 420 und 445 in Abb. 17) dargestellt wurde, wurde für die FLUT-Nodalisierung die alleinige Knotenzelle Nr. 7 (s. Abb. 16 B) benutzt.

Die Dampferzeuger. Dem FLUT-Programm wurde eine konstante Fluidtemperatur der sekundären Seite durch die Daten eingegeben, während mit RELAP5 die sekundären Kreisläufe mindestens teilweise simuliert sind.

Die Primärkreisläufe. Für FLUT ist die Voluminaverteilung etwas gröber als für RELAP5.

Die Einspeiseraten. In RELAP5 wird der Notkühlwasserdurchsatz von den Druckspeichern vom Programm errechnet. Dem FLUT-Programm wurden vorausberechnete Einspeiseraten für die Heiß- und Kalteinspeisung nach /76/ eingegeben, welche mit den von RELAP5-Ergebnissen entnommenen Anfangswerten verbunden wurden.

Für die Übertragung der physikalischen Daten von RELAP5, die als Anfangsbedingungen für die FLUT-Rechnungen dienten, wurde folgendermaßen vorgegangen:

die äußeren Hüllrohrtemperaturen der verschiedenen Brennstabgruppen wurden unmittelbar aus RELAP5 Ergebnissen entnommen;

die Temperaturen der inneren Schichten der Stäbe wurden durch eine stationäre Wärmeleitrechnung vom FLUT-Programm bestimmt, wobei die Leistung am ersten Rechenzyklus (stationäre Wärmeleitrechnung) erhöht wurde, um die richtige Menge der in den Brennstäben gespeicherten Wärme zu erreichen;

für die Temperaturen der Strukturelemente wurden die von RELAP5 berechneten mittleren Temperaturen benutzt;

die fluiddynamischen Größen α , p , h_v , h_l , w_v , w_l wurden so angegeben, daß die Erhaltung der Masse, der Energie und des Impulses jedes Systemteils durch die Übertragung der Daten von einem Programm zum anderen gewährleistet werden konnte.

Die wesentlichen Anfangsbedingungen für die FLUT-Rechnungen sind in Tab. 10 aufgelistet.

Tabelle 10: wesentliche Anfangsbedingungen für die Flutrechnungen der drei betrachteten Reaktoren			
	DWR	FDWR 1	FDWR 2
Beginn der FLUT-Rechnung (s)	30	32	32
Druck im oberen Plenum (bar)	9,53	8,74	9,62
Druck im Druckhalter (bar)	29,4	20,22	21,9
Druck im Sicherheitsbehälter (bar)	3,97	3,91	3,91
Hüllrohrtemperatur an der Mittelebene des heißen Brennstabes (°C)	693	556	445
Hüllrohrtemperatur an der Mittelebene des mittleren Brennstabes (°C)	409	397	353

Für alle drei betrachteten Reaktoren wurden die pessimistischen Annahmen beibehalten, die für die LOCA-Analyse eines herkömmlichen DWR üblich sind:

- 106% der Nennleistung am Störfallbeginn,
- Heißkanalfaktor an der Heißstelle gleich 2,57,
- Nachzerfallsleistungskurve: ANS-Standard + 20% /77/,
- reduzierte Verfügbarkeit des Notkühlsystems (die eingegebenen vorausgerechneten Einspeiseraten /76/ basieren auf der Annahme, daß, statt acht, fünf Druckspeicher, statt vier, drei Sicherheitseinspeisepumpen und, statt vier, drei Nachkühlpumpen zur Notkühlung des Reaktorkernes beitragen; das Auftreten eines Notstromfehlers wird durch die Verzögerung des Einpeisebeginns der Pumpen auch berücksichtigt).

5.2 RECHENOPTIONEN

Die Rechnungen wurden mit der FDWR-Version des FLUT-Programms durchgeführt.

Das neue Tröpfchenmodell wurde nur für den Zentralkanal (Rohr 9) des Kerns angewendet, da in allen drei Reaktoren der Randkanal schon am Rechenbeginn zum größten Teil mit unterkühltem Wasser aufgefüllt ist /12/ /73/. Bei den zwei FDWR-Entwürfen sind die Brennstäbe des Randkanals am Ende der Druckentlastungsphase durch das vom oberen Plenum eingedrungene Wasser schon wiederbenetzt worden.

Für den Parameter L wurde in allen drei Rechnungen der Grenzwert $L_0=0,2$ m benutzt (s. Anhang B).

Für die Berechnung der Druckverluste in den zwei FDWR-Kernen wurden die neu eingeführten Beziehungen von Johannsen (in laminarer Strömung) und von Rehme (in turbulenter Strömung) angewendet (s. Abschn. 2.2.3).

Für die Parameter R_v und R_1 der Zwischenphasenreibung wurde der Standardwert 0,1 m für die Gebiete außerhalb des Kernes in allen Rechnungen eingesetzt. Für den Kern wurde der Wert 0,25 m für den DWR (s. Kap. 3) und der Wert 0,7 m für die zwei FDWR (s. Kap. 4) eingegeben.

5.3 ERGEBNISSE DER RECHNUNGEN

Unter dem Gesichtspunkt der Sicherheitsanalyse sind die Temperaturverläufe des heißen Brennstabes das bedeutendste Ergebnis. Abb. 98 auf Seite 126 zeigt einen Vergleich der berechneten Hüllrohrtemperaturen an der heißen Stelle für die drei betrachteten Reaktoren. In derselben Abbildung sind auch die Temperaturen der Druckentlastungsphase aus /73/ (gestrichelte Linien) wiedergegeben. In allen drei Fällen bleibt die Temperatur in der Flutphase erheblich niedriger als die erste Spitze, die während der Druckentlastungsphase auftritt. Außerdem bleiben die maximalen Temperaturen der Flutphase bei den zwei FDWR-Entwürfen niedriger als die des herkömmlichen DWR, auch wenn der Wendepunkt der Hüllrohrtemperatur etwas später erreicht wird. Dies geschieht aufgrund der günstigeren Anfangsbedingungen, die ihrerseits durch die niedrigere Stabileistung der FDWR-Kerne verursacht werden /12/. Diese günstigen Temperaturen ermöglichen zusammen mit der kleineren Kernhöhe eine im Vergleich mit dem DWR schnellere Wiederbenetzung der zwei FDWR.

Aus dem Benetzungsfrontverlauf (s. Abb. 99 auf Seite 127) geht die Wirkung der Heißeinspeisung auch klar hervor. Aufgrund der höheren Wassersäule im oberen Plenum der FDWR-Entwürfe, dringt Wasser von oben in die Kernkanäle schon am Anfang der Flutphase ein (s. Abb. 100 auf Seite 128, Abb. 101 auf Seite 129 und Abb. 102 auf Seite 130), was die Fortpflanzung der oberen Benetzungsfront nach unten erheblich beschleunigt (s. Abb. 99 auf Seite 127). Die Anwesenheit einer großen Wassermenge im oberen Plenum ist auch für die frühzeitige Auffüllung des Randkanals der FDWR-Kerne verantwortlich. Abb. 103 auf Seite 131, Abb. 104 auf Seite 132 und Abb. 105 auf Seite 133 zeigen die kollabierten Wasserstände in den verschiedenen Kanälen innerhalb der Reaktordruckbehälter der drei Reaktoren. Bei den FDWR (Abb. 104 auf Seite 132 und Abb. 105 auf Seite 133) ist der Randkanal schon am Anfang der Flutphase aufgefüllt, während beim DWR (Abb. 103 auf Seite 131) der kollabierte Wasserstand im Randkanal am Rechenbeginn nur etwa der Hälfte der Kernhöhe entspricht. Jedenfalls werden die Brennstäbe im Randkanal auch beim DWR sehr früh ($t \approx 70$ s) völlig wiederbenetzt. Von diesem anfänglichen Unterschied abgesehen ist das hydraulische Verhalten innerhalb des Reaktordruckbehälters bei den drei Reaktoren sehr ähnlich. Nach einer ersten Schwankung des Wasserstandes, die in den FDWR stärker als im DWR ist, füllt sich der Ringraum aller drei Reaktoren ziemlich gleichmäßig auf. Dies baut den Druck im unteren Plenum auf, wodurch das Steigen der Wasserstände in den Kernkanälen und im Bypass verursacht wird.

Die dargestellten Ergebnisse sind stark von den angenommenen Anfangshüllrohrtemperaturen abhängig. Wie schon erwähnt, wurden diese aus Rechnungen für die Druckentlastungsphase übernommen, welche mit einer für den FDWR modifizierten Version des Programms RELAP5/MOD1 durchgeführt wurden /73/. Die RELAP5-Rechnungen neigen aber dazu, die Hüllrohrtemperaturen am Ende der Druckentlastungsphase aufgrund des vom Programm benutzten Rechenverfahrens zu unterschätzen. Aufgrund dieser Rechenmethode (5-Gleichungen Verfahren) wird nämlich angenommen, daß der Dampf im Kern gesättigt ist, was aber bei niedrigem Druck nicht mehr der Fall ist (nach wenigen Rechenzyklen bestimmt das FLUT-Programm an der Mittelebene des Kernzentrankanals eine Dampfüberhitzung von etwa 250°C). Da aber diese Ungenauigkeit der Anfangsbedingungen bei allen Reaktoren dieselbe ist, bleiben die Vergleichsbetrachtungen der Flutung gültig.

Tabelle 11: wichtigste Ergebnisse der durchgeführten Reaktorechnungen (bezogen auf den heißen Brennstab)						
Reaktortyp	t _{Ben} (s)		T _{max} (°C)		ΔT (°C) ¹⁾	
	Rech.1	Rech.2	Rech.1	Rech.2	Rech.1	Rech.2
DWR 1300 MWe	155	144	777	777	84	84
FDWR p/D=1,2	112	98	654	658	98	102
FDWR p/D=1,123	89	81	541	533	96	88

¹⁾ Differenz zwischen der maximalen Hüllrohrtemperatur während der Flutphase und der Temperatur an derselben Stelle beim Flutungsbeginn.

Um die Wirkung der eingebrachten Programmänderungen bei dieser Analyse zu bewerten, wurden auch Rechnungen mit den Standardoptionen der Version Nr. 5 des FLUT-Programms durchgeführt (keine Anwendung des neuen Tröpfchenmodells, Druckverlustbeziehungen für glatte Rohre, $R_v=R_1=0,1$ m im ganzen System). Die wesentlichen Ergebnisse der zwei Reihen von Rechnungen sind in der Tab. 11 zusammengefaßt, wobei Rechnung 1 der Rechnung mit den ursprünglichen Optio-

nen von FLUT Nr. 5 und Rechnung 2 denen der in dieser Arbeit entwickelten FDWR-Version entspricht.

5.4 SCHLUßFOLGERUNGEN

Die durchgeführten Rechnungen zeigen, daß mit dem Notkühlsystem eines herkömmlichen DWR auch die zwei betrachteten FDWR-Kernentwürfe wiederbenetzt werden. Aufgrund der kleineren Kernhöhe und der niedrigeren Temperaturen am Ende der Druckentlastungsphase (RELAP5/MOD1-FDWR-Ergebnisse) bleiben die maximalen Hüllrohrtemperaturen und die Benetzungszeiten bei den zwei FDWR-Entwürfen sogar kleiner als beim DWR. Bei allen drei Reaktoren sind die maximalen Hüllrohrtemperaturen während der Flutphase erheblich niedriger als in der Druckentlastungsphase.

Diese Ergebnisse wurden mit einem Programm erhalten, das mit Erfolg an unterschiedlichen Geometrien überprüft wurde, nämlich der herkömmlichen DWR-Geometrie ($p/D=1,33$ in einer viereckigen Stabanordnung; S. Kap. 3) und einer sehr engen FDWR-Geometrie (FLORESTAN-Notkühlversuche, $p/D=1,06$, $d_{HYD}=2,6$ mm; s. Kap. 4). Die Geometrien der betrachteten FDWR-Entwürfe liegen innerhalb dieser Spanne.

Aufgrund dieser Ergebnisse kann man folgern, daß beide betrachtete FDWR-Entwürfe bezüglich des Verhaltens während der Flutphase sicherheitstechnisch annehmbar sind.

Die Bewertung dieser Rechnungen muß aber die schon erwähnte Unsicherheit der angewendeten Anfangsdaten berücksichtigen (s. Abschn. 5.3). Diese Unsicherheit beeinflußt aber die Ergebnisse aller drei Rechnungen in der gleichen Weise. Die Rechnungen können daher als Basis für einen befriedigenden Vergleich zwischen dem Notkühlverhalten der zwei FDWR-Entwürfe und des DWR dienen.

6. ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK

Einen Schwerpunkt bei der Realisierung eines fortgeschrittenen Druckwasserreaktors bildet die Sicherheitsanalyse. In diesem Rahmen ist die Untersuchung des Notkühlvorganges nach einem Kühlmittelverluststörfall mit einem großen Bruch der Hauptkühlmittelleitung von besonderer Bedeutung. Es muß bewiesen werden, daß der Kern eines FDWR trotz des höheren hydraulischen Widerstandes vom Notkühlsystem eines herkömmlichen DWR geflutet und wiederbenetzt werden kann.

In der vorliegenden Arbeit wurde eine theoretische Analyse dieses Problems durchgeführt. Hierzu wurde das Rechenprogramm FLUT (GRS-Garching) angewendet. Die Überprüfung dieses Programms durch die Nachrechnung mehrerer Notkühlversuche hat gezeigt, daß es in der Lage ist, die wesentlichen Vorgänge der Flutphase wiederzugeben. Es zeigte sich aber ebenso die Notwendigkeit weiterer Verbesserungen bei der Behandlung einiger Phänomene. Die in der Folge eingebrachten Änderungen führten schließlich zur Erstellung einer neuen FDWR-Version des FLUT-Programms. Im einzelnen wurden die folgenden Punkten behandelt:

- Da bei der Nachrechnung der Versuche FEBA 216 und SEFLEX 03 (Zwangsumflutungsexperimente in Bündeln mit DWR-Geometrie, die im KfK durchgeführt wurden) das Entstehen einer oberen Benetzungsfront für einen früheren Zeitpunkt berechnet wurde als die Experimente zeigen, wurde das Hsu-Young-Kriterium ins Programm eingebaut (s. Abschn. 2.2.1). Dadurch kann sich eine obere Benetzungsfront erst dann bilden, wenn der Voidanteil am oberen Bündelende kleiner wird als 0,95 und die Hüllrohrtemperatur höher als 540°C.
- In den Fällen wo die Wiederbenetzung der Brennstäbe bei einem hohen Voidanteil geschieht (s. Zwangsumflutungsexperiment in DWR-Geometrie FLECHT 32114 von Westinghouse-EPRI-NUREG und FLORESTAN-Experimente in FDWR-Geometrie von KfK), konnte die ursprüngliche Version des FLUT-Programms das Fortschreiten der unteren Benetzungsfront nicht ausreichend gut wiedergeben. Die Rechnungen zeigten immer eine erhebliche Verzögerung, da die Vorkühlung des Hüllrohres durch die Nebelströmung unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront vom Programm unterschätzt wurde. Es wurde deshalb ein neues Tröpfchenmodell, das die Anwesenheit zweier

Tröpfchenverteilungen mit unterschiedlichen durchschnittlichen Durchmessern in diesem Bereich berücksichtigt, entwickelt und ins Programm eingebaut (s. Abschn. 2.2.2). Dies führte zu einer deutlich besseren Übereinstimmung mit mehreren Experimenten in DWR- (s. Kap. 3) sowie in FDWR-Geometrie (s. Kap. 4).

- Für die Berechnung der Druckverluste in einem Brenstabbündel wurde das Programm durch die Einführung neuer Beziehungen für den Reibungsbeiwert ergänzt, die für eine FDWR-Geometrie (hexagonales Brennstabgitter mit integralen Spiralrippen als Abstandshalter) geeignet sind (s. Abschn. 2.2.3).
- Auch wurde das Problem der Abhängigkeit der Zwischenphasenreibung von der Geometrie des Kühlkanals untersucht und durch die empirische Einstellung der Parameter für die Beziehung von C.W.Oseen erfolgreich behandelt (s. Abschn. 2.2.4, Kap. 3 und Kap. 4). Eine physikalisch besser begründete Behandlung dieses Problems benötigt weitere experimentelle Daten, insbesondere über die Strömungsformen in einem FDWR-Bündel.

Mit dieser neuen Version des FLUT-Programms wurden Rechnungen der Flutphase für zwei homogene FDWR-Entwürfe durchgeführt:

- für den Referenzentwurf des KfK mit einem relativ weiten Brennstabgitter ($p/D=1,2$),
- für einen zweiten Entwurf mit einem sehr engen Gitter ($p/D=1,123$).

Als Referenzanlage wurde ergänzend der herkömmliche KWU-DWR der 1300 MWe Klasse analysiert. Die Anfangsdaten für alle drei Rechnungen wurden aus RELAP5/MOD1-FDWR-Ergebnissen für die Druckentlastungsphase übernommen.

Die durchgeführte Analyse zeigt, daß das Notkühlsystem eines gewöhnlichen DWR die beiden betrachteten FDWR-Kerne noch schneller wiederbenetzen kann als den DWR-Kern selbst. Das günstigere Notkühlverhalten der FDWR-Kerne wird durch die niedrigeren Hüllrohrtemperaturen am Ende der Druckentlastungsphase und durch die kleinere Kernhöhe im Vergleich mit dem DWR hervorgerufen. Dabei bleiben die maximalen Hüllrohrtemperaturen während der Flutphase bei allen drei Reaktoren niedriger als die maximalen Temperaturen während der Druckentlastungsphase (s. Kap. 5).

LITERATURVERZEICHNIS

- /1/ P.Klump: "Analyse der Wirtschaftlichkeit von Fortgeschrittenen Druckwasserreaktoren", KfK 3864, Karlsruhe, (1985).
- /2/ H.D.Berger,A.W.Rowe,C.Broeders,M.Schatz: "Überprüfung der Berechnungsverfahren für enge Reaktorgitter von Fortschrittlichen Druckwasserreaktoren (FDWR) an experimentellen Anordnungen" KfK 3389 IfRR K 8212, Karlsruhe, (1982).
- /3/ C.Broeders: "Neutron Physics Investigations for Advanced Pressurized Water Reactors" Nucl.Technol., 71, 96, (1985).
- /4/ C.Broeders: "Design - Einflüsse auf einige Neutronphysikalische Eigenschaften eines Fortschrittlichen Druckwasser Reaktors" Jahrestagung Kerntechnik, Berlin, (1983), Tagungsbericht S. 3.
- /5/ M.Dalle Donne,W.Hame: "A Parametric Thermohydraulic Study of an Advanced Pressurized Light Water Reactor with a Tight Fuel Rod Lattice" KfK 3453, EUR 7059e, Karlsruhe, (1982).
- /6/ M.Cigarini,M.Dalle Donne: "Parametric Thermohydraulic Calculations for Advanced Pressurized Water Reactors with the Code HADA-2" KfK 4148, EUR 10532e, Karlsruhe, (1986).
- /7/ C.Broeders,M.Dalle Donne: "Conceptual Design of a (Pu,U)O₂ Core with a Tight Fuel Rod Lattice for an Advanced Pressurized Light Water Reactor" Nucl. Tachnol., 71, 82, (1985).
- /8/ S.Schumann,W.Oldekop: "Untersuchungen zur Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei hochkonvertierenden fortgeschrittenen Druckwasserreaktoren (FDWR)" Atomkernenergie-Kerntechnik, 42(2), S. 80-91, (1983).
- /9/ S.Schumann: "Untersuchungen zur Flutphase nach einem Kühlmittelverlust bei hochkonvertierenden Druckwasserreaktoren" Dissertation TU-Braunschweig, (1984).

- /10/ S.Schumann: "Emergency Core Cooling Examinations for the Light Water High Conversion Reactor (LWHCR)" IAEA, Technical Committee Meeting on Advanced Light and Heavy Water Reactor Technology, Vienna, Austria, (Nov. 1984).

- /11/ V.Teschendorff: "The Two Fluid Code FLUT for LOCA Reflood Analysis" Workshop on the IAEA Programme in Uses of Computer Codes for Safety Analysis, Varna, Bulgaria, (May 1984).

- /12/ C.Ferrero: "LOCA und ATWS Untersuchungen zum homogenen und heterogenen fortgeschrittenen Druckwasserreaktor" Dissertation TH-Karlsruhe, KfK-Bericht in Vorbereitung, (1987).

- /13/ H.G.Sonnenburg: unveröffentlicher Bericht der GRS-Garching, (1980).

- /14/ E.Hofer: "A Partially Implicit Method for Large Stiff Systems of ODEs with only Few Equations Introducing Small Time-Constants" SIAM J. on Numerical Analysis, 13, 645, (1976).

- /15/ K.Köberlein: "Die Verzögerte Einstellung des Thermodynamischen Gleichgewichts als Grundlage eines Rechenmodells für die Druckwellenausbreitung in der Zweiphasenströmung von Wasser" Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung Garching, T.U.M., MRR 106, (1972).

- /16/ H.J.Burwell et al.: "DRUFAN-01/MOD2 - Modell Description", Vol. 3, GRS-A-846, Garching, (1983).

- /17/ R.Semeria,B.Martinet: "Calefaction Spots on a Heating Wall: Temperature Distribution and Resorption" Proc. Inst. Mech. Engr.,180, 192, (1966).

- /18/ A.Yamanouchi: "Effect of Spray Cooling in Transient State after Loss of Coolant Accident" Journ. of Nucl. Sci. and Tecn., 5(11), 547, (1968).

- /19/ D.Hein: "Hydraulics during Reflooding" Europ. Two Phase Flow Group Meeting, Glasgow, (3-6 June 1980).

- /20/ F.W.Dittus,L.M.K.Boelter: "Heat Transfer in Automobile Radiators of Tubular Type", University of California Publications in Engineering, 2(13), 443, Berkley, (1930).

- /21/ C.Chen: "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow", ASME Paper No. 63-HT-34, (1963).
- /22/ W.H.Mc Adams et al.: "Heat Transfer at High Rates to Water with Surface Boiling" Ind. Eng. Chem. 41(9), 1945, (1949).
- /23/ N.Zuber et al.: "The Hydrodynamic Crisis in Pool Boiling of Saturated and Subcooled liquids" International Development in Heat Transfer, Part II, No. 27, (1961).
- /24/ C.F.Avedisian,P.Griffith: "Critical Heat Flux in Countercurrent Flow" MIT-Report 80620-84, EPRI, (1974).
- /25/ Y.Y.Hsu: "Boiling Heat Transfer" Von Karman Institute for Fluid Dynamics Lecture Series 1978-5, Two Phase Flow in Nuclear Reactors, Brussels, (17-21 April 1978).
- /26/ Y.Murao,J.Sugimoto: "Correlation of Heat Transfer Coefficient for Saturated Film Boiling during Reflood Phase Prior to Quenching" Journ. Nucl. Sci. Techn. 18(4), 275, (1981).
- /27/ L.A.Bromley: "Heat Transfer in Stable Film Boiling" Chemical Engineering Progress, 46(5), 221, (1950).
- /28/ R.Deruaz,B.Petitpain: "Modelling of Heat Transfer by Radiation during the Reflooding Phase of a LWR" Specialist Meeting on the Behaviour of Water Reactor Fuel Elements under Accident Conditions, Spatind, Norway, (13-16 September 1976).
- /29/ J.C.Chen,F.T.Ozkaynak,R.K.Sundaram: "Vapour Heat Transfer in Post-CHF Region Including the Effect of Thermodynamic Non-Equilibrium" Nucl. Eng. Des. 51, 143, (1979).
- /30/ K.Lee,D.J.Ryley: "The Evaporation of Water Droplets in Superheated Steam" Journal of Heat Transfer, pp. 445-451, (Nov. 1968).
- /31/ R.L.Dougall,W.M.Rohsenow: "Film Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of the Fluid at Low Qualities" MIT Report 9079-26, (1963).

- /32/ P.Ihle,K.Rust: "FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays, Evaluation Report" KfK 3657, Karlsruhe, (1984).
- /33/ P.Ihle,K.Rust: "FEBA - Flooding Experiments with Blocked Arrays, Data Report 1, Test Series I through IV" KfK 3658, Karlsruhe, (1984).
- /34/ P.Ihle,K.Rust: "SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments - Evaluation Report" KfK 4024, Karlsruhe, (1986).
- /35/ P.Ihle,K.Rust: "SEFLEX Fuel Rod Simulator Effects in Flooding Experiments - Unblocked Bundle Data" KfK 4025, Karlsruhe, (1986).
- /36/ Y.Y.Hsu,M.W.Young: "A Criterion for the Onset of Quench for Low Flow Reflood" NUREG 0915, (1982).
- /37/ M.Cigarini: "Nachrechnung des FEBA Versuchs Nr. 216 mit dem FLUT Programm" PNS-Jahresbericht 1984, S. 4100-61, KfK 3550, Karlsruhe, (1985).
- /38/ E.R.Rosal et al.: "FLECHT Low Flooding Rate Cosine Test Series Data Report", WCAP-8651, NRC-Westinghouse Cooperative Research and Development Report, (1975).
- /39/ E.R.Rosal et al.: "FLECHT Low Flooding Rate Skewed Test Series Data Report", WCAP-1908, NRC-Westinghouse-EPRI Cooperative Research and Development Report, (1977).
- /40/ K.Hirano et al.: "Quick-Look Report on Large Scale Reflood Test 9 CCTF Test C1-9 (Run 018)" Japanese Atomic Energy Research Institute-memo 9125, (1980).
- /41/ R.Lee: "Dispersed Flow Heat Transfer above a Quench Front during Reflood in a Pressurized Water Reactor after a Large Break Loss-of-Coolant Accident" University of Maryland, Ph.D. Thesis, (1982).
- /42/ M.J.Loftus,L.E.Hochreiter et al.: "PWR FLECHT SEASET Unblocked Bundle, Forced and Gravity Reflood Task Data Report" Vol. 1 and 2, EPRI NP-1459, (1981).

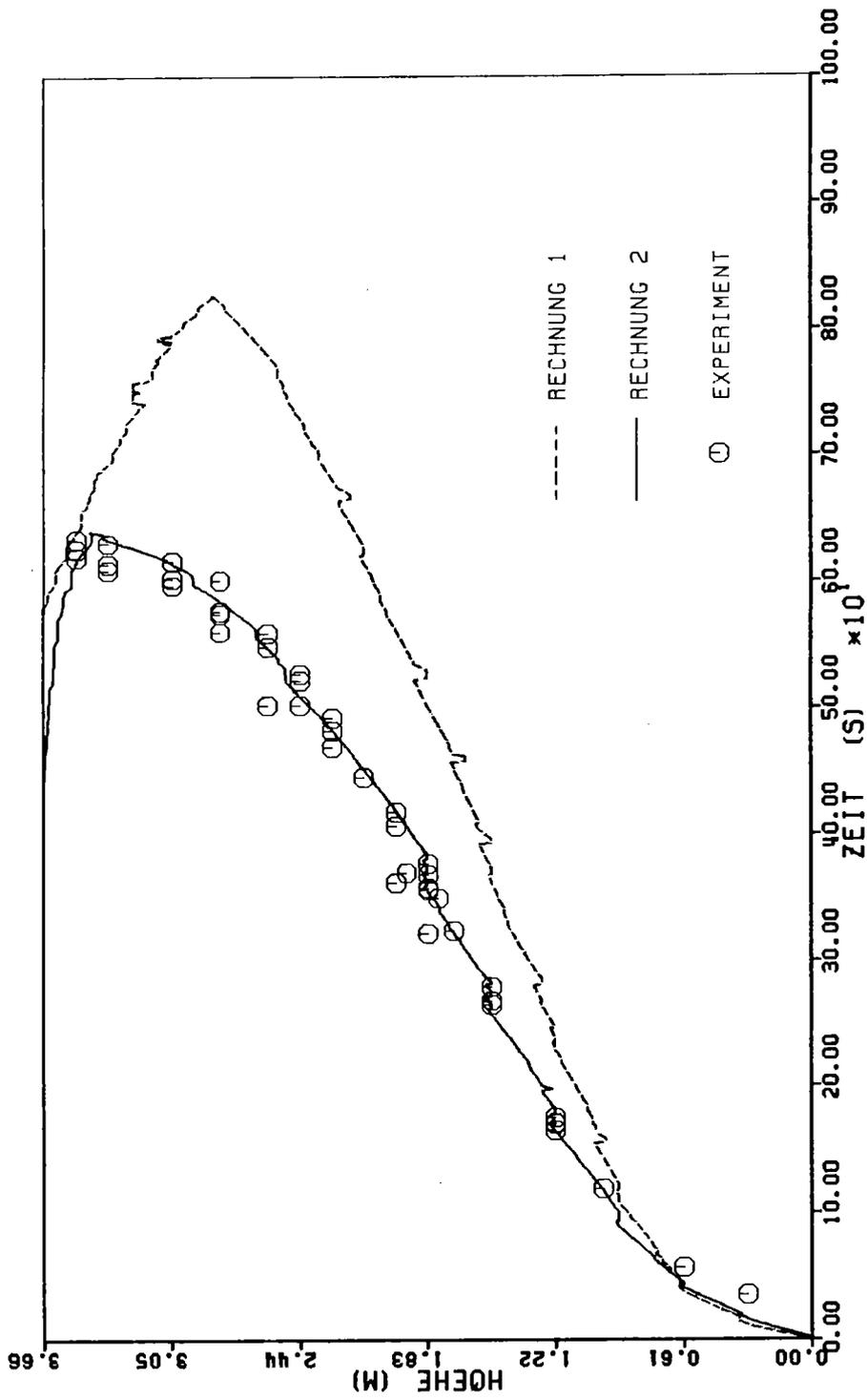
- /43/ N.Lee,S.Wong,H.C.Yeh,L.E.Hochreiter: "PWR FLECHT SEASET Unblocked Bundle, Forced and Gravity Reflood Task Data Evaluation Report" EPRI NP-2013, (1982).
- /44/ I.Kataoka,M.Ishii,K.Mishima: "Generation and Size Distribution of Droplet in Annular Two-Phase Flow" Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering, 105, 230, (1983).
- /45/ R.Lee,J.N.Reyes,K.Almenas: "Size and Number Density Change of Droplet Populations above a Quench Front during Reflood" Int. Journ. Heat Mass Transfer, 27(4), 573, (1984).
- /46/ D.M.Newitt,N.Dombrowski,F.H.Knelman: "Liquid Entrainment: 1. The Mechanism of Drop Formation from Gas or vapour bubbles" Trans. Instn Chem. Engrs 32, 244, (1954).
- /47/ M.Ishii,I.Kataoka: "Interfacial Transfer in Annular Dispersed Flow" NATO ASI Series, Advances in Two-Phase Flow and Heat Transfer, Martinus Nijhoff Publishers, p. 93, (1983).
- /48/ A.Hora,Ch.Michetschläger,V.Teschendorff: "Vorausrechnung eines FLECHT-Experiments mit dem Rechenprogramm FLUT" Jahrestagung Kerntechnik, Düsseldorf, (1981), Tagungsbericht S. 69-72.
- /49/ A.Hora,Ch.Michetschläger,H.G.Sonnenburg,V.Teschendorff: "Analysis of Reflood Phenomena by the Two Fluid Code FLUT" NATO Advanced Research Workshop Spitzingsee/Schliersee, (Aug.31-Sept.3 1982).
- /50/ L.E.Hochreiter,K.Riedle: "Reflood Heat Transfer and Hydraulics in Pressurized Water Reactors" Symposium on the Thermal and Hydraulic Aspects of Nuclear Reactor Safety, Vol. 1, ASME, pp. 75-107, (1977).
- /51/ H.Schlichting: "Boundary Layer Theory", pp. 10-11, Mc Graw-Hill, New York (1960).
- /52/ W.H.Mc Adams: "Heat Transmissions", 3rd Ed., p.155, Mc Graw-Hill, New York (1954).
- /53/ V.H.Ransom et al.: "RELAP5/MOD1 Code Manual Vol. 1: System Models and Numerical Methods" NUREG/CR-1826, EGG-2070 DRAFT, Idaho, (1981).

- /54/ K.Johannsen: "Druckverlust bei voll ausgebildeter Laminarströmung in Stabbündeln" TU-Berlin, Tätigkeitsbericht Nr. 1, DFG-Az.: Jo 39/21-1, (April 1985).
- /55/ K.Rehme: "Systematische experimentelle Untersuchung der Abhängigkeit des Druckverlustes von der geometrischen Anordnung für längs durchströmte Stabbündel mit Spiraldrahtabstandshaltern" KfK externer Bericht INR-4/68-16, (1968).
- /56/ S.K.Cheng,N.E.Todreas: "Constitutive Correlations for Wire-wrapped Subchannel Analysis under Forced and Mixed Convection Conditions" M.I.T., DOE/ET/37240-108TR, (1984).
- /57/ C.B.Baxi,M.Dalle Donne: "Helium Cooled Systems: the Gas-Cooled Fast Breeder Reactor" p. 429, in "Heat Transfer and Fluid Flow in Nuclear Systems" ed. by H.Fenech, Pergamon Press, New York, (1981).
- /58/ C.W.Oseen: "Neuere Methoden und Ergebnisse in der Hydrodynamik" Akademische Verlagsgesellschaft m.b.H. Leipzig, (1927).
- /59/ M.Cigarini: "Erste Rechnungen zur Flutphase bei einem homogenen FDWR" PNS-Jahresbericht 1985, KfK 4000, S. 4100-97, Karlsruhe, (1986).
- /60/ V.Teschendorff: Private Mitteilung, GRS-Garching, Okt. 1986.
- /61/ K.Wiehr et al.: "Untersuchungen zum Brennstabverhalten in der Niederdruckphase von Kühlmittelverluststörfällen und zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllrohren und einsetzender Kernnotkühlung", PNS-Halbjahresbericht 1976/1, KfK 2375, S. 339 , Karlsruhe, (1976).
- /62/ K.Wiehr: unveröffentlicher Bericht des KfK, (Okt. 1985).
- /63/ F.J.Erbacher,K.Wiehr: "Reflood Heat Transfer in APWR Tight Lattice Fuel Rod Bundles in a LOCA" ENC'86, Geneva, Switzerland, (1-6 June 1986).
- /64/ F.J.Erbacher,K.Wiehr: "Experimental Investigation on Reflooding and Deformation Behaviour of an APWR Tight Lattice Fuel Rod Bundle in a LOCA" to be published in the Special Issue of Nuclear Technology on "Advances in Light Water Reactors".

- /65/ M.Cigarini: "Vorausberechnung des ersten FDWR-Flutexperimentes mit dem FLUT-Rechenprogramm" zur Veröffentlichung als Beitrag zum PNS-Jahresbericht 1986, KfK 4100, Karlsruhe, (1987).
- /66/ F.J.Erbacher,K.Wiehr: Private Mitteilung, IRB-KfK, Karlsruhe, Juli 1986.
- /67/ D.Bestion: "Interfacial Friction Determination for the 1D-6 Equations Two Fluid Model Used in the CATHARE Code" European Two-Phase Flow Group Meeting, Southampton, England, (1985).
- /68/ G.Th.Analytis,M.Richner,M.Andreani and S.N.Aksan: "Assessment and Uncertainty Identification for RELAP5/MOD2 and TRAC-BD1/MOD1 Codes under Core Uncovery and Reflooding Conditions" 14th Water Reactor Safety Information Meeting, Gaithersburg, Maryland, U.S.A., (27-31 October 1986).
- /69/ J.Dreier,G.Analytis,R.Chawla: "NEPTUN-III Reflooding and Boil-Off Experiments with an LWHCR Fuel Bundle Simulator: Experimental Results and Initial Code Assessment Efforts" to be published in The Special Issue of Nuclear Technology on "Advances in Light Water Reactors".
- /70/ H.C.Hecker: "Summary of the Nuclear Design and Performance of the Light Water Breeder Reactor" WAPD-TM-1326, (June 1979).
- /71/ C.Broeders,M.Dalle Donne: "Neues Konzept für einen Heterogenen Seed-Blanket Fortschrittlichen Druckwasser Reaktor (FDWR)" Jahrestagung Kerntechnik, München, (1985), Tagungsbericht S. 47-50.
- /72/ Kraftwerk Union: private Mitteilung, (November 1980).
- /73/ C.Ferrero: private Mitteilung, KfK-INR, Karlsruhe, (Mai 1986).
- /74/ Seeberger: private Mitteilung an Herrn C.Ferrero, KWU Erlangen, (April 1986).
- /75/ V.Teschendorff: "Analysis of Large Break LOCA for a PWR 1300 MW with Code System DRUFAN/FLUT" Part2: Refill and Reflood, European Workshop on the DRUFAN Code, Garching, Oct. 4th/5th, 1984.

/76/ GRS-Garching: Schreiben an Herrn Prof. M.Dalle Donne vom 6/12/1983.

/77/ American Nuclear Society Standards Committee Working Group ANS-5.1:
"American National Standard for Decay Heat Power in LWR" ANSI/ANS-5.1-
1979, (August 29, 1979).



FLECHT EXP. 32114 - BENETZUNGSFRONTVERLAUF

VERGLEICH EXPERIMENT - RECHNUNGEN

Abb. 18. FLECHT 32114 - Benetzungsfrontverlauf

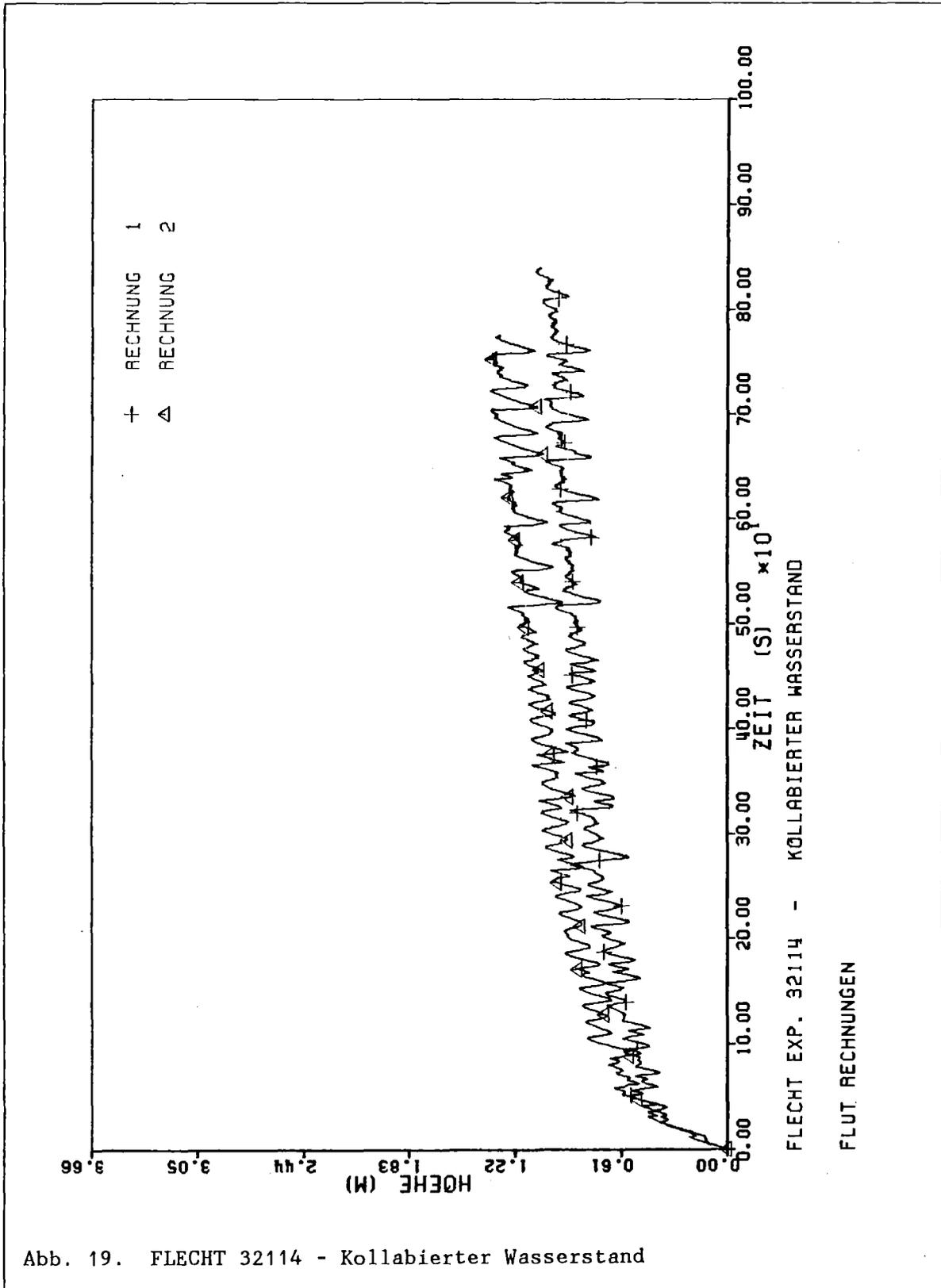
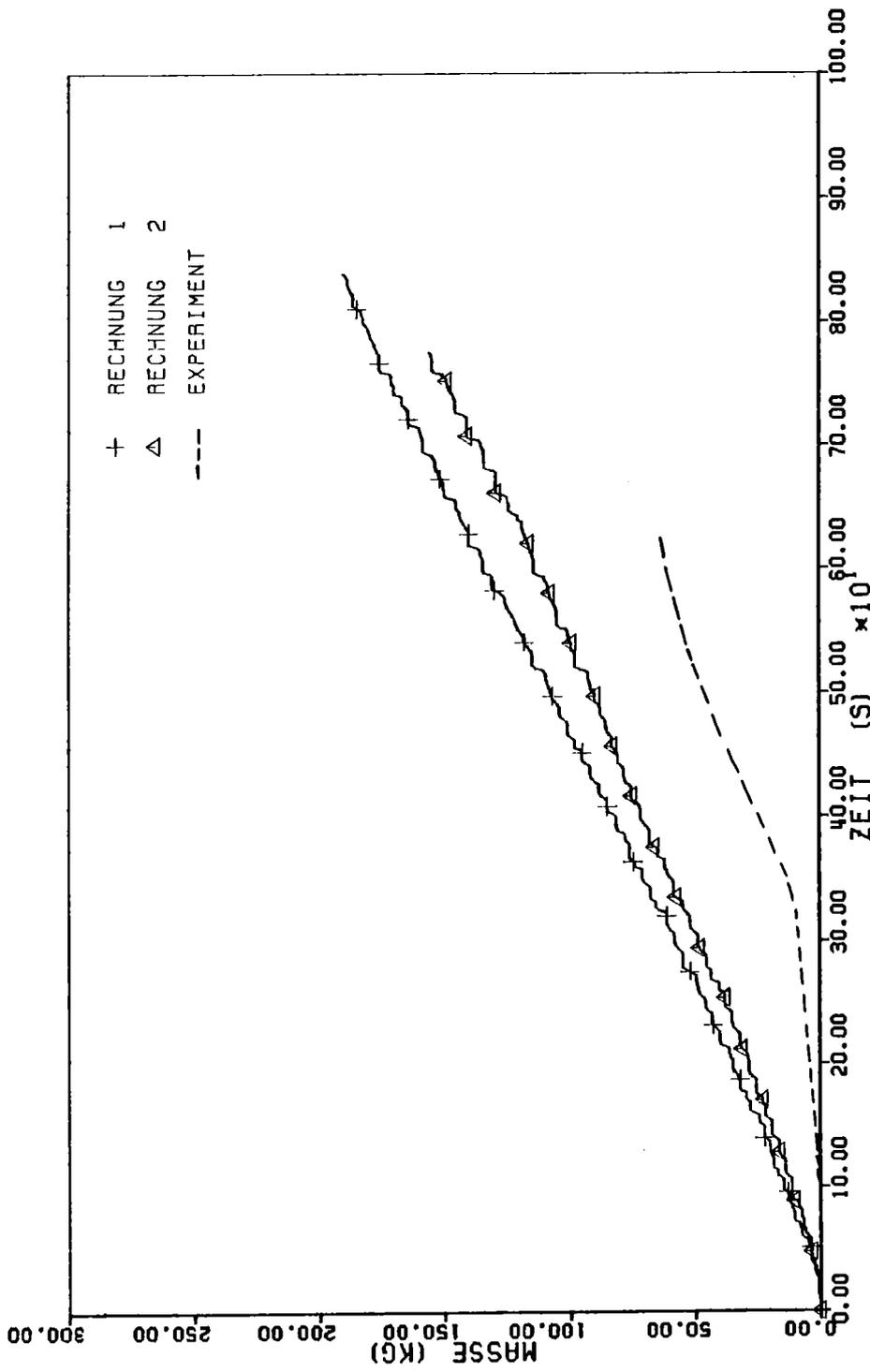


Abb. 19. FLECHT 32114 - Kollabierter Wasserstand



FLECHT EXP. 32114 - AUSGEWORFENES WASSER ('CARRY OVER')

FLUT RECHNUNGEN UND EXPERIMENT

Abb. 20. FLECHT 32114 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

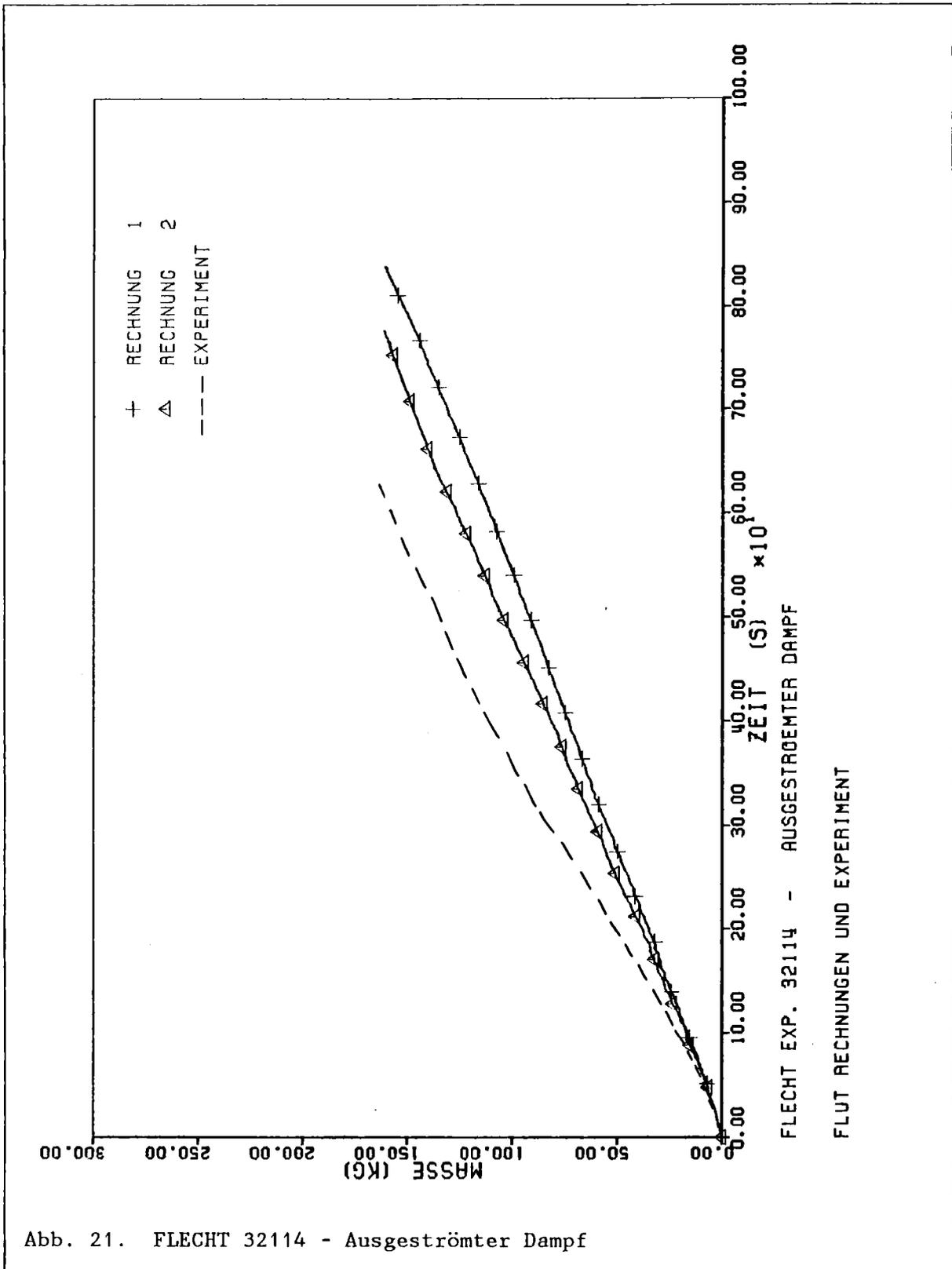
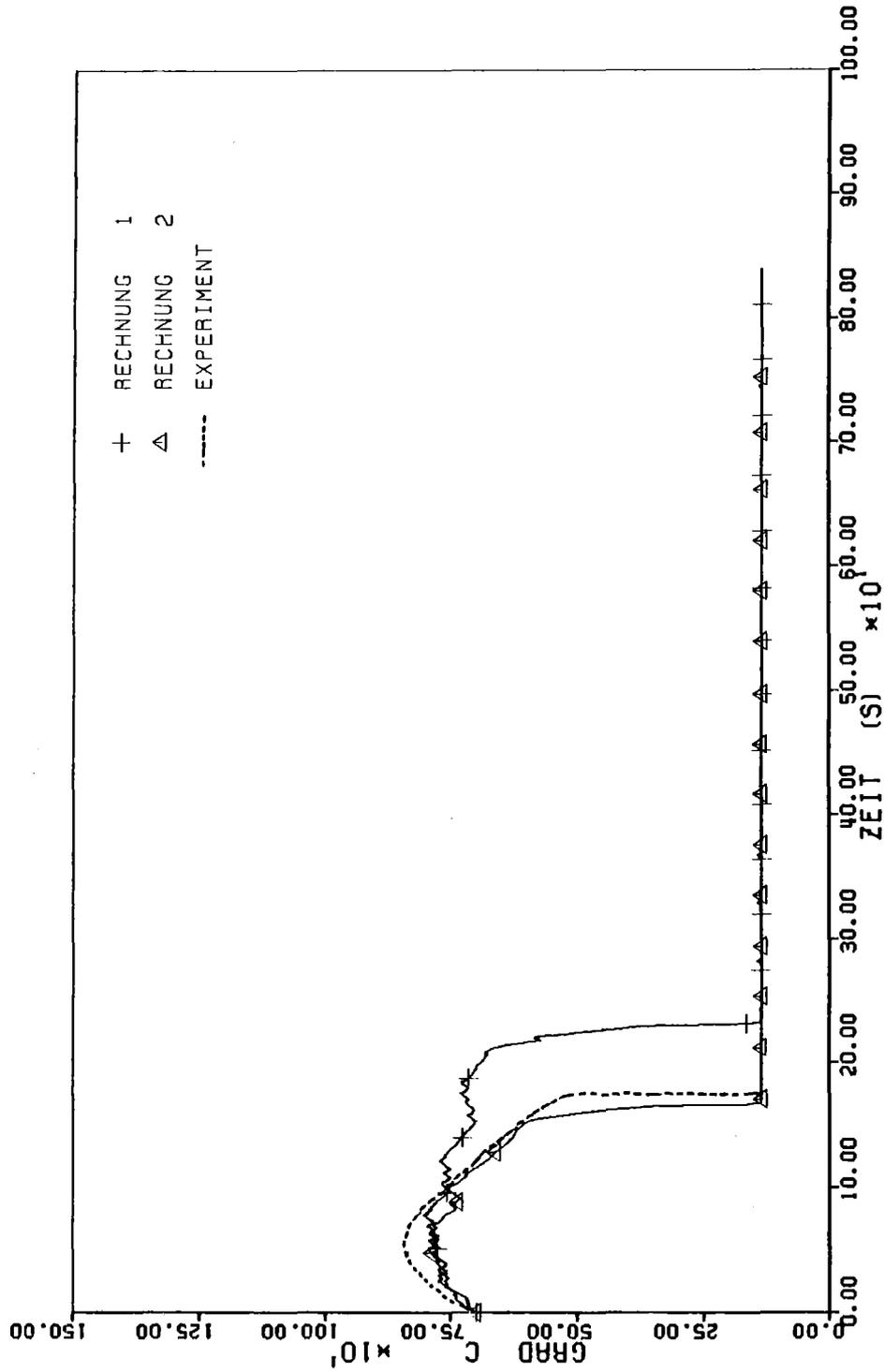


Abb. 21. FLECHT 32114 - Ausgeströmter Dampf



FLECHT EXP. 32114 - HUELLROHRTEMPERATUREN
VERGLEICH RECHNUNGEN EXPERIMENT HOEHE = 1.22 M

Abb. 22. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.22 m

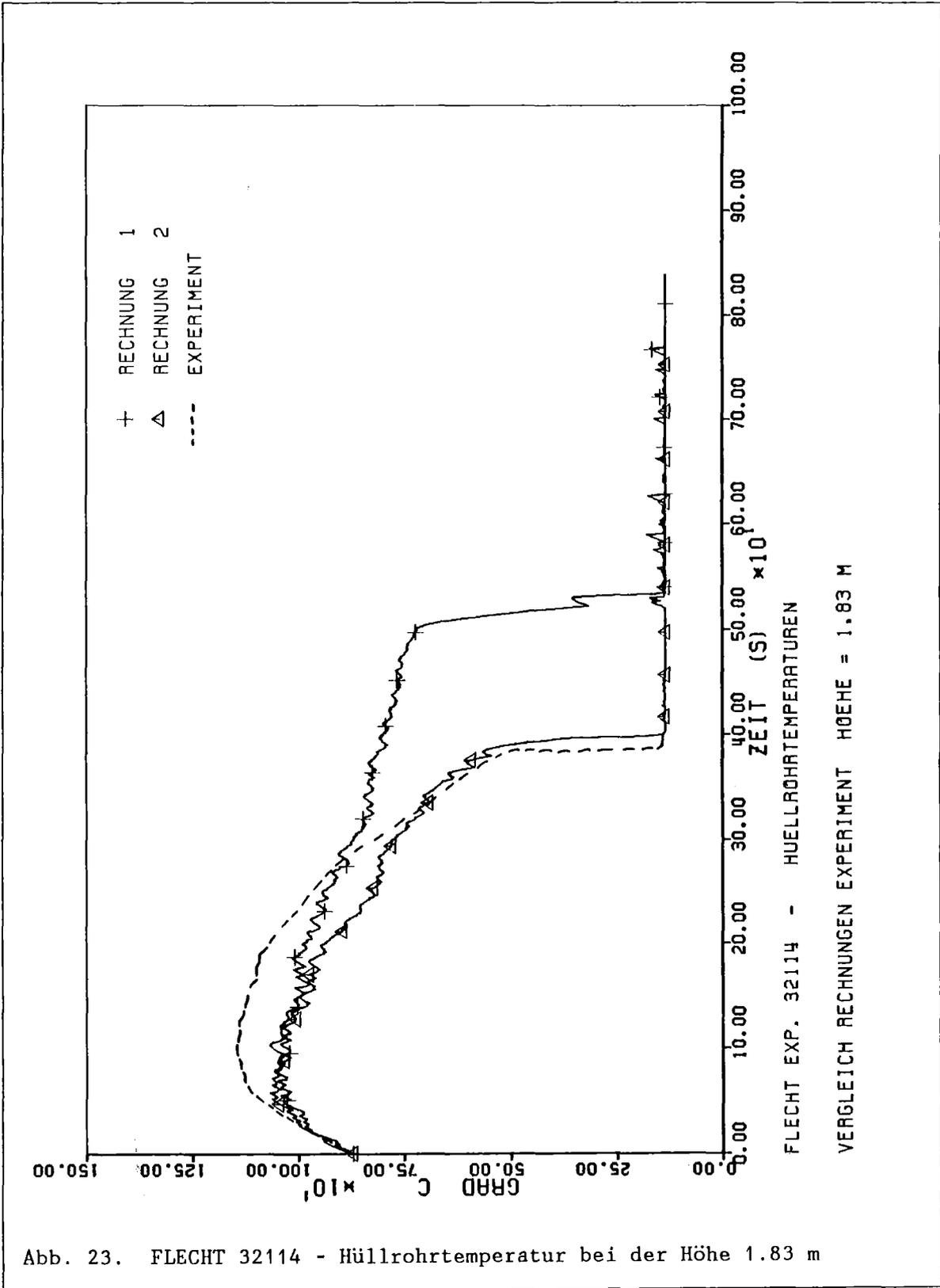
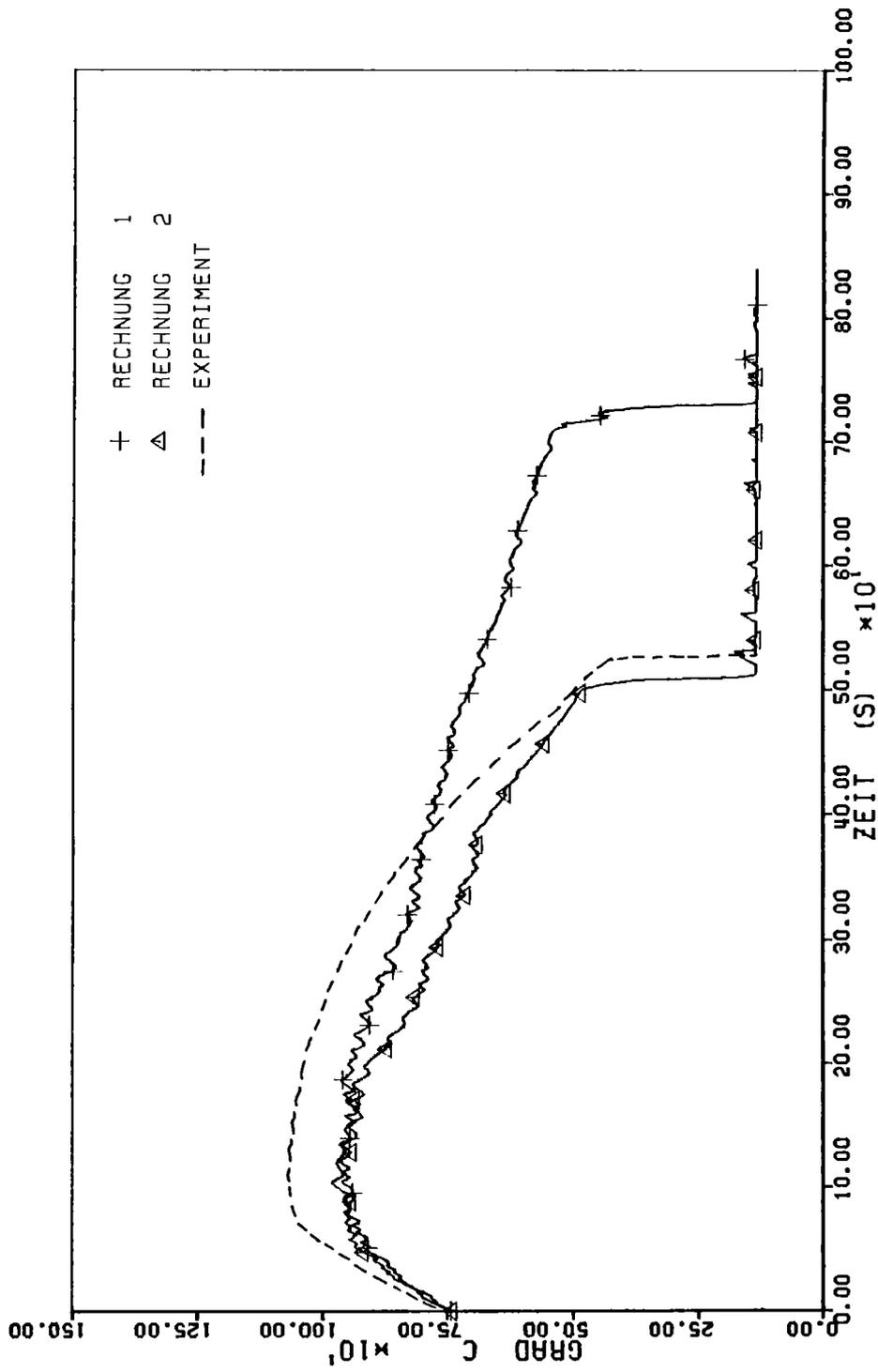


Abb. 23. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.83 m



FLECHT EXP. 32114 - HÜLLROHRTEMPERATUREN
VERGLEICH RECHNUNGEN EXPERIMENT HÖHE = 2.44 M

Abb. 24. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2.44 m

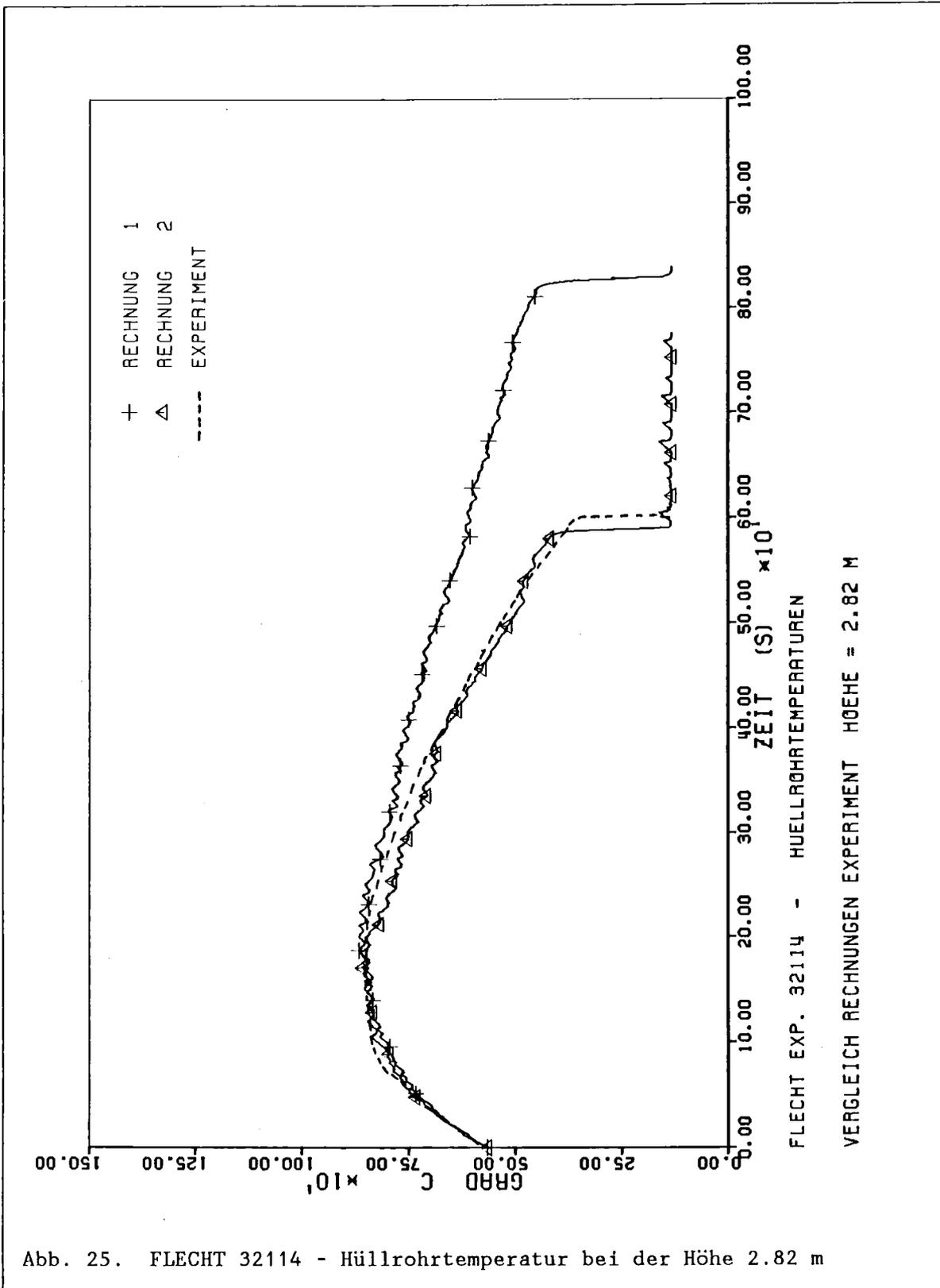


Abb. 25. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2.82 m

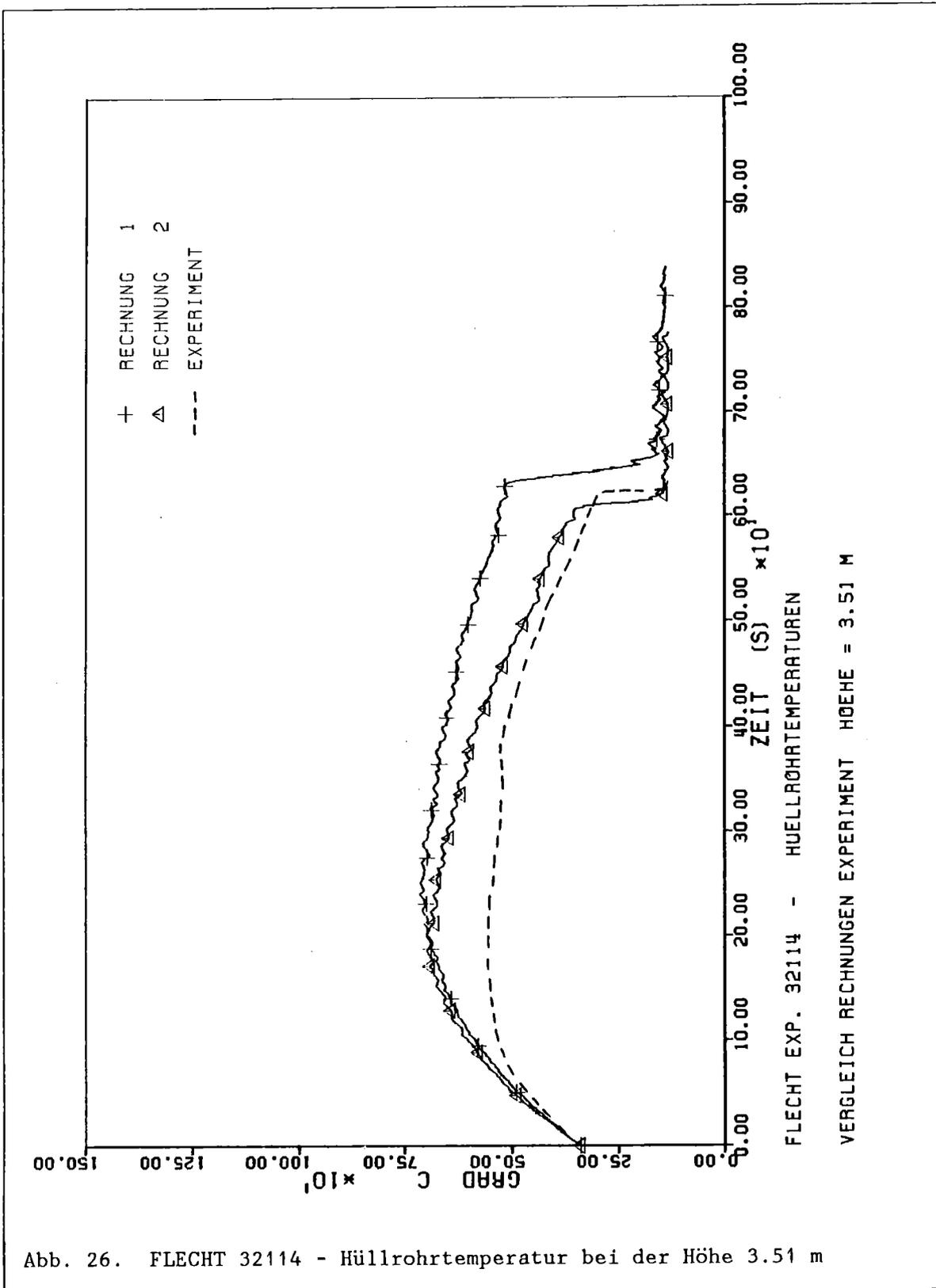


Abb. 26. FLECHT 32114 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3.51 m

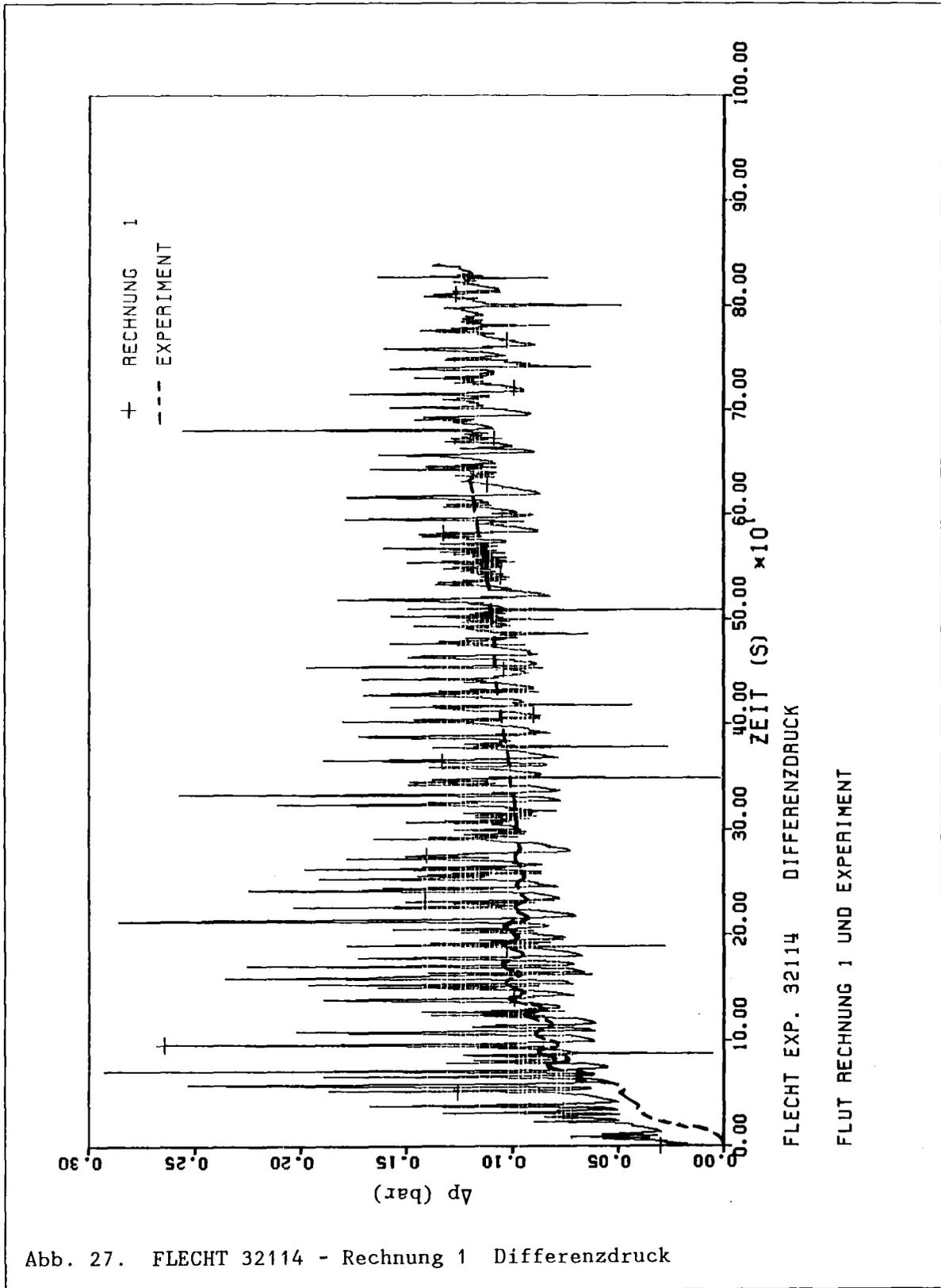
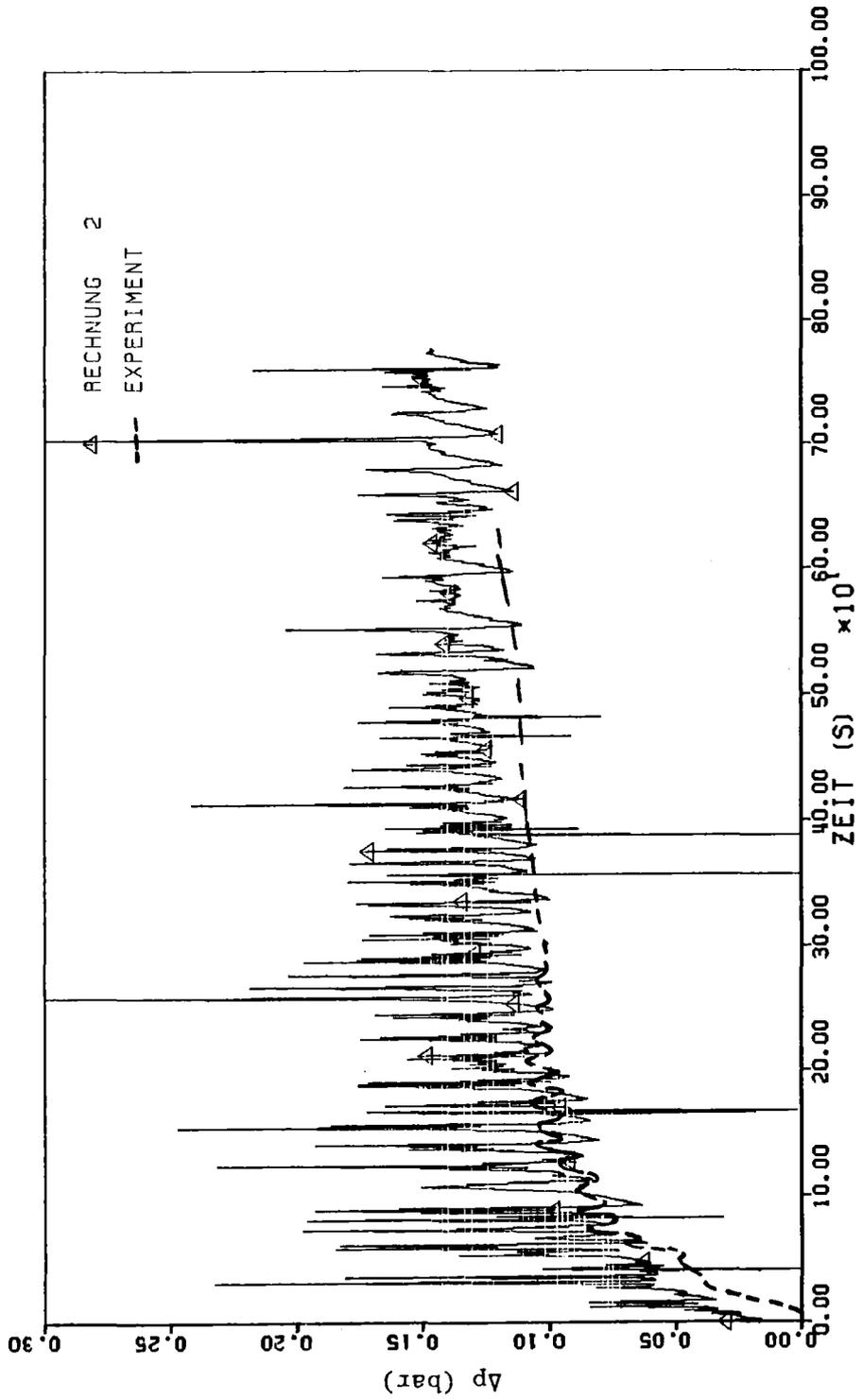


Abb. 27. FLECHT 32114 - Rechnung 1 Differenzdruck



FLECHT EXP. 32114 DIFFERENZDRUCK

FLUT RECHNUNG 2 UND EXPERIMENT

Abb. 28. FLECHT 32114 - Rechnung 2 Differenzdruck

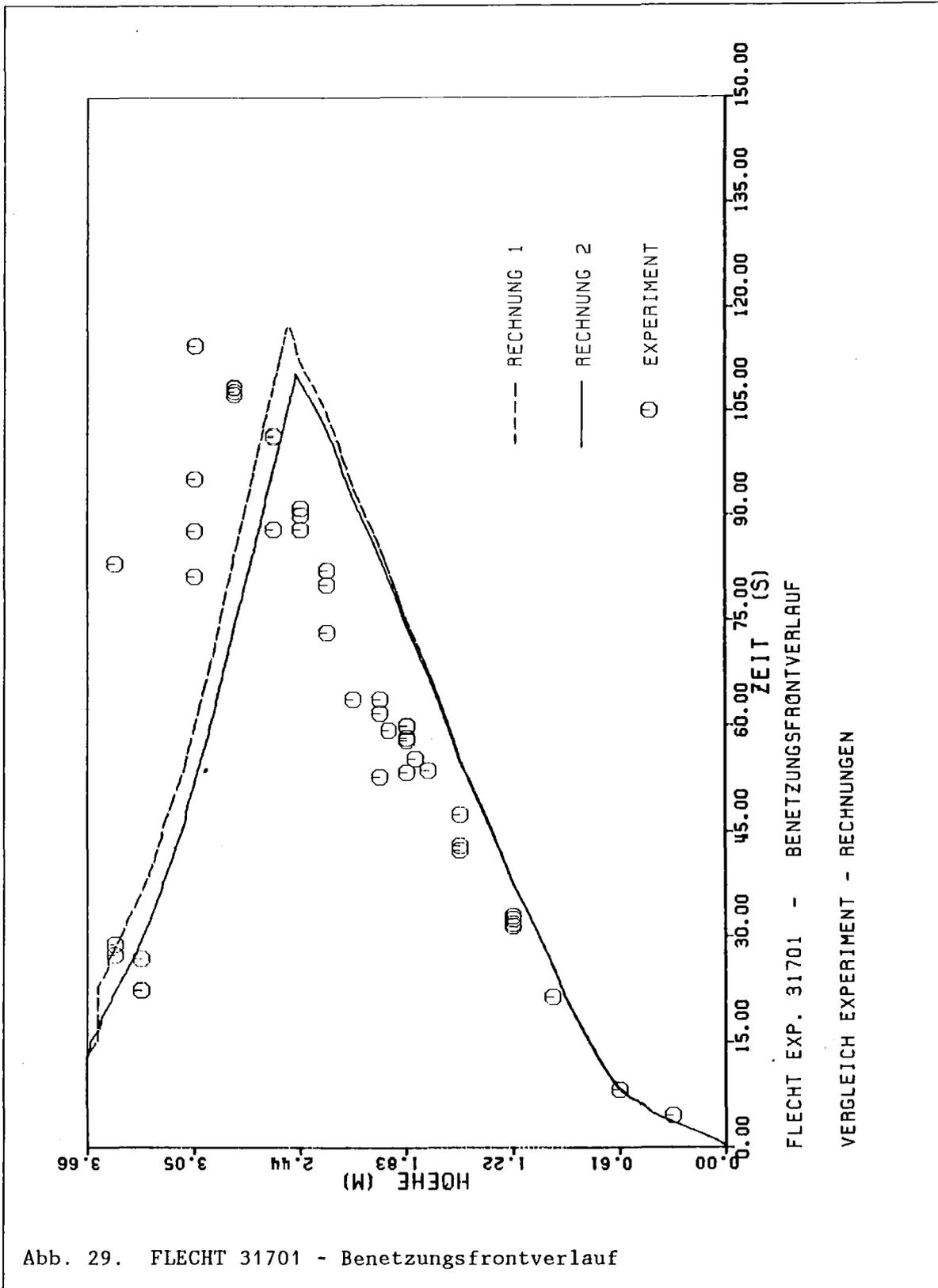


Abb. 29. FLECHT 31701 - Benetzungsfrontverlauf

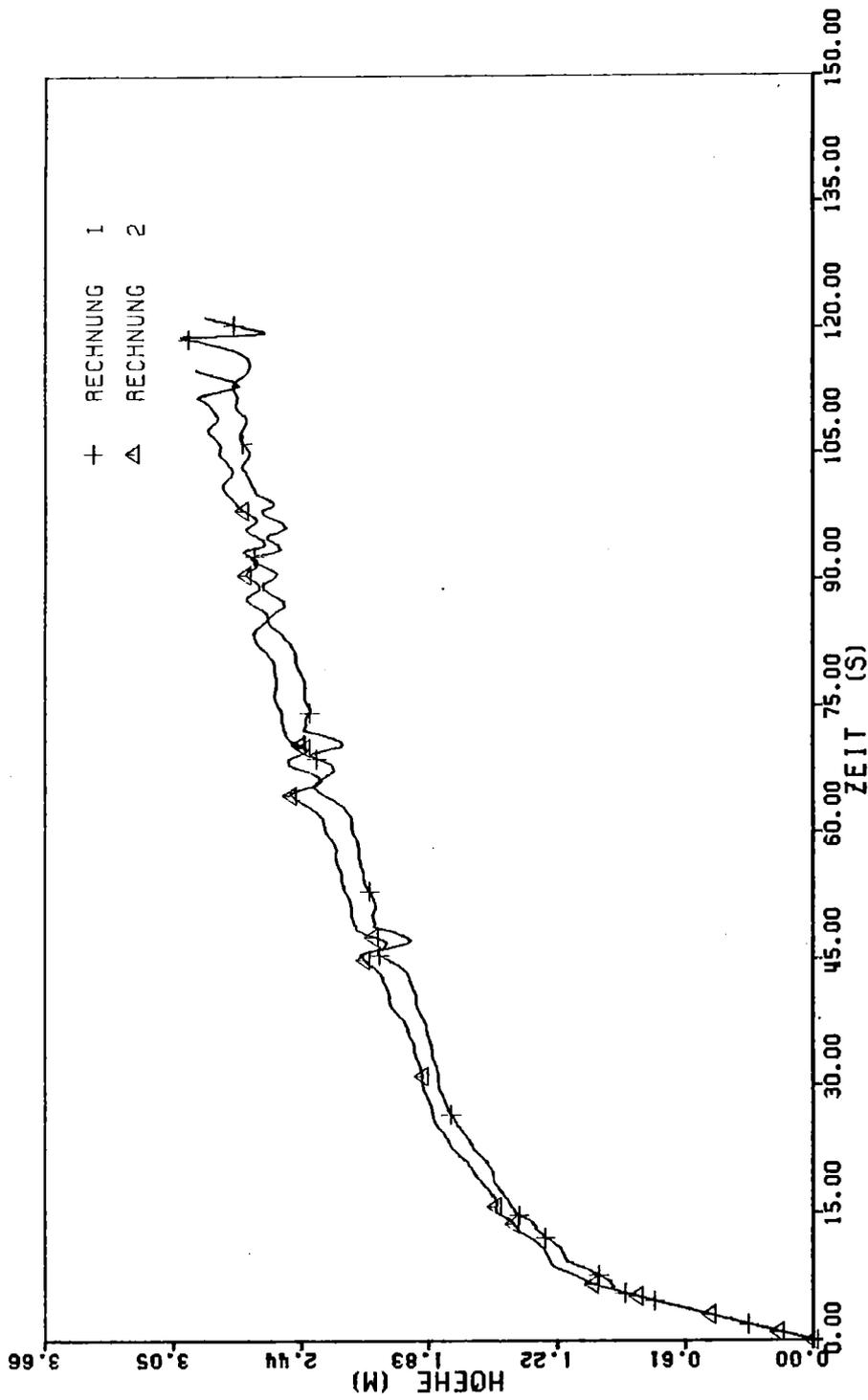


Abb. 30. FLECHT 31701 - Kollabierter Wasserstand

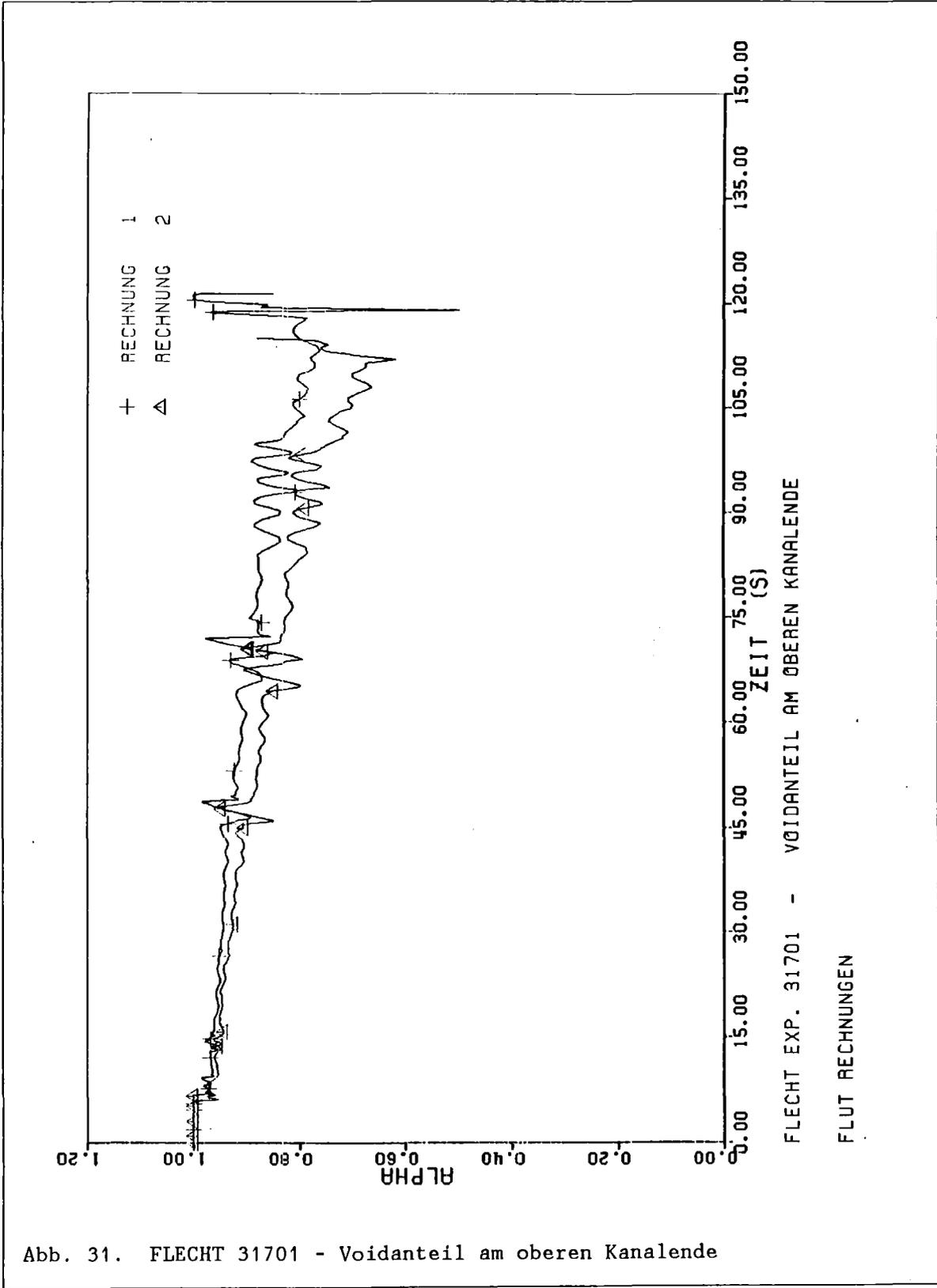


Abb. 31. FLECHT 31701 - Voidanteil am oberen Kanalende

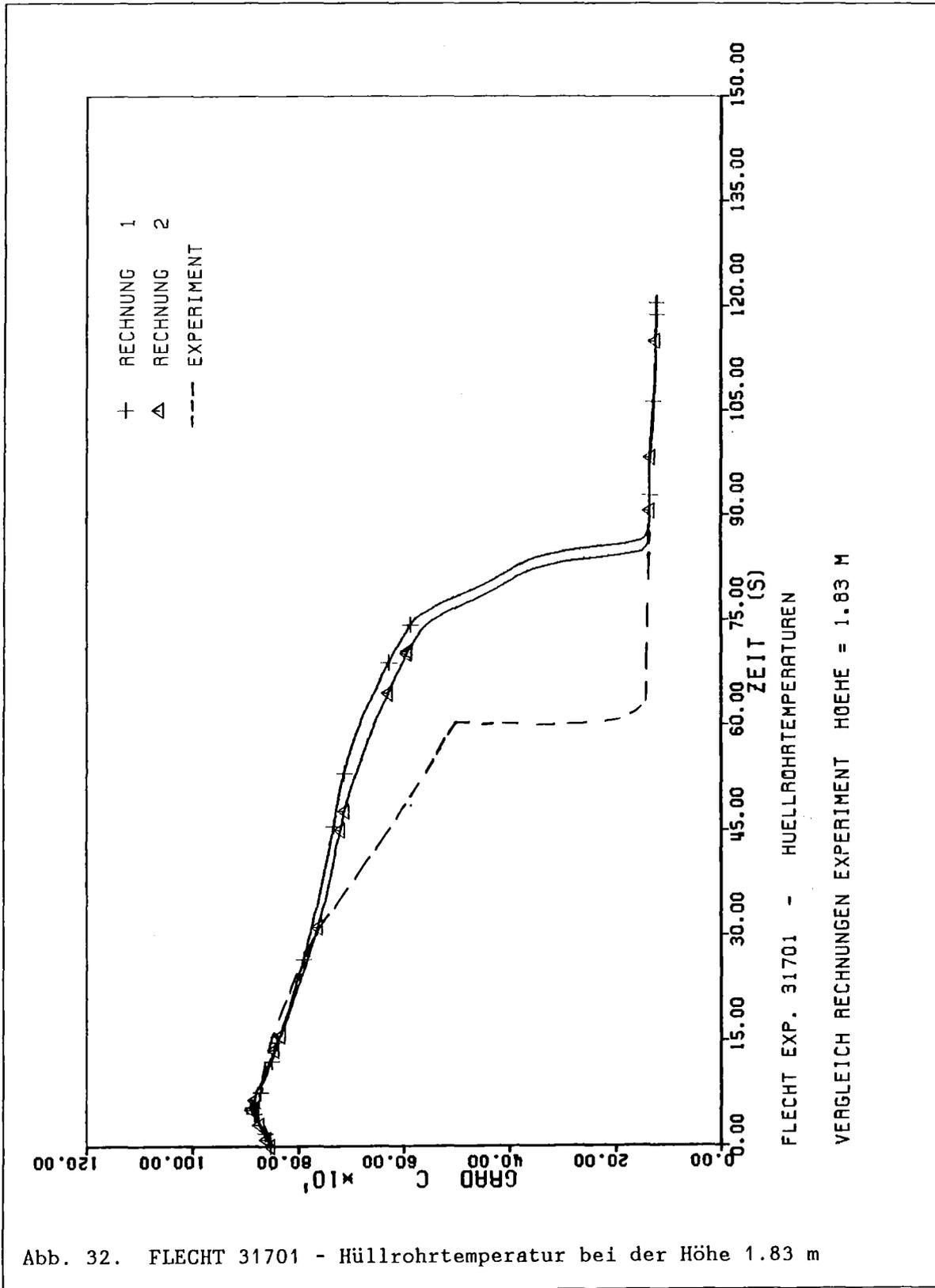


Abb. 32. FLECHT 31701 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1.83 m

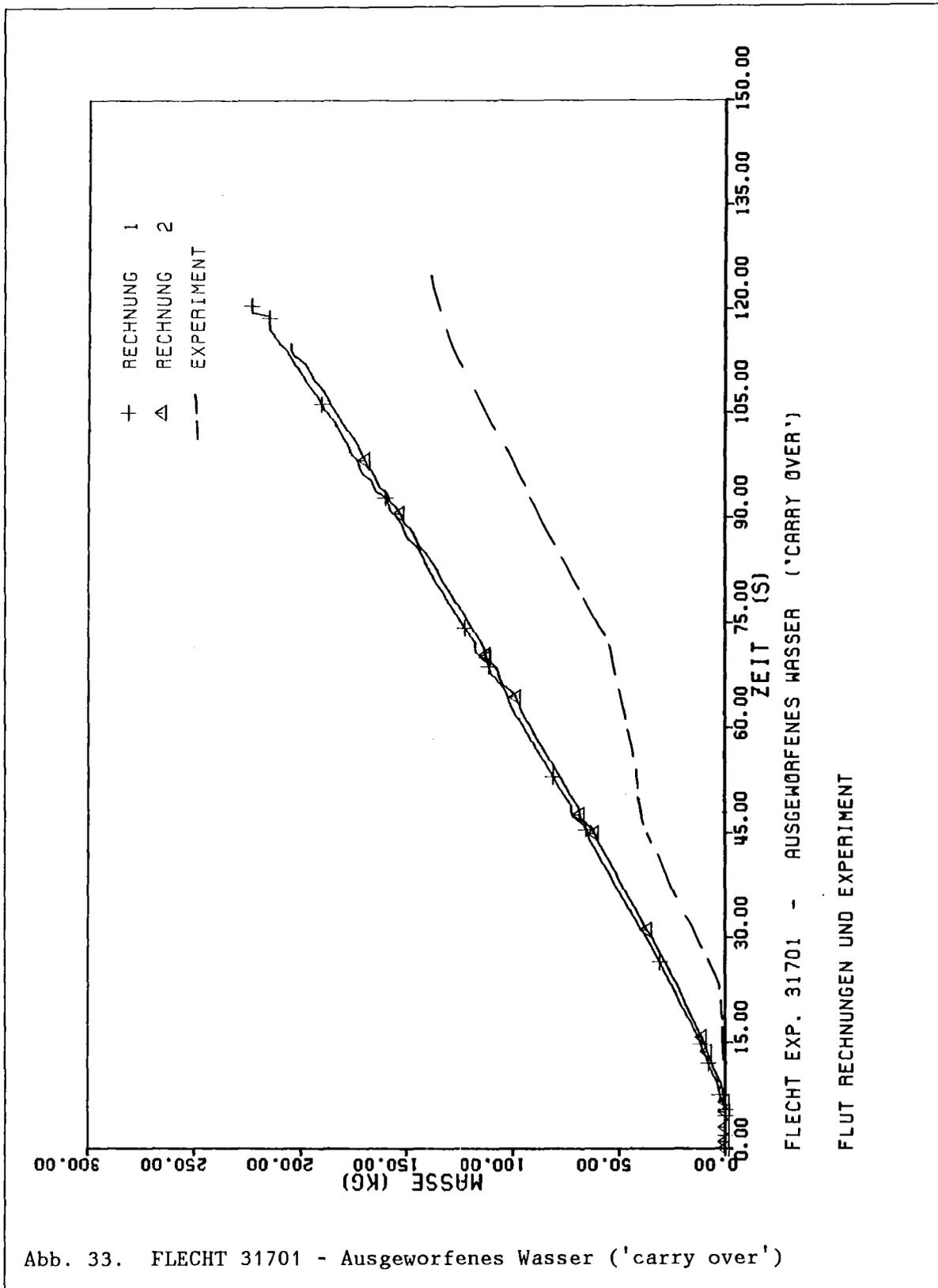


Abb. 33. FLECHT 31701 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

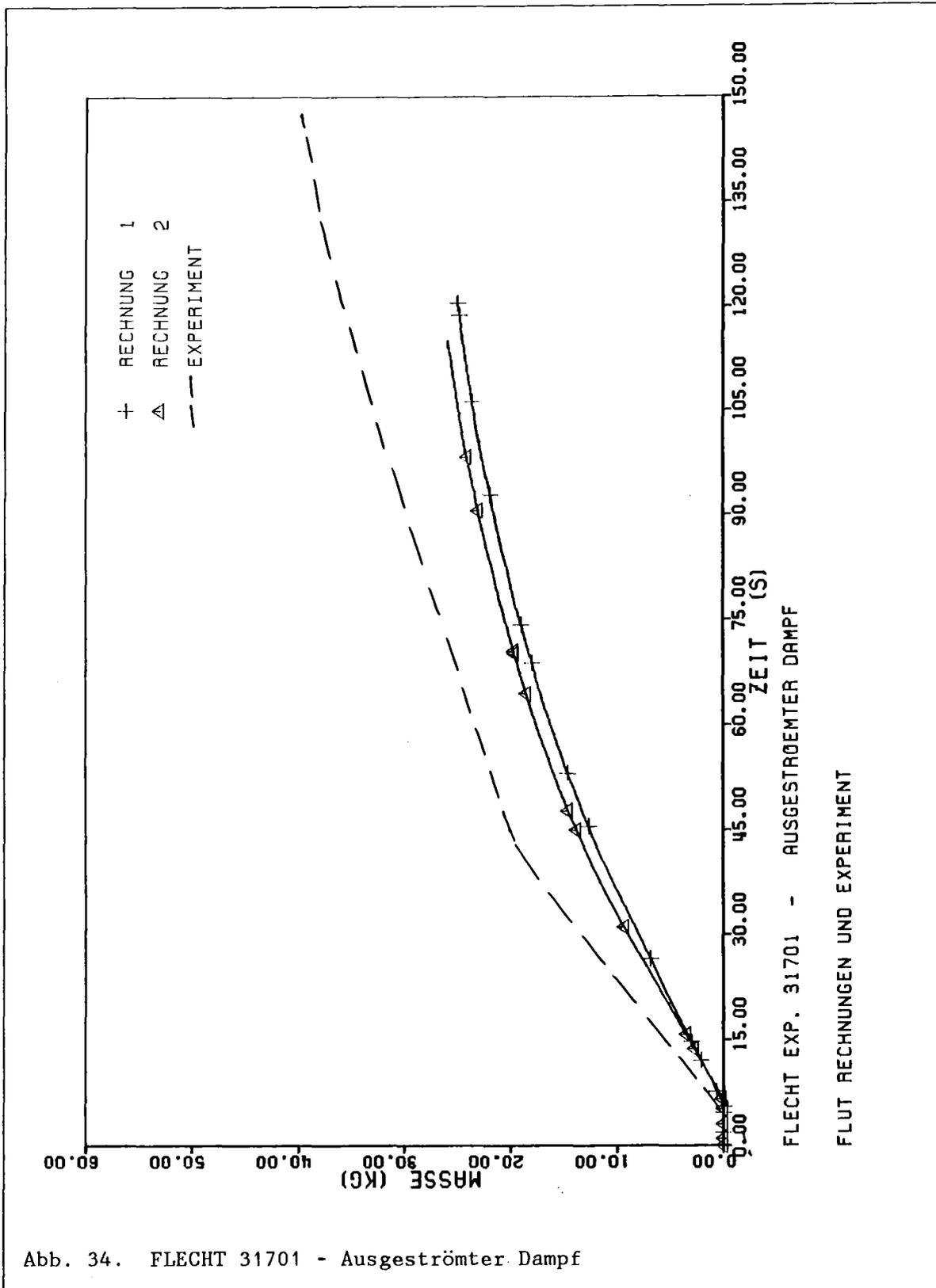


Abb. 34. FLECHT 31701 - Ausgeströmter Dampf

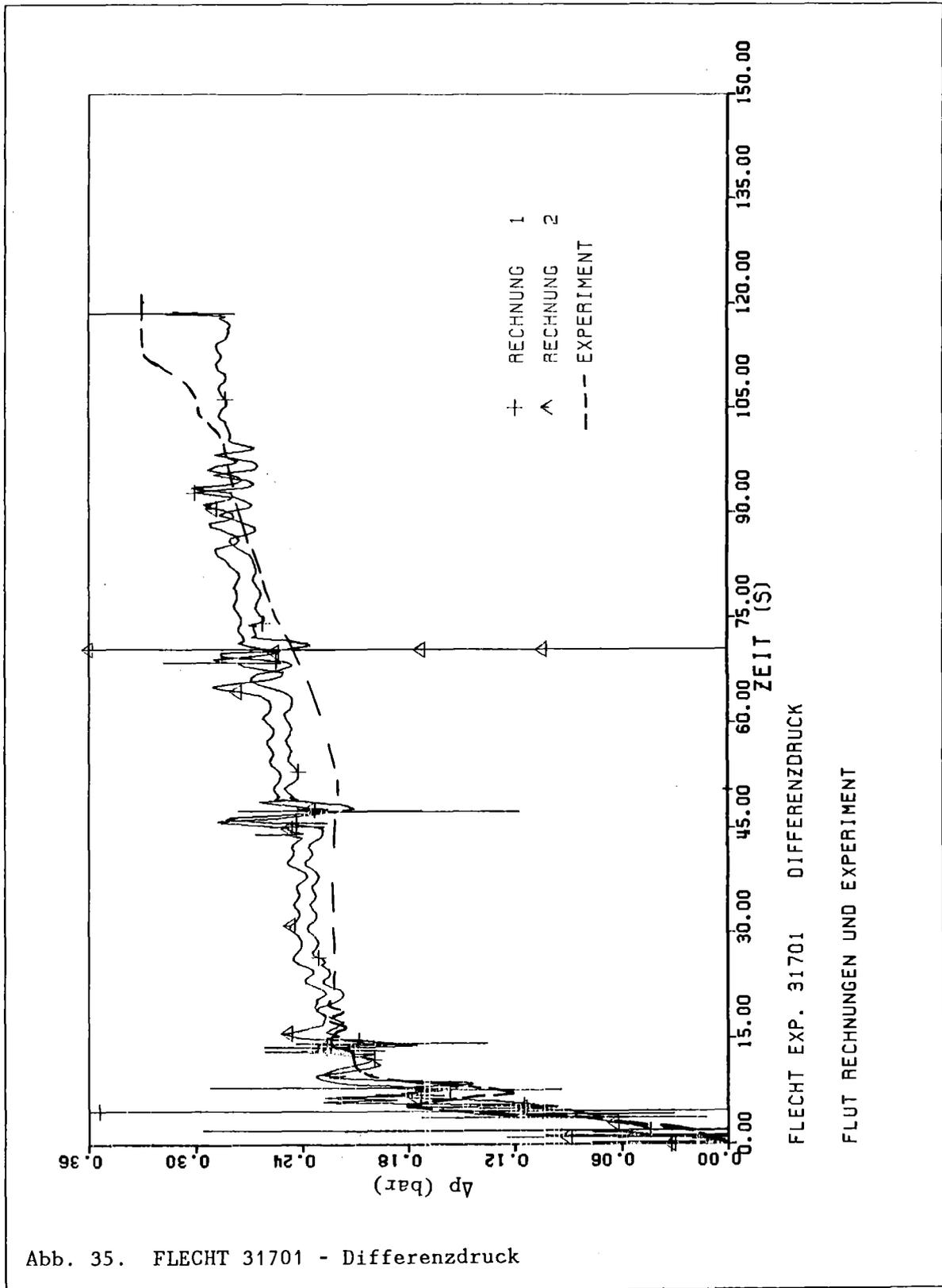


Abb. 35. FLECHT 31701 - Differenzdruck

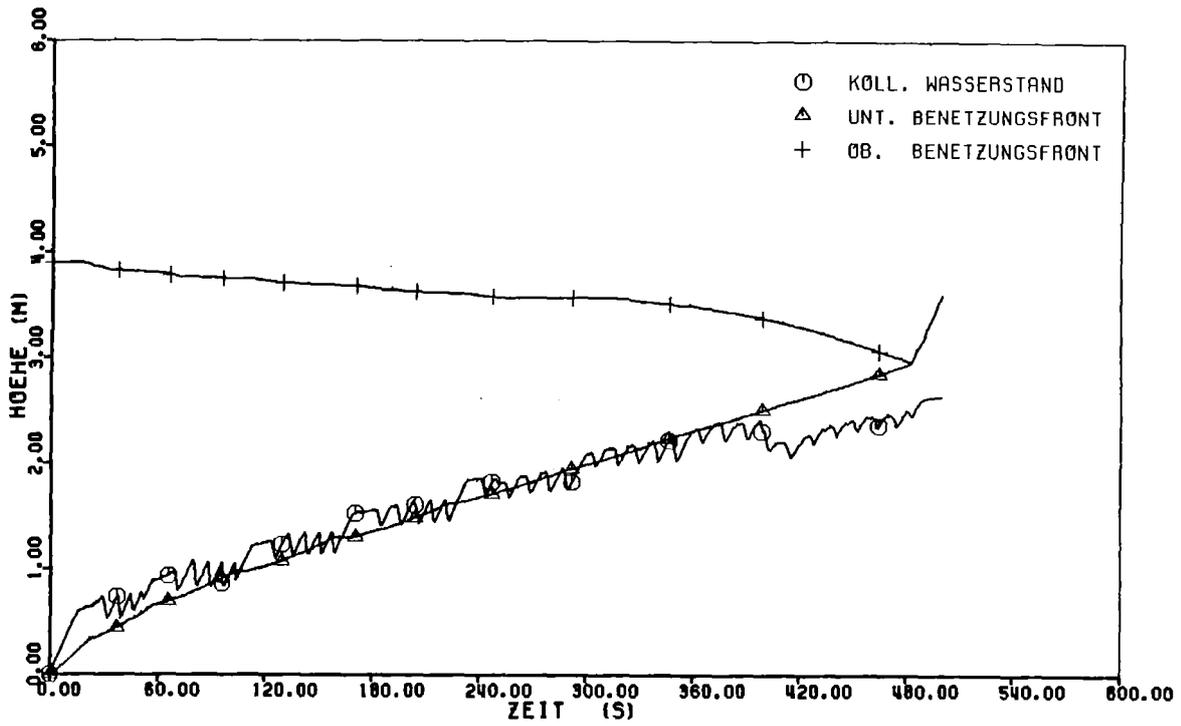


Abb. 36. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung ohne Benutzung des Hsu-Young-Kriteriums (ALT).

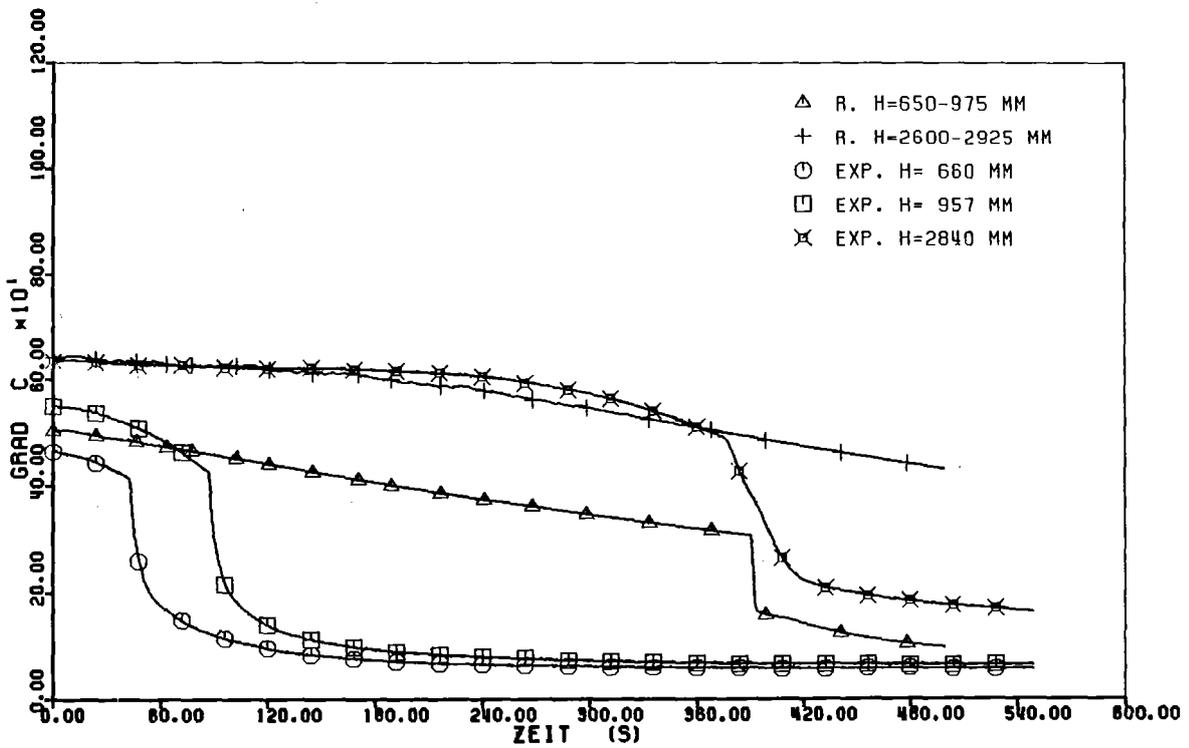


Abb. 37. FEBA 216 - Kastenwandtemperaturen: FLUT-Rechnung ohne Benutzung des Hsu-Young-Kriteriums (ALT).

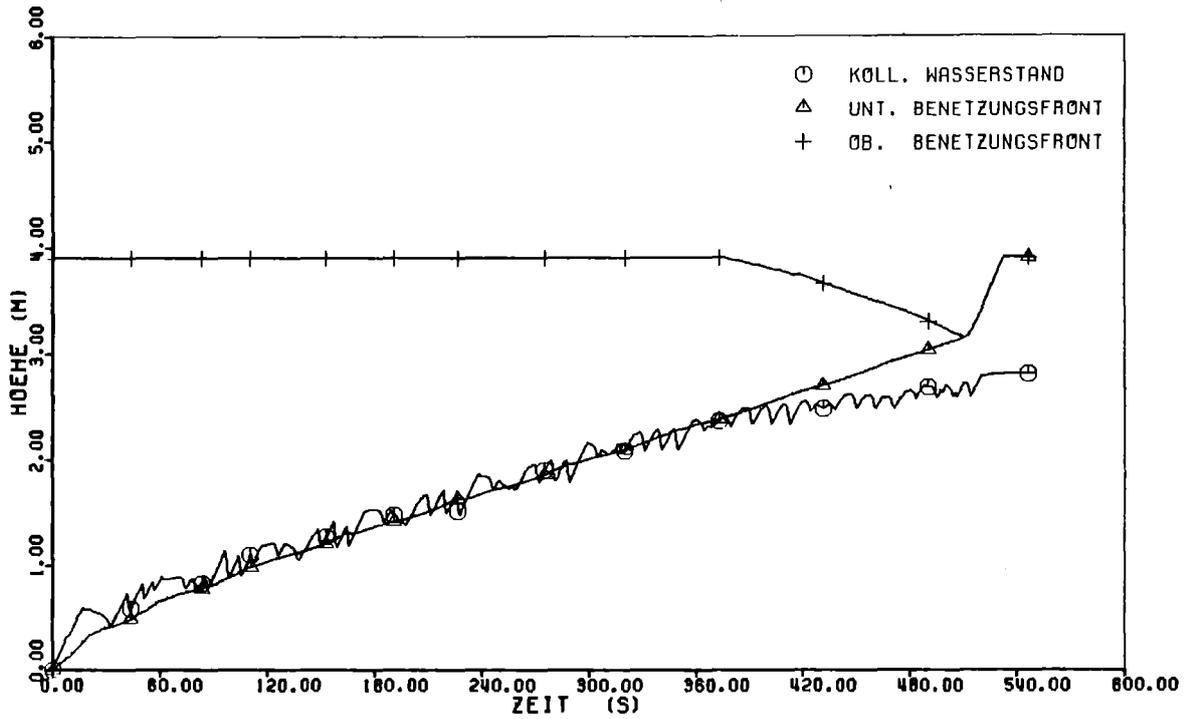


Abb. 38. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 1.

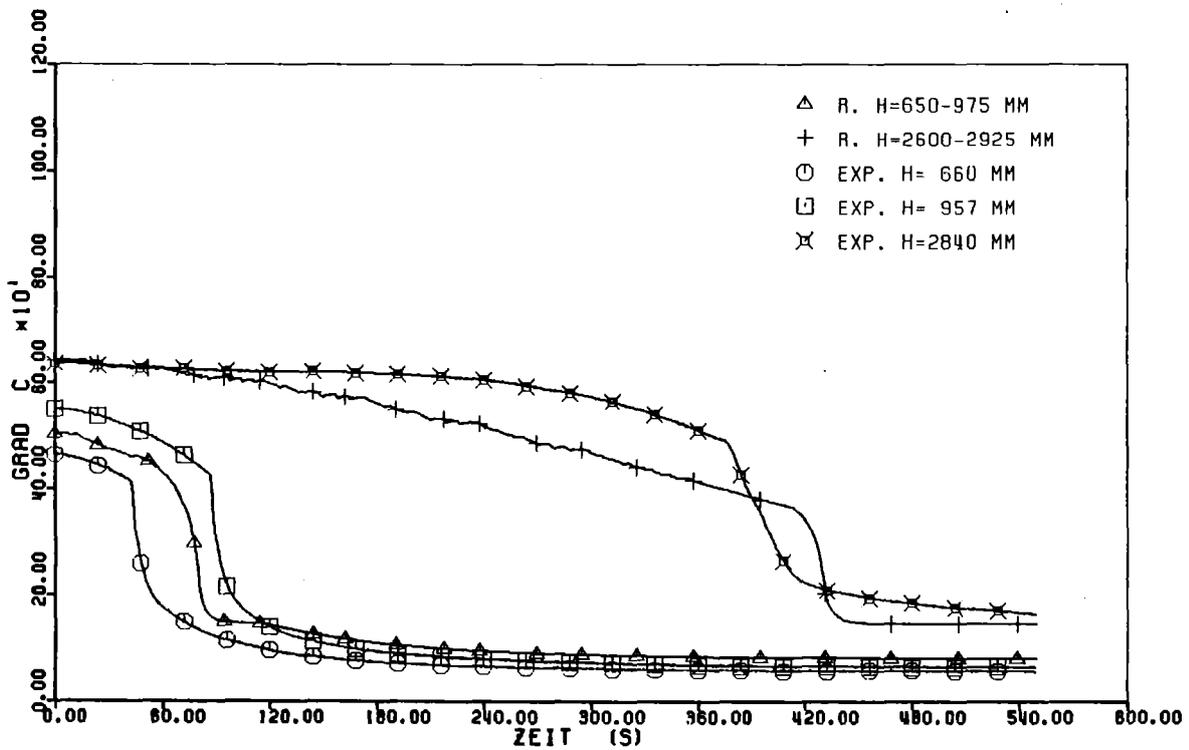


Abb. 39. FEBA 216 - Kastenwandtemperaturen (Rechnung 1)

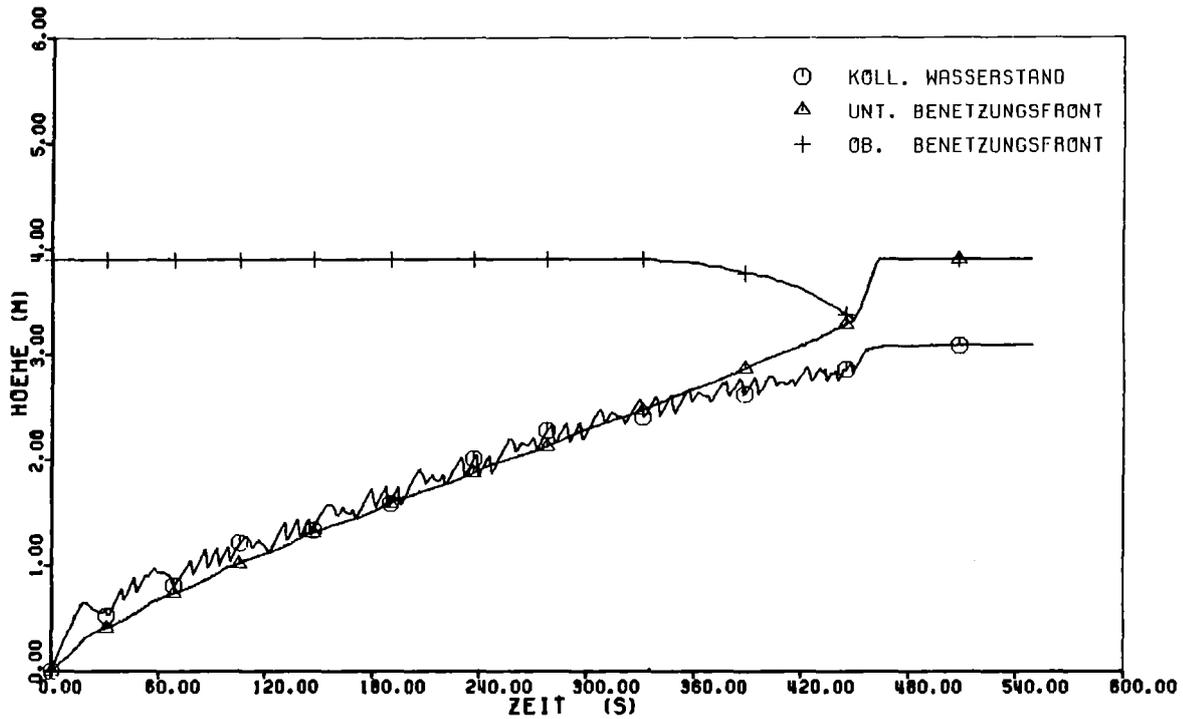


Abb. 40. FEBA 216 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 2.

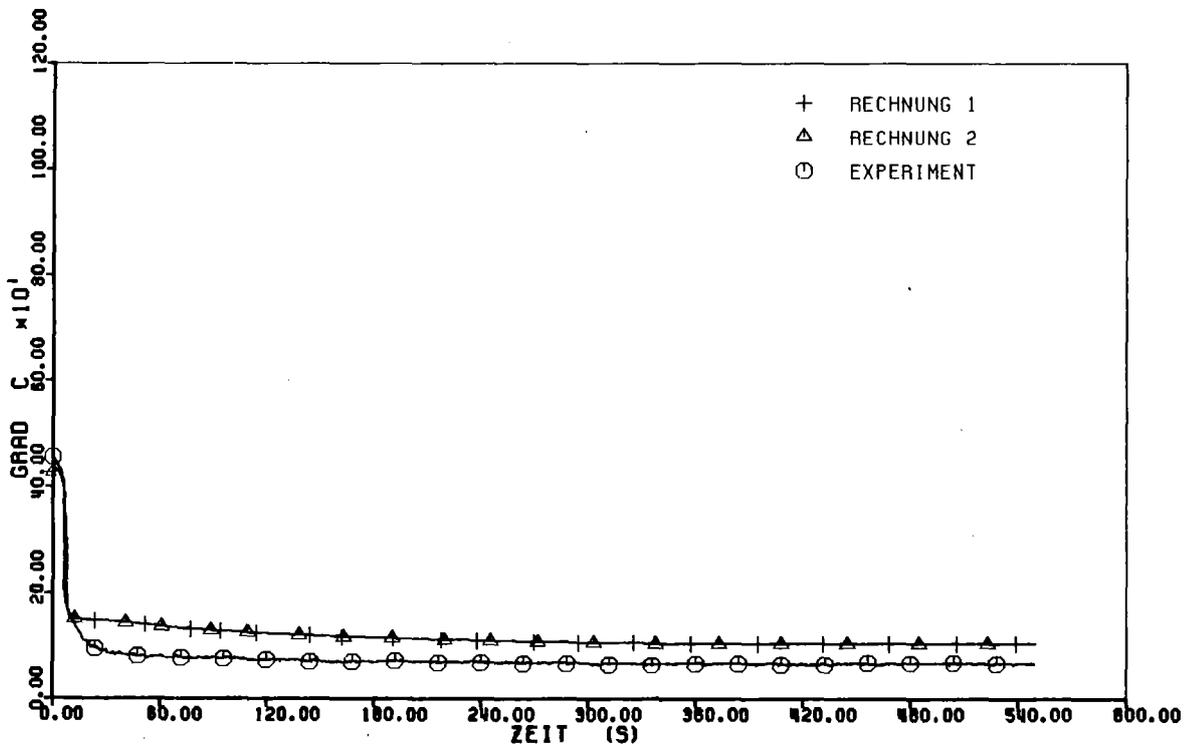


Abb. 41. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 115 mm

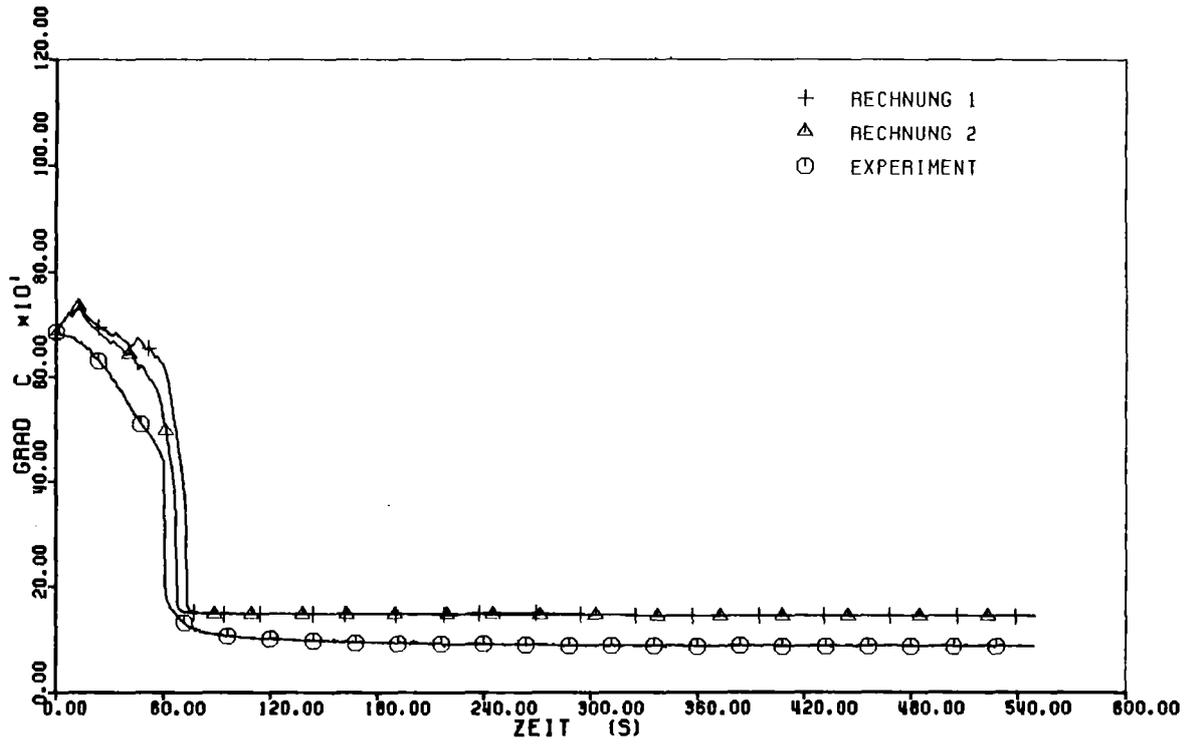


Abb. 42. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 660 mm

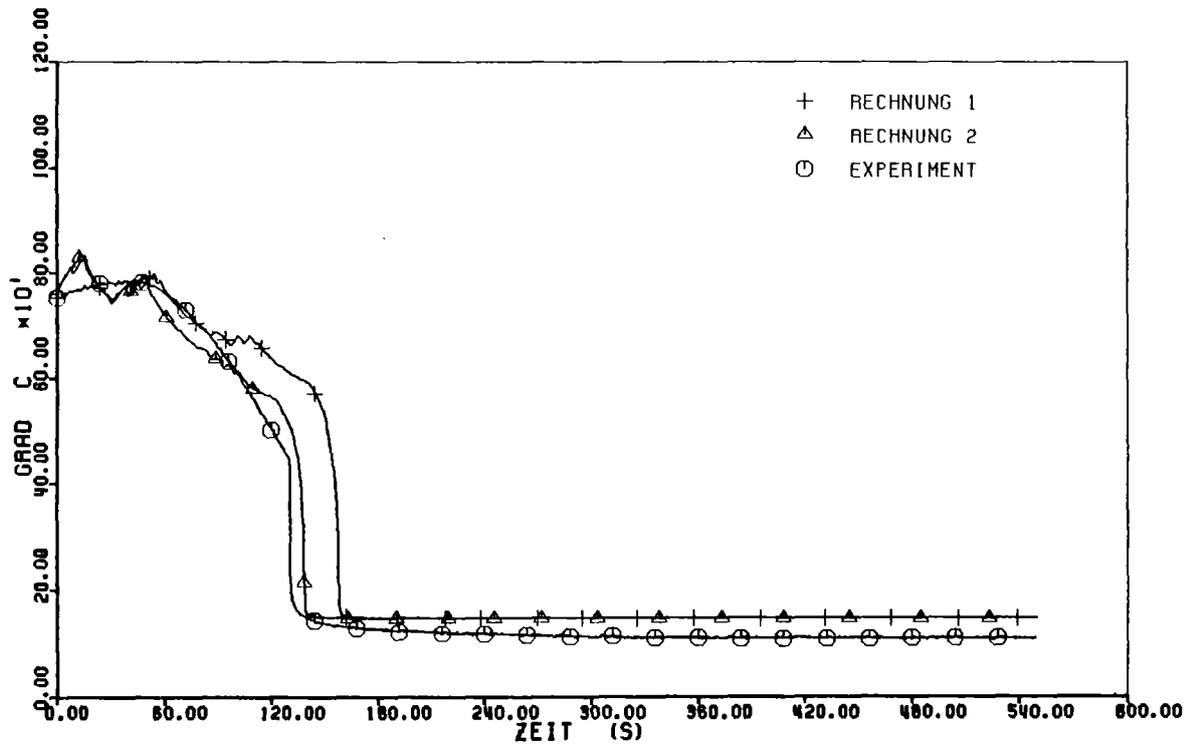


Abb. 43. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm

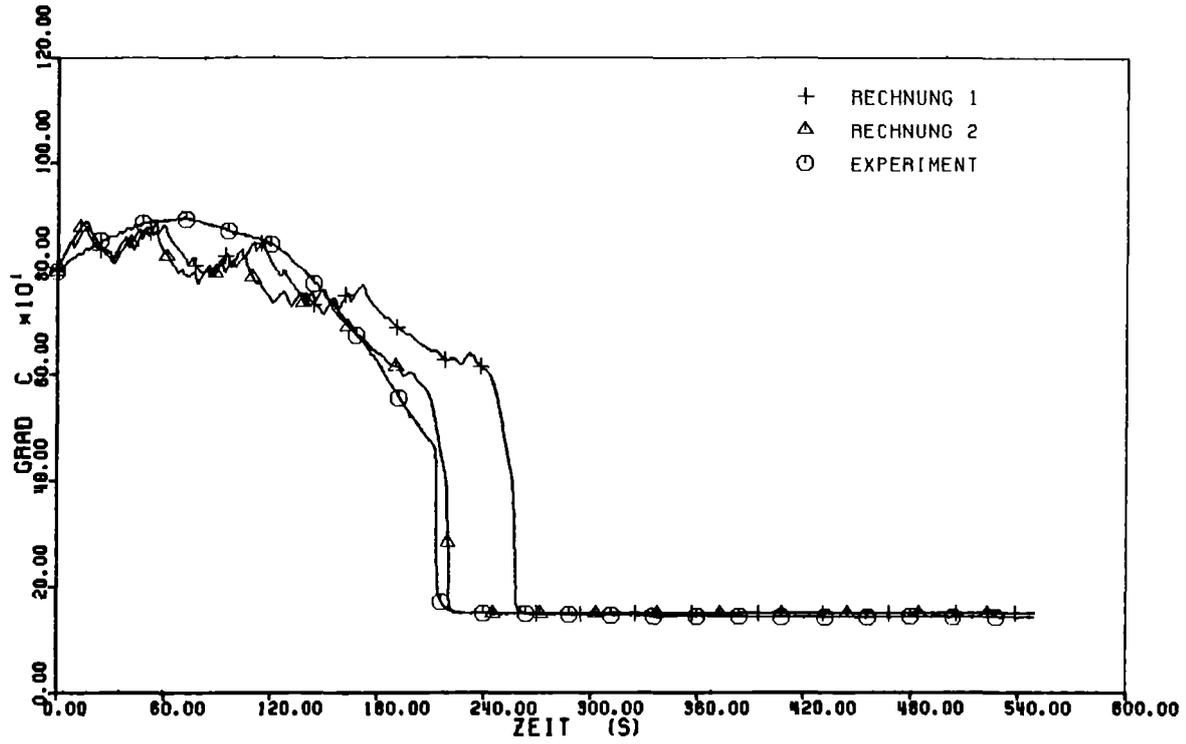


Abb. 44. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm

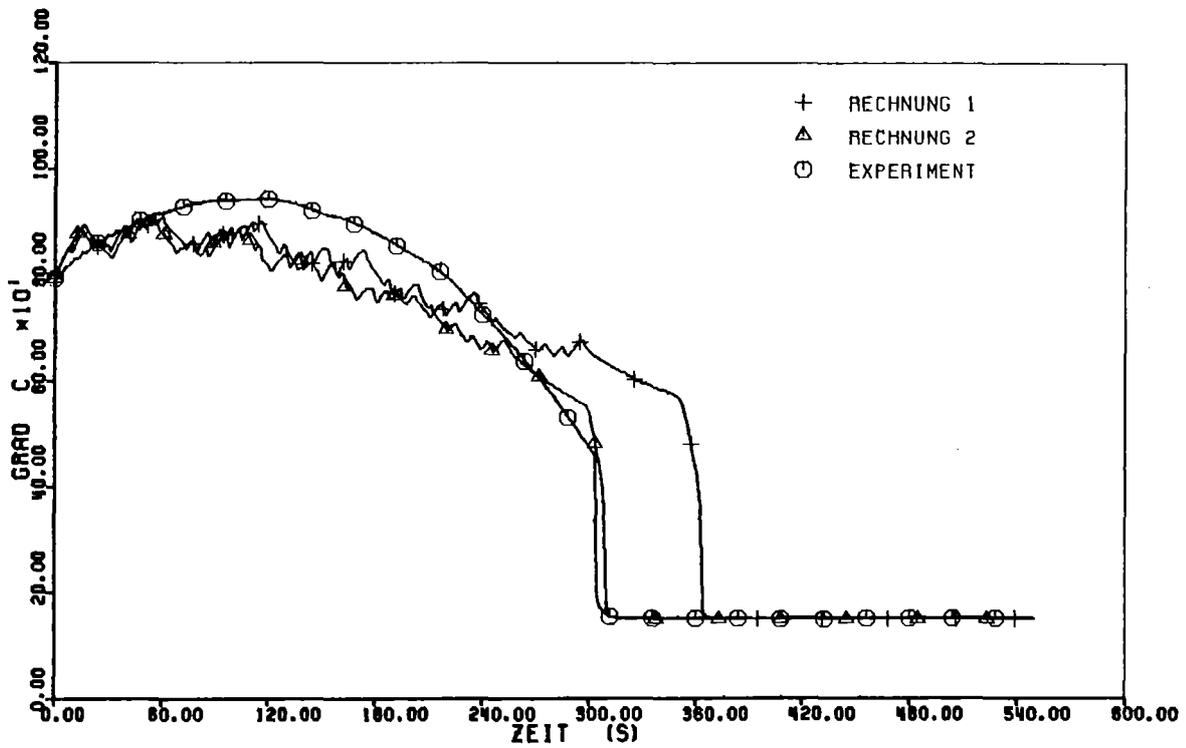


Abb. 45. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm

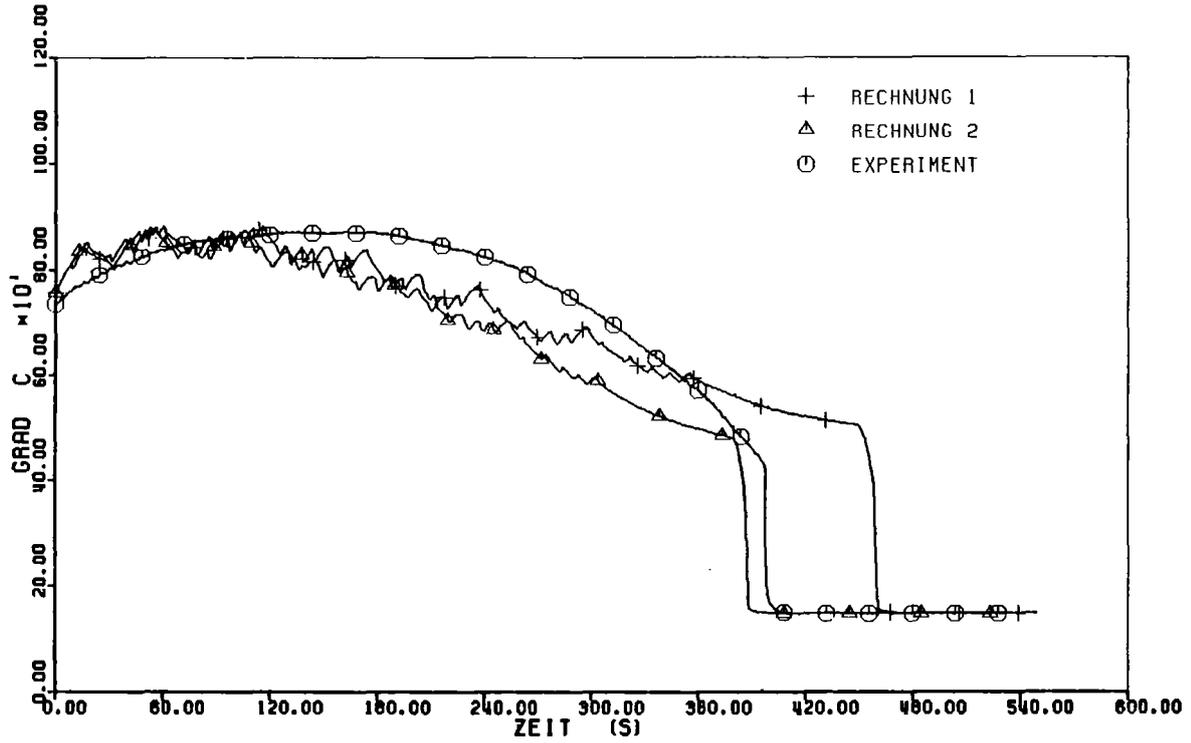


Abb. 46. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2840 mm

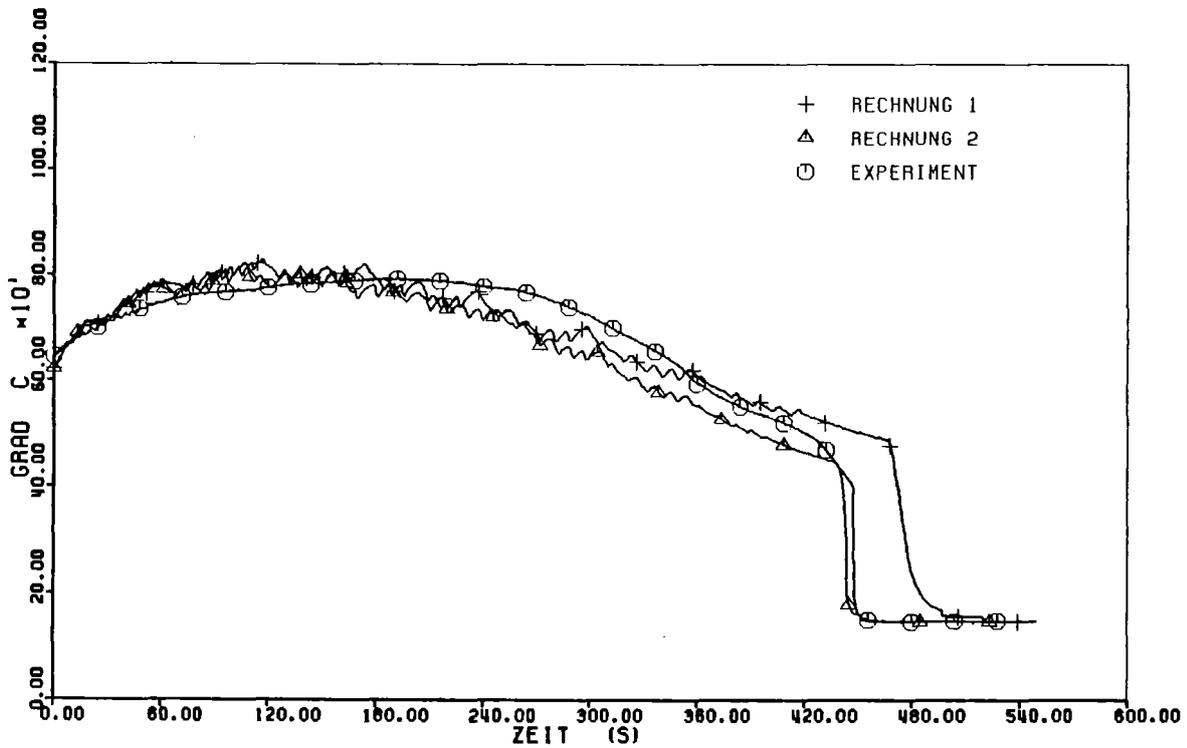


Abb. 47. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm

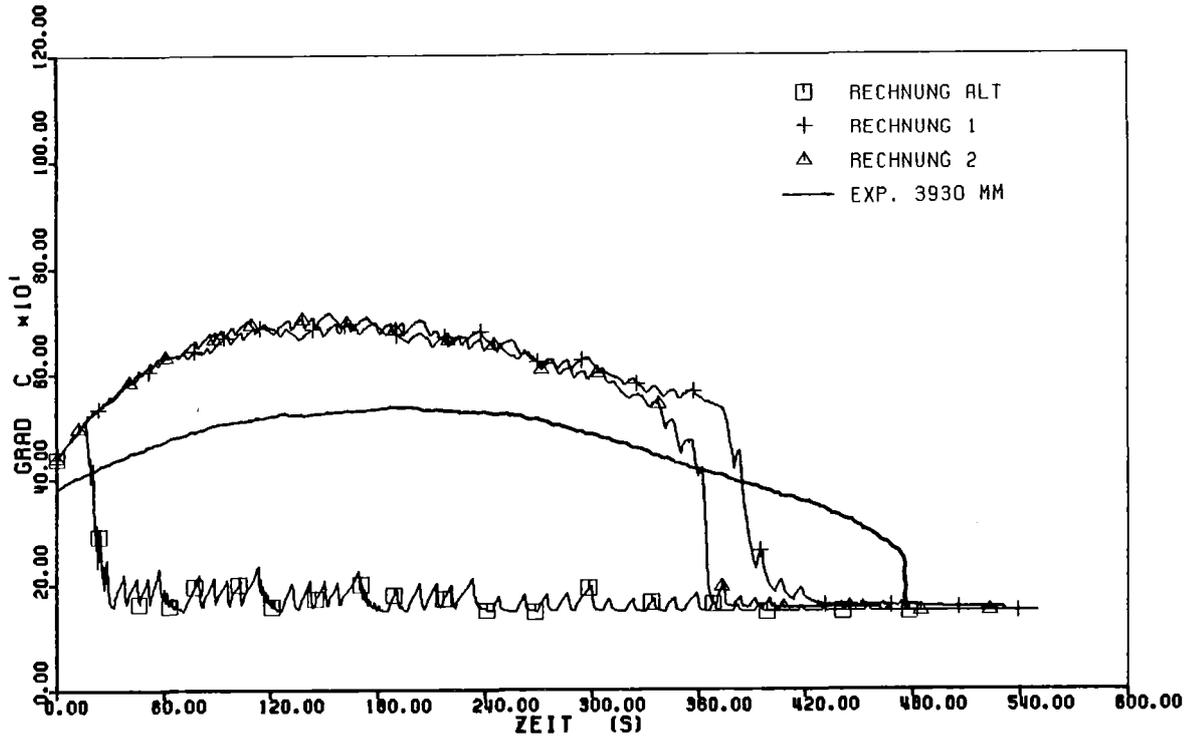


Abb. 48. FEBA 216 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3900 mm

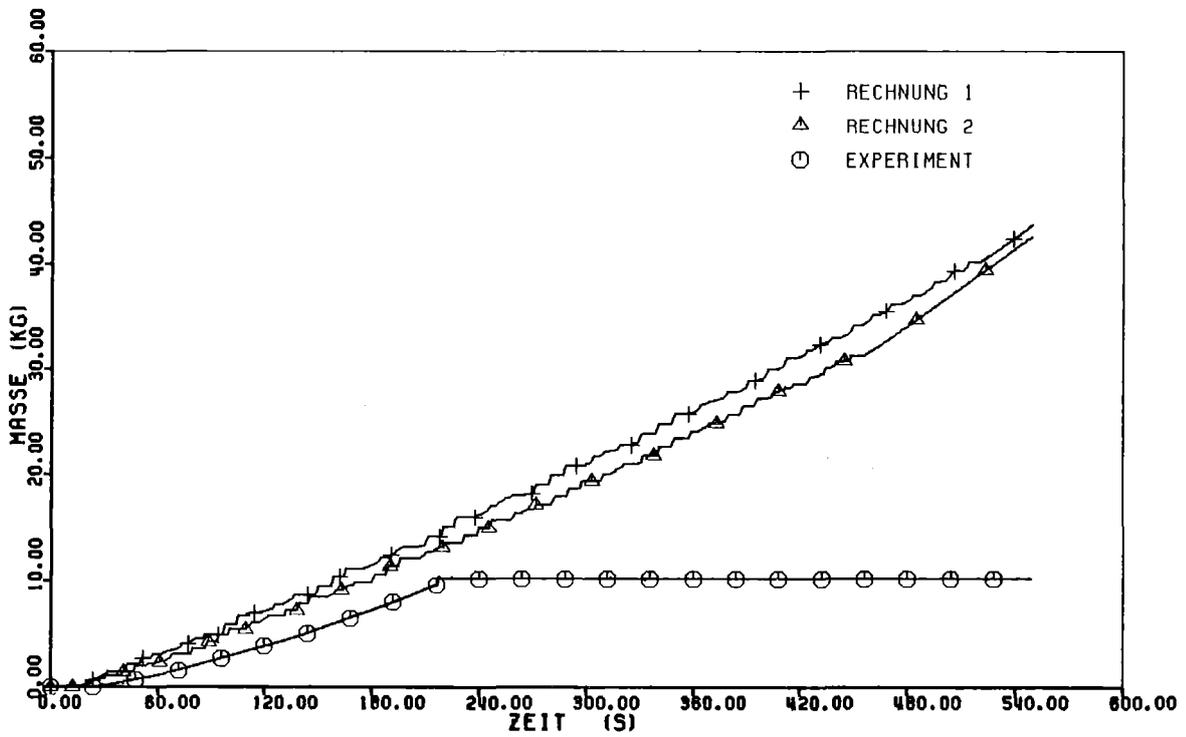


Abb. 49. FEBA 216 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

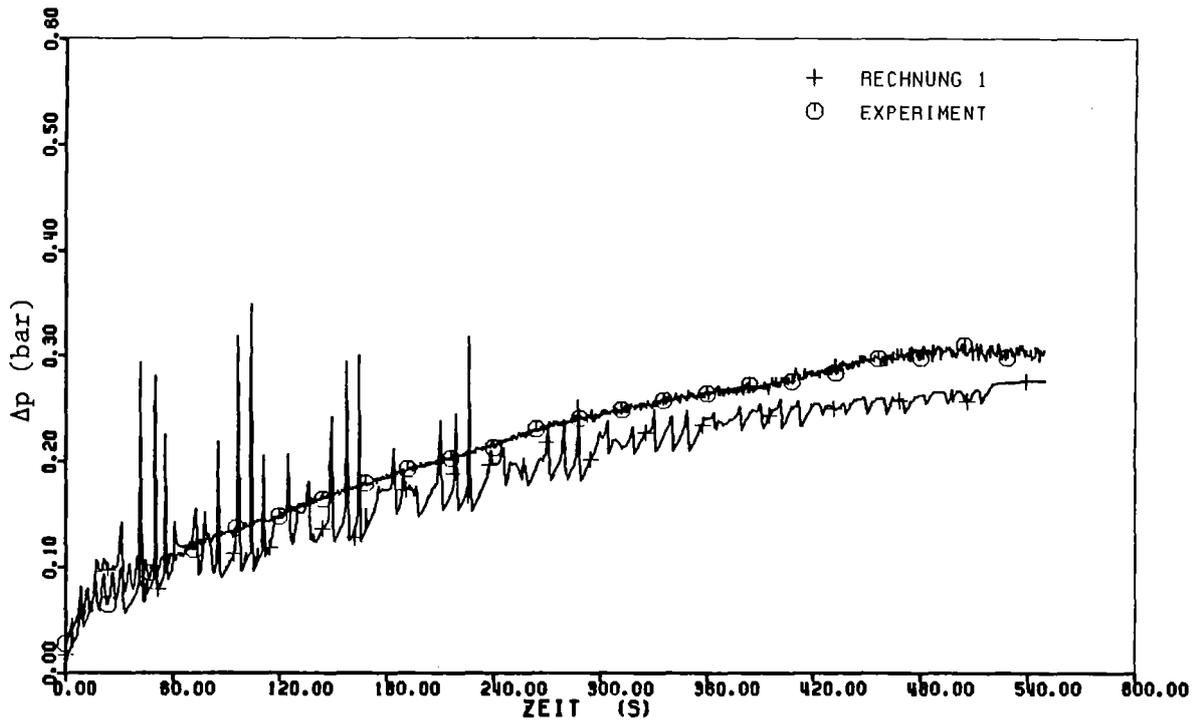


Abb. 50. FEBA 216 - Differenzdruck (Rechnung 1)

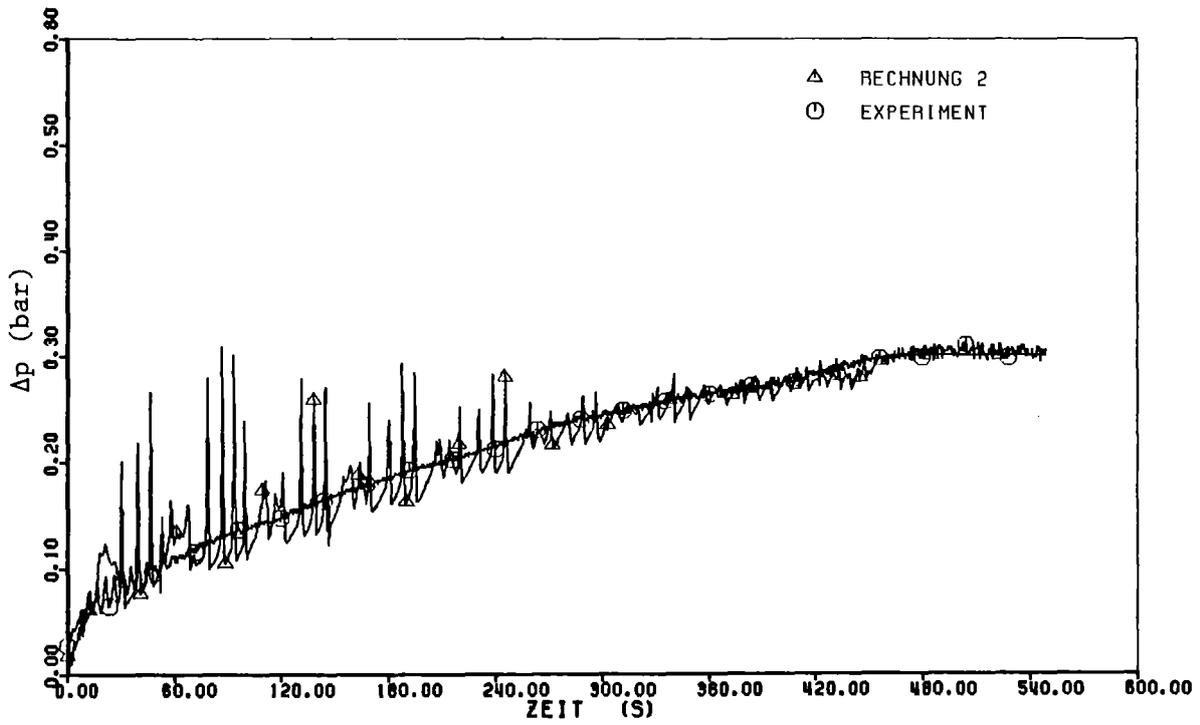


Abb. 51. FEBA 216 - Differenzdruck (Rechnung 2)

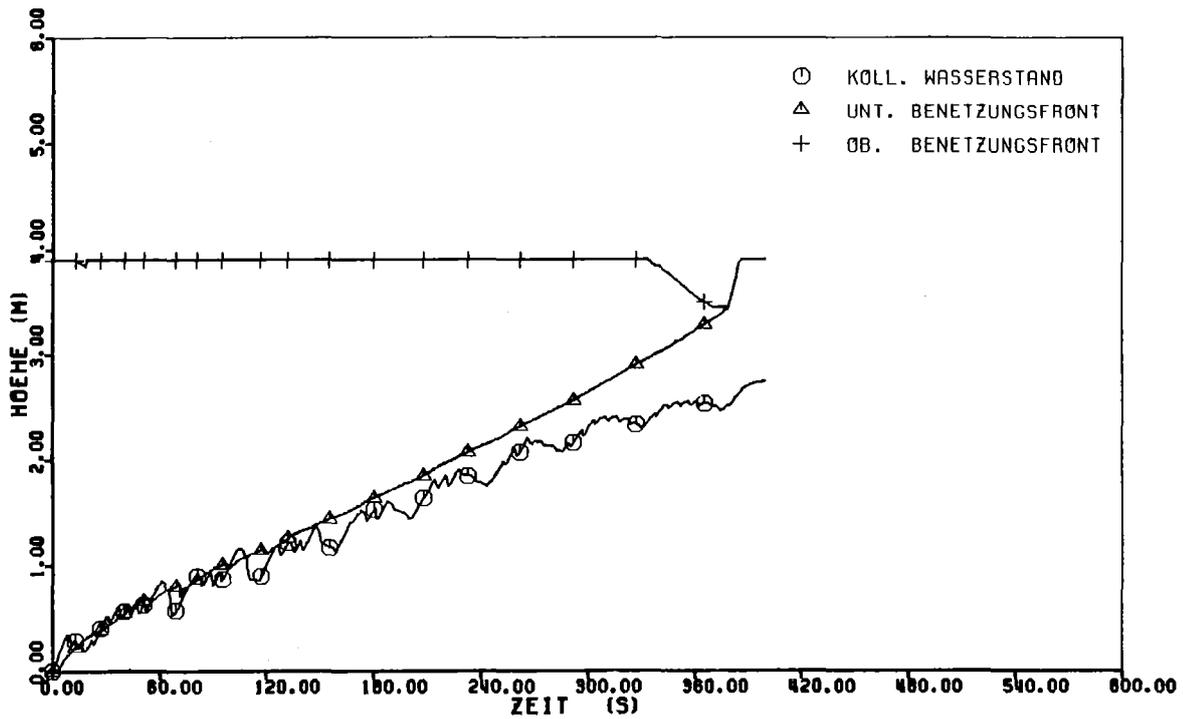


Abb. 52. SEFLEX 03 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 1.

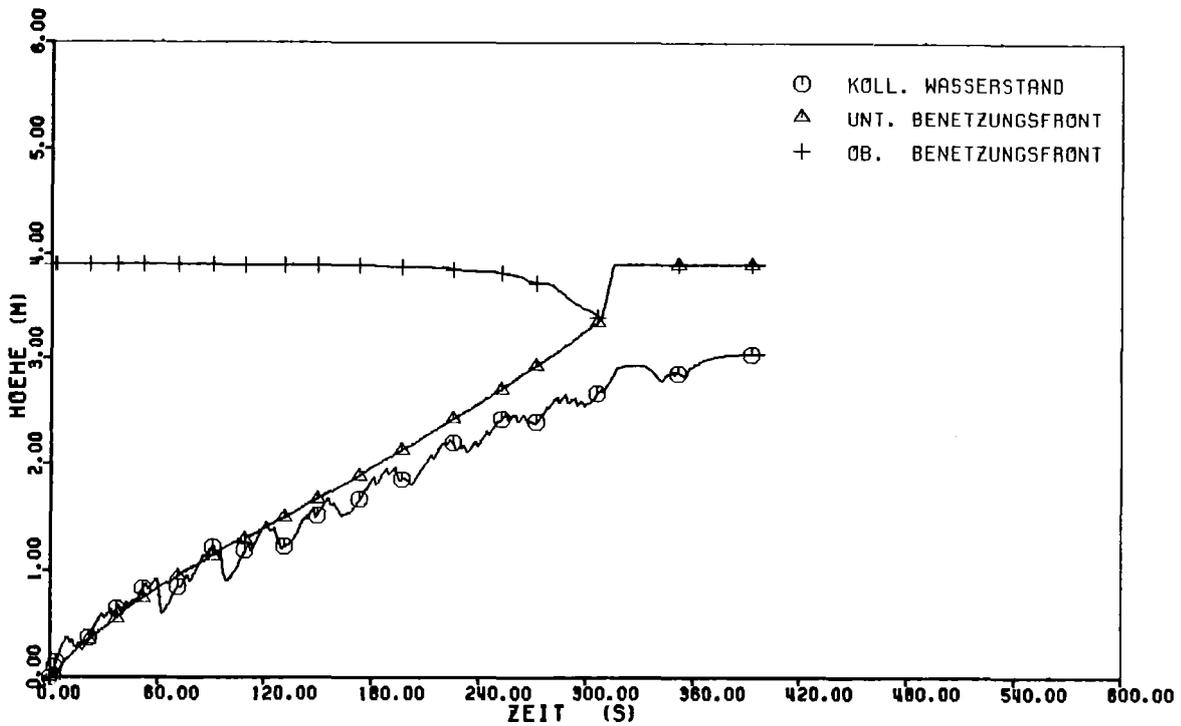


Abb. 53. SEFLEX 03 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 2.

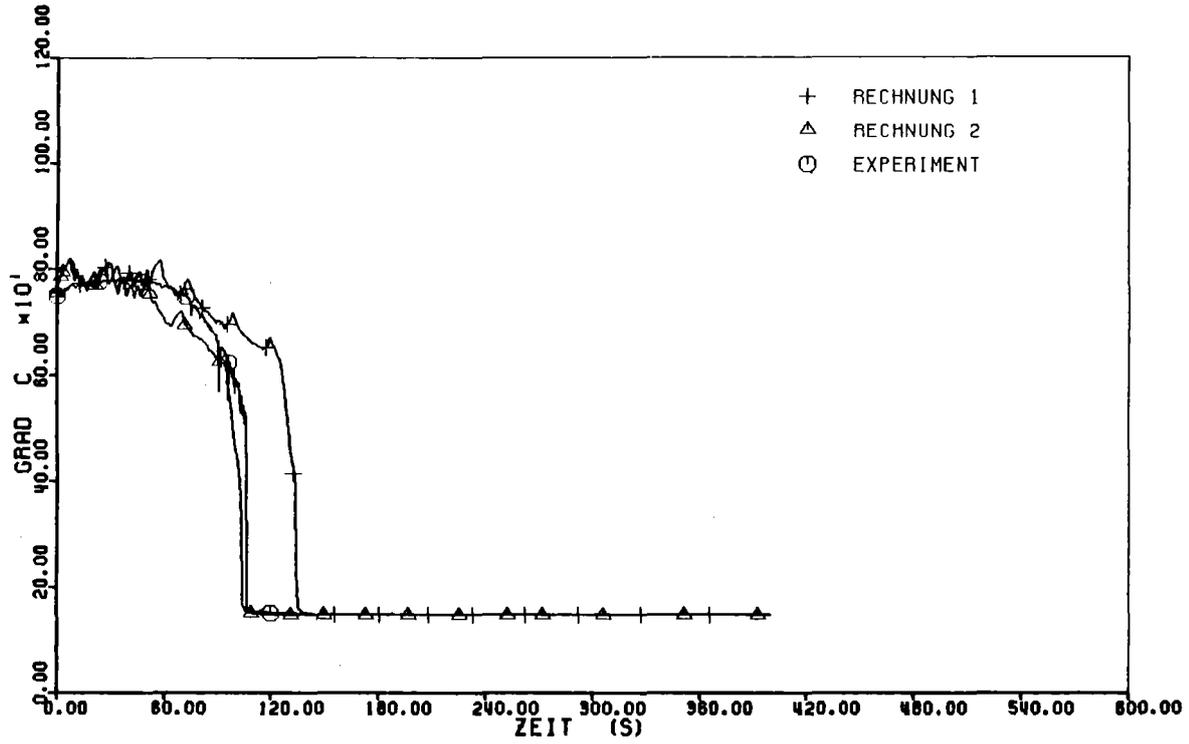


Abb. 54. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm

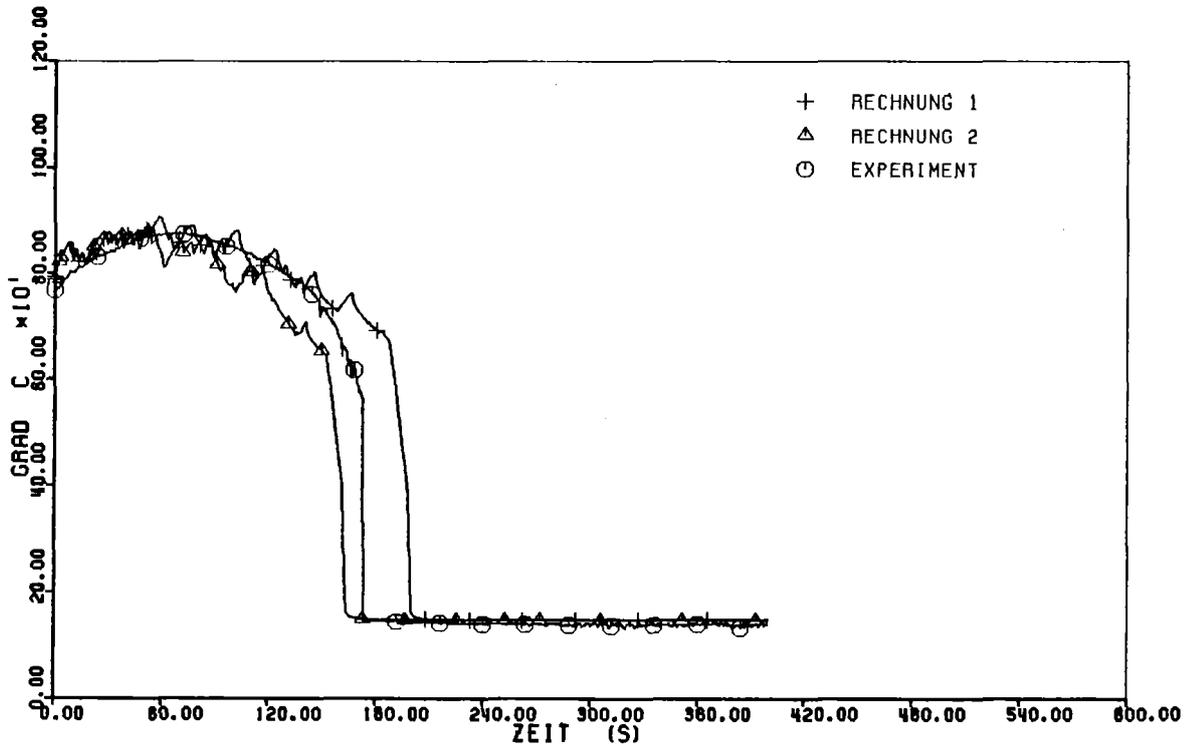


Abb. 55. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm

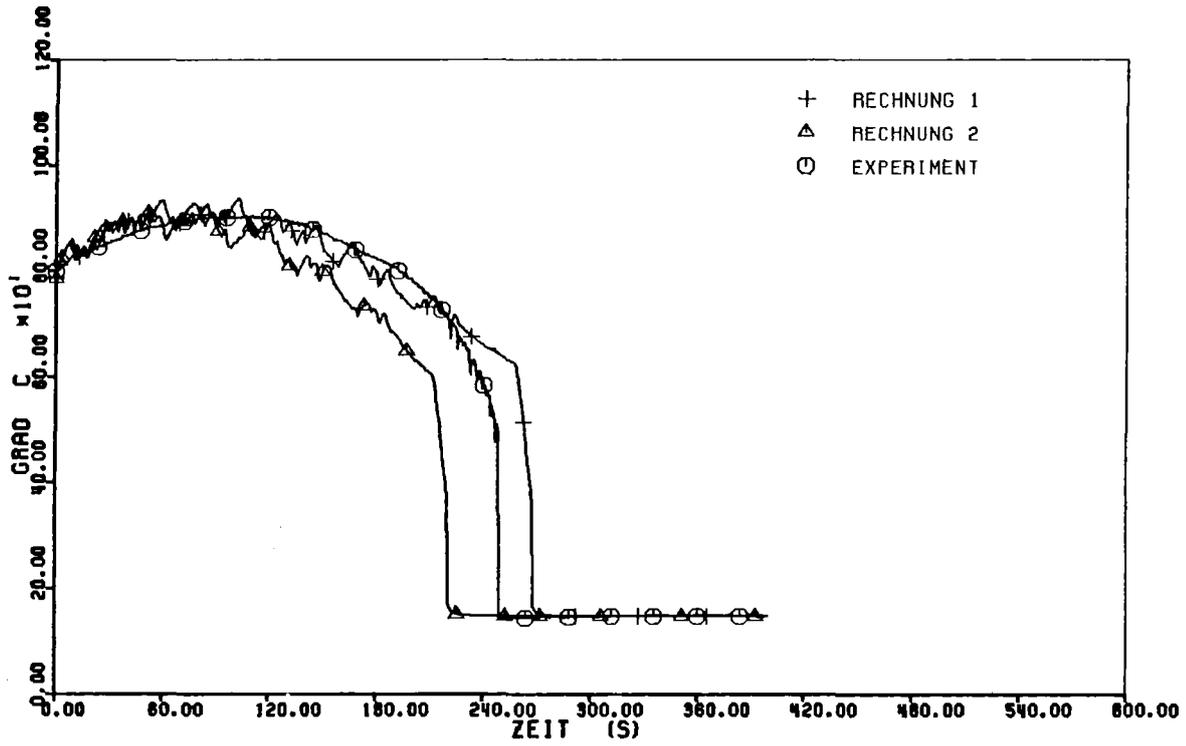


Abb. 56. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm

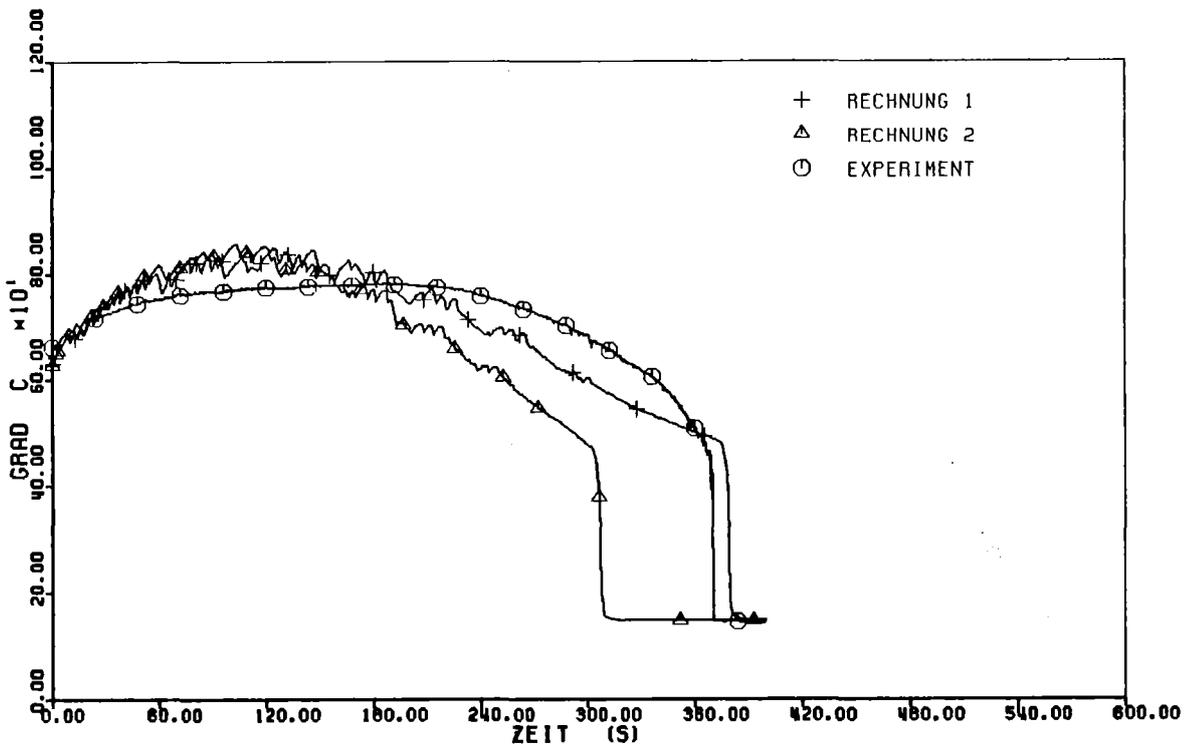


Abb. 57. SEFLEX 03 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm

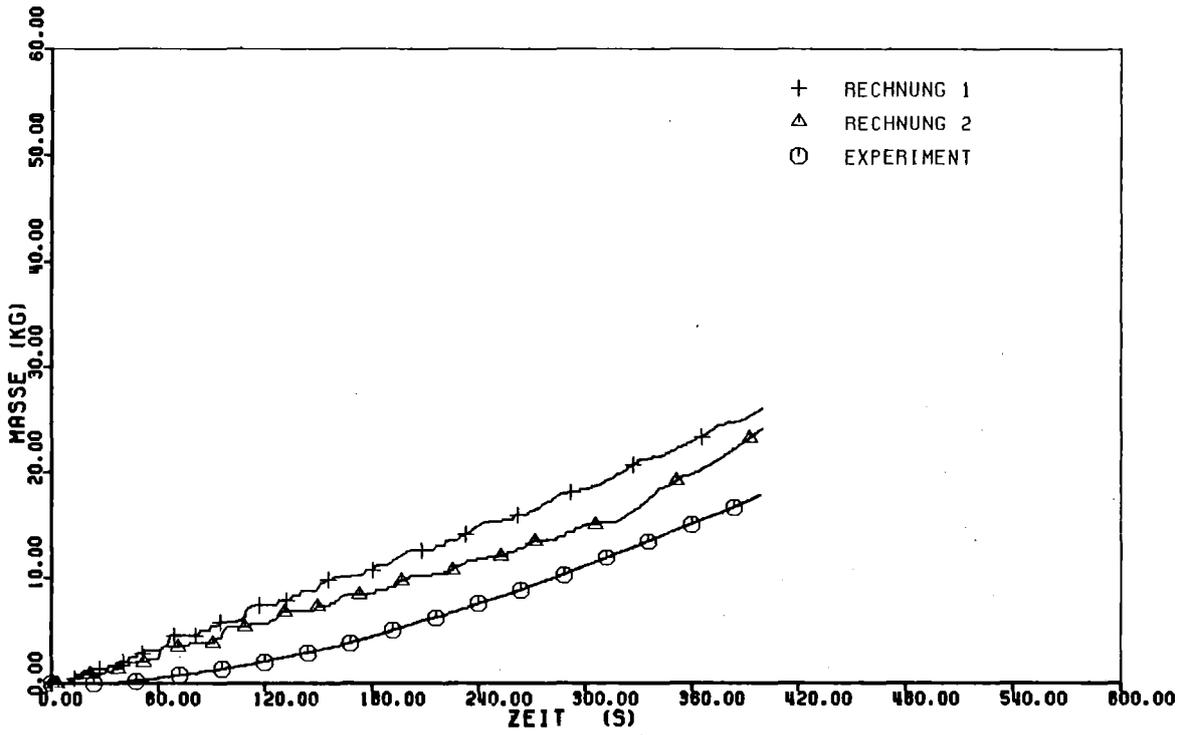


Abb. 58. SEFLEX 03 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

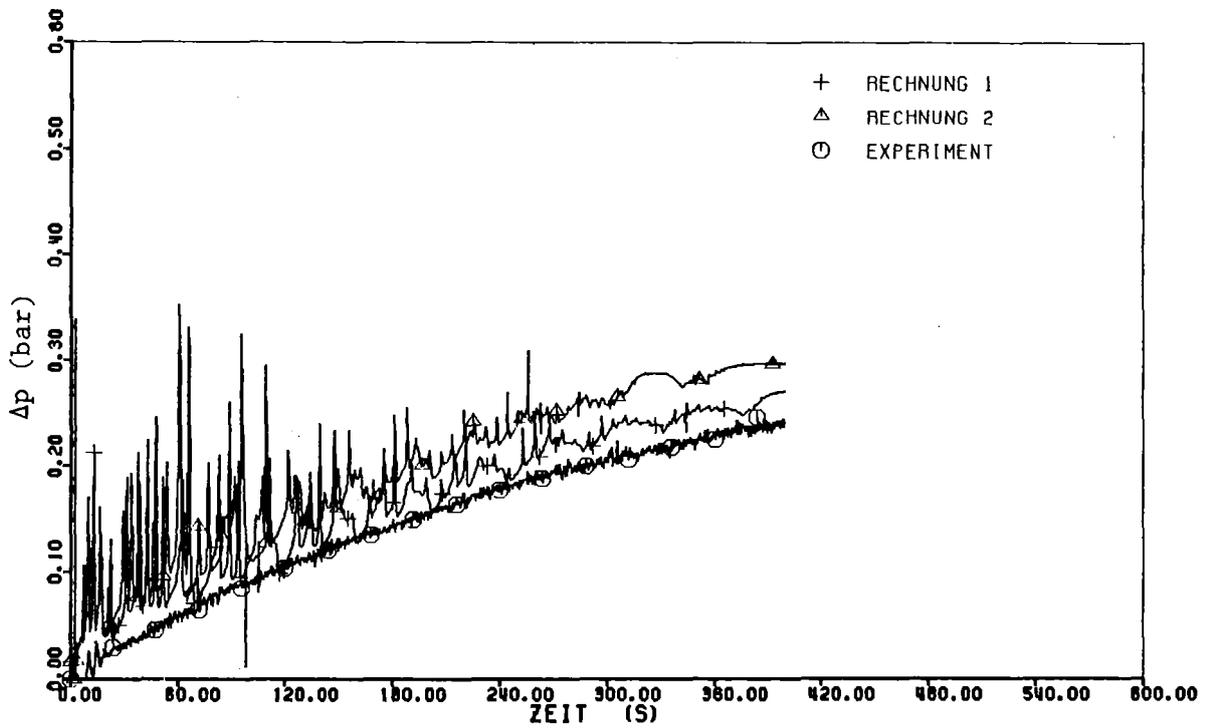


Abb. 59. SEFLEX 03 - Differenzdruck

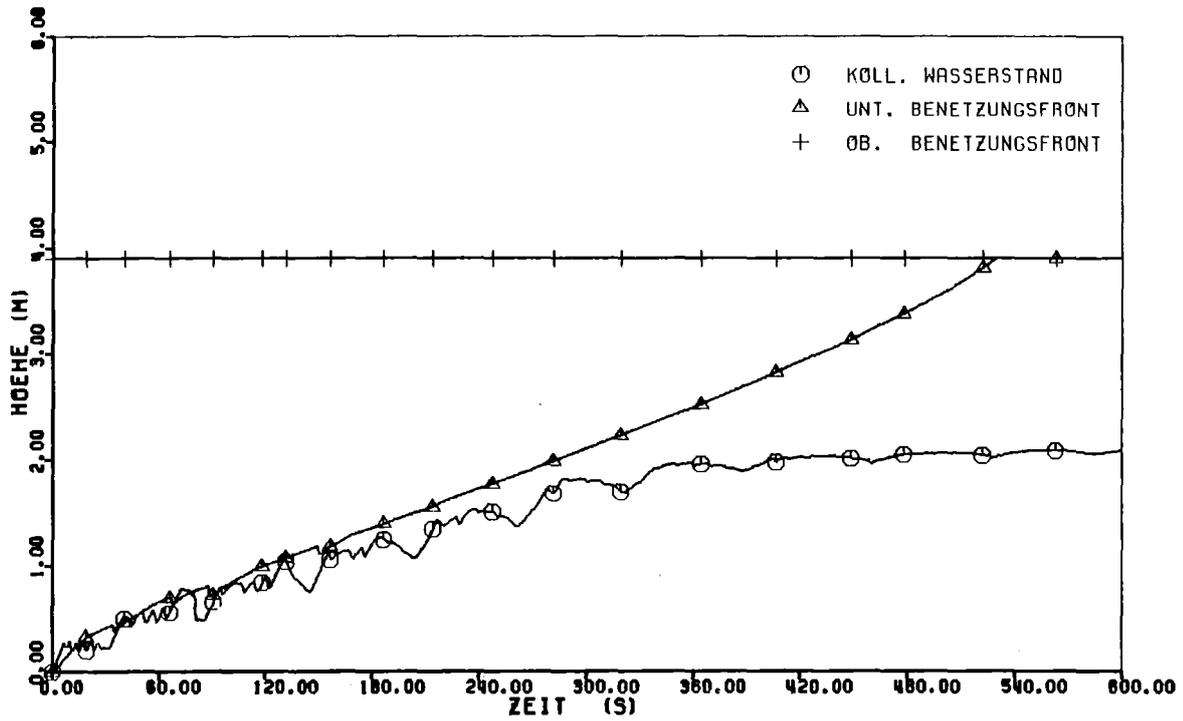


Abb. 60. SEFLEX 05 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 1.

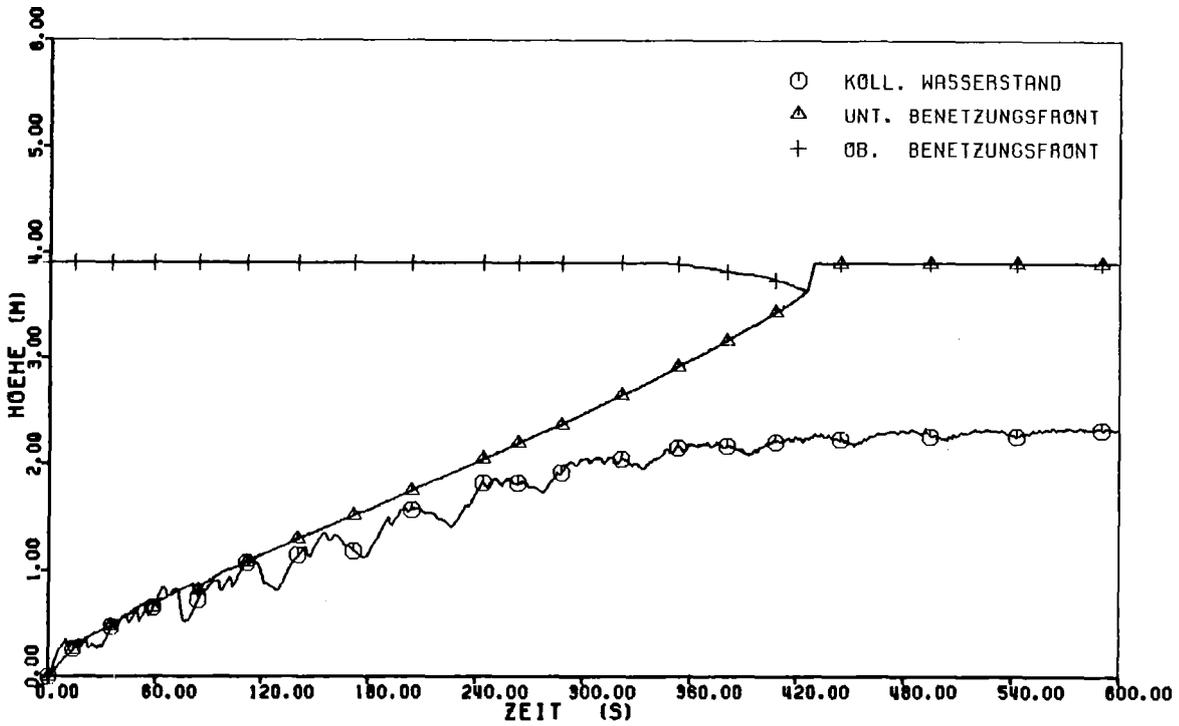


Abb. 61. SEFLEX 05 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 2.

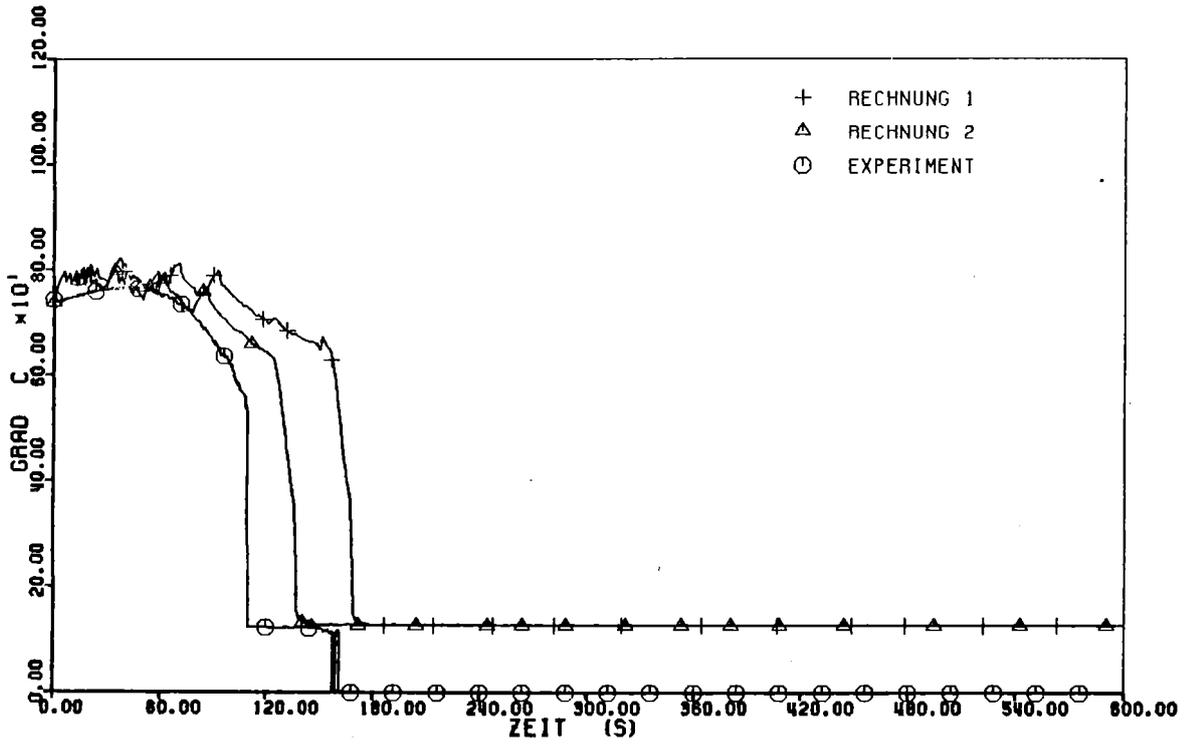


Abb. 62. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm

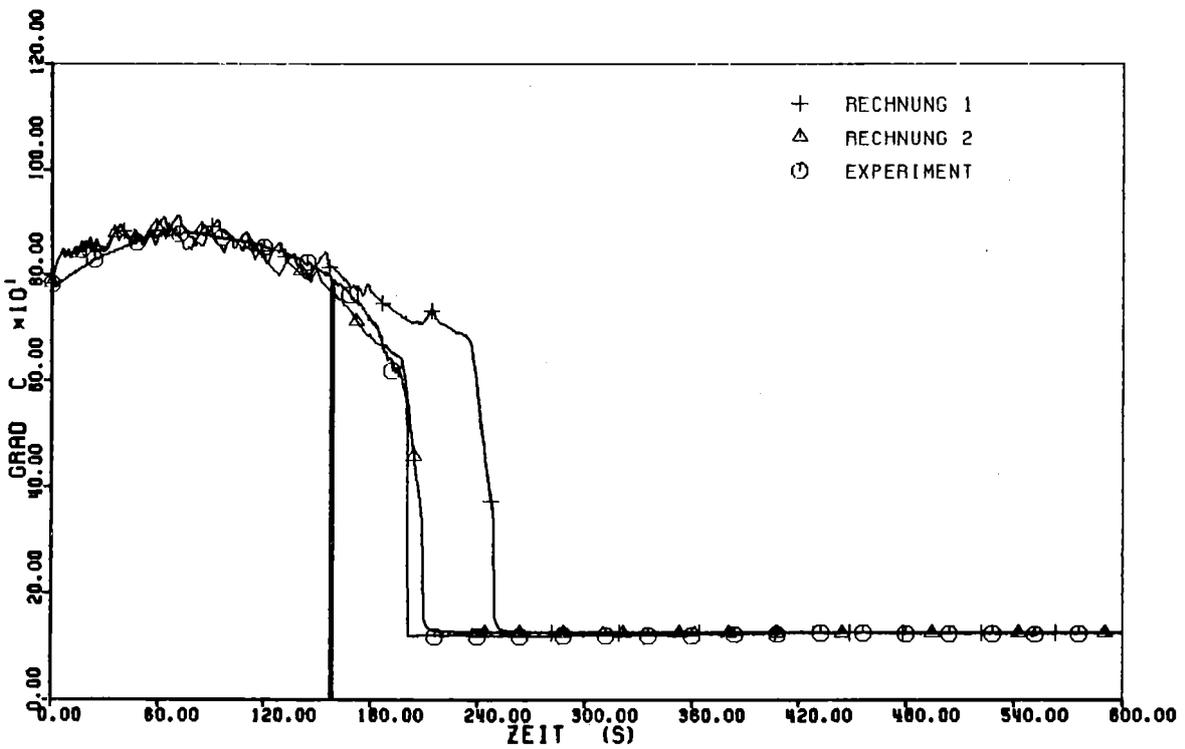


Abb. 63. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm

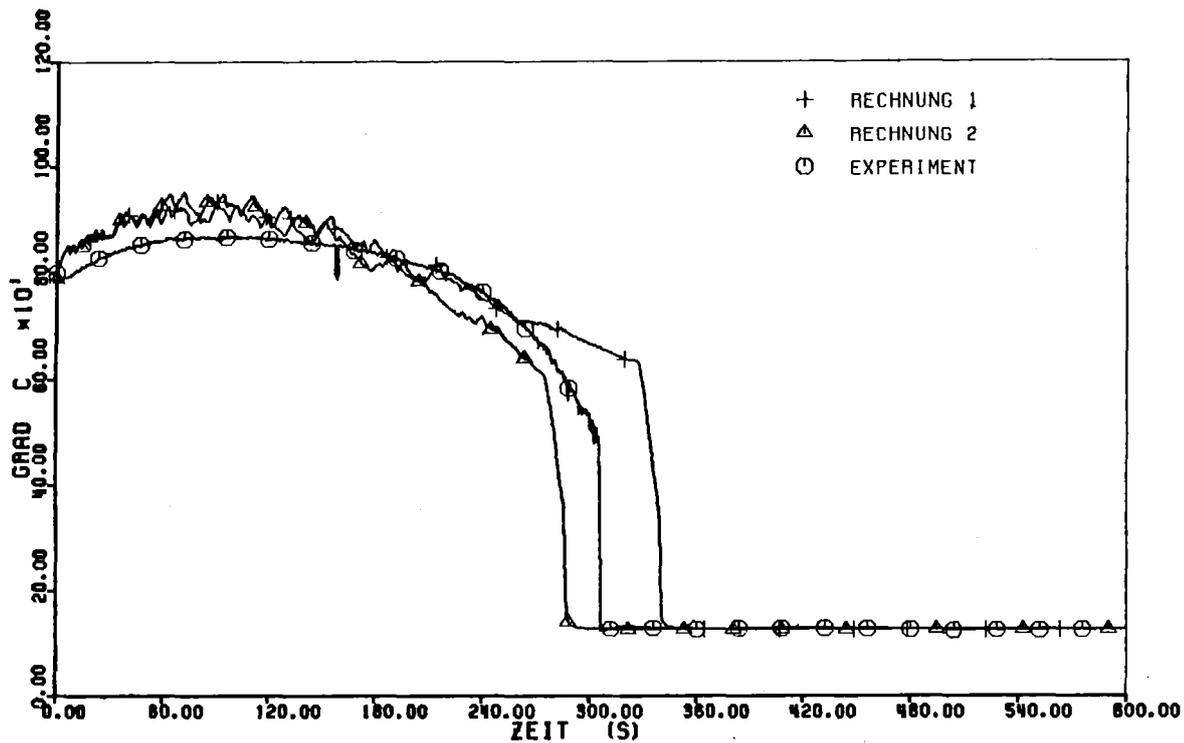


Abb. 64. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm

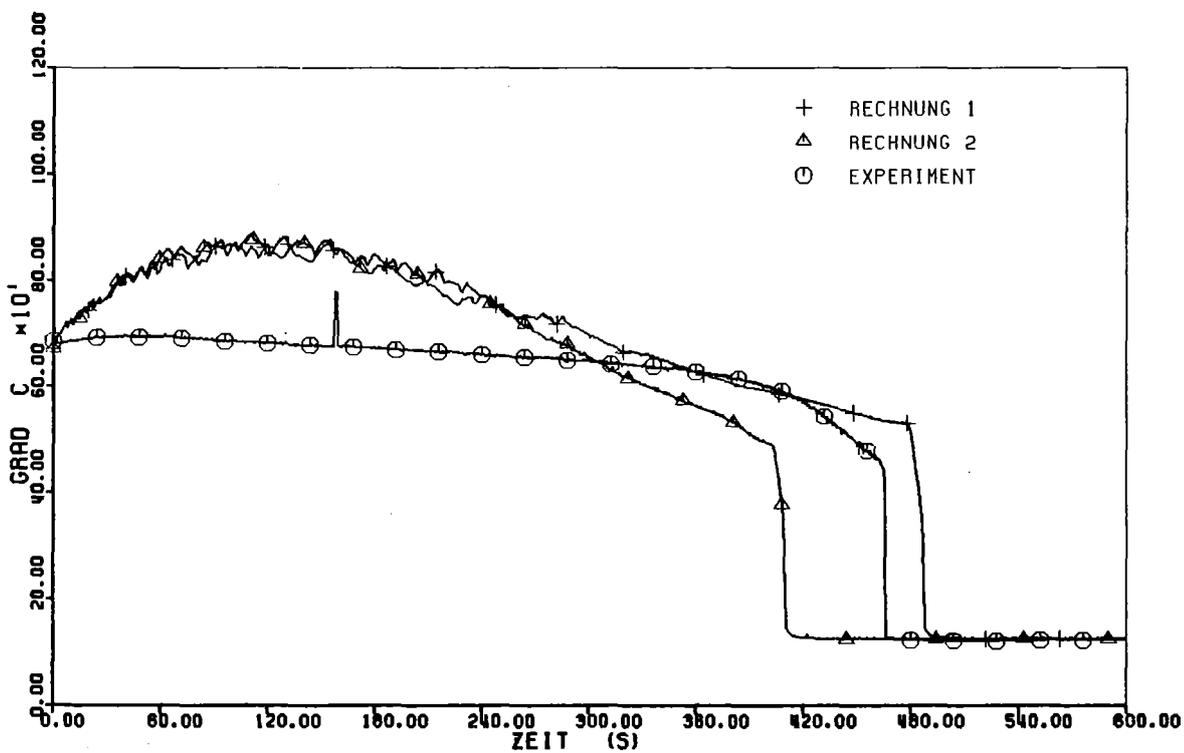


Abb. 65. SEFLEX 05 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm

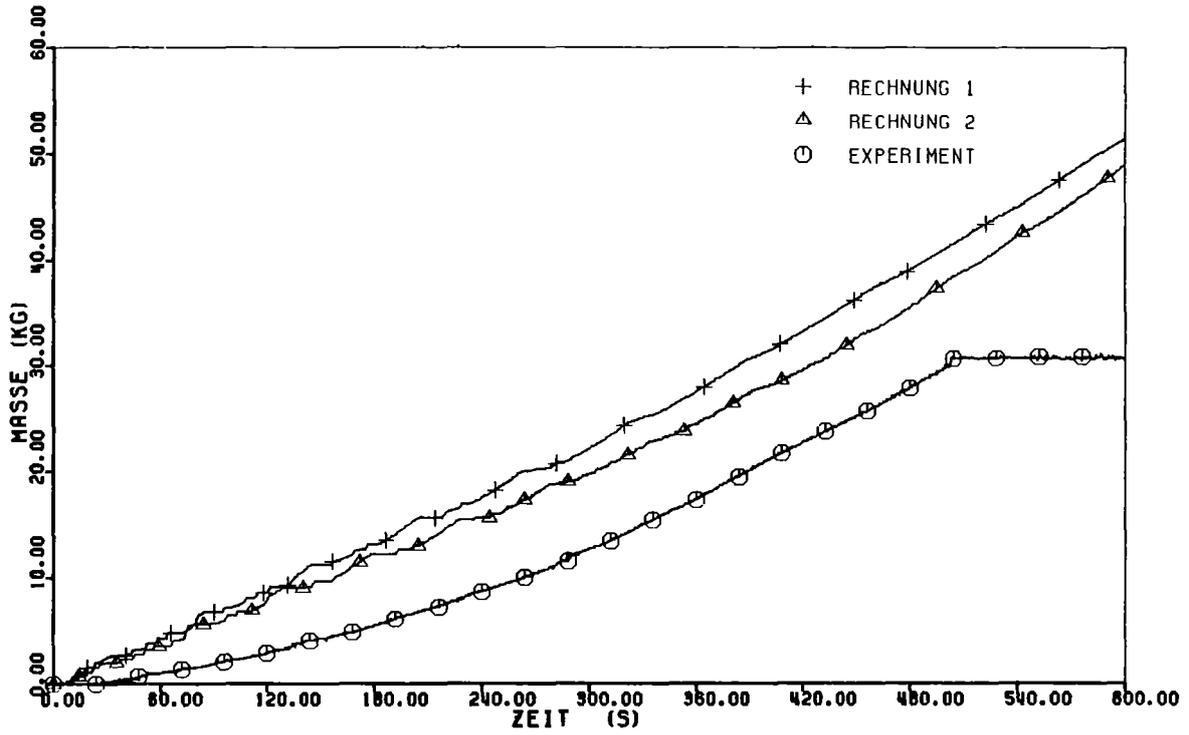


Abb. 66. SEFLEX 05 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

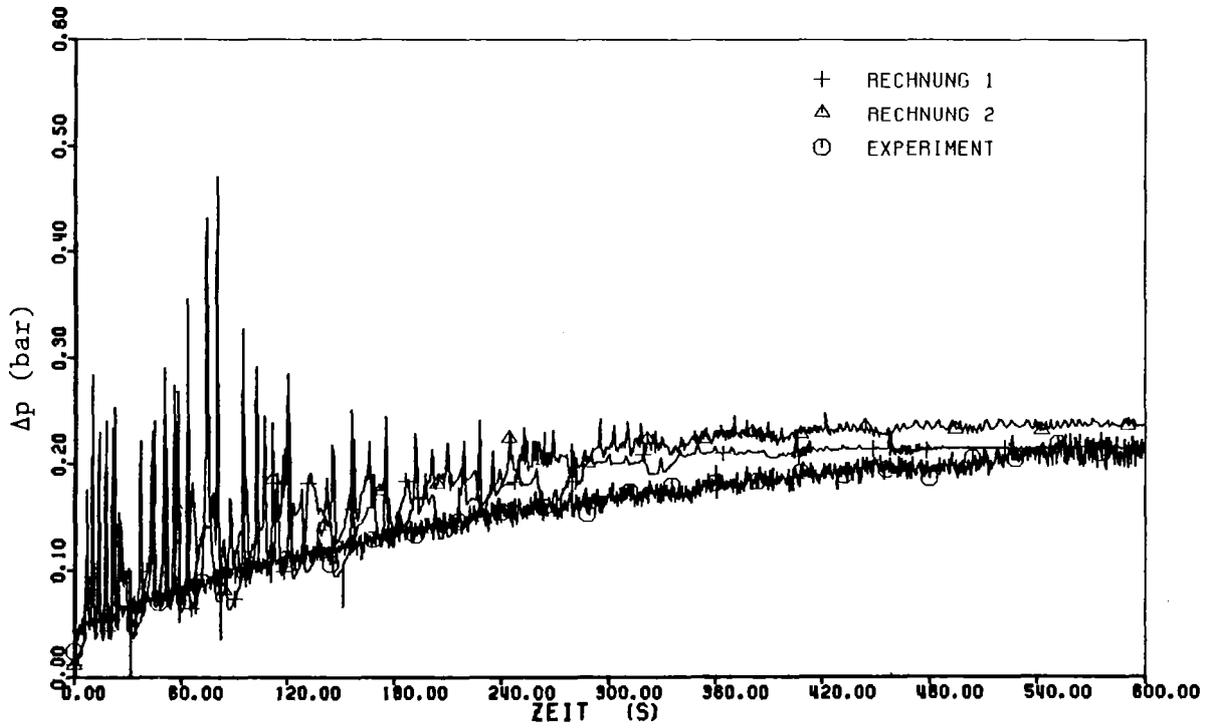


Abb. 67. SEFLEX 05 - Differenzdruck

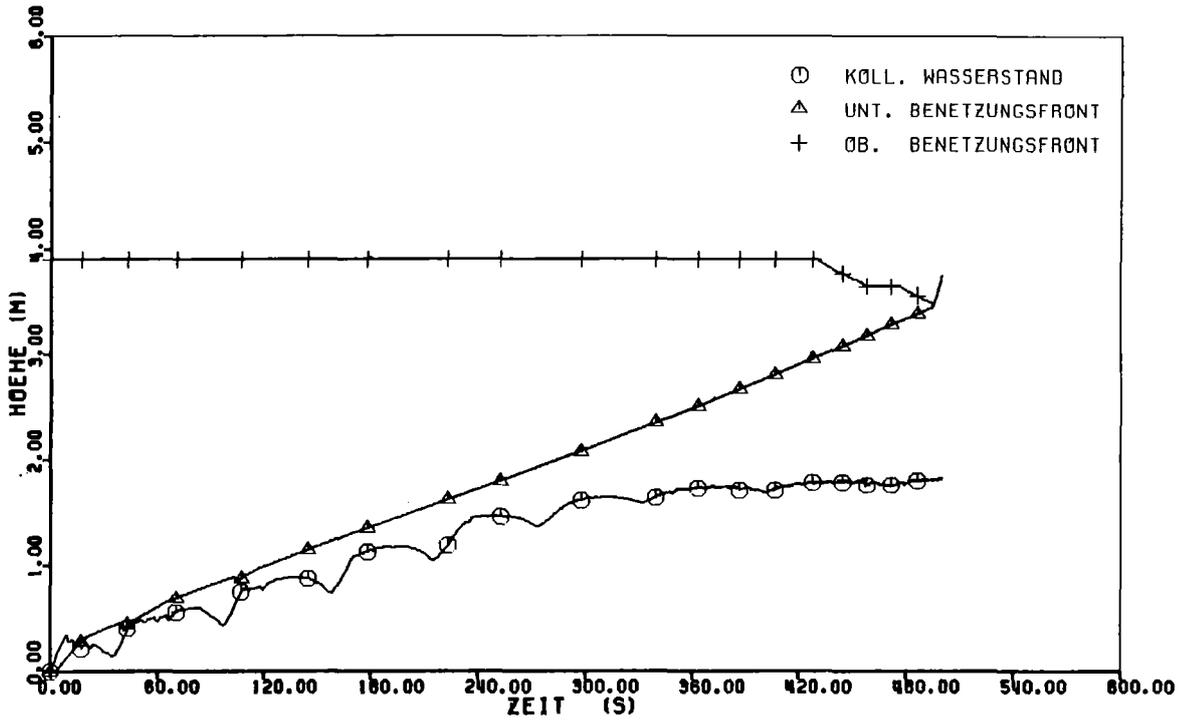


Abb. 68. SEFLEX 07 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 1.

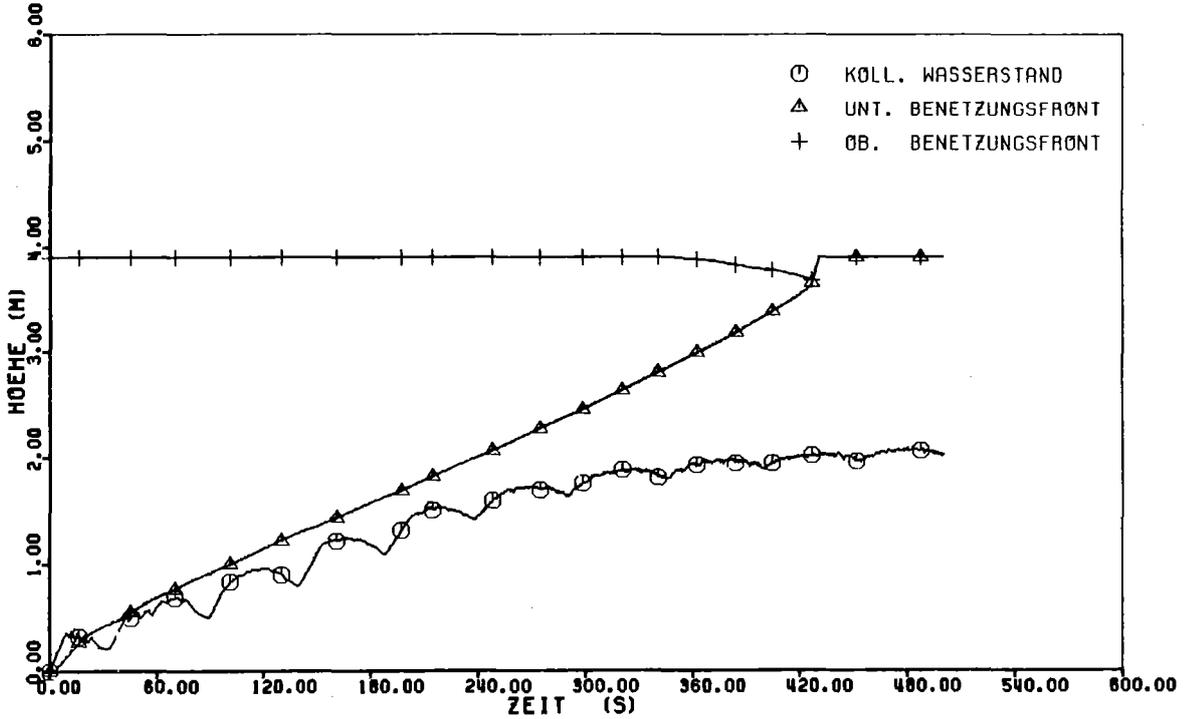


Abb. 69. SEFLEX 07 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: FLUT-Rechnung 2.

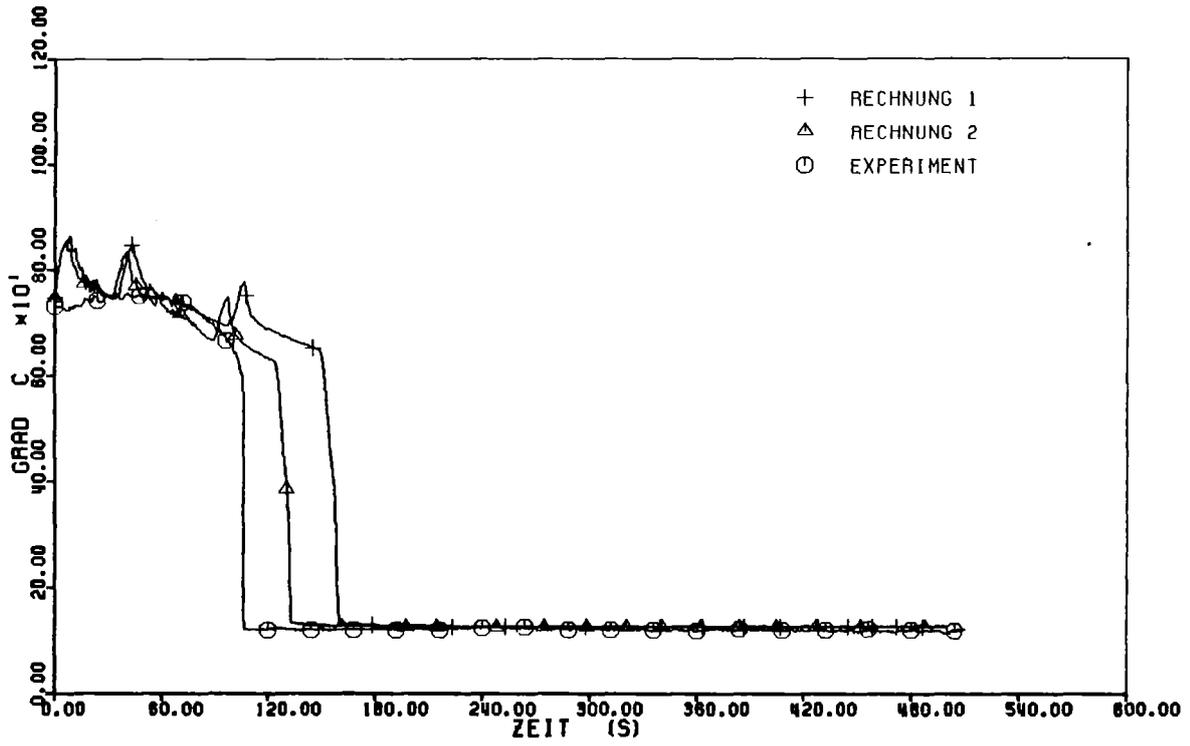


Abb. 70. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1205 mm

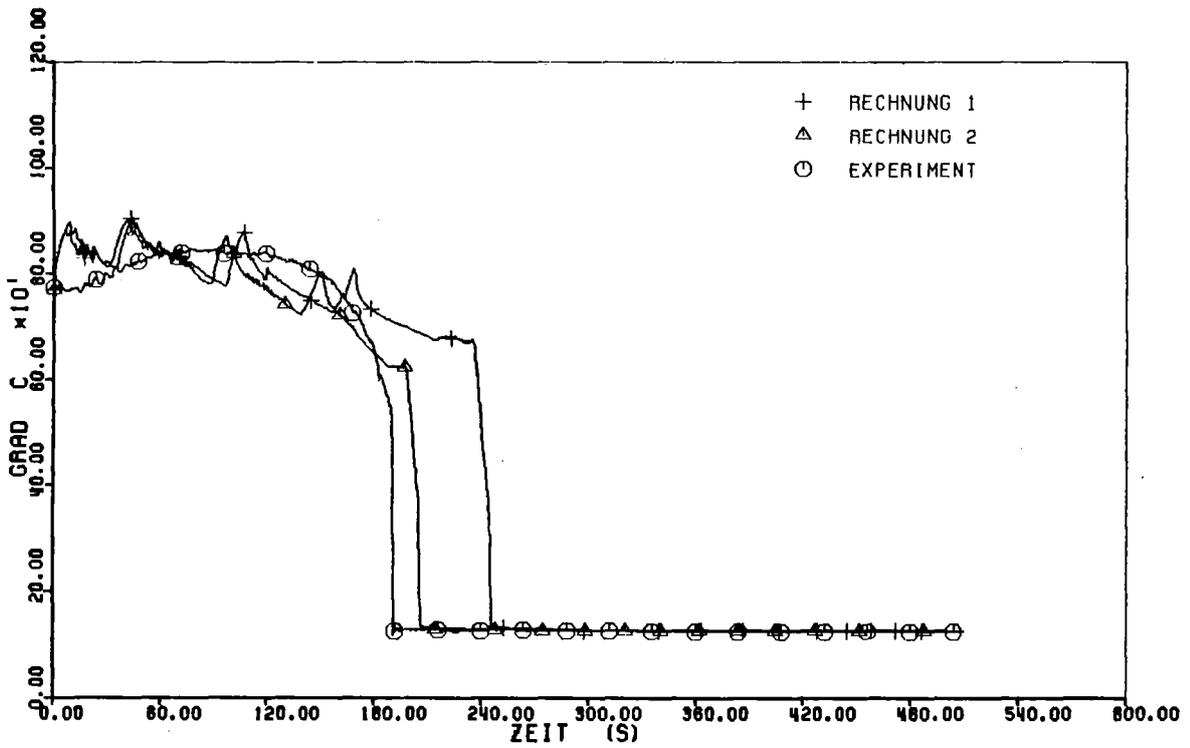


Abb. 71. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1750 mm

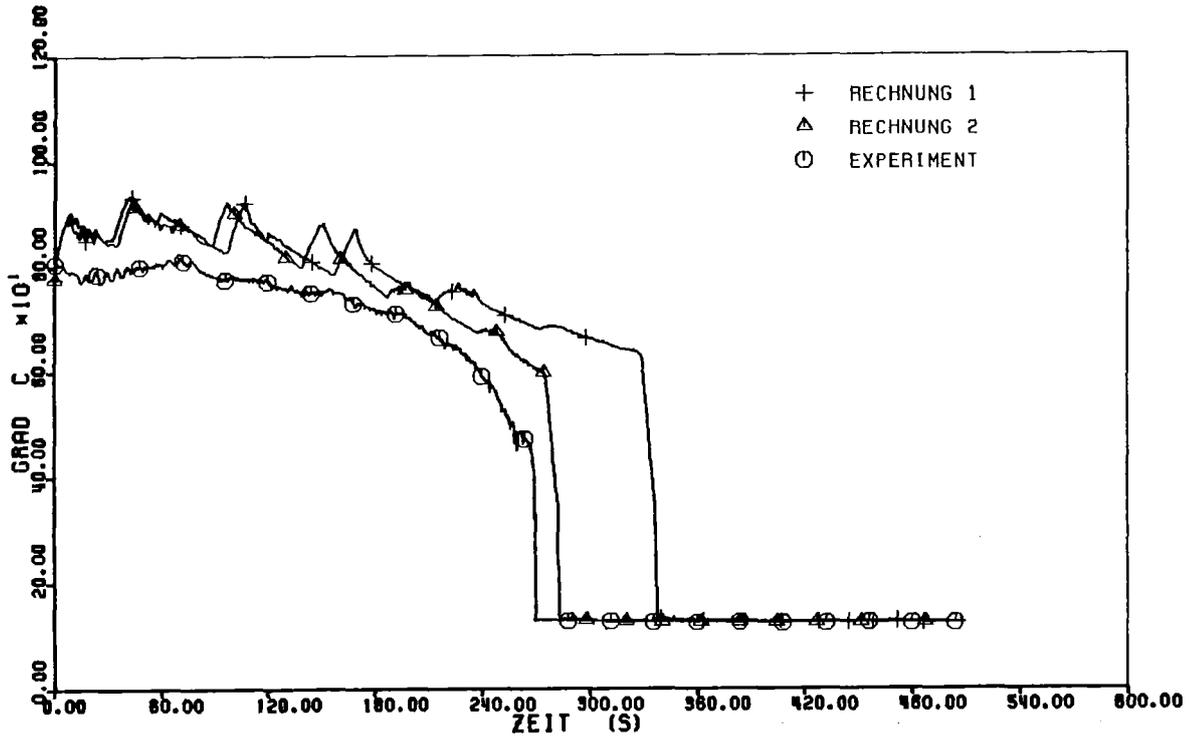


Abb. 72. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 2295 mm

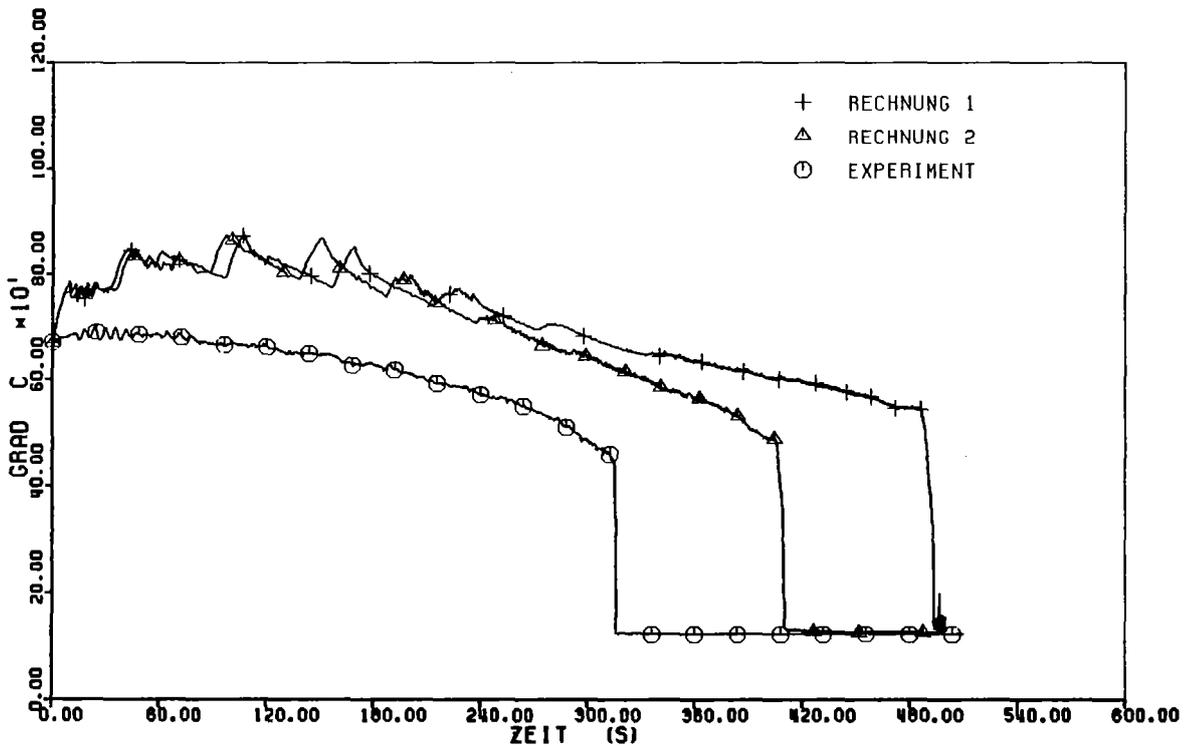


Abb. 73. SEFLEX 07 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 3385 mm

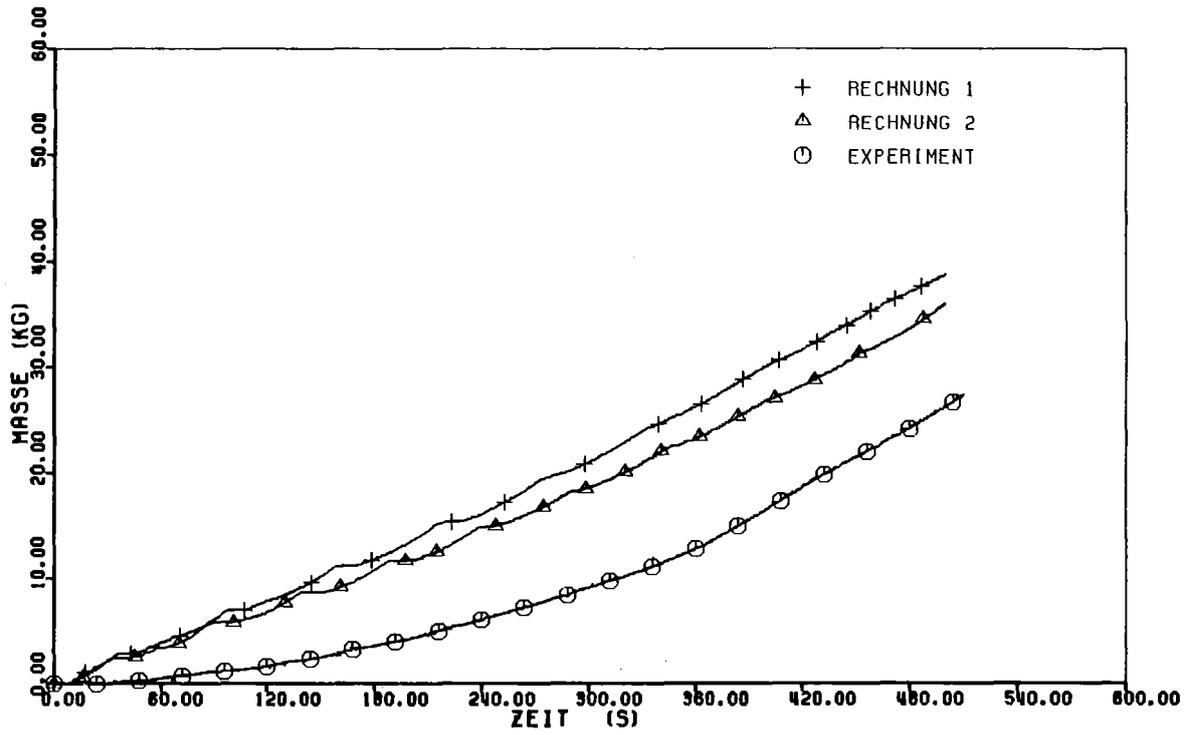


Abb. 74. SEFLEX 07 - Ausgeworfenes Wasser ('carry over')

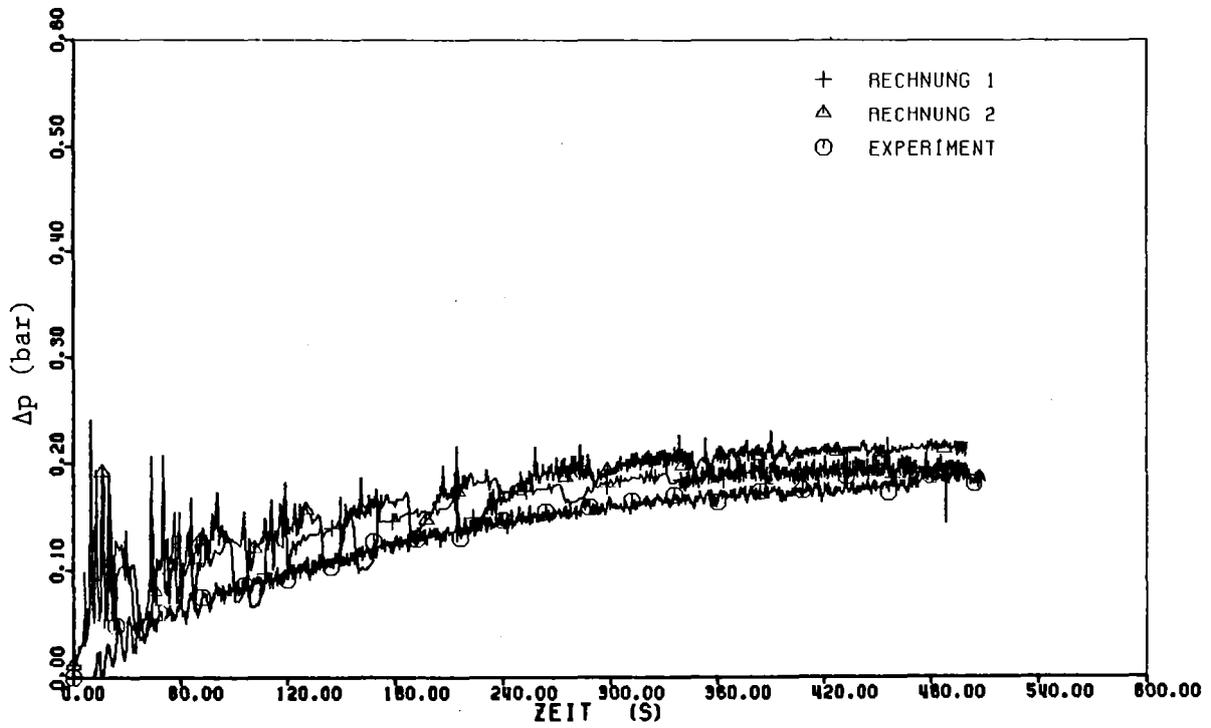


Abb. 75. SEFLEX 07 - Differenzdruck

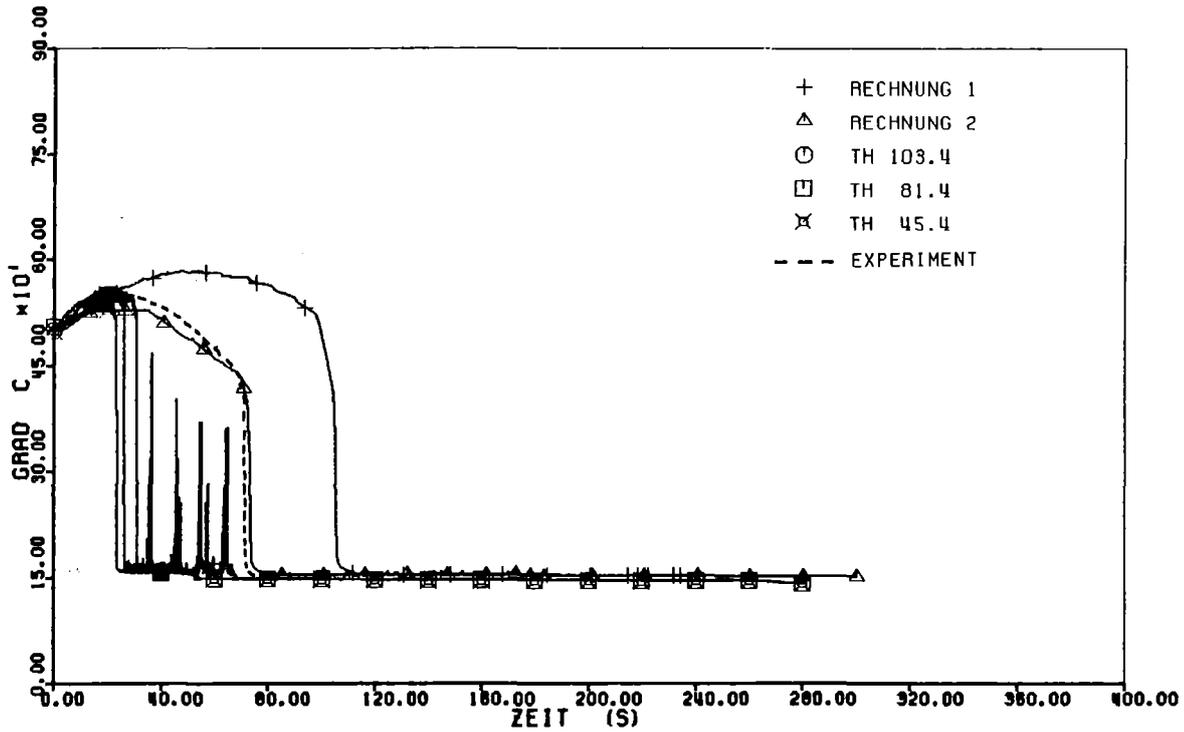


Abb. 76. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm: Die gestrichelte Kurve wurde durch Extrapolation der Hüllrohrtemperatur des Stabes 103 zum richtigen Benetzungszeitpunkt (Messung des inneren Thermoelementes) gewonnen /63/.

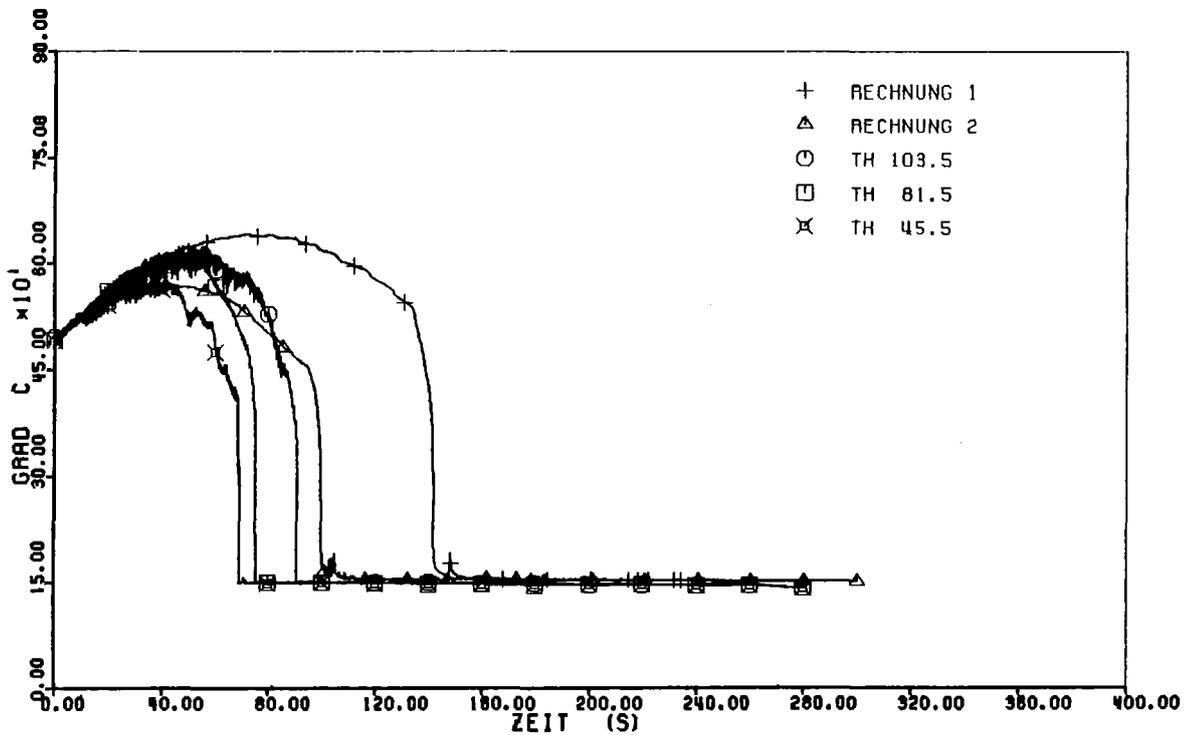


Abb. 77. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1212 mm

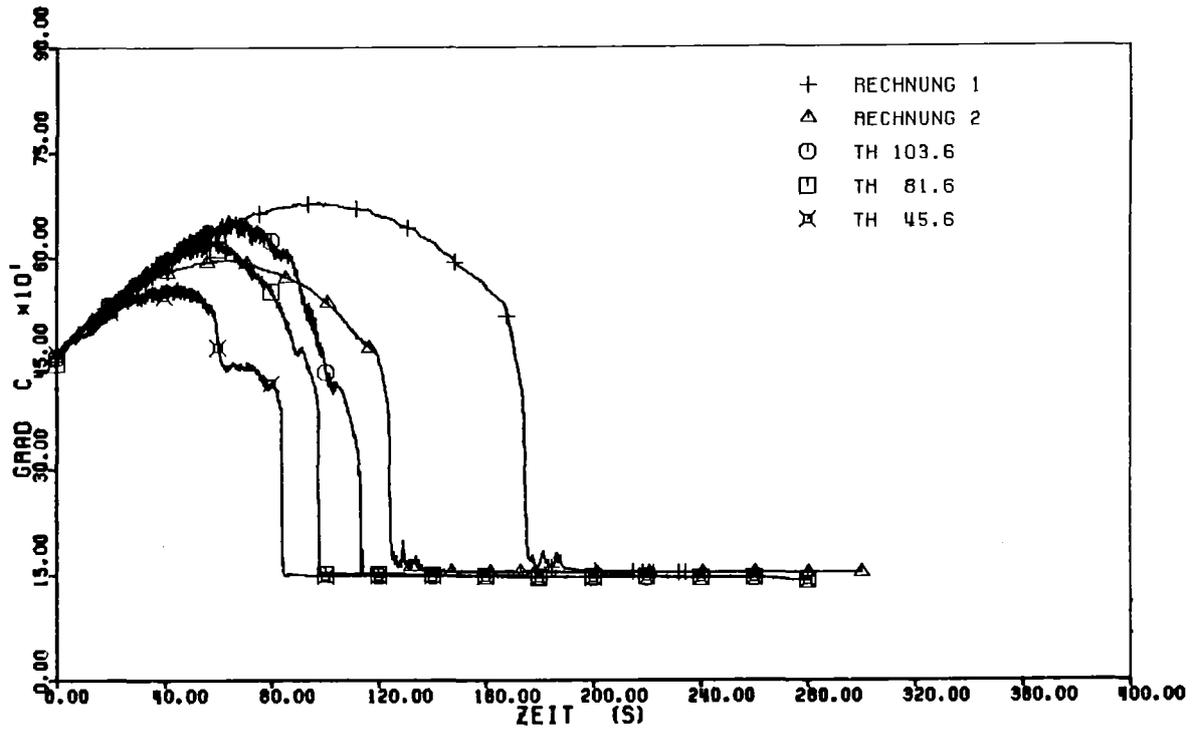


Abb. 78. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1412 mm

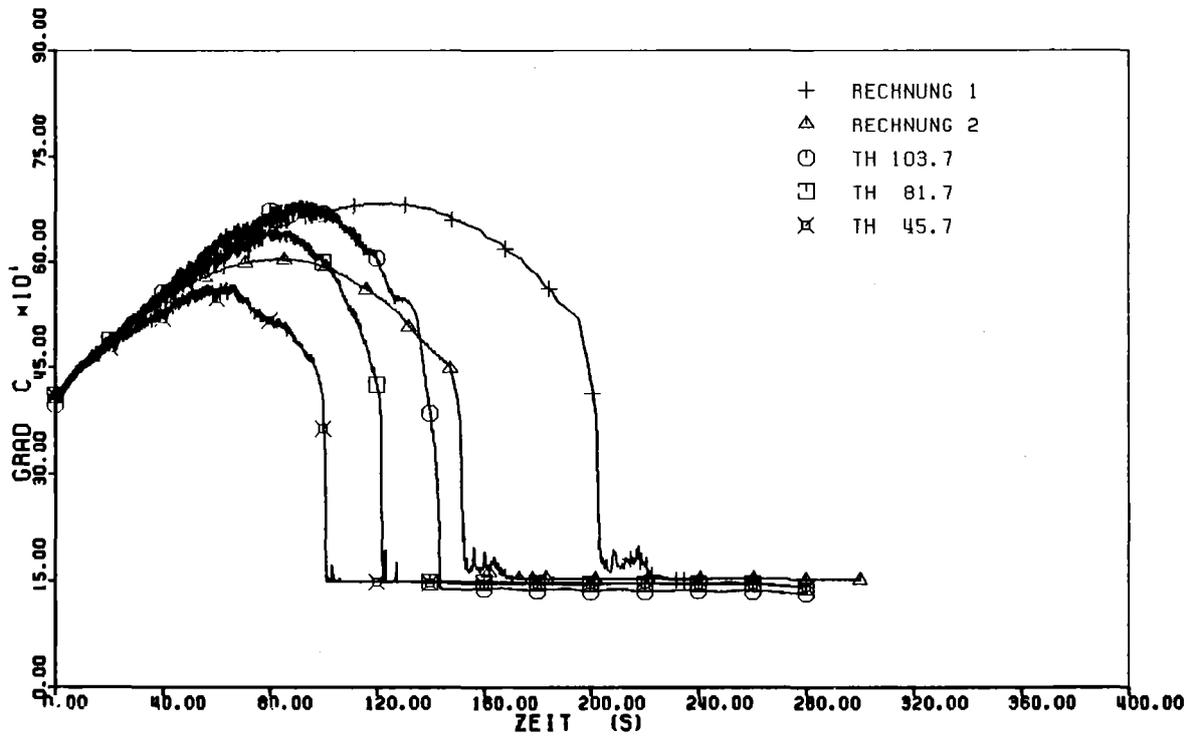


Abb. 79. FLORESTAN 1 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

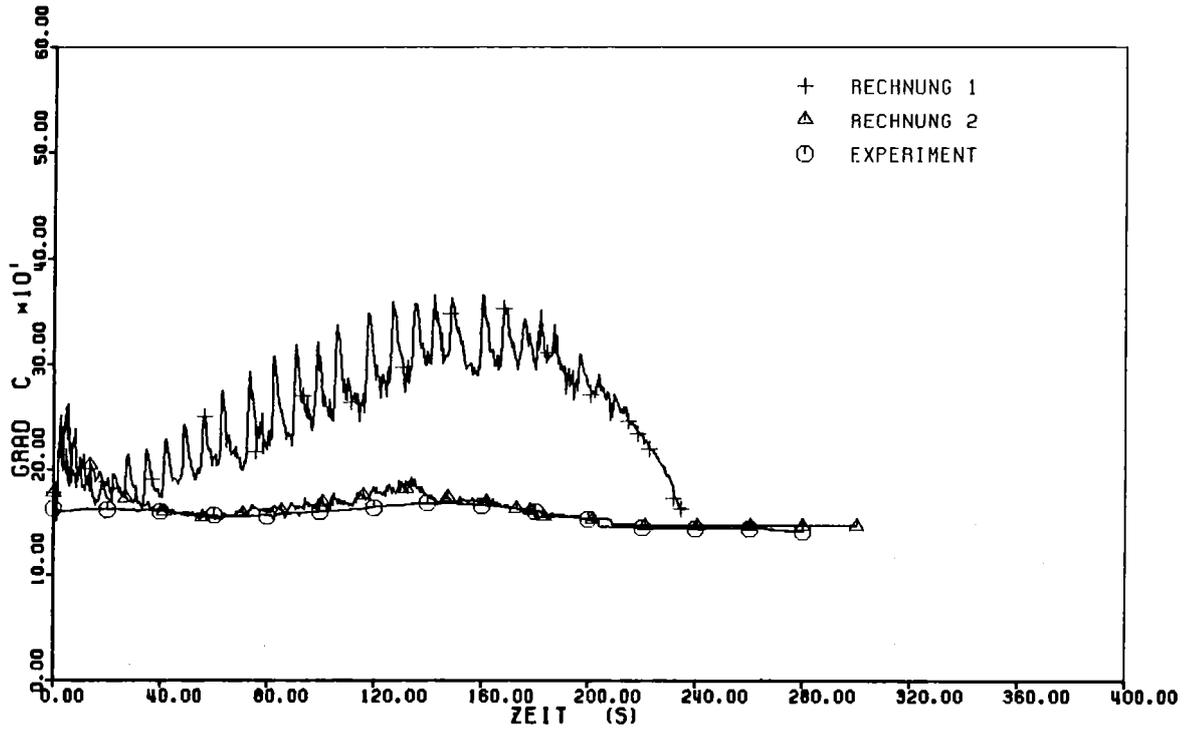


Abb. 80. FLORESTAN 1 - Dampfaustrittstemperatur

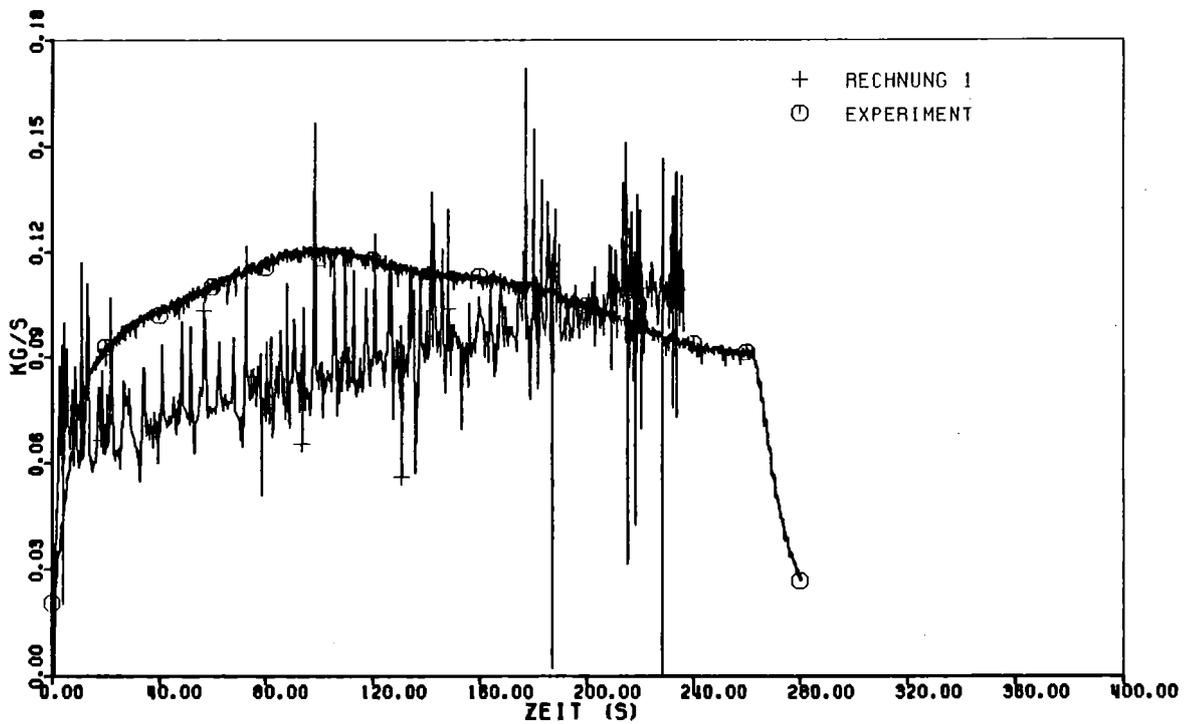


Abb. 81. FLORESTAN 1 - Dampfaustrittsmassenstrom - Rechnung 1

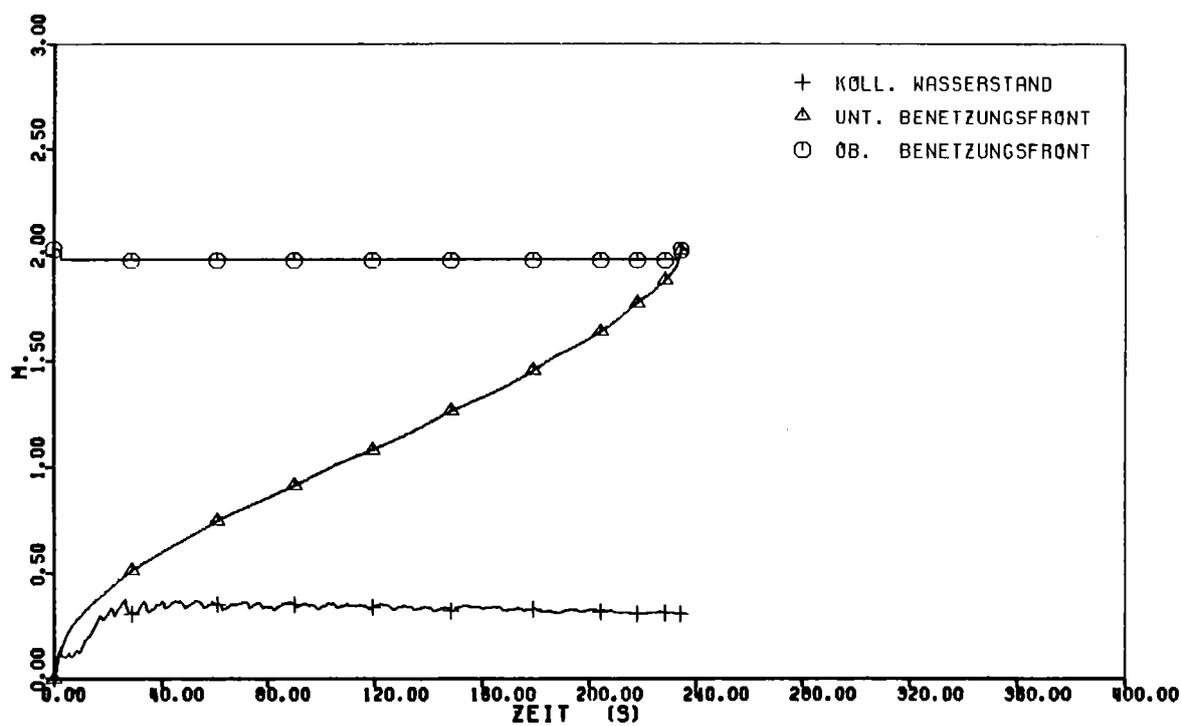


Abb. 82. FLORESTAN 1 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: Rechnung 1.

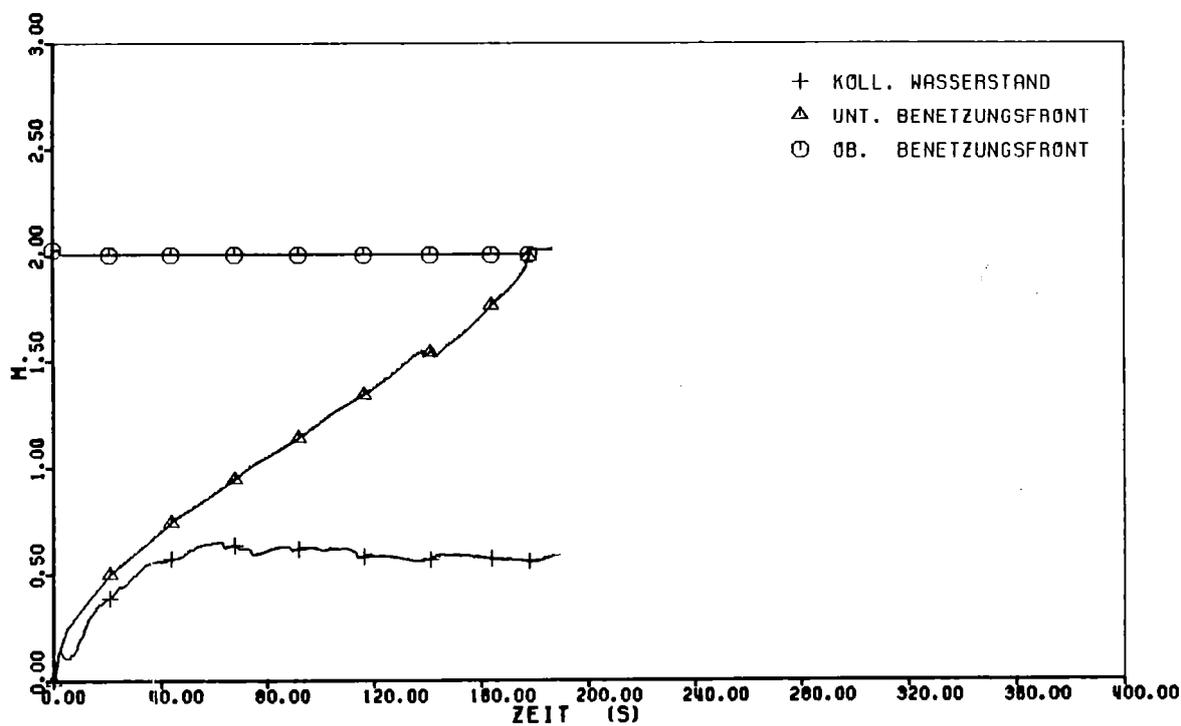


Abb. 83. FLORESTAN 1 - Benetzungskurven und kollabierter Wasserstand: Rechnung 2.

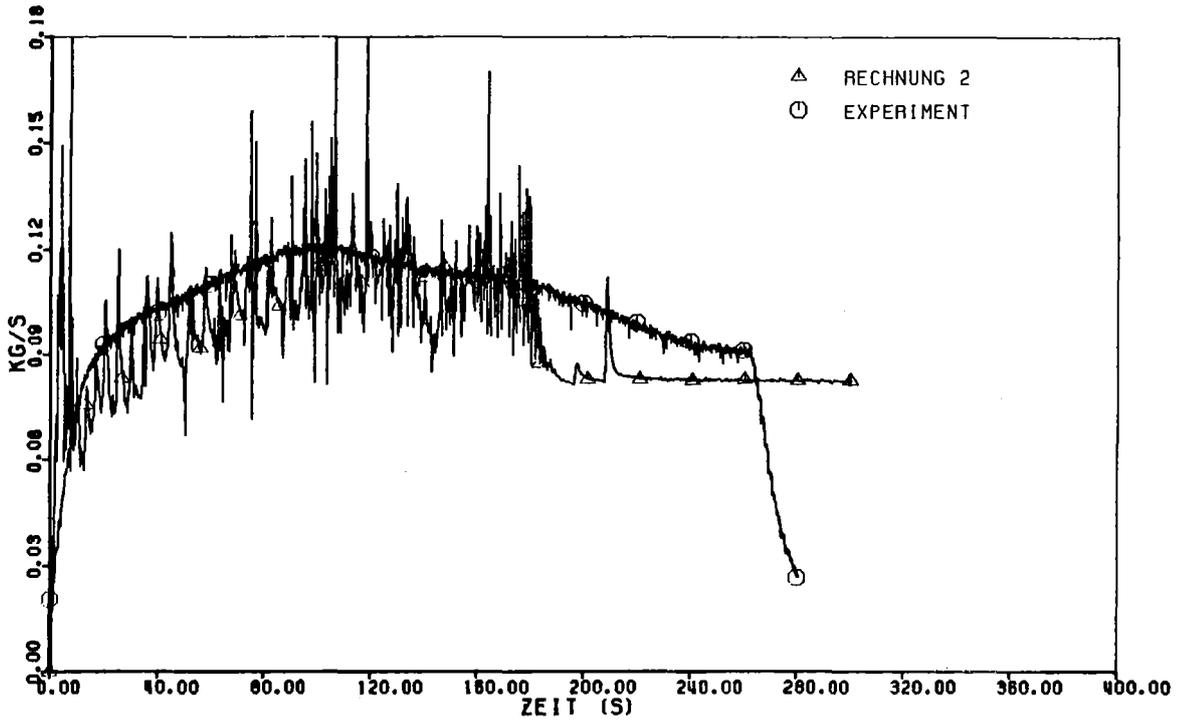


Abb. 84. FLORESTAN 1 - Dampfaustrittsmassenstrom - Rechnung 2

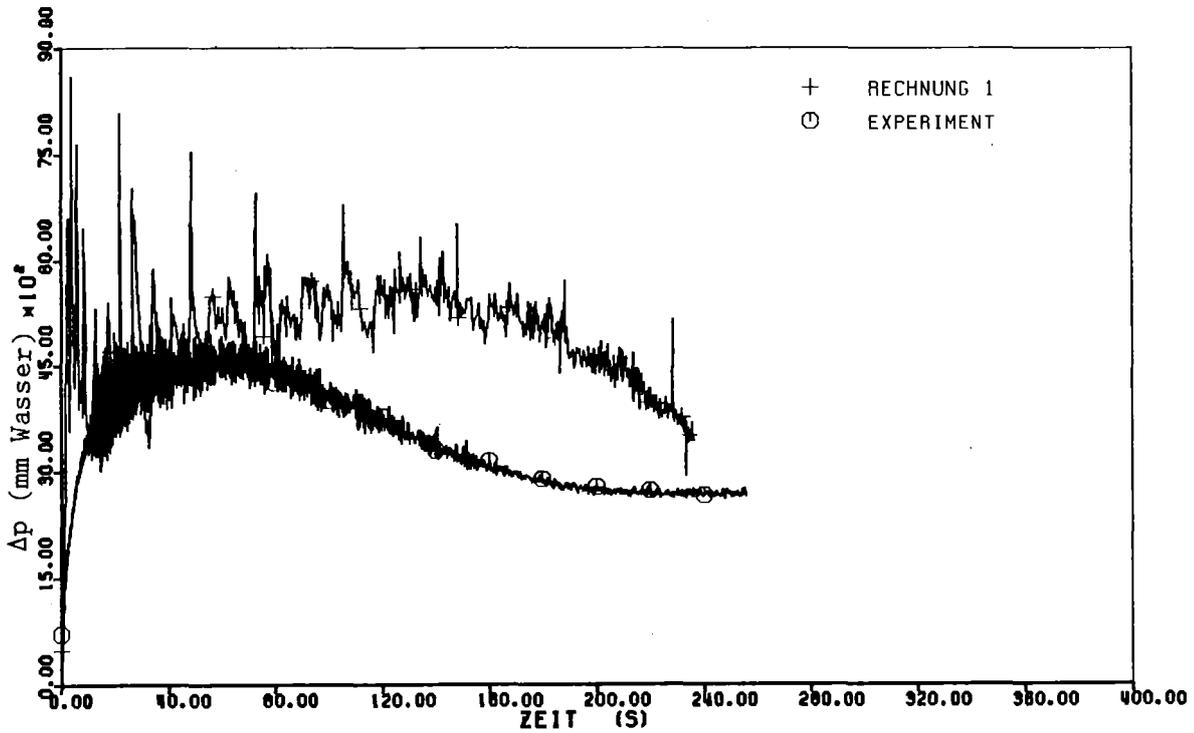


Abb. 85. FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 1

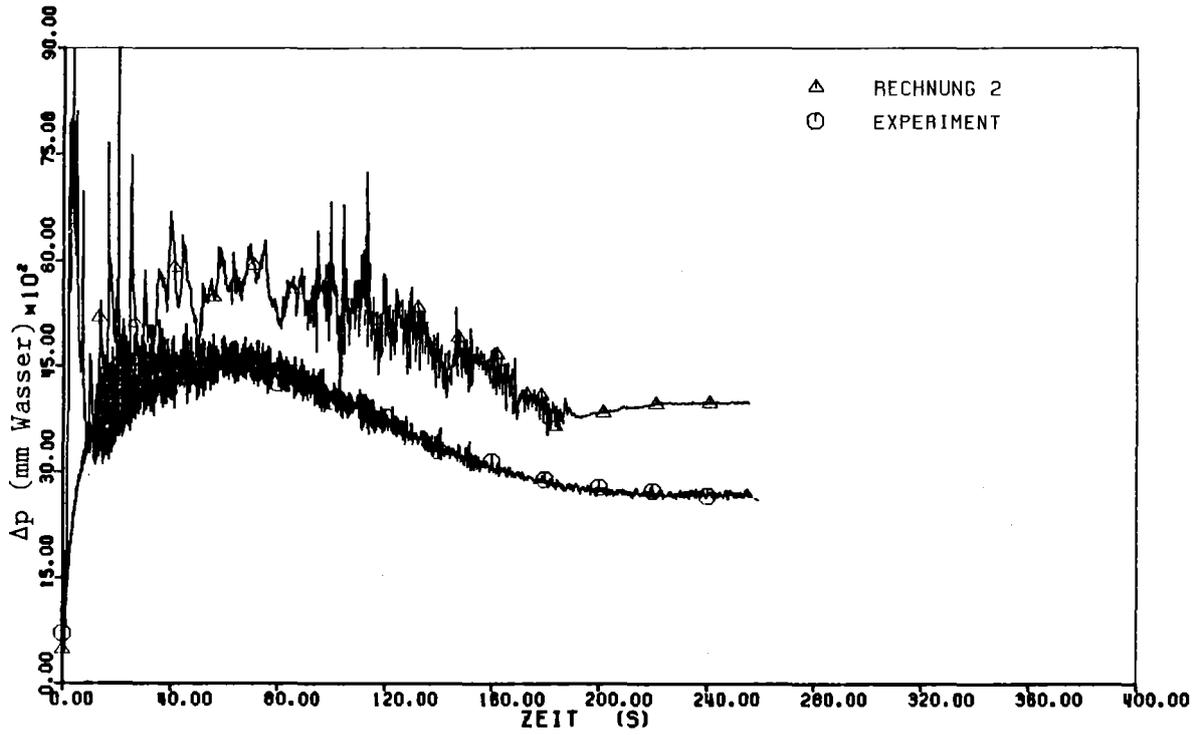


Abb. 86. FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 2

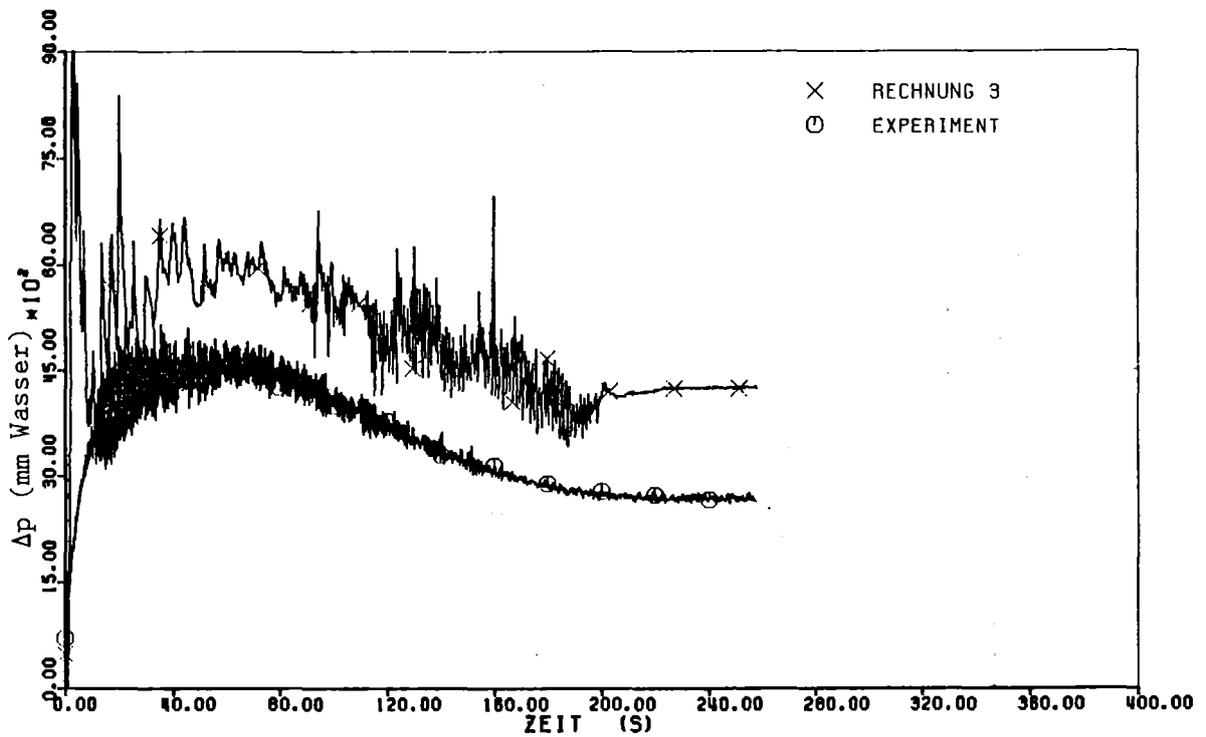


Abb. 87. FLORESTAN 1 - Differenzdruck - Rechnung 3

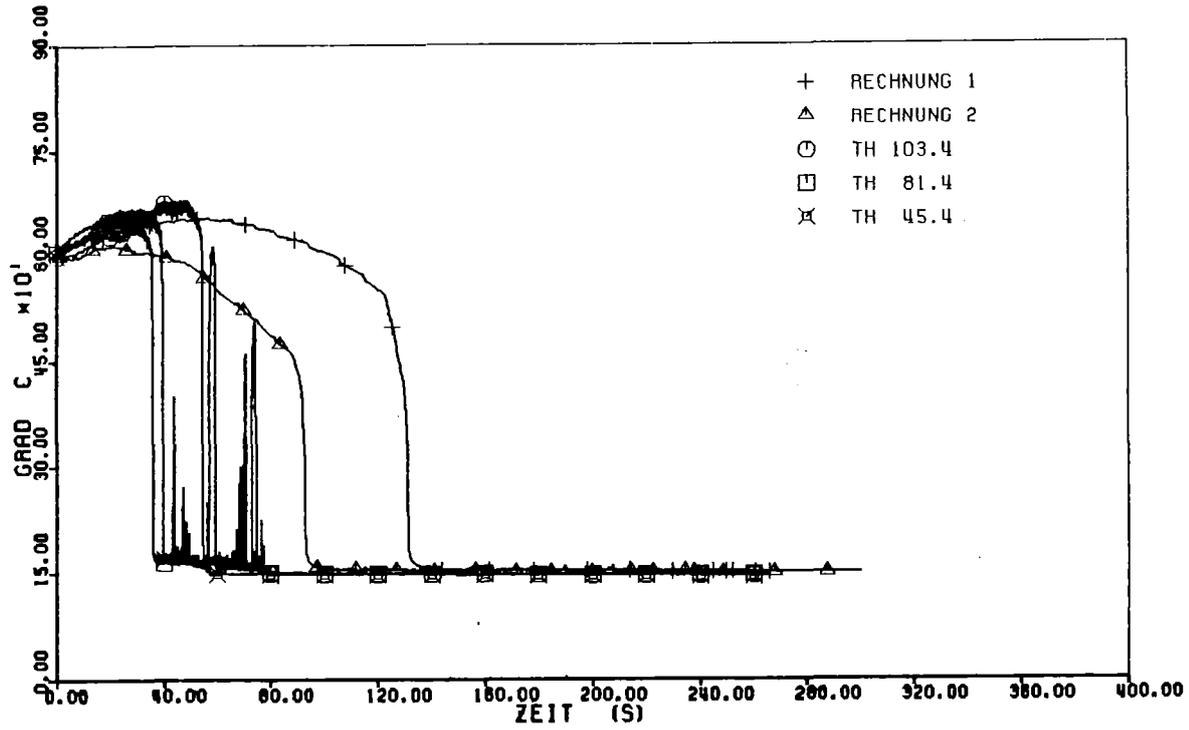


Abb. 88. FLORESTAN 2 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm

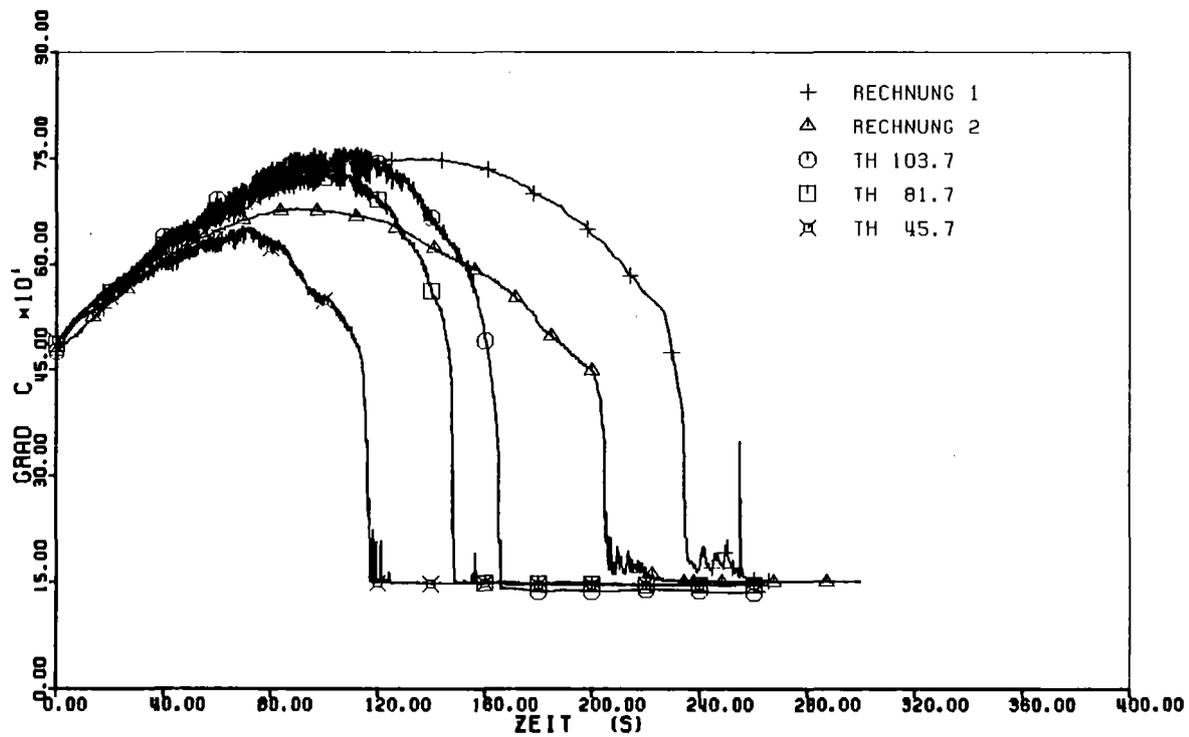


Abb. 89. FLORESTAN 2 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

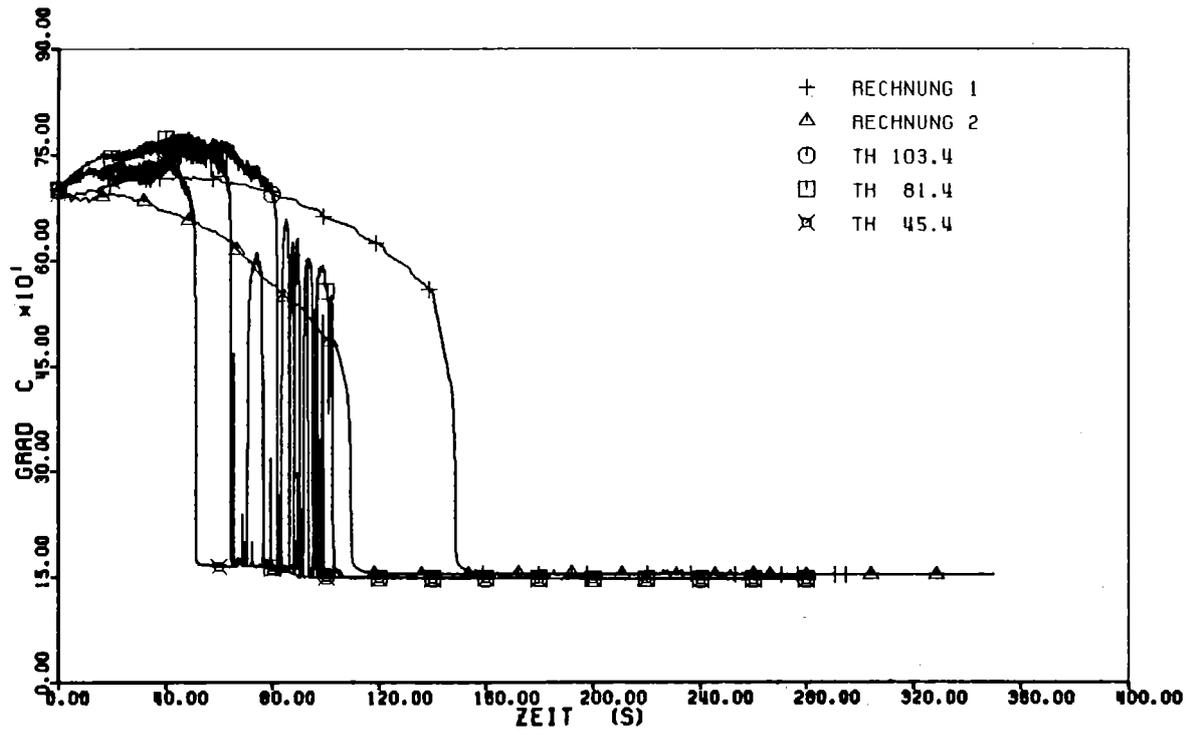


Abb. 90. FLORESTAN 3 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm

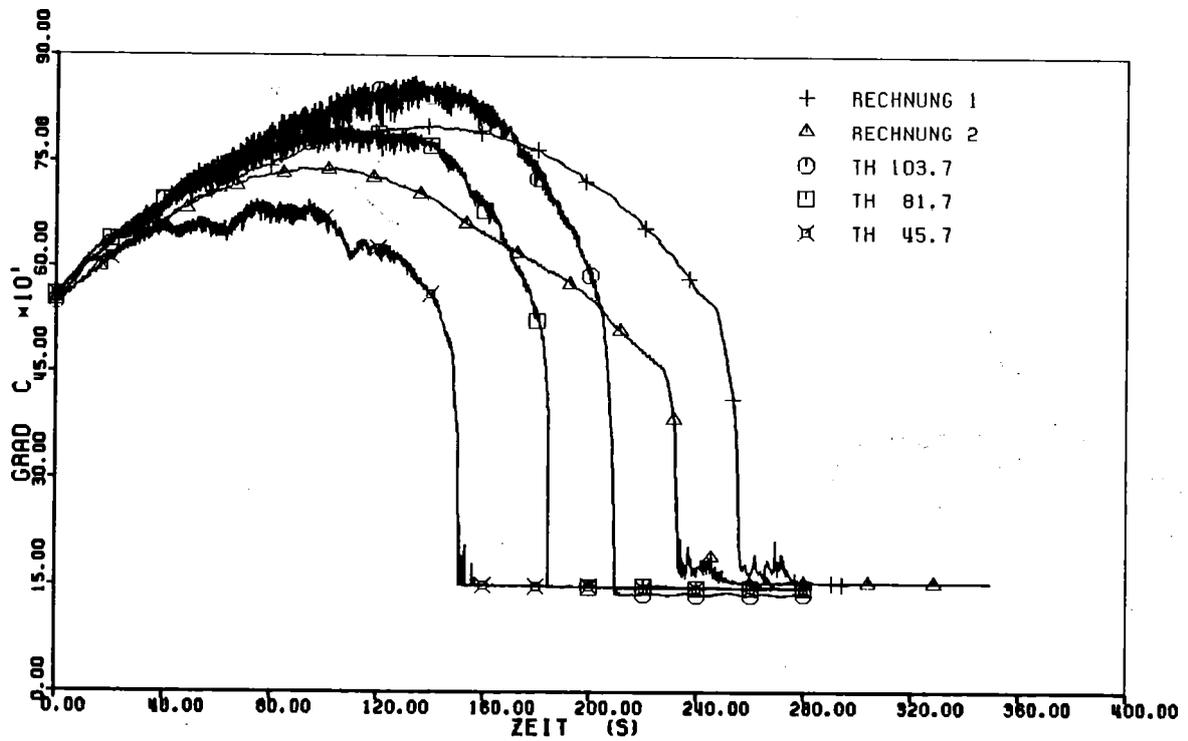


Abb. 91. FLORESTAN 3 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

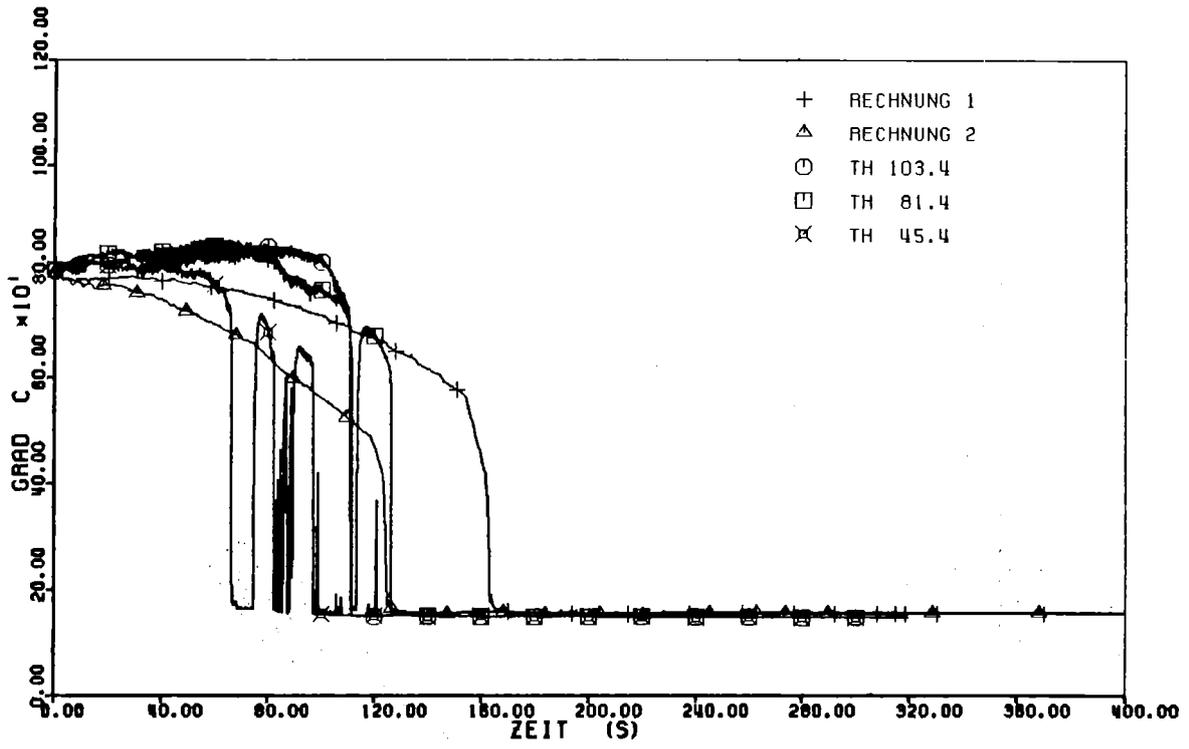


Abb. 92. FLORESTAN 6 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm

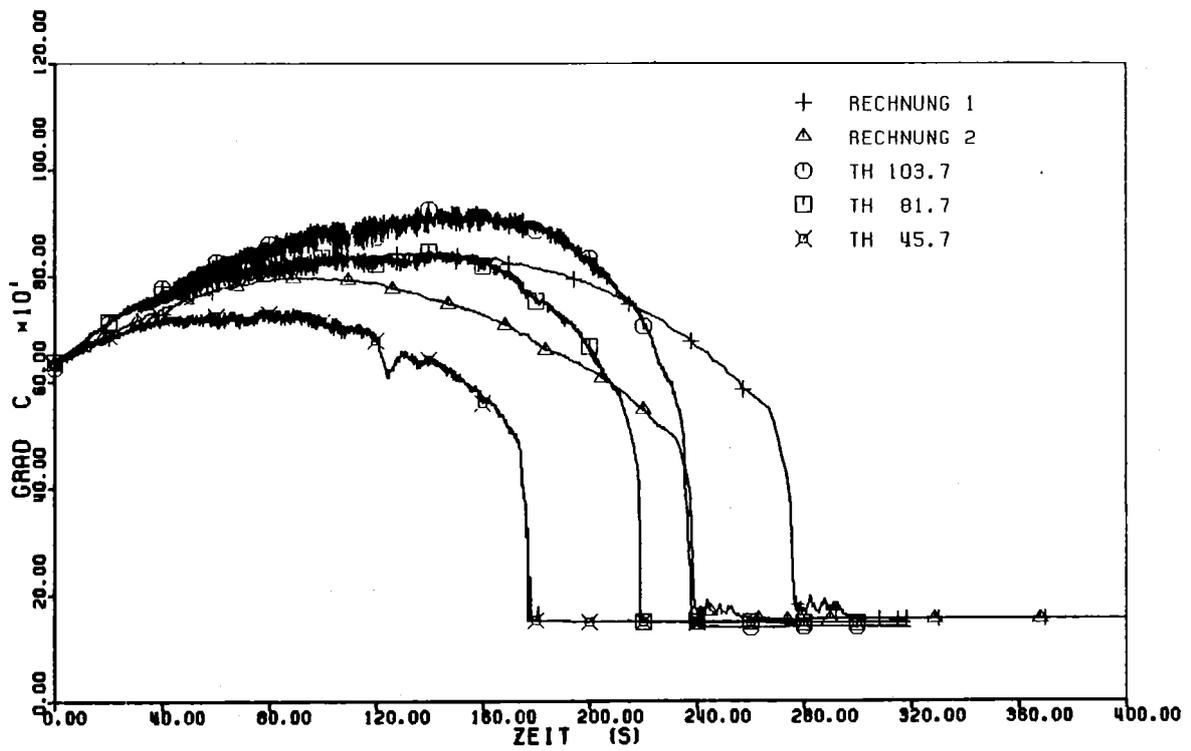


Abb. 93. FLORESTAN 6 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

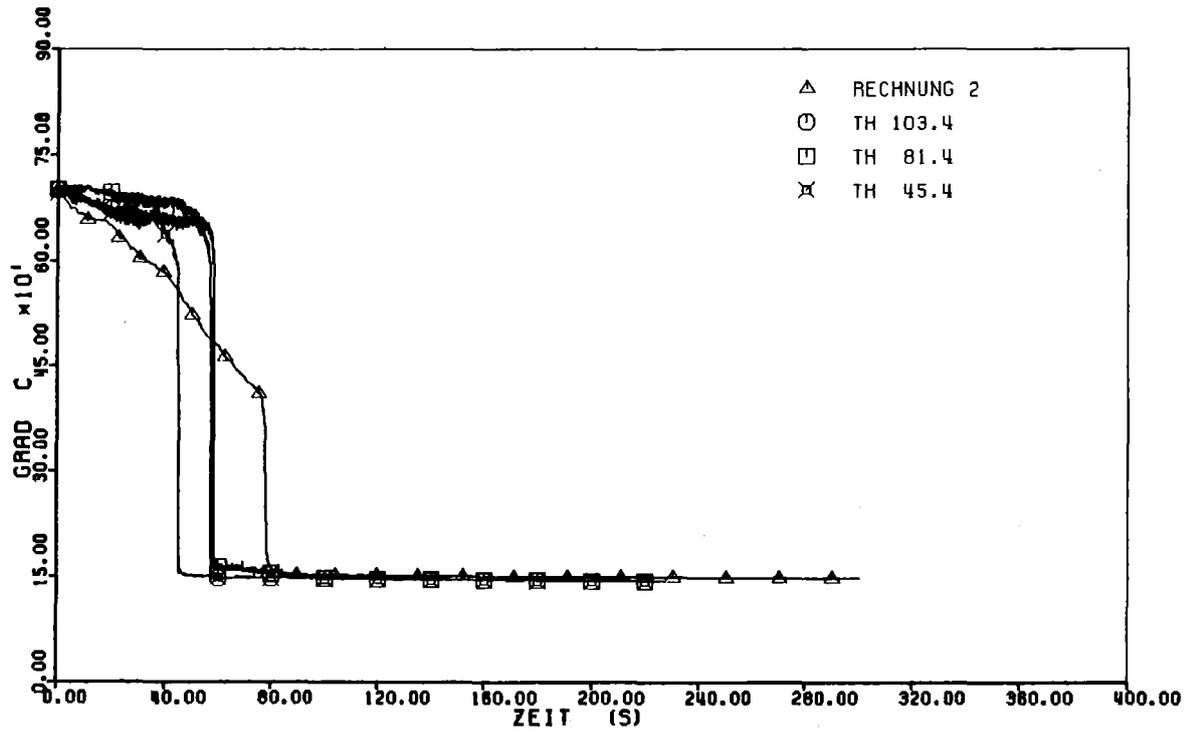


Abb. 94. FLORESTAN 4 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm

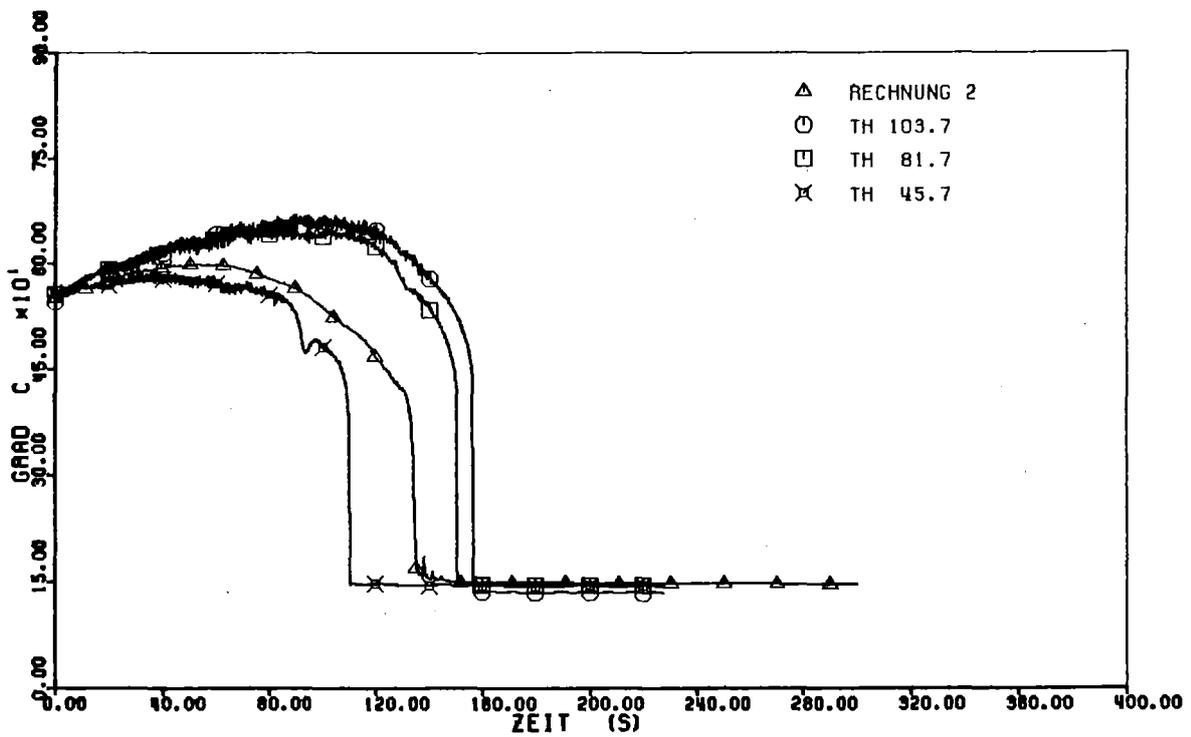


Abb. 95. FLORESTAN 4 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

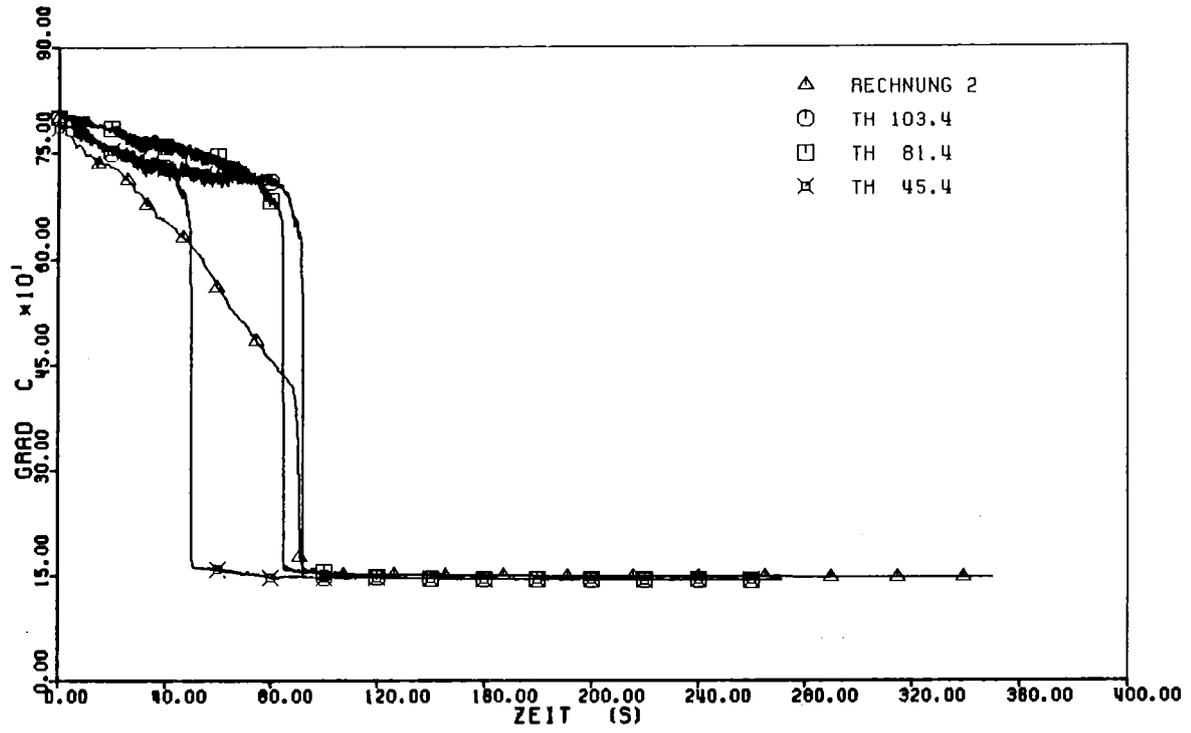


Abb. 96. FLORESTAN 5 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1012 mm

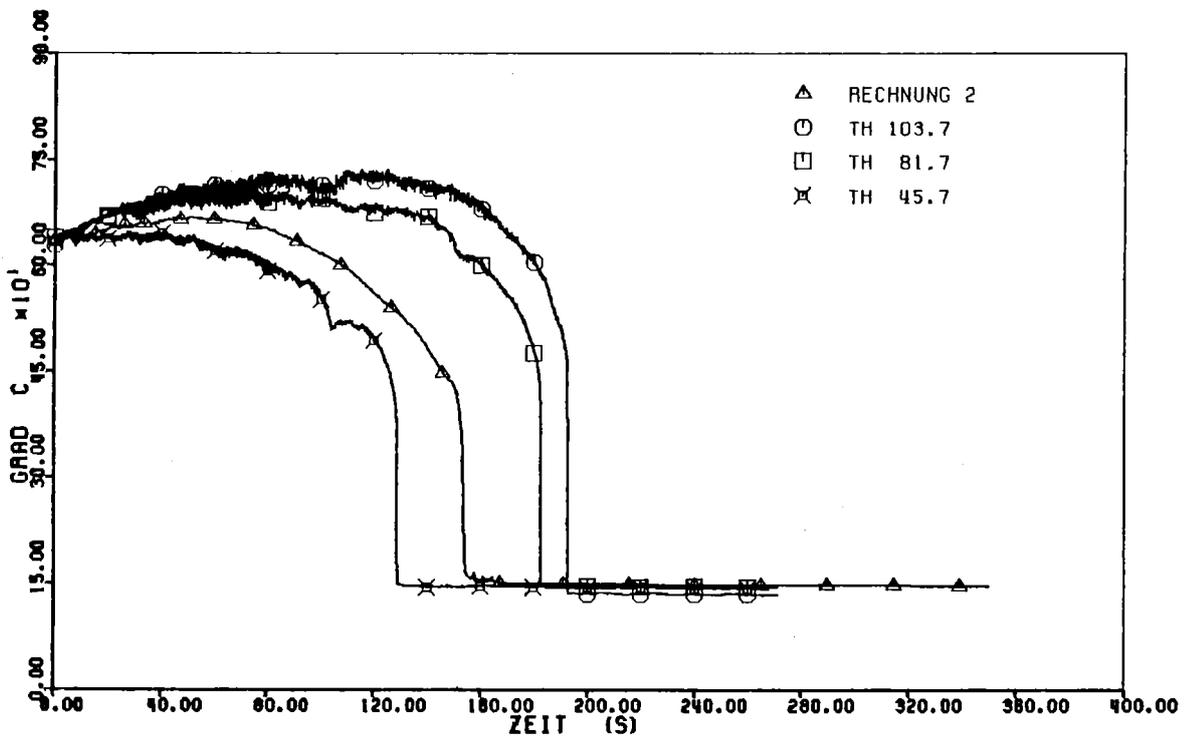
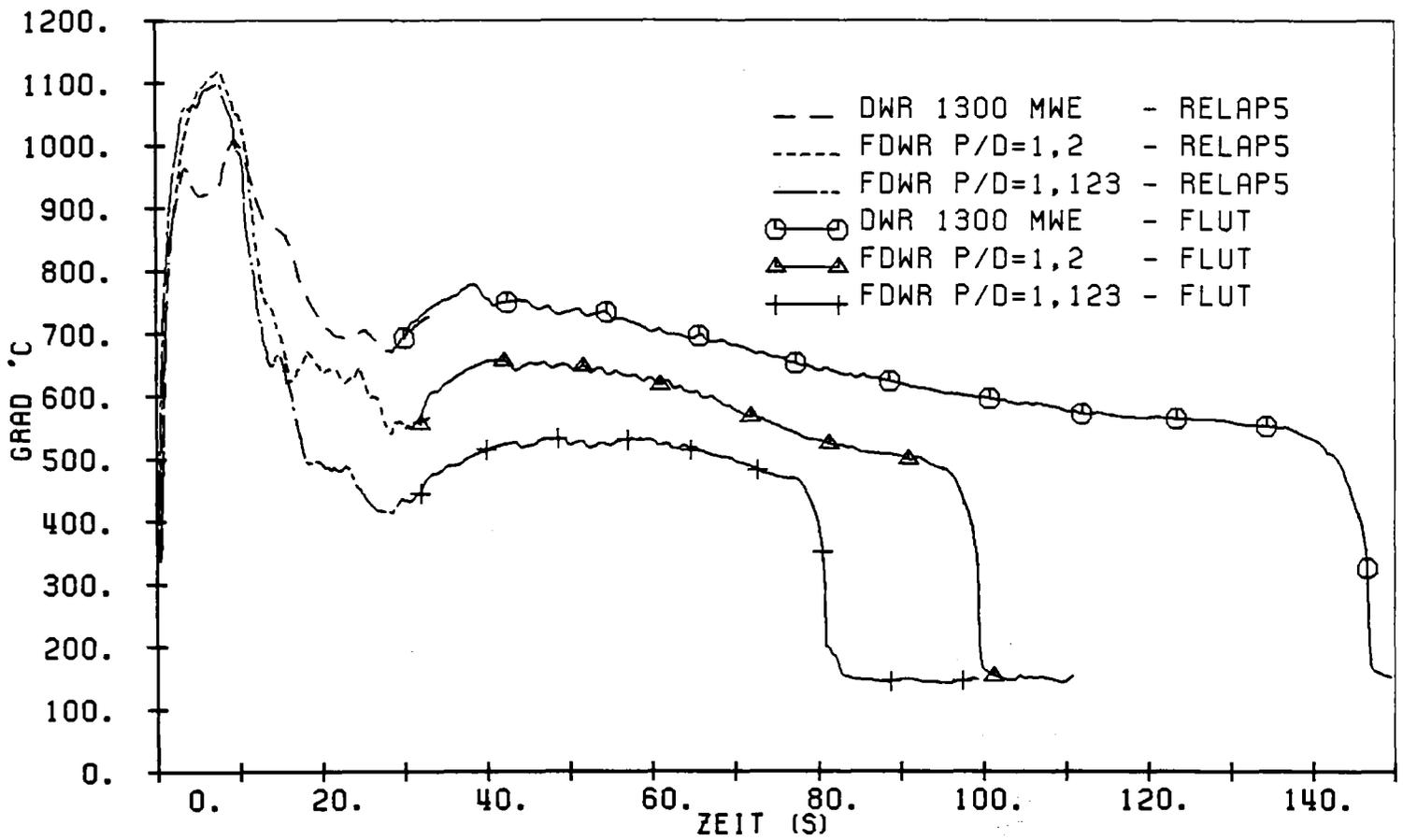


Abb. 97. FLORESTAN 5 - Hüllrohrtemperatur bei der Höhe 1612 mm

Abb. 98. DWR und FDWR: Hüllrohrtemperatur des Heißen Brennstabes



FLUT-FDWR

HÜELLROHRTTEMPERATUR DES HEISSEN BRENNSTABES

Die gestrichelten Kurven stammen aus Ref. /73/ (RELAP5/MOD1-FDWR-Rechnungen für die Druckentlastungsphase).

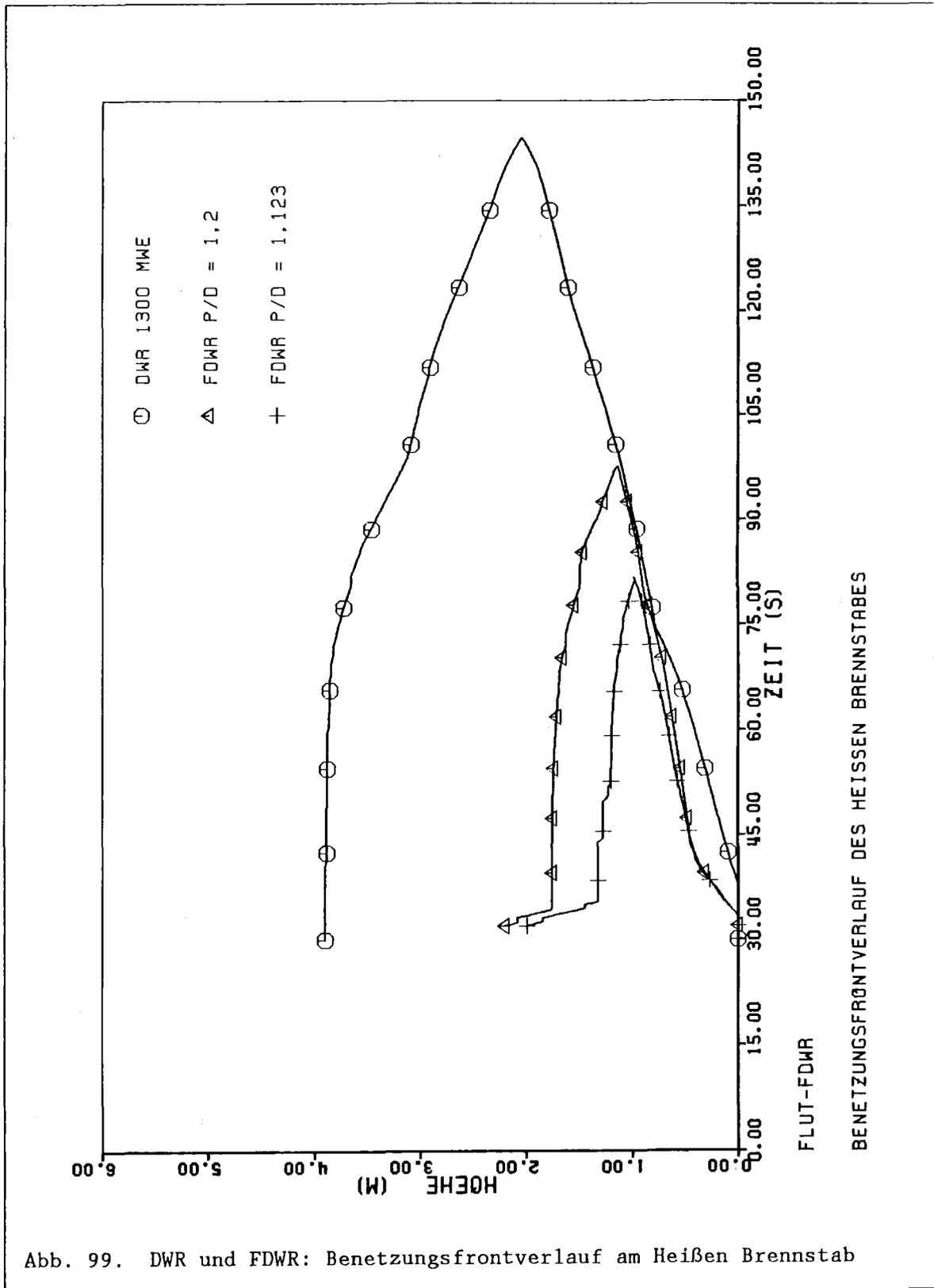
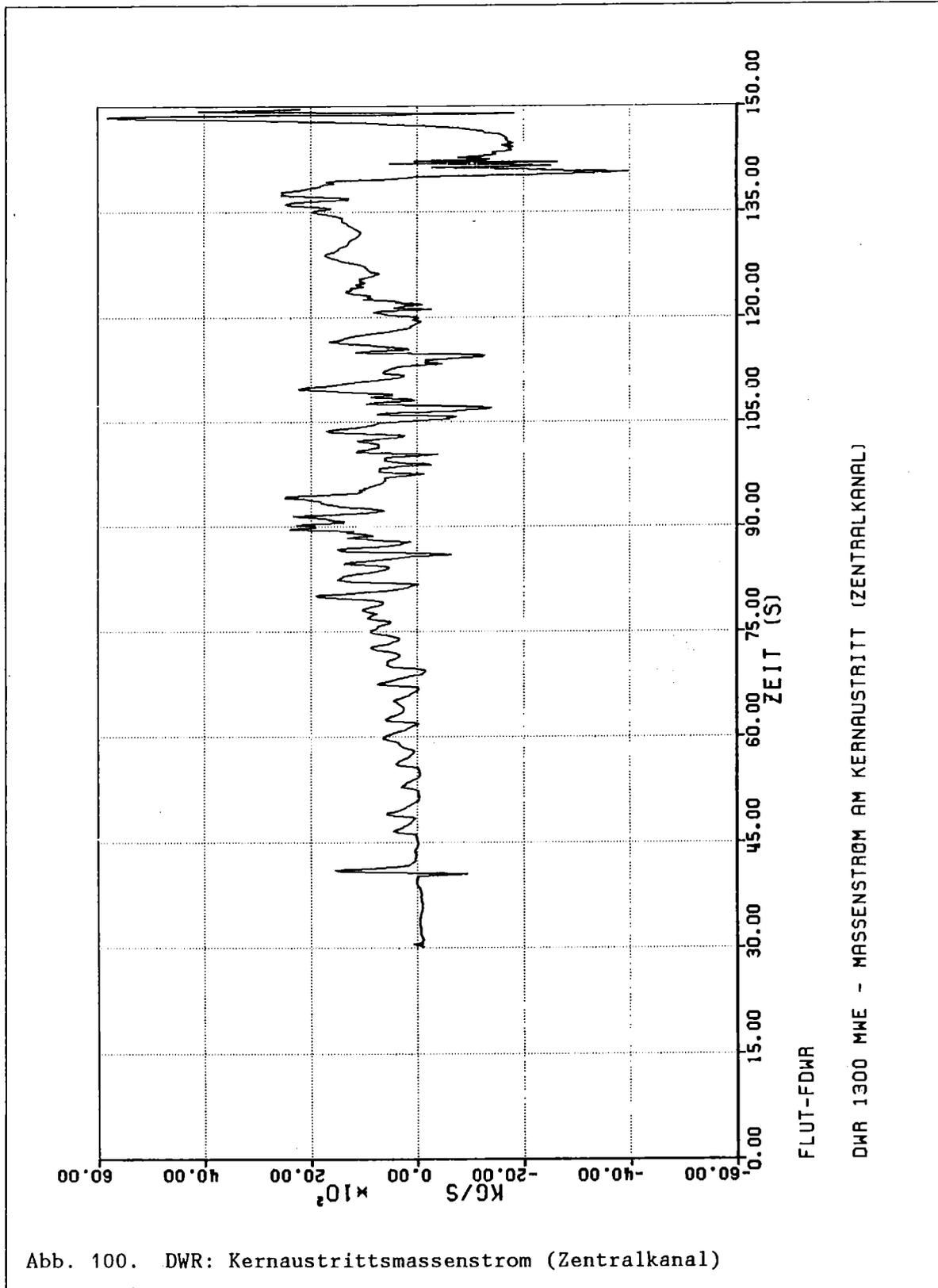
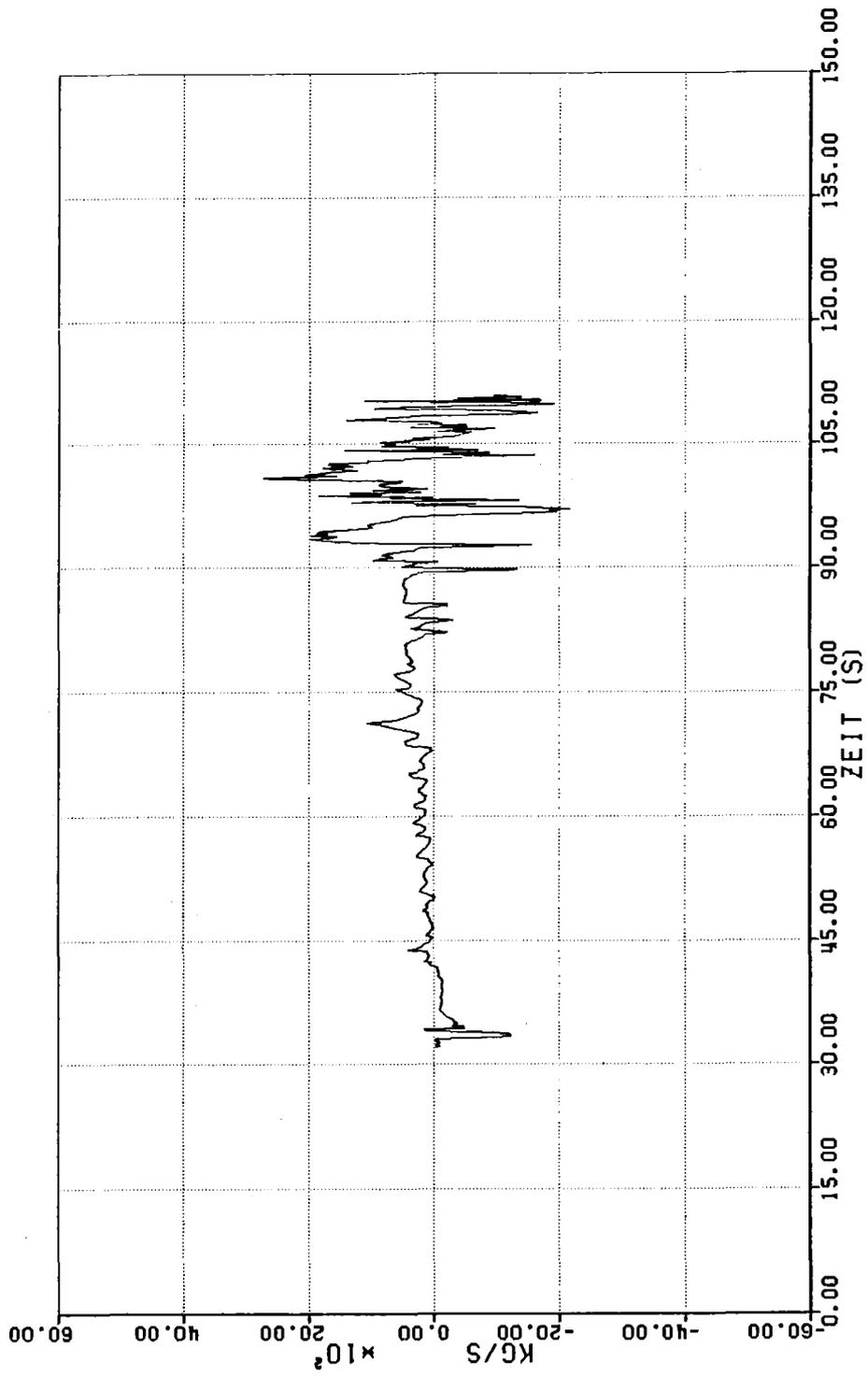


Abb. 99. DWR und FDWR: Benetzungsfrontverlauf am Heißen Brennstab





FLUT-FDWR

FDWR P/D=1.2 - MASSENSTROM AM KERNAUSTRITT (ZENTRALKANAL)

Abb. 101. FDWR 1,2: Kernaustrittsmassenstrom (Zentralkanal)

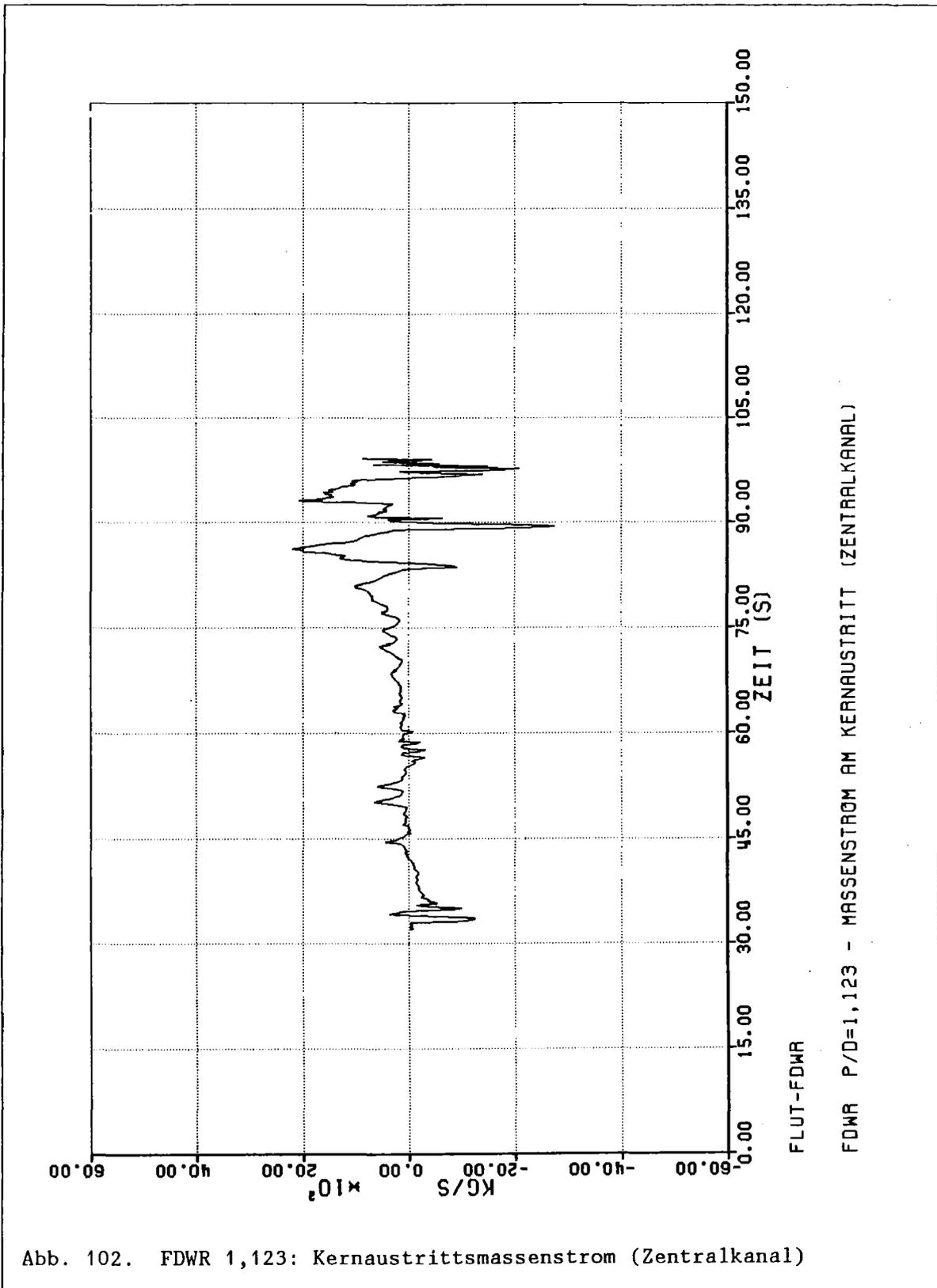


Abb. 102. FDWR 1,123: Kernaustrittsmassenstrom (Zentralkanal)

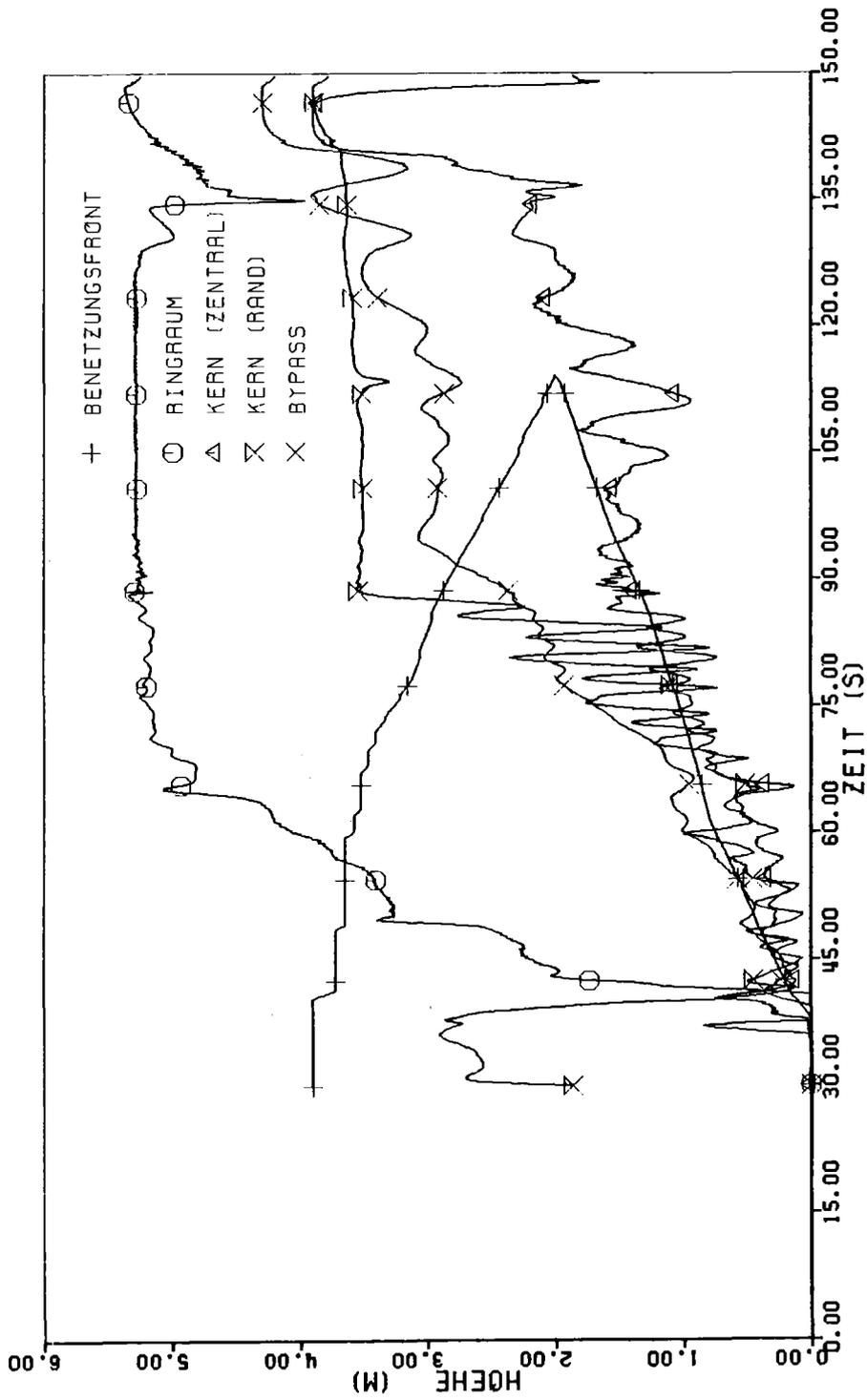
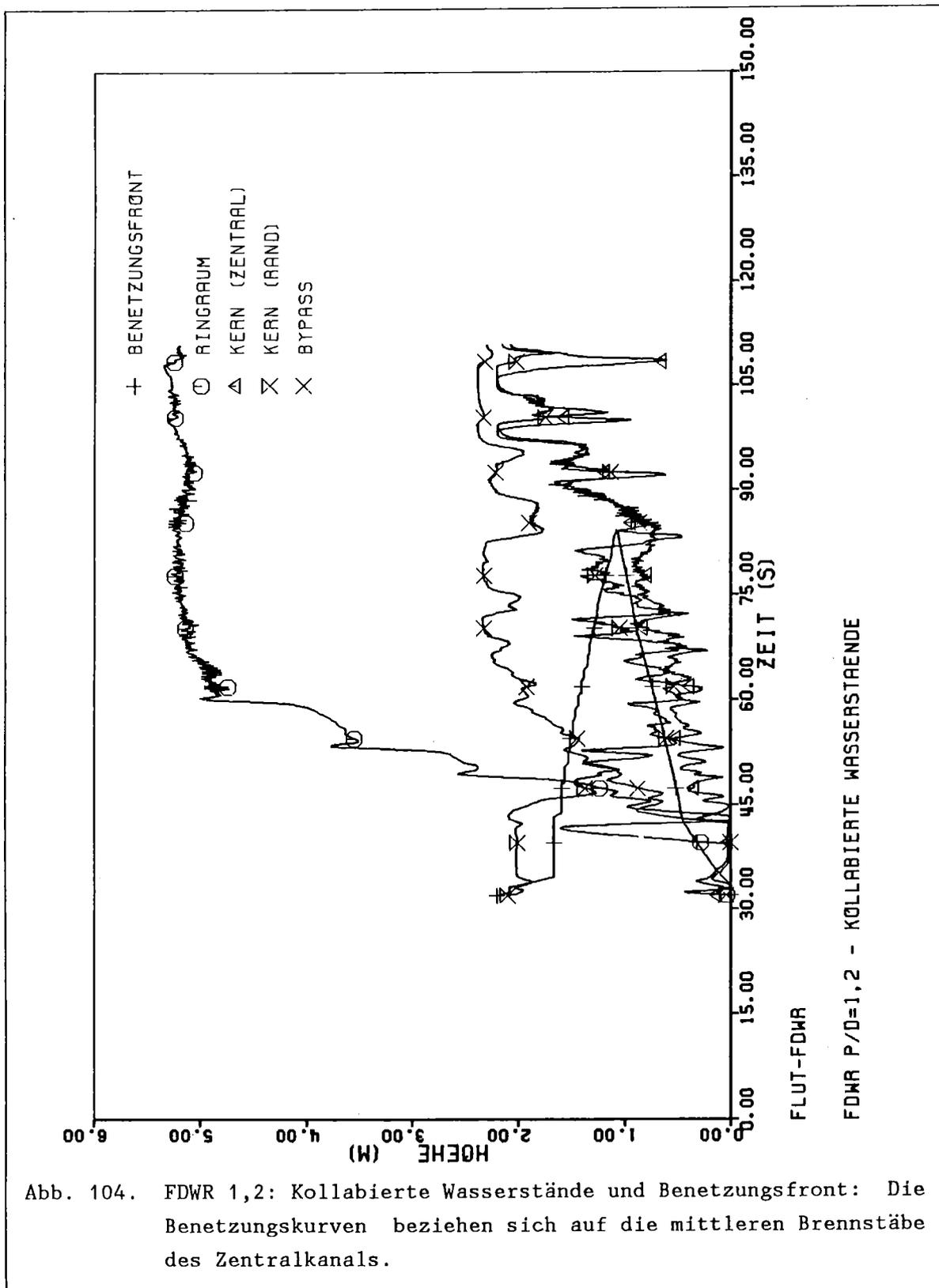


Abb. 103. DWR: Kollabierte Wasserstände und Benetzungsfrent: Die Benetzungskurven beziehen sich auf die mittleren Brennstäbe des Zentralkanals.



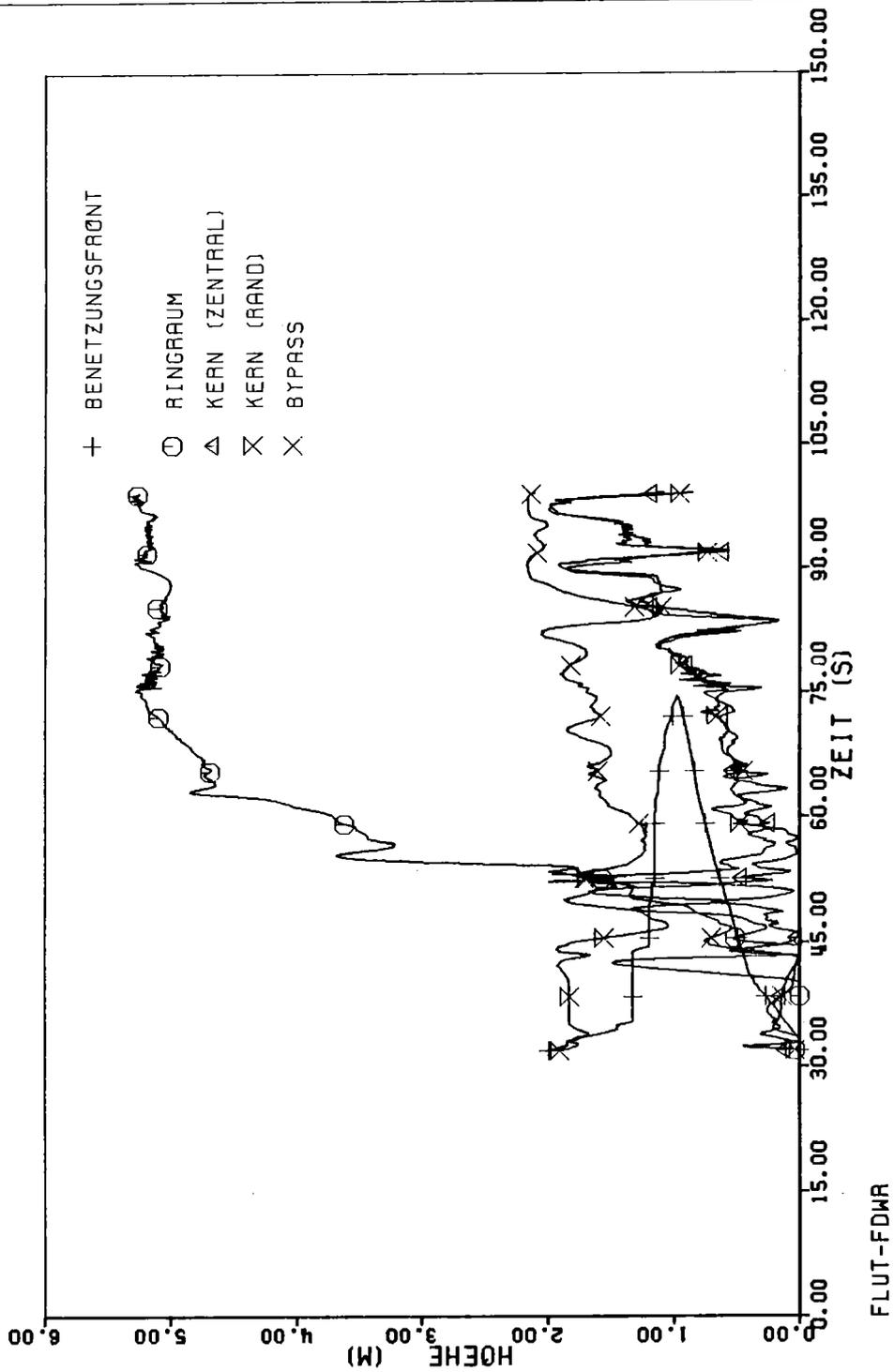


Abb. 105. FDWR 1,123: Kollabierte Wasserstände und Benetzungsfront: Die Benetzungskurven beziehen sich auf die mittleren Brennstäbe des Zentralkanals.

ANHANG A. DIE KONSTITUTIVEN GLEICHUNGEN

Die Wechselwirkungssterme (Masse-, Impuls- und Energieaustauschterme zwischen den Phasen), Quell- und Verlustterme bilden die rechte Seite des Systems der Grundgleichungen (s. Tab. 1 auf Seite 6). In den Tabellen A1, A2 und A3 sind die Ausdrücke für σ_i , I_i und G_i nach Ref. /13/ aufgeführt.

Tabelle A1: Massenaustauschraten in $\text{kg/m}^3 \text{s}$		
Dampf:	$\sigma_v = + \Gamma$ $+ S_v$	(aus Phasenwechsel) (von außen zufließender Massenstrom)
Wasser:	$\sigma_1 = - \Gamma$ $+ S_1$	(aus Phasenwechsel) (von außen zufließender Massenstrom)

Tabelle A2: Impulsaustauschraten in N/m^3	
Dampf: $I_v =$	$= -\alpha_v f w_v \quad (\text{Wandreibung})$ $+ k(w_l - w_v) \quad (\text{Zwischenphasenreibung})$ $- \alpha_v \rho_v g \cos\theta \quad (\text{Gravitation})$ $^1) + \Gamma w_i \quad (\text{Impulsaustausch aus Phasenwechsel})$ $+ S_v w_v \quad (\text{Impuls der von außen zufließenden Massen})$
Wasser: $I_l =$	$- \alpha_l f w_l \quad (\text{Wandreibung})$ $+ k(w_v - w_l) \quad (\text{Zwischenphasenreibung})$ $- \alpha_l \rho_l g \cos\theta \quad (\text{Gravitation})$ $^1) - \Gamma w_i \quad (\text{Impulsaustausch aus Phasenwechsel})$ $+ S_l w_l \quad (\text{Impuls der von außen zufließenden Massen})$
$^1) w_i = w_l \text{ für } \Gamma > 0$ $w_i = w_v \text{ für } \Gamma < 0$	

Die Wandkräfte pro Fluidvolumeneinheit $\alpha_i f w_v$ enthalten zwei Komponenten:

Die Wandreibungskräfte werden durch einen Reibungskoeffizienten berechnet, der in Abhängigkeit von der Reynoldszahl anhand der üblichen Formeln von Hagen-Poiseuille (in laminarer Strömung) und von Blasius (in turbulenter Strömung) bestimmt wird. Die Verteilung der Kräfte zwischen den Phasen folgt nach dem homogenen Modell, wobei im Falle der Gegenströmung für jede Phase ein Reibungsdruckverlust berechnet wird. Als Option können dem Programm per Eingabedaten konstante Koeffizienten für jede Phase übergeben werden.

Die Formverluste werden proportional der kinetischen Energie der jeweiligen Phase durch konstante Koeffiziente, die als Daten eingegeben werden, berechnet.

Tabelle A3: Energieaustauschraten in W/m^3	
Dampf: $G_v =$	$+ Wa_v$ (Wärmezuführ aus der Wand) $+ Q_v$ (Wärmemengenäquivalent des Phasenwechsels) $+ k(w_1 - w_v)w_v$ (Arbeitsleistung der Zwischenphasenreibungskräfte) $+ \alpha_v k(w_1 - w_v)^2$ (Dissipation der Zweiphasenreibungsarbeit) $- \alpha_v \rho_v g \cos\theta w_v$ (Arbeitsleistung der Schwerkraft) ¹⁾ $+ \Gamma E_i$ (Energietransfer bei Phasenwechsel) $+ S_v(h_{vs} + w_v^2/2)$ (Energie der von außen zufließenden Massen)
Wasser: $G_l =$	$+ Wa_l$ (Wärmezuführ aus der Wand) $+ Q_l$ (Wärmemengenäquivalent des Phasenwechsels) $+ k(w_v - w_l)w_l$ (Arbeitsleistung der Zwischenphasenreibungskräfte) $+ \alpha_l k(w_1 - w_v)^2$ (Dissipation der Zweiphasenreibungsarbeit) $- \alpha_l \rho_l g \cos\theta w_l$ (Arbeitsleistung der Schwerkraft) ²⁾ $- \Gamma E_i$ (Energietransfer bei Phasenwechsel) $+ S_l(h_{ls} + w_l^2/2)$ (Energie der von außen zufließenden Massen)
¹⁾ $E_i = (h_{vs} + w_v^2/2)$ für $\Gamma > 0$ $E_i = (h_v + w_v^2/2)$ für $\Gamma < 0$ ²⁾ $E_i = (h_l + w_l^2/2)$ für $\Gamma > 0$ $E_i = (h_{ls} + w_l^2/2)$ für $\Gamma < 0$	

Die Phasenaustauschterme Γ , $k(w_1 - w_v)$, Q_v und Q_1 werden durch geeignete konstitutive Gleichungen ausgewertet. Obwohl bekannt ist, daß der Einfluß der Strömungsform auf diese Größen bedeutend ist, ist in FLUT keine explizite Abhängigkeit der konstitutiven Gleichungen vom Strömungsbild vorhanden, denn eine Vorbestimmung des Strömungsbildes könnte in Widerspruch mit dem System der Grundgleichungen stehen. Daher werden vereinfachte Beziehungen angewendet, die den Grundbedingungen der Symmetrie zwischen den Phasen und den Erhaltungssätzen nachkommen und ein korrektes Verhalten der verschwindenden Phase voraussagen /49/.

Der Massenaustauschrateanteil der jeweiligen Phase ist in Form eines Wärmemengenäquivalents gegeben, das sich gemäß der Enthalpieabweichung vom Sättigungszustand berechnet:

$$Q_i = c_i \alpha_i \rho_i (h_{is} - h_i) C_c f_{si} \quad (A1)$$

wobei:

- $i = v, 1$
- $C_c = \sqrt{(\epsilon_v + \alpha_v^2)(\epsilon_1 + \alpha_1^2)}$ zur Berücksichtigung der Zwischenphasenfläche
- $c_i =$ freier Parameter (aus den Eingabedaten)
- $\epsilon_i =$ kleine Konstante für den Anfang aus Einphasenströmung (aus den Eingabedaten)
- $f_{si} =$ Funktion zur Ausschaltung von Q_i , wenn die bleibende Phase stabil ist

Für die Rechnungen der vorliegenden Arbeit wurden die folgenden empirischen Werte benutzt:

$$\epsilon_v = 10^{-4}$$

$$\epsilon_1 = 10^{-1}$$

$$c_i = 10^{+3} \text{ s}^{-1} \text{ für die instabilen Phasen} \\ \text{(unterkühlter Dampf und überhitztes Wasser)} \\ = 10 \text{ s}^{-1} \text{ für die Kondensation des unterkühlten Wassers}$$

Die Massenaustauschrate ergibt sich aus der Summe der Wärmemengenäquivalente dividiert durch die entsprechende Enthalpiedifferenz:

$$\Gamma = -(Q_v + Q_l)/\Delta h \quad (A2)$$

wobei:

$$\begin{aligned} -(Q_v + Q_l) > 0 &\rightarrow \Delta h = h_{vs} - h_l \rightarrow \Gamma > 0 && \text{Netto-Verdampfung} \\ -(Q_v + Q_l) < 0 &\rightarrow \Delta h = h_v - h_{ls} \rightarrow \Gamma < 0 && \text{Netto-Kondensation} \end{aligned}$$

Für die Auswertung der Verdampfung von Wassertröpfchen in überhitztem Dampf wurde im Programm ein physikalisch besser begründetes Modell implementiert. Das entsprechende Wärmemengenäquivalent wird nach der folgenden Formel berechnet:

$$Q_v = K_{LR}(T_s - T_v)A \quad (A3)$$

wobei:

K_{LR} = Wärmeübergangskoeffizient nach Lee-Ryley /30/

A = Zwischenphasenfläche

Für die Berechnung der Zwischenphasenfläche A werden die folgenden Formeln benutzt:

für Nebelströmung mit $\alpha \geq 0,8$

$$A = 6(1 - \alpha)/d \quad (A4)$$

für den Übergangsbereich mit $0,2 < \alpha < 0,8$

$$A = 6 \times 0,2/d \quad (A5)$$

für Blasenströmung mit $\alpha \leq 0,2$

$$A = 6\alpha/d \quad (A6)$$

wobei d der Tröpfchen- bzw. Blasendurchmesser ist, dessen Bedeutung für eine richtige Schätzung der Verdampfungsrate aus diesen Formeln ersichtlich wird. In der Version Nr. 5 des FLUT-Programms wird ein konstanter Wert von 2 mm benutzt, der für die meisten Flutrechnungen von Bündeln in DWR-Geometrie befriedigende Ergebnisse gibt. Dieser Wert wurde anhand einer Beziehung von Kataoka-Ishii und Mishima für Ringströmung /44/ berechnet.

Die Impulsaustauschraten bilden sich aus der Summe zweier verschiedener Terme: des Impulsaustausches aus Phasenwechseln und der Zwischenphasenreibung. Diesen Größen werden die Beiträge der Wandreibung, der Schwerkkräfte

und der von außen zufließenden Massen hinzugefügt (s. Tab A2). Der Koeffizient für die Zwischenphasenreibung wird durch den folgenden Ausdruck berechnet:

$$k = (\alpha_v G_{kv} + \alpha_1 G_{k1}) \alpha_v \alpha_1 \quad (A7)$$

wobei:

$$G_{kv} = G_{v1} (1 + G_{v2} \rho_v |w_v - w_1|)$$

$$G_{k1} = G_{11} (1 + G_{12} \rho_1 |w_v - w_1|)$$

$$G_{v1} = 3\eta_v / 4R_v^2$$

$$G_{11} = 3\eta_1 / 4R_1^2$$

$$G_{v2} = 3R_v / \eta_v$$

$$G_{12} = 3R_1 / \eta_1$$

mit:

η_v = Viskosität des Dampfes

η_1 = Viskosität des Wassers

R_v, R_1 = geometrische Parameter (in m)

Diese Formulierung, die aus eine Beziehung von Oseen /58/ hergeleitet wurde, ist nicht explizit von der Strömungsform abhängig. Die Intensität der Kräfte kann durch die Parameter R_v und R_1 gesteuert werden, die als Eingabedaten dem Programm übertragen werden. Diese einfache Behandlung hat gegenüber verfeinerten Modellen, die in anderen Programmen implementiert sind, den Vorteil einer größeren Allgemeingültigkeit. Die Benutzung einer einzigen Formel vermeidet auch das Entstehen von Diskontinuitäten, die für die numerische Lösung des Systems unerwünscht sind.

Die Energieaustauschraten (Tab. A3) ergeben sich aus der Summe der von den Brennstäben oder von anderen Strukturelementen zugeführten Wärme, des Wärmemengenäquivalentes des Phasenwechsels, der Energie der von außen zufließenden Massen und der Arbeit der Kräfte, die in den Impulsgleichungen erscheinen. Die Energiegleichungen enthalten keinen expliziten Beitrag der Wandreibungskräfte, da diese Arbeitsleistung völlig dissipiert wird und in Form von Wärme der entsprechenden Phase direkt zugeführt wird.

ANHANG B. DIE PARAMETER DES NEUEN TRÖPFCHENMODELLS

Der durchschnittliche Tröpfchendurchmesser d_1 , der im Gebiet unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront benutzt wird, wurde als Mittelwert der von R. Lee bestimmten Werte d_k und d_g berechnet. Da der wirksamere Parameter, der vom Tröpfchendurchmesser abhängt, die Zwischenphasenfläche pro Volumeneinheit ist, wurde der sog. 'Sauter mean diameter' /47/ der zwei Tröpfchengruppen berechnet, denn dadurch kann diese Größe beibehalten werden.

$$d_1 = [(N_k/N_g)d_k^3 + d_g^3] / [(N_k/N_g)d_k^2 + d_g^2] \quad (B1)$$

Mit den Werten:

$$d_k = 0,03 \text{ mm}$$

$$d_g = 1 \text{ mm}$$

$$N_k/N_g = 10^4$$

erhält man aus der Formel B1:

$$d_1 = 0,127 \text{ mm.}$$

Die Länge L des Gebietes, wo der kleinere durchschnittliche Tröpfchendurchmesser d_1 benutzt wird, wurde auf der Basis des für den Versuch FLECHT Nr. 32114 bestimmten Referenzwertes L_0 (s. Abschn. 2.2.2 und 3.3.1) für die verschiedenen Fälle berechnet. Mit einer ziemlich groben Annäherung wurde eine lineare Abhängigkeit der Länge L von der maximalen Überhitzung $\Delta T = T_{0,\max} - T_s$ (in °C) des Hüllrohres und von der Wärmeleistungsdichte an das Fluid Q (in W/m^3) beim Flutungsbeginn angenommen. Das setzt voraus, daß die Verdampfungsrate der kleinen Tröpfchen proportional zu Q und ΔT ist, was in erster Näherung plausibel erscheint. Somit erhält man für einen beliebigen Fall:

$$L = L_0(Q_0/Q)(\Delta T_0/\Delta T) \quad (B2)$$

wobei die Größen mit Index 0 sich auf den Referenzfall beziehen.

Für die Bedingungen der FLORESTAN-Notkühlversuche (s. Kap. 4) erhielt man aus der Formel (B2) Werte $L < L_0$, da in diesem Falle die Wärmeleistungsdichte

an das Fluid Q größer als Q_0 ist. Die Ergebnisse der durchgeführten Nachrechnungen haben die Gültigkeit dieser Werte bestätigt.

Für die FEBA- und SEFLEX-Experimente wurden hingegen Werte $L > L_0$ bestimmt. Die damit durchgeführten Rechnungen ergaben zu kurze Benetzungszeiten und zu niedrige maximale Hüllrohrtemperaturen. Die Beibehaltung des Wertes L_0 in den Rechnungen führte jedoch zu befriedigenden Ergebnissen (s. Kap. 3).

In gleicher Weise wurde der Parameter L für die Berechnung der verschiedenen Reaktoren (s. Kap. 5) ausgewertet. Da die Wärmestromdichte Q und die Überhitzung ΔT niedriger sind als im Experiment FLECHT 32114, erhielt man Werte $L > L_0$.

L_0 ist aber der höchste Wert, der anhand experimenteller Daten erfolgreich überprüft wurde. Daher wurde er als obere Grenze für L gesetzt und bei allen Reaktorrechnungen benutzt.

Für die Berechnung der Zwischenphasenfläche A im Gebiet unmittelbar oberhalb der Benetzungsfront wurde das Programm wie folgt geändert:

- für $\alpha \leq 0,4$ gelten noch immer die Formeln (A5) und (A6), wobei $d=d_2$ (s. Anhang A)
- für $\alpha \geq 0,8$ gilt die Formel (A4) mit $d=d_1$ (s. Anhang A)
- für $0,4 \leq \alpha \leq 0,8$ werden die Grenzwerte A_1 für $\alpha=0,4$ und A_2 für $\alpha=0,8$ quadratisch in α interpoliert:

$$A = A_1 + (A_2 - A_1) \times [(\alpha - 0,4)/(0,8 - 0,4)]^2 \quad (B3)$$