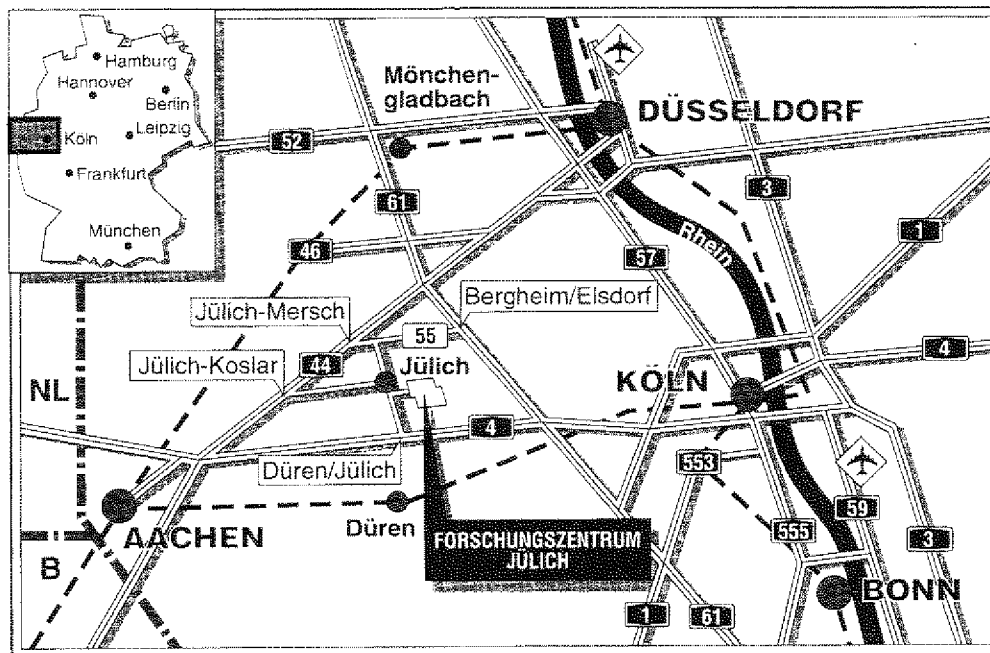


*Institut für Sicherheitsforschung
und Reaktortechnik*

**Wiederinbetriebnahme der
Linerkühlung eines mittelgroßen
HTR Spannbetondruckbehälters
bei einem Kernaufheizstörfall
mit Ausfall der Linerkühlung**

Du III KIM



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 2543

ISSN 0366-0885

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-2543

D 82 (Diss. T.H. Aachen)

Zu beziehen durch: Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek
Postfach 1913 · D-5170 Jülich · Bundesrepublik Deutschland
Telefon: 02461/61-6102 · Telefax: 02461/61-6103 · Telex: 833556-70 kfa d

**Wiederinbetriebnahme der
Linerkühlung eines mittelgroßen
HTR Spannbetondruckbehälters
bei einem Kernaufheizstörfall
mit Ausfall der Linerkühlung**

Du III KIM

Abstract

The safety analysis of medium-sized High-Temperature Reactors (HTR) has to make a statement on the technical basis for the risk during a hypothetical core heat-up accident. The failure of the core heat removal system determines the risk of the HTR. During this accident the liner cooling system is the only active heat sink. There are conceivable accidents during which the core cooling system and the liner cooling system are not available for a considerable time. This paper investigates experimentally and theoretically the possibility of refeeding the liner cooling system and the heat transfer processes of a two-phase flow during a refeeding of the liner cooling system above the saturation temperature.

The experiments have shown that even at an initial temperature of 700°C it is still possible to refeed the liner cooling system without difficulty. Depending on the initial temperature and flow, a steam blockage of the cooling tubes may temporarily occur but this does not interrupt the cooling process. At initial temperatures far above the saturation temperature it is advisable to carry out reflooding with a flow below that of normal operation in order to avoid excessive pressure in the hot tubes and to keep the thermal stress low.

The SIKADE-2 simulation gave good agreement with the experimental data. The application of the reflooding process to the liner cooling system in the THTR-300 during a core heat-up accident enables one to state that reflooding of the liner cooling system in the cylindrical wall would take about 10 or 20 minutes if refeeding is assumed to start at an initial temperature of 300°C or 450°C.

Kurzfassung

Die Sicherheitsforschung für Hochtemperaturreaktoren (HTR) mittlerer Leistungsgröße hat die Aufgabe, eine technisch begründete Aussage über das durch hypothetische Kernaufheizstörfälle verursachte Risiko zu machen. Bei diesem HTR bestimmt der Ausfall der Kernkühlung das Risiko. Bei Ausfall der Reaktorkühlung stellt das Linerkühlsystem die einzige aktive Wärmesenke dar. Es sind Ereignisabläufe denkbar, bei denen die Linerkühlung über einen längeren Zeitraum nicht verfügbar ist. In Rahmen dieser Arbeit wurden die Wiederbespeisbarkeit und die Wärmetransportvorgänge der Zweiphasenströmung während der Wiederbespeisung des Linerkühlsystem bei Ausgangstemperaturen oberhalb der Siedetemperatur experimentell und theoretisch untersucht.

Die Experimente haben gezeigt, daß die Wiederbespeisung auch bei Ausgangstemperatur von 700 °C noch problemlos möglich ist. Es können, je nach Ausgangstemperatur und Durchfluß, vorübergehende Dampfblockage der Kühlrohre auftreten, der Abkühlvorgang wird dadurch aber nicht unterbrochen. Bei Ausgangstemperaturen weit oberhalb der Siedetemperatur ist eine Wiederbespeisung mit gegenüber dem Normalbetrieb reduziertem Durchfluß ratsam, um zu hohe Drücke in den heißen Rohren zu vermeiden und die Wärmespannung niedrig zu halten.

Die Nachrechnung der Versuche mit SIKADE-2 ergab eine gute Übereinstimmung mit den Experimentdaten. Die Anwendung auf den Auffüllvorgang des Linerkühlsystem im THTR-300 bei einem Kernaufheizstörfall erlaubt die Aussage, daß das Auffüllen des Linerkühlsystem im zylindrischen Wandbereich etwa 10 min bzw. 20 min dauern würde, wenn man von einer Ausgangstemperatur von 300 °C bzw. 450 °C bei der Wiederbespeisung ausgeht.

INHALTVERZEICHNIS

Seite

Vorwort

Zusammenfassung

1

1. Einleitung

3

2. Problemstellung und Ziel der Arbeit

6

3. Beschreibung eines HTR mit Spannbeton-Reaktordruckbehälter
und Linerkühlsystem

8

3.1 Spannbeton-Reaktordruckbehälter (SBRB)

9

3.2 Liner

10

3.3 Wärmeschutzsystem

10

3.3.1 Thermische Isolierung

12

3.3.2 Linerkühlsystem

12

4. Theoretische Überlegungen im Zusammenhang mit der
Wiederbespeisung

15

4.1 Allgemeine Grundlagen und Definitionen

15

4.2 Wärmetransportvorgänge bei der Wiederbespeisung

18

4.2.1 Begriffsdefinition "Wiederbenetzung"

18

4.2.2 Abgrenzung von Strömungs- und Wärmeübergangsbereiche

21

4.2.3 Siedekurve nach NUKIYAMA

24

5. Experimentelle Untersuchungen der Wiederbespeisungs-
phänomene

26

6. Versuch mit dem SBRB-Ausschnittmodell

27

6.1 Linerkühlsystem des Versuchsstandes

27

6.2 Truhenofen als Wärmequelle

29

6.3	SBRB-Ausschnittmodell und Kühlstrecke	30
6.4	Instrumentierung	32
6.5	Versuchsparameter	33
6.6	Versuchsdurchführung	36
6.7	Versuchsergebnisse	37
6.7.1	Wärmespeicherung des Betons	38
6.7.2	Einfluß der Zahl der Kühlstränge	39
6.7.3	Bespeisung mit verschiedenen Anfangstemperaturen	40
6.7.4	Bespeisung mit verschiedenen Durchflüssen	44
6.7.5	Bespeisung mit verschiedenen Eintrittsunterkühlungen	47
6.8	Diskussion der Versuchsergebnisse	48
7.	Versuch mit dem Plattenmodell	50
7.1	Versuchsdurchführung	53
7.2	Versuchsergebnisse	54
7.2.1	Wiederbespeisung bei der Anfangstemperatur von 330 °C	54
7.2.2	Wiederbespeisung bei der Anfangstemperatur von 600 °C	59
7.3	Diskussion	63
8.	Modellentwicklung auf Basis von SIKADE-2	66
8.1	Beschreibung des Programms SIKADE-2	66
8.2	Das Fluidmodell mit Grundbilanzgleichungen	67
8.2.1	Mischungsmassenbilanz	67
8.2.2	Mischungsenergiebilanz	67
8.2.3	Mischungsimpulsbilanz	68
8.2.4	Kontinuitätsgleichungen für die Dampfphase	68
8.3	Die konstitutiven Beziehungen	69
8.3.1	Die Wand-Fluid-Wärmeübergangsbeziehungen	69
8.3.2.	Die Benetzungstemperatur	73
8.4	Das Wärmeleitmodell	74

	Seite
9. Nachrechnung mit SIKADE-2	75
9.1 Spezifizierung der Versuchsgeometrie	75
9.2 Wahl der thermohydraulischen Anfangs- und Randbedingungen	82
9.3 Ergebnisse der Nachrechnung	83
10. Berechnung für den THTR-300	86
10.1 Simulation einer Wiederbespeisung des THTR-Linerkühlsystems	86
10.1.1 Ermittlung der Ausgangstemperatur der Linerkühlrohre	86
10.1.2 Spezifizierung der Geometrie und der thermodynamischen Bedingungen	89
10.1.3 Ergebnisse der Simulation	91
10.2 Ermittlung der instationären Temperaturfelder im THTR-SBRB	96
10.2.1 Berechnungsergebnisse	97
Anhang	104
Nomenklatur	110
Literaturverzeichnis	114

Zusammenfassung

Die Sicherheitsforschung für Hochtemperaturreaktoren (HTR) mittlerer Leistungsgröße hat die Aufgabe, eine technisch begründete Aussage über das durch Störfälle verursachte Risiko zu machen. Die bisherigen Arbeiten haben gezeigt, daß bei diesem HTR der Ausfall der erzwungenen Kernkühlung, der sog. Kernaufheizstörfall, das Risiko bestimmt. Dabei steigen die maximalen Kerntemperaturen beim drucklosen Reaktor bis auf 2500 °C. Die Folge ist eine massive Spaltproduktfreisetzung aus den Brennelementen. Deshalb hängen die Auswirkungen eines solchen ausleaguungsüberschreitenden Störfalls vom Verhalten der druckführenden Umschließung, dem Spannbetonbehälter mit seinem gasdichten Liner, ab. Der zusätzliche langfristige Ausfall des Linerkühlsystems (LKS) des Spannbetonbehälters kann zu Undichtigkeiten des Liners und zur Betonzersetzung im Spannbeton-Reaktordruckbehälter (SBRB) führen. Um dies zu verhindern, ist eine Wiederinbetriebnahme des LKS von großer Bedeutung. Hierfür steht genügend Zeit zur Verfügung, insbesondere dann, wenn eine Wiederinbetriebnahme des LKS auch bei Temperaturen weit oberhalb der Siedetemperaturen noch möglich ist.

In Rahmen dieser Arbeit wurden die Wiederbespeisbarkeit und die Wärmetransportvorgänge während der Wiederbespeisung des LKS bei Temperaturen oberhalb der Siedetemperaturen untersucht. Dafür sind Experimente unter verschiedenen thermodynamischen Bedingungen durchgeführt worden.

Zur Untersuchung der Wiederbespeisbarkeit der Linerkühlrohre, deren Wandtemperaturen den Siedezustand des Kühlwassers überschritten haben, wurde mit einem original ähnlichen SBRB-Ausschnittmodell experimentiert. Dabei wurde nachgewiesen, daß die Wiederbespeisung mit reduziertem Durchfluß von 0,145 m³/h bis zu 700 °C möglich ist und die Wärmekapazität des Betons dabei keine Auswirkung auf die Wiederbespeisung hat. Die Experimente zeigten, daß der Vorgang der Wiederbespeisung durch die thermohydraulischen Randbedingungen beeinflusst wird. Wichtige Einflußgröße für den Abkühlvorgang sind der Kühlwasserdurchfluß, die Rohrtemperatur und der Systemdruck sowie die Kühlwasserunterkühlung.

Nach den Versuchsergebnissen empfiehlt es sich, die Wiederinbetriebnahme des LKS in eine durchflußreduzierte Wiederbespeisungsphase und in eine stabile Kühlbetriebsphase mit hohem Durchfluß zu unterteilen.

Um einen besseren Zugang zum Phänomen der Wiederbespeisung zu bekommen und die Anwendbarkeit des Zweiphasen-Rechenprogrammes SIKADE-2 anhand der Versuchsergebnisse zu überprüfen, wurden Versuche mit einem meßtechnisch besser bestückten Platten-Modell (nur Liner mit Kühlrohren und thermischer Isolierung, aber ohne Beton) bei konstantem Durchfluß von $0,145 \text{ m}^3/\text{h}$ durchgeführt*. Hierbei wurde insbesondere die Wandtemperatur bei der Benetzung bestimmt, die der Temperatur des Übergangs vom Filmsieden zum Übergangssieden entspricht. Es zeigte sich, daß diese Übergangstemperatur (Wiederbenetzungstemperatur) unabhängig von der Rohrausgangstemperatur ca. 160 K über der Sättigungstemperatur der Zweiphasenströmung liegt.

Die Nachrechnung der Versuche mit SIKADE-2 ergab eine gute Übereinstimmung mit den Experimentdaten. Die Anwendung auf den Auffüllvorgang des LKS im THTR-300 erlaubt die Aussage, daß ein Auffüllen des LKS im zylindrischen Bereich etwa 550 s bzw. 1350 s dauern wird, wenn man von einer Ausgangstemperatur von 300 °C bzw. 450 °C ausgeht. Die Ausgangstemperatur würde sich im unterstellten Störfall frühestens nach 48 h bzw. 150 h einstellen.

Die Temperatur des SBRB, die sich zum Zeitpunkt der Wiederbespeisung zwischen 60 °C (außen) und 300 °C (innen) bzw. 450 °C bewegen, liegen ca. 50 h bzw. 110h nach der Wiederinbetriebnahme des LKS überall unter 100 °C. Dies ergaben Rechnungen mit dem Programmsystem SMART (Methode der finiten Elemente). Während des eigentlichen Auffüllvorganges findet praktisch kein Wärmeaustausch zwischen Kühlwasser und Beton statt.

* Dieser Durchfluß stellt sich ein, wenn das LKS des THTR-300 vom Feuerlöschsystem bespeist wird. Er hat sich in den Versuchen auch als optimal erwiesen.

1. Einleitung

Alle Primärkreis Komponenten von Hochtemperaturreaktoren (HTR) mittlerer Leistungsgröße - z.B. THTR-300 bzw. HTR-500 - sind in einem Spannbeton-Reaktordruckbehälter (SBRB) untergebracht, der zur Erzielung der erforderlichen Gasdichtigkeit mit einem Stahlhemd, dem sog. Liner, ausgekleidet ist. Der Liner ist auf der Gasseite mit einer thermischen Isolierung und auf der Betonseite mit Kühlrohren versehen. Die Kühlung dient zusammen mit der Wärmedämmung dazu, den Beton vor den hohen Gastemperaturen im Primärkreislauf zu schützen, die im Normalbetrieb bei 250 °C liegen /1/.

Bei Totalausfall der Nachwärmeabfuhr einrichtungen und gleichzeitiger Druckentlastung des Primärkreises sind die wesentlichen Wärmetransportmechanismen die Wärmeleitung und -strahlung innerhalb des Reaktorkerns und die Wärmestrahlung von der Kernoberfläche zum Linerkühlsystem (LKS) und zum SBRB. Das bedeutet, daß in diesem Fall die Nachwärme durch passive Transportmechanismen aus dem Reaktorkern abgeführt wird. Solche Ereignisabläufe gehören zwar nicht zu den Auslegungsstörfällen, d.h. ihre Eintrittswahrscheinlichkeit ist so gering, daß ihr Auftreten nach den Maßstäben der praktischen Vernunft ausgeschlossen werden kann. Sie bestimmen aber das Risiko eines mittelgroßen HTR. Das ist auch der Grund, daß sich die HTR-Sicherheitsforschung damit befaßt.

Bei einem solchen auslegungsüberschreitenden Störfall - ungehinderter Kernaufheizung - stellt das Linerkühlsystem die einzige aktive Wärmesenke im SBRB dar. Es ist in der Lage, die Auswirkungen eines solchen Störfalles auf den SBRB in tolerablen Grenzen zu halten. Die Zuverlässigkeit der Liner Kühlung spielt deshalb für das Risiko eine entscheidende Rolle. In zahlreichen Untersuchungen zum Störfallverhalten von HTR-Anlagen, die vor allem im Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik (ISR) des Forschungszentrums Jülich durchgeführt wurden, zeigt sich, daß das ohnehin niedrige Risiko noch weiter gesenkt werden kann, wenn das betrieblich vorhandene Linerkühlsystem des SBRB mit in das anlageninterne Notfallschutzkonzept eingebunden wird, da es ein sehr einfaches und darum sehr leicht zu handhabendes System der Wärmeabfuhr darstellt /2/.

Es sind nämlich Ereignisabläufe denkbar, bei denen in Verbindung mit einem Kernaufheizstörfall die Linerkühlung über einen längeren Zeitraum ebenfalls nicht verfügbar ist (z.B. unbeherrschter Notstromfall). In diesem Fall würde der SBRB nicht mehr durch das LKS geschützt. Dabei besteht die Gefahr einer Betonüberhitzung mit Freisetzung von Wasserdampf, der bei einer Zerstörung des Liners in die Reaktorkaverne gelangen würde. Im ISR wurde der dabei auftretende zeitliche Temperaturverlauf der Komponenten rechnerisch ermittelt /3/. Wesentliche Ergebnisse dieser Rechnungen sind in Abb. 1.1 graphisch dargestellt.

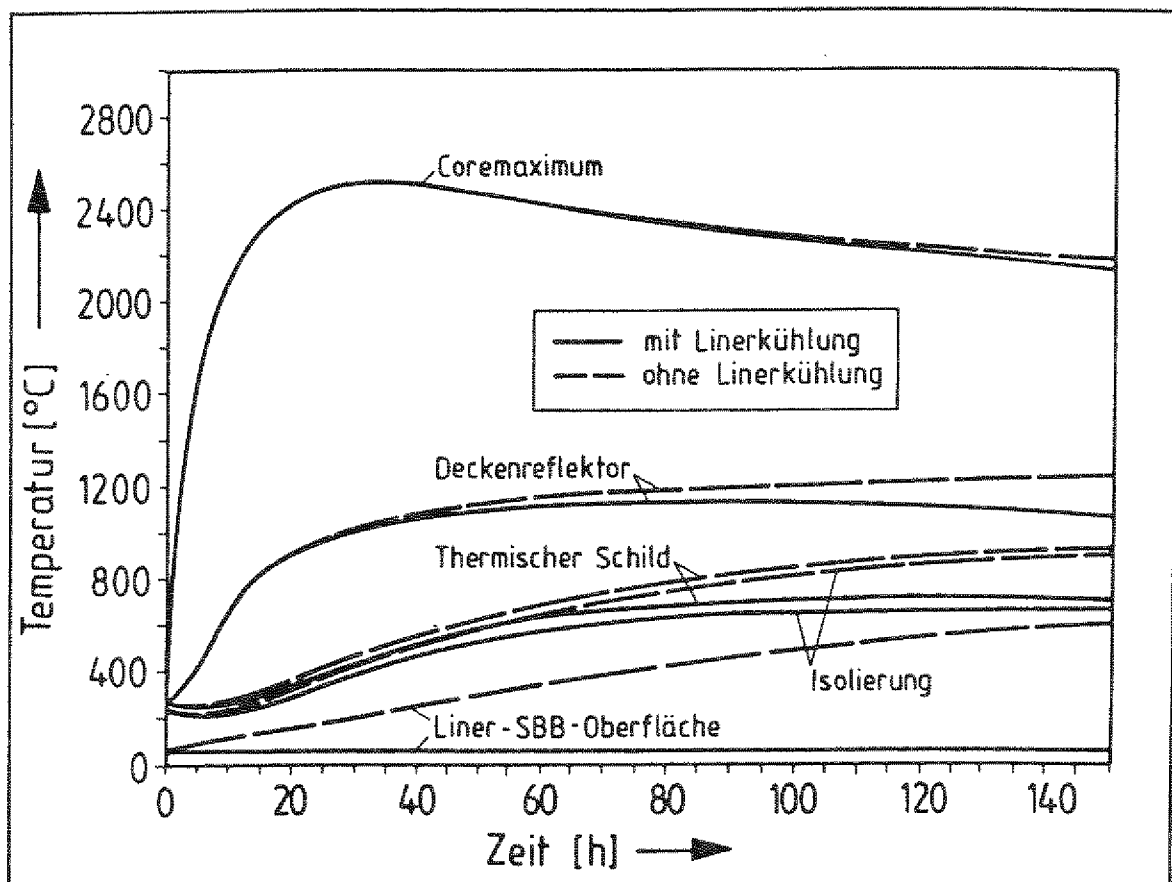


Abb. 1.1 : Temperaturtransienten in den oberen Komponenten der Kaverne des SBRB bei Kernaufheizung /3/

Auf der Grundlage dieser theoretischen Untersuchungen wurde vor mehreren Jahren ein Experimentiervorhaben begonnen, dessen Ziel es war, repräsentative Ausschnitte eines HTR-SBRB den errechneten Störfalltemperaturen auszusetzen. Dabei wurde vorrangig das Verhalten des bewehrten Betons, des Liners, der thermischen Isolierung und des Linerkühlsystems untersucht /4/.

Eine wichtige Frage in Zusammenhang mit anlageninternen Notfallschutzmaßnahmen ist, ob das LKS unter den Bedingungen eines Kernaufheizstörfalls auch dann wieder in Betrieb genommen werden kann, wenn der Liner sich bereits auf weit über die Siedetemperatur aufgeheizt hat. Je höher die Temperatur ist, bis zu der Wiederbe-
speisung möglich ist, umso mehr Zeit steht für die Wiederinbetriebnahme der Liner-
kühlung zur Verfügung und umso größer sind die Erfolgsaussichten. Die Klärung
dieser Frage erfordert die Untersuchung der komplexen thermo- und fluiddyna-
mischen Vorgänge beim Ablöschen heißer Rohre und die rechnerische Beschreibung
dieser Vorgänge mit einem Rechenprogramm. Dabei spielen insbesondere die
Wärmeübergangs- und Benetzungsphänomene eine wichtige Rolle.

2. Problemstellung und Ziel der Arbeit

Die Phänomene der instationären Zweiphasenströmung wurden erst in den letzten dreißig Jahren intensiv untersucht wegen der Notwendigkeit, genauere Berechnungen für die Notkühlung von wassergekühlten Reaktoren nach einem Leckstörfall, dem sog. "LOCA (loss of coolant accident)", anzustellen. Dieselben Phänomene treten auch bei der Wiederbespeisung des Linerkühlsystems nach vorherigem Ausfall aller Wärmesenken eines mittelgroßen Hochtemperaturreaktors auf, sofern sich der Ausfall über einen Zeitraum von mehr als einem Tag erstreckt. Bei langfristigem Ausfall der Linerkühlungen würde die Temperatur des Liners und der Kühlrohre beim THTR-300 und HTR-500 in einem solchen Störfall bis auf 1000 °C ansteigen, wie entsprechende Rechnungen für die beiden Reaktoren gezeigt haben [2,3].

Um dies zu unterbinden und damit den SBRB vor zu hohen Temperaturen zu schützen, muß rechtzeitig das LKS wieder in Betrieb genommen werden. Dabei sind, je nach Ausgangszustand, verschiedene Phasen bei der Wiederbespeisung des Linerkühlsystems zu unterscheiden. Diese Ausgangszustände sind in Abb. 2.1 ersichtlich. In dieser Arbeit wird insbesondere die rechts dargestellte Phase untersucht, in der die Ausgangstemperatur so hoch ist, daß Wiederbenetzungsvorgänge eine wichtige Rolle spielen.

Die Wiederbespeisung wäre entweder durch Wiederinbetriebnahme des LKS selbst oder durch Anschluß des Feuerlöschsystems an das LKS möglich. Die Kühlrohrtemperaturen, bei denen Kühlwasser eingespeist werden soll, befinden sich über der Leidenfrost-Temperatur, so daß die erste Phase der Abkühlung im Bereich des Filmsiedens abläuft. Da der Übergang vom Filmsieden zum Übergangssieden (Wiederbenetzung) - auch Leidenfrostphänomen genannt - mit einer drastischen Erhöhung der Wärmeübergangskoeffizienten verbunden ist, ist das Phänomen der Wiederbenetzung für den Wärmetransport von großer Bedeutung (s. Abb. 4.6).

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, erstens die Wiederbespeisbarkeit ausgedampfter und aufgeheizter Kühlrohre unter den verschiedenen thermodynamischen Bedingungen experimentell zu klären und zweitens die Verwendbarkeit eines Rechenprogramms, welches den Wiederbespeisungsvorgang beschreiben kann, an-

hand der durchgeführten Experimente zu überprüfen. Es handelt sich hierbei um das Zweiphasen-Rechenprogramm (SIKADE-2) zur Berechnung thermohydraulischer Transienten /5/. Um die Aussagesicherheit dieses Programms zu verbessern, werden neue Beziehungen und Ansätze ins Programm eingeführt und getestet. Mit der so modifizierten und angepaßten Version des Programms wird schließlich die Wiederbespeisung des Linerkühlsystems beim THTR-300 bei einem Kernaufheizstörfall simuliert.

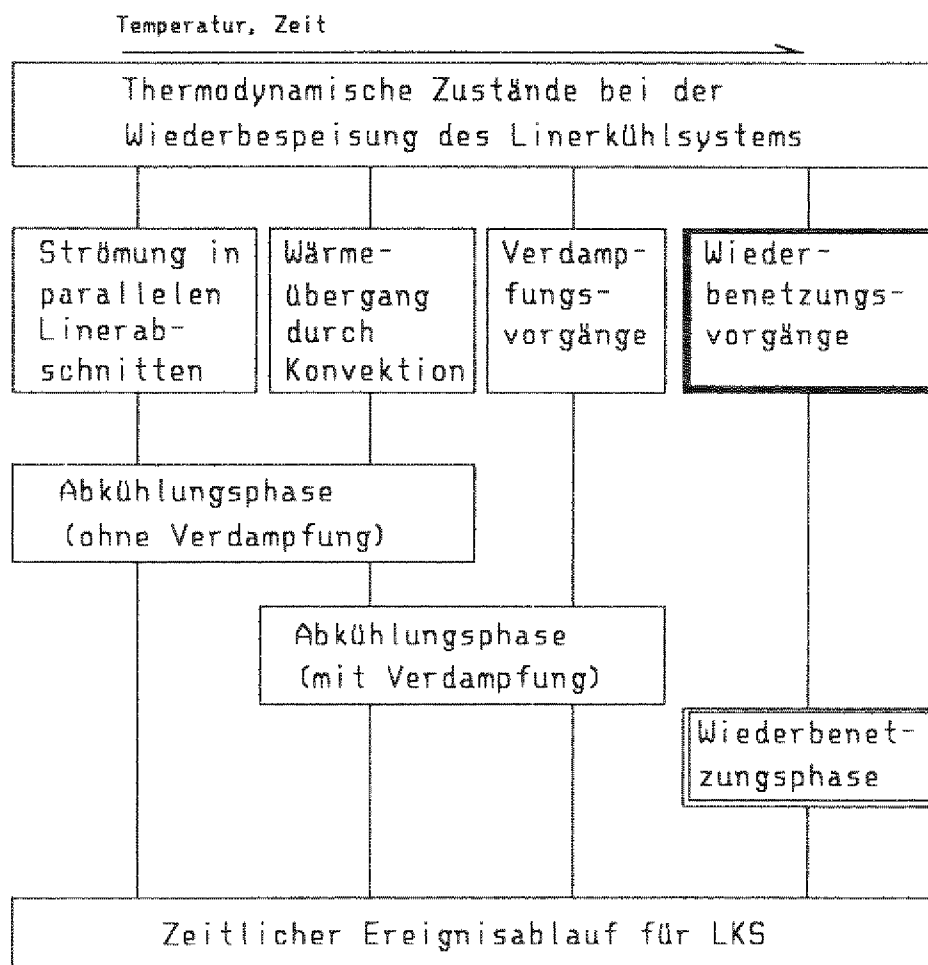
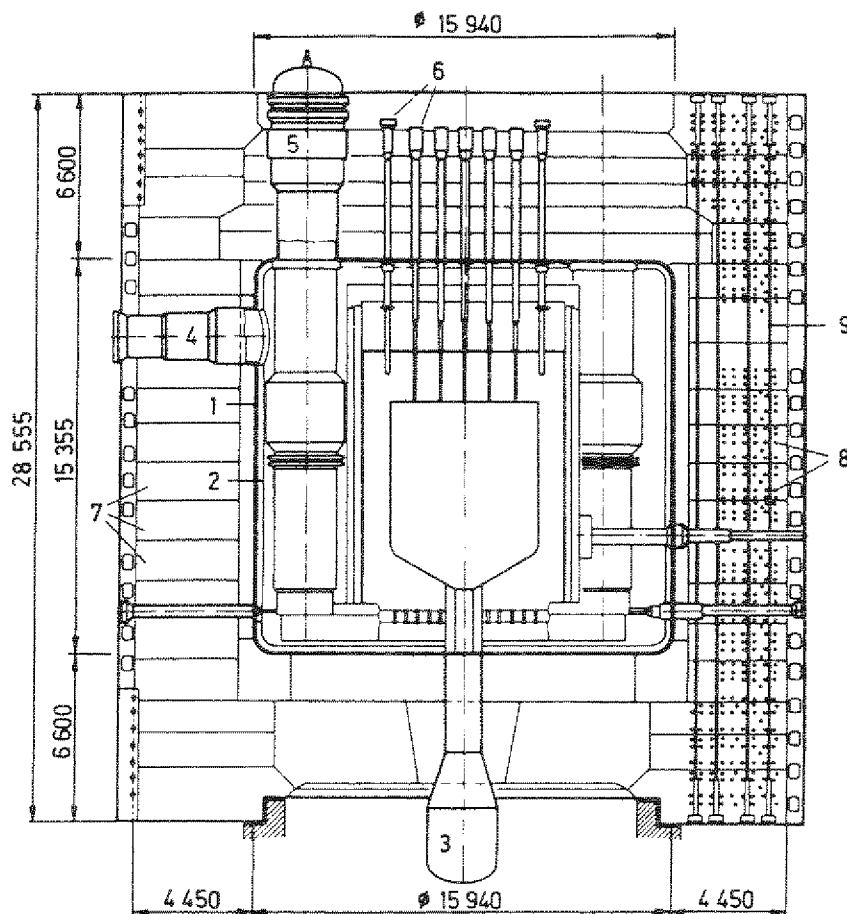


Abb. 2.1: Ereignisablauf des LKS beim ungehinderten Kernaufheizstörfall

3. Beschreibung eines HTR mit Spannbeton-Reaktordruckbehälter und Linerkühlsystem

Für das Verständnis der vorliegenden Arbeit sind einige Grundkenntnisse über den Aufbau und die Funktionsweise des Spannbeton-Reaktordruckbehälters (SBRB) bzw. des Linerkühlsystems (LKS) erforderlich. Die Abb. 3.1 zeigt den Aufbau des THTR-300.



Legende	
1 Liner	5 Dampferzeuger-Panzerrohr
2 Isolierung	6 Regelstab-Durchführungen
3 Kugelabzugsrohr	7 Betonierabschnitte
4 Gebläsepanzerrohr	8 Spannkabel (Umfangsrichtung)
	9 Spannkabel (axial)

Abb. 3.1 : Vertikalschnitt durch den SBRB des THTR-300 /1/

3.1 Spannbeton-Reaktordruckbehälter (SBRB)

Der SBRB eines mit Helium gekühlten Hochtemperaturreaktors (s. Abb. 3.1) ist ein hoch beanspruchtes dickwandiges Bauwerk, belastet im wesentlichen durch Innendruck, Temperatur und Vorspannung. In dem Baukonzept des SBRB übernimmt der Betonteil mit seinen Spanngliedern die Tragfunktion, der Liner die Dichtfunktion und die Isolierung zusammen mit dem Kühlsystem den Wärmeschutz des Betons. Jede dieser Einheiten schafft für die andere die notwendigen Randbedingungen, wodurch sie aufs engste miteinander verknüpft sind. Der SBRB ist mit Hilfe von axialen und ringförmigen Spannkabeln so weit vorgespannt, daß die vom Innendruck hervorgerufenen Spannungen in den Behälterwänden im Normalbetrieb kompensiert werden.

Als Druckschale für den radioaktiven Primärkreislauf und als Schutzbarriere zur Zurückhaltung von Spaltprodukten hat der Spannbeton-Reaktordruckbehälter wesentliche Sicherheitsaufgaben zu erfüllen.

Diese Aufgaben sind /6/ :

- Aufnahme des Betriebs- und Störfalldruckes
- Gasdichtigkeit zur Minimierung von Kühlgasleckagen und der Aktivitätsfreisetzung im Normalbetrieb und bei Störfällen
- Strahlenabschirmung gegen Neutronen- und γ -Strahlung aus dem Core und der Kontamination des Kühlgases

Die Gasdichtigkeit wird durch den Liner, die Panzerrohre und Behälterabschlüsse gewährleistet. Die Funktion der Abschirmung und der Druckübertragung übernimmt der Beton. Aus Festigkeitsgründen ergeben sich große Betonstärken, so daß der Behälter hinsichtlich Abschirmung stark überdimensioniert ist. Im SBRB ist der gesamte Primärkreislauf, bestehend aus Reaktor, Gebläse und Dampferzeuger, angeordnet.

3.2 Liner

Da Beton nicht gasdicht ist, sind die Innenseiten des Behälters mit einem Stahl liner von ca. 20 mm bis 30 mm Wandstärke aus Feinkornbaustahl TTStE 29 ausgekleidet (s. Abb.3.1). Er hat die Dichtigkeit des Primärkreislaufes zu gewährleisten. Der Liner ist wegen seiner Dicht- und Einschlußfunktion eine Spaltproduktbarriere /7, 8/. Da die aus dem Innendruck des Gefäßes resultierenden Kräfte von SBRB aufgenommen werden, ist der Liner kein tragendes Element des Systems. Er ist daher so ausgelegt, daß er allen Verformungen des Betonkörpers folgen kann und seine Integrität unter allen Belastungsfällen während der Reaktorlebensdauer sicher gewährleistet ist. Daneben übernimmt der Liner noch sekundäre Funktionen. Er dient als Schalung während des Betonierens, als Befestigungselement für Isolierung und Kühlung, als gute Wärmebrücke zwischen Isolierung und Kühlsystem und als Ausschnittverstärkung bei großen Durchbrüchen durch die Betonwandung.

Die Hauptabmessungen des Liners vom THTR-300 sind durch die Innenform des SBRB gegeben ($D_i = 15900$ mm, $H_i = 15700$ mm). Der Liner ist aus einem stehenden Blechzylinder mit ebenen Böden aufgebaut. Boden- und Deckenliner sind mit dem zylindrischen Teil durch je ein torusförmiges Übergangsstück verbunden. Der Liner ist mit einem System von Verankerungselementen, wie Kopfdübelbolzen, Rippen und Kühlrohren, im Beton verankert (s. Abb. 3.2, 3.3).

3.3 Wärmeschutzsystem

Die spezifischen physikalischen Eigenschaften des Baustoffes Beton lassen nur niedrige Betriebstemperaturen zu. Eine weitere Einschränkung der Temperatur ergeben sich aus den zulässigen Wärmespannungen. Aus diesem Grund ist ein Wärmeschutzsystem erforderlich, das die Betontemperatur im Normalbetrieb unterhalb 60 °C hält. Es wird nach dem üblichen Konzept ausgeführt, wobei sich eine Wärmeisolierung auf der Innenseite und ein Kühlsystem auf der Außenseite des Liners befindet. Dieses Kühlsystem muß sowohl die durch die Isolierung zufließende als auch die im Beton erzeugte Wärme, z.B. Reaktions- und Umwandlungswärme, abführen.

Der Aufbau des Wärmeschutzsystems mit metallischer Folienisolierung (THTR-300) bzw. mit einer Isolation aus Keramikfasern (HTR-500) geht aus Abb. 3.2 bzw. Abb. 3.3 hervor.

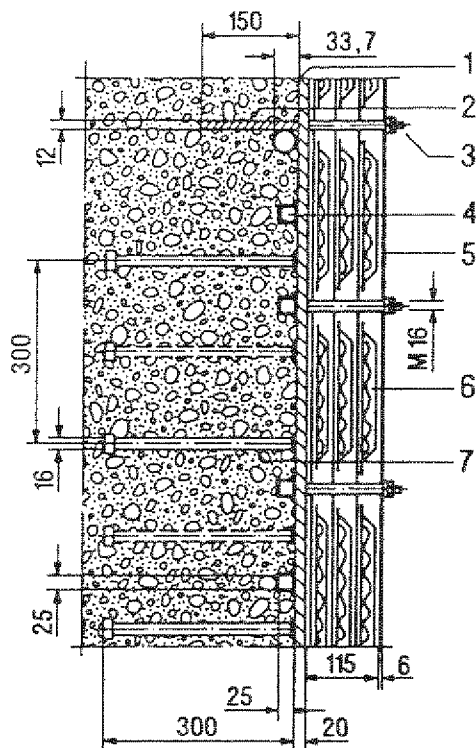


Abb. 3.2 : Aufbau des Wärmeschutzsystems mit Metallfolienisolierung :

1. Liner, 2. Verankerungsrippe, 3. Haltebolzen, 4. Kühlrohre, 5. Abdeckplatte, 6. Metallfolienisolierung, 7. Kopfdübelbolzen

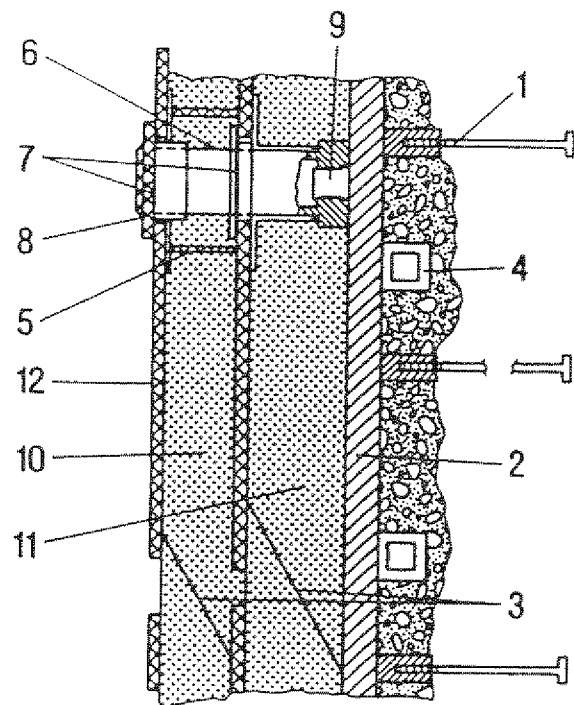


Abb. 3.3 : Aufbau des Wärmeschutzsystems mit Keramikfaserisolierung :

1. Kopfdübelbolzen, 2. Liner, 3. Sperrbleche in Isolation, 4. Kühlrohre, 5., 6., 7., 8., 9. Halterung für Isolation, 10., 11. Faserisolierung /9/

3.3.1 Thermische Isolierung

Auf der Innenseite des SBRB befindet sich entweder eine metallische- oder eine keramische Isolierung, je nach Reaktortyp (s. Abb. 3.2 und 3.3). Mit dieser thermischen Isolierung werden die Wärmeverluste des Reaktors verringert und der Liner vor zu hoher thermischer Belastung geschützt. Die Isolierung ist durch Bolzen und Abdeckplatten (cover-plates) am Liner befestigt. Versagt einer dieser Bolzen, so kann die betroffene Abdeckplatte dennoch nicht aus dem Isolierungsverband herausfallen, da sie noch von den überlappenden Eckplatten dreier benachbarter Abdeckplatten gehalten wird. Die vom Helium durch die Isolierung zum Liner-kühlsystem gehende Wärmestromdichte beträgt im Normalbetrieb ($\vartheta_{\text{H}} = 250\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\vartheta_{\text{L}} = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$) etwa $1,1\text{ kW/m}^2$. Dieser kleine Wert wird durch die thermische Isolierung erreicht (bei Metallfolienisolierung).

3.3.2 Linerkühlsystem

Die am Liner anfallende Wärmeleistung wird über ein mit Wasser betriebenes Rohrsystem, dem sog. Linerkühlsystem, abgeführt (s. Abb. 3.4). Zur Erhöhung der Betriebssicherheit sind zwei voneinander unabhängige Linerkühlkreisläufe (redundant $2 \times 100\text{ } \%$) vorhanden, die zusätzlich zu den drei absperrbaren Rohrregistern der eigentlichen Linerkühlung auch noch andere Kühlstellen versorgen. Die drei Register dienen jeweils der Deckenkühlung, der Seitenwandkühlung und der Bodenkühlung. Zur Regelung des Pegels und des Druckes befindet sich ein Ausgleichsbehälter mit einem Sicherheitsventil im Kreislauf. Das Wasser im Ausgleichsbehälter steht unter einem Stickstoff-Gaspolster. Mittels einer Pumpe (zweite Pumpe als Redundanz) wird der Kreislaufdurchsatz aufrechterhalten. In einem Wärmetauscher wird das Kühlmittel abgekühlt. Die Rückkühler und Umwälzpumpen sind so angeordnet, daß ein Umschalten der Reserveeinheit auf jeden Kreislauf möglich ist (s. Abb. 3.4). Die Vorlauftemperatur des Kühlwassers beträgt $33\text{ }^{\circ}\text{C}$. Sie kann auch unter ungünstigsten Bedingungen eingehalten werden. Aus verschiedenen Gründen (z.B. Verunreinigung durch oder möglicherweise Ablagerung von Korrosionsprodukten oder zu starke Aufheizung des Kühlwassers) wird im Normalbe-

trieb eine Wassergeschwindigkeit auf 1 m/s eingehalten, was einer Durchflußmenge von ca. 0,6 kg/s pro Linerkühlrohr entspricht. Die bestimmenden Auslegungsdaten des Linerkühlsystems des THTR-300 sind in der Tabelle 3.1 aufgeführt /6/.

Benachbarte Kühlrohre sind an verschiedene Kreisläufe angeschlossen. Fällt ein Kreislauf aus, so bedeutet das für den betroffenen Bereich nur eine Verdopplung des Kühlrohrabstandes. Die Strömungsrichtung in benachbarten Kühlrohren ist entgegengesetztgerichtet, so daß die Aufheizung des Kühlwassers in den Kühlrohren in gewisser Weise kompensiert wird.

Im Normalbetrieb werden etwa 99 % durch das Kühlwasser vom LKS abgeführt. Der Rest wird über das Temperaturgefälle in der SBRB-Wandung abgeleitet /1/.

Tabelle 3.1 : Auslegungsdaten des Linerkühlsystems

Verbraucher eines Kreislaufts

Kühlwasserdurchfluß	540 m ³ /h
Eintrittstemperatur (Liner)	33 °C
Austrittstemperatur (Liner)	35 °C
Bypassdurchfluß	40 m ³ /h

Umwälzpumpe

Kühlwasserdurchfluß	540 m ³ /h
Leistung	50 kW

Reservepumpe

Kühlwasserdurchfluß	540/1080 m ³ /h
Leistung	50/340 kW

Rückkühler

Rückkühlwasserdurchfluß	360 m ³ /h
W.T.-Eintrittstemperatur	30 °C max.
W.T.-Austrittstemperatur	33 °C max.

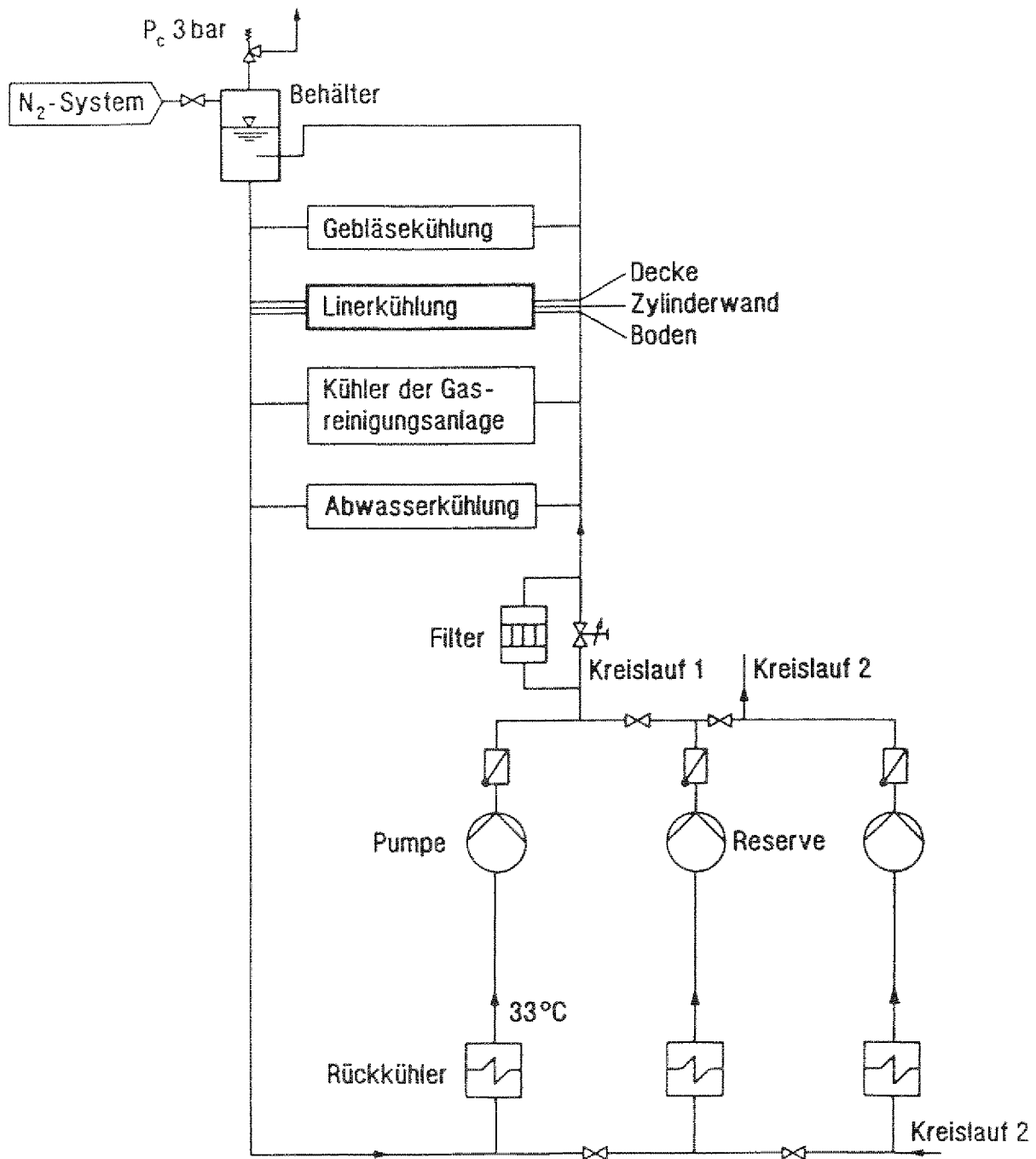


Abb. 3.4 : Betriebsskizze des Linerkühlsystems vom THTR-300

4. Theoretische Überlegungen im Zusammenhang mit der Wiederbespeisung

Nach einem langfristigen Ausfall des Linerkühlsystems (LKS) sind die Linerkühlrohre völlig ausgedampft (vgl. Abb. 2.1). Das bedeutet, daß sich Liner und Linerkühlrohre bereits auf eine Temperatur über der Siedetemperatur des Kühlwassers aufgeheizt haben. In das LKS wird nun kaltes Wasser eingespeist. Die transiente Phase der Wiederbespeisung wird als beendet betrachtet, wenn die gesamten Innenoberflächen der Linerkühlrohre von dem eingespeisten Wasser wiederbenetzt sind.

Die beim Auftreffen des Wassers auf die heiße Metalloberfläche auftretenden Phänomene lassen sich auf theoretische und experimentelle Erkenntnisse der Wiederbenetzung zurückführen /5,6,7,8,9,10,11/. Im folgenden werden diese Kenntnisse über Zweiphasenströmung und Vorgänge beim Wiederbenetzen kurz zusammengefaßt.

4.1 Allgemeine Grundlagen und Definitionen

Die Klassifizierungsmöglichkeiten des Strömungszustandes eines Gas-Flüssigkeits-Gemisches sind wesentlich vielfältiger als die eines einphasigen Fluides, da die örtliche Konzentration von Gas und Flüssigkeit, und damit die Dichte von der Geschwindigkeit der beiden Komponenten abhängt und diese sich voneinander unterscheiden. Bei der zweiphasigen Strömung, in der Stoffe zweier verschiedener Aggregatzustände im Gemisch vorhanden sind, sind zwei Fälle hinsichtlich der strömenden Medien zu unterscheiden :

Fall A) Einkomponenten-Zweiphasenströmung

d.h. Gas und Flüssigkeit bestehen aus demselben Stoff (z.B. Wasser / Wasserdampf)

Fall B) Zweikomponenten-Zweiphasenströmung

d.h. Gas und Flüssigkeit bestehen aus unterschiedlichen Komponenten, wobei das Gas bei den betrachteten Betriebsbedingungen sich nicht in der Flüssigkeit löst und nicht kondensierbar ist (z.B. Wasser / Luft)

Ein charakteristisches Merkmal der Zweiphasenströmung ist der sog. Phasenschlupf, d.h. die Tatsache, daß die Gasphase im allgemeinen mit einer höheren mittleren Geschwindigkeit strömt als die Flüssigkeit. Neben der Existenz von unterschiedlichen Phasengeschwindigkeiten weist eine Einkomponenten-Zweiphasenströmung im allgemeinen auch unterschiedliche Phasentemperaturen auf. Das Wasser kann unterkühlt sein, während der Dampf überhitzt ist. Wenn eine dieser Tatsachen zutrifft, spricht man von thermischem Ungleichgewicht. Im erstgenannten Fall (Fall A) spielt das thermodynamische Ungleichgewicht der Phase eine wesentliche zusätzliche Rolle. Bei Temperatur- oder Druckänderungen kann Wasserdampf kondensieren oder Wasser verdampfen.

Gemische aus nicht kondensierbaren Gasen und Flüssigkeiten - z.B. Fall B - können dagegen meist rein fluiddynamisch und ohne Rücksicht auf thermodynamisches Ungleichgewicht behandelt werden. Obwohl Druckänderung hier auch zur Expansion oder Kompression des Gases führt, bleiben die Massenanteile an Gas und Flüssigkeit jedoch konstant.

Zur Beschreibung der Phasen- bzw. Phasentransportanteile in der Zweiphasenströmung sind folgende Definitionen sinnvoll /17/ :

Massenanteil des Dampfes in einem Rohrabschnitt

$$x = \frac{M_d}{M_d + M_f} \quad (4 - 1)$$

Massentransportanteil des Dampfes in einem strömenden Gemisch

$$\dot{x} = \frac{\dot{M}_d}{\dot{M}_d + \dot{M}_f} \quad (4 - 2)$$

Volumenanteil des Dampfes in einem Rohrabschnitt

$$\varepsilon = \frac{V_d}{V_d + V_f} \quad (4 - 3)$$

Volumentransportanteil des Dampfes in einem strömenden Gemisch

$$\varepsilon = \frac{\dot{V}_d}{\dot{V}_d + \dot{V}_f} \quad (4-4)$$

Mit Hilfe der Kontinuitätsgleichungen für stationäre Bedingungen für die beiden Phasen und das Gemisch

$$\dot{M}_d = \dot{x} \dot{M} = \rho_d v_d \varepsilon A \quad (4-5)$$

$$\dot{M}_f = (1 - \dot{x}) \dot{M} = \rho_f v_f (1 - \varepsilon) A \quad (4-6)$$

$$\dot{M} = \dot{M}_d + \dot{M}_f \quad (4-7)$$

läßt sich die Beziehung für den Schlupf S herleiten.

Unter Schlupf versteht man das Verhältnis der mittleren Geschwindigkeiten der beiden Phasen. In der Literatur findet man zahlreiche Ansätze zur Berechnung des Schlupfes [18,19,20,21].

$$S = \frac{v_d}{v_f} = \frac{\dot{x}}{1 - \dot{x}} \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \frac{\rho_f}{\rho_d} \quad (4-8)$$

Für die mittlere homogene Dichte des Zweiphasengemisches, das sich in einem Rohrabschnitt befindet, ergibt sich folgende Definition :

$$\bar{\rho} = \rho_d \varepsilon + \rho_f (1 - \varepsilon) \quad (4-9)$$

Damit läßt sich der Massenanteil des Dampfes durch die Dichten folgendermaßen ausdrücken :

$$\bar{x} = \frac{\rho_d (\bar{\rho} - \rho_f)}{\bar{\rho} (\rho_d - \rho_f)} \quad (4-10)$$

4.2 Wärmetransportvorgänge bei der Wiederbespeisung

4.2.1 Begriffsdefinition "Wiederbenetzung"

Der Vorgang der Benetzung einer beheizten Oberfläche, deren Temperatur sich beträchtlich oberhalb der Sättigungstemperatur der benetzenden Flüssigkeit befindet, wurde im Jahre 1756 von Leidenfrost entdeckt [22]. Er hat in seinem Experiment den Verdampfungsvorgang von Wassertropfen reproduzierbarer Größe an einem bis zur Glut erhitzten Eisenlöffel beobachtet. Danach benetzten die Tropfen erst ab einer bestimmten Temperatur die Oberfläche. Heute wird das Phänomen des Filmsiedens eines Tropfens auf einer Metalloberfläche als "Leidenfrost-Phänomen" und die Temperatur, bei der die Benetzung erfolgen kann, Leidenfrost-Temperatur genannt. Häufig wird aber das Wort "Leidenfrost-Temperatur" auch bei Wiederbenetzungsvorgängen anderer Anordnungen verwendet. Sie gibt die Grenze zwischen dem Bereich der stabilen Dampffilmströmung und der Übergangsströmung (instabiler Dampffilm) an. Im englischen Sprachgebrauch wird der Vorgang mit "departure from film boiling (DFB)" bezeichnet.

Während der Phase vom Start der Bespeisung bis zur Benetzung (Quenching) erfolgt die Kühlung im wesentlichen durch nachkritisches Sieden (post dryout heat transfer). Das Wort "Wiederbenetzung" wird als pauschale Beschreibung jenes Phänomens verwendet, das sich beim Übergang vom Filmsieden zum Blasensieden abspielt, wenn das Kühlmittel bei sinkender Temperatur der heißen Oberfläche diese wiederbenetzt. Ausgangspunkt für den Vorgang der Wiederbenetzung ist also eine Filmsiedesituation. Die Temperatur der ausgedampften und aufgeheizten Linerkühlrohre liegt über der kritischen Temperatur des Blasensiedens (Departure from Nucleate Boiling), so daß die erste Phase der Abkühlung im Filmsiedebereich abläuft. Damit ergibt sich, daß die allgemeinen Wiederbenetzungsvorgänge auch für die Wiederbespeisung des LKS gelten (s. Abb. 4.6).

Verringert sich die Temperatur der Heizfläche, so daß die Dampfproduktion nicht mehr kräftig genug ist, einen stabilen Dampffilm aufrechtzuerhalten, dann bricht der Dampffilm zusammen und die Wandoberfläche kommt in direkten Kontakt mit dem Wasser. Nach diesem ersten Kontakt ist es möglich, daß sich die benetzte Stelle ausbreitet, was schließlich zu einer vollständigen Benetzung der Oberfläche führt.

Weil der Übergang vom Filmsieden zum Blasensieden (Wiederbenetzung) mit einer drastischen Erhöhung des Wärmeübergangskoeffizienten verbunden ist, ist es wichtig, die Bedingungen seines Einsetzens zu wissen. Durch diesen großen Unterschied im Wärmeübergang im benetzten und unbenetzten Bereich bildet sich ein Temperaturunterschied aus, so daß durch Wärmeleitvorgänge Wärme aus dem unbenetzten in den benetzten Bereich der Wand transportiert wird /23/.

Eine zusammenfassende Darstellung der Wiederbenetzungstemperaturen und Wiederbenetzungszeiten bei verschiedenen Randbedingungen und Parametern gibt Hein /24/. Bei Wasser liegt die Wiederbenetzungstemperatur nach Hein im Bereich niedriger Drücke, 1 - 40 bar, ca. 100 K über der Sättigungstemperatur, wie Abb. 4.1 verdeutlicht. Im Druckbereich 1 bis 5 bar stellt Lauer /25/ einen Anstieg der Wandüberhitzung am Benetzungspunkt von 250 K bei 1 bar auf 300 K bei 5 bar fest. Die große Streuung der experimentellen Ergebnisse ist typisch für alle Wiederbenetzungsvorgänge.

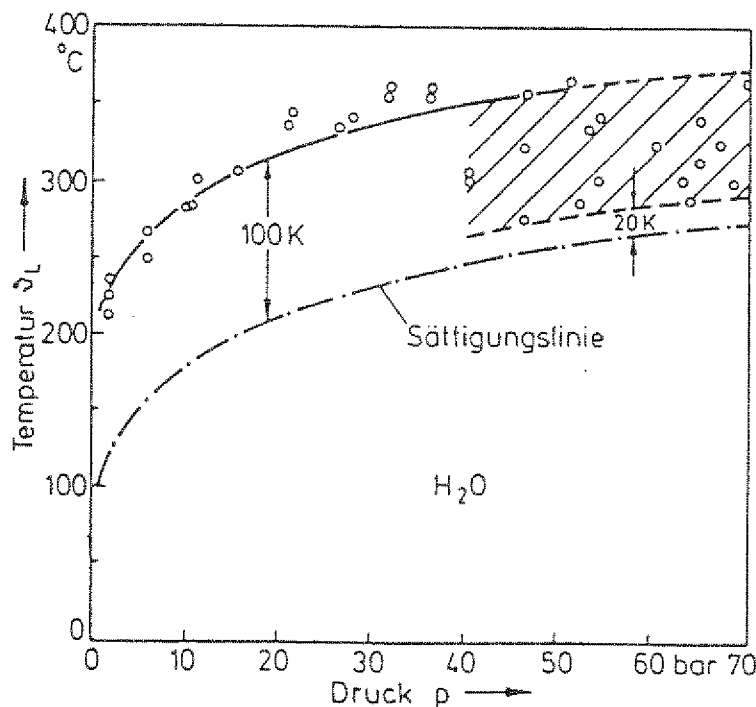


Abb. 4.1 : Druckabhängigkeit der Benetzungstemperatur (T_L) für Wasser nach Hein /24/

Die verbesserten Wärmeübergangsbedingungen im unterkühlten Wasser bewirken ein frühzeitiges Benetzen. Tong /26/, Lauer und Hein stellen fest, daß die Wiederbenetzungstemperatur linear mit der Unterkühlung steigt, wie in Abb. 4.2 dargestellt. Ein Einfluß der Strömungsgeschwindigkeit im Bereich bis 10 cm/s kann ausgeschlossen werden. Die Benetzungstemperatur kann damit nach der folgenden empirischen Gleichung von Hein

$$\vartheta_L = \vartheta_S + 160 + 10\Delta\vartheta_u \quad (4 - 11)$$

Gültigkeitsbereich :

$$1 < p < 40 \text{ bar}$$

$$0 < \Delta\vartheta_u < 25 \text{ K}$$

bestimmt werden, die die Benetzungstemperatur (ϑ_L) als Funktion der örtlichen Unterkühlung und des Druckes angibt. Eine 500 °C heiße Wand kann bei 5 bar und einer Unterkühlung des Wassers von 25 K bereits benetzt werden.

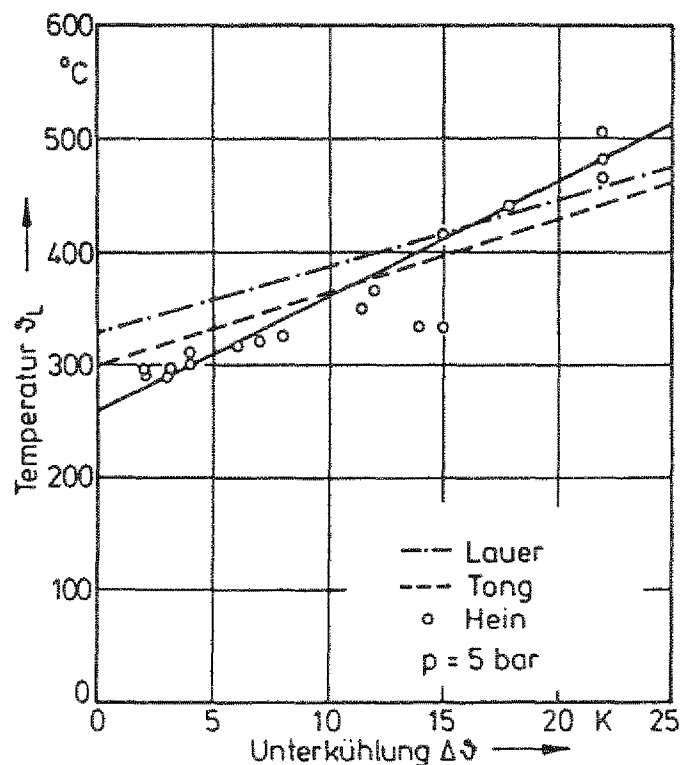


Abb. 4.2 : Einfluß der Unterkühlung auf die Benetzungstemperatur(ϑ_L)
für Wasser /17/

Bergles und Thompson haben die Benetzungstemperatur ϑ_L beim Abschrecken und beim Aufheizen verglichen [27]. Sie haben festgestellt, daß für Wasser die Benetzungstemperatur beim Abschrecken viel größer ist, als beim Aufheizen. Die Höhe der Benetzungstemperatur bei Wasser ist noch von der Oxidation der Metalloberfläche abhängig. Die Wiederbenetzungstemperatur hängt nämlich stark von der Oberflächenbeschaffenheit - Rauigkeit, Oxidationsschichten - ab. Aus der Arbeit von Lee ist zu entnehmen, daß die Wiederbenetzungsgeschwindigkeiten an horizontalen Flächen um 20 -30 % kleiner sind als an vertikalen [7]. Dies ist darauf zurückzuführen, daß durch Auftriebskräfte vertikale Oberflächen oberhalb der Benetzungsfront besser vorgekühlt werden.

4.2.2 Abgrenzung von Strömungs- und Wärmeübergangsbereiche

Die Abb. 4.3 und 4.4 zeigen in vereinfachter Darstellung den beim Auffüllen eines in-
nendurchströmten heißen Rohres auftretenden Strömungszustand und den qualita-
tiven Bezug zum Wärmeübergang.

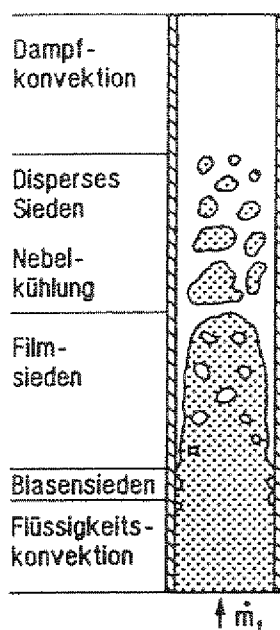


Abb. 4.3 : Strömungszustand bei großer Auffüllgeschwindigkeit

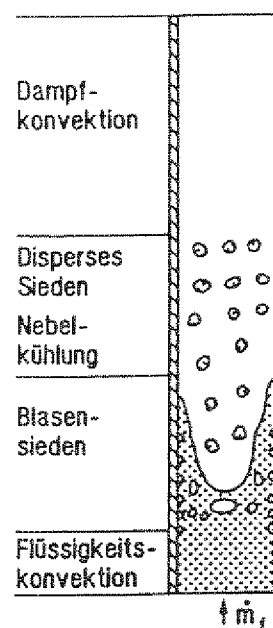


Abb. 4.4 : Strömungszustand bei kleiner Auffüllgeschwindigkeit

Bei großer Auffüllgeschwindigkeit (vgl. Abb. 4.3) wird aufgrund des schnell im Rohr steigenden Wassers die heiße Wand nicht sofort benetzt. Am Eintritt in den Kanal bleibt die Benetzungsfront hinter der Wasserauswurffront zurück und es bildet sich ein Bereich mit Filmsieden aus. Wandoberfläche und Wasser sind oberhalb der Benetzungsfront durch einen Dampffilm getrennt. Dieser verdrängt dabei das Wasser nach innen, und es kommt zum Strömungsbild der "umgekehrten" Ringströmung. Der Dampf beginnt sich oberhalb der Wasserauswurffront zu überhitzen, während die Wassertropfen Sättigungstemperatur aufweisen. Daher ist thermodynamisches Ungleichgewicht zu berücksichtigen. An der Benetzungsfront bricht der Dampffilm zusammen.

Der in Abb. 4.4 gezeigte Zustand ist möglich, wenn das Wasser unterhalb der Benetzungsfront Sättigungszustand erreicht, d.h. in der Regel bei niedrigen Auffüllgeschwindigkeiten. Hier fehlt der Bereich des Filmsiedens. In diesem Fall beginnt sich der Dampf sofort oberhalb der Benetzungsfront zu überhitzen, d.h. es herrscht thermodynamisches Ungleichgewicht. Die in Abb. 4.3 und 4.4 dargestellten Strömungsformen pflanzen sich in Strömungsrichtung fort.

In einem horizontalen Strömungskanal sind die Strömungsformen der Zweiphasenströmung noch komplizierter als bei vertikalen Kanälen. Diese Tatsache geht aus dem Einfluß der Schwerkraft, die rechtwinklig zur Strömungsrichtung wirkt, hervor /28/. Abb. 4.5 zeigt die Strömungsformen von einem innendurchströmten horizontalen Verdampfungskanal. Die asymmetrische Phasenverteilung und die Schichtenbildung verursachen eine zusätzliche Komplikation. Die Strömungsfolge entspricht einer relativ langsamen Speisewassergeschwindigkeit am Eintritt. Die Schubspannungskräfte an der Phasengrenze, die wegen der schneller strömenden Dampfphase zustande kommen, führen zu einer welligen Oberfläche des Wassers. Von der Wärmetransportseite ist zu bemerken, daß eine pulsierende Trocknung oder Benetzung der oberen Oberfläche bei der welligen Kolben- bzw. Schwallströmung möglich ist. Bei einer erhöhten Eintrittsgeschwindigkeit des Wassers wird der Einfluß der Schwerkraft kleiner. Dies führt schließlich zu einer noch symmetrischeren Phasenverteilung, die sich der Phasenverteilung in einem vertikalen Strömungskanal annähert.

Wärmetransportregime

Strömungsform

A	Flüssigkeits- konvektion	I	unterkühlte Flüssigkeit
		II	Blasenströmung
B	Blasen- bzw. disperses Sieden	III, IV, V	Plug-, Slug- und Wellenströmung
		VI	Ringströmung
C	Dampfkonvektion	VII	einphasiger Dampf

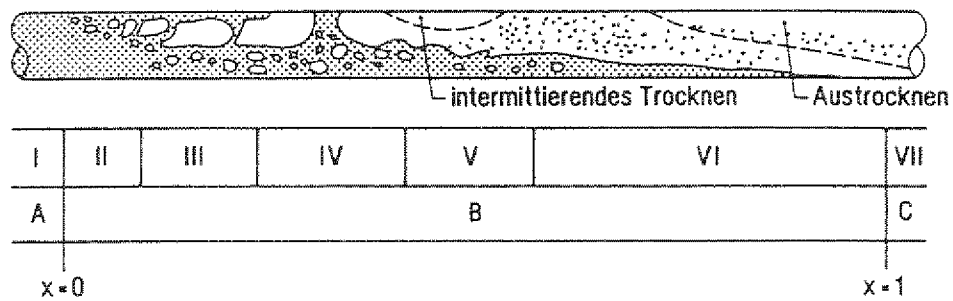


Abb. 4.5 : Strömungszustand in einem horizontalen Verdampfungskanal /29 /

4.2.3 Siedekurve nach NUKIYAMA

Zum besseren Verständnis läßt sich die Bedeutung der einzelnen beim Wiederbenetzungsvorgang auftretenden Wärmeübergangsbereiche anhand der von NUKIYAMA angegebenen Siedekurve aufzeigen, obwohl diese streng nur für eine ebene Fläche mit freier Konvektion bei niedrigen Drücken gilt [30]. In Abb. 4.6 sind über der Temperaturdifferenz zwischen Wandoberfläche und Zweiphasenströmung die Wärmestromdichte sowie der Wärmeübergangskoeffizient aufgetragen. Die Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta_L$ ($\Delta\vartheta_L = \vartheta_L - \vartheta_F$) stellt in der NUKIYAMA-Kurve die Grenze zwischen dem Bereich des stabilen Filmsiedens und des Übergangssiedens dar. Die zugehörige Temperatur ϑ_L wird als "Leidenfrost-Temperatur" bezeichnet.

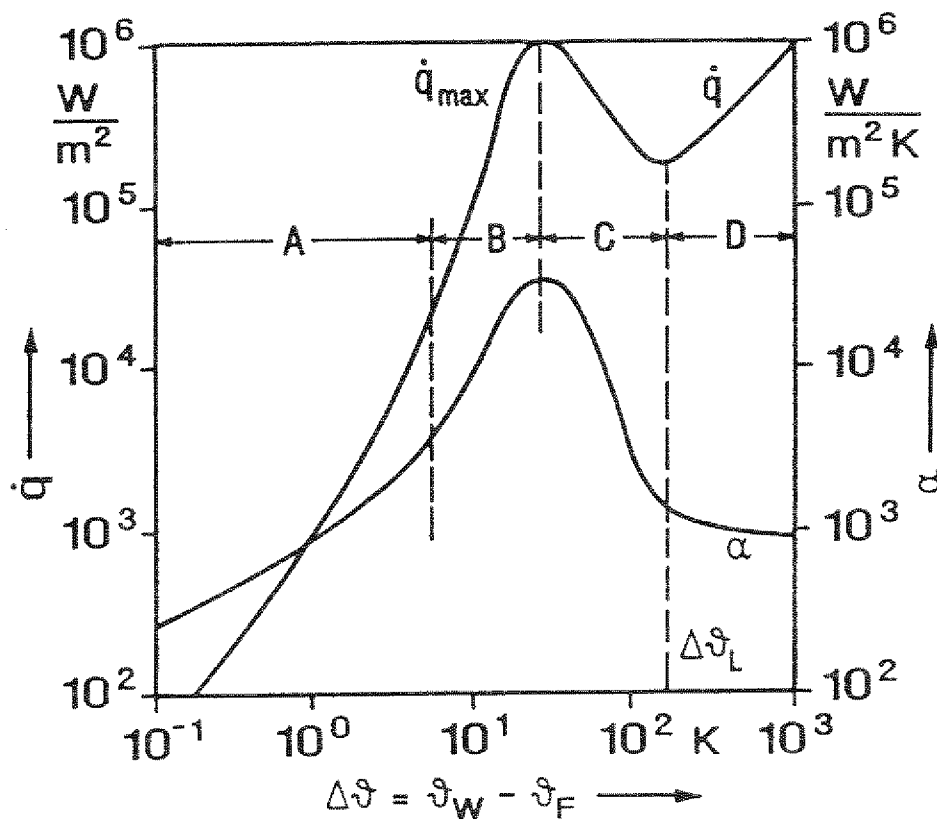


Abb. 4.6 : Wärmestromdichte- und Temperaturverlauf während des Abkühlvorganges nach NUKIYAMA, A freie Konvektion, B Blasensieden, C instabiles Filmsieden (Übergangssieden), D stabiles Filmsieden

Liegt ein Abkühlvorgang einer heißen Wand vor, so ergibt sich eine im folgenden dargestellte Zuordnung :

Anfangsbedingung : Der beim Abkühlvorgang entstehende Dampf strömt ab. Wegen der hohen Wandtemperaturen ist der Dampf überhitzt. Diese Zone ist dadurch gekennzeichnet, daß in eine kontinuierliche Dampfphase Wassertropfen eingelagert sind.

Bereich D: In diesem Bereich ist das Wasser durch einen Dampffilm von der Wand getrennt. Der Wärmeübergang ist dabei blockiert wegen der Isolierwirkung des Dampfpolsters zwischen Wand und Wasser. Stabiles Filmsieden ist nur solange möglich, wie die Temperatur der Wandoberfläche oberhalb der Benetzungstemperatur liegt.

Bereich C: Der Bereich C stellt das Übergangssieden, auch instabiles Filmsieden genannt, dar. In diesem Bereich ist das Wasser in der Lage, die Wand zeitweise örtlich wieder zu benetzen.

Bereich B: Der Ast der Kurve entspricht dem Blasensieden, das bei mäßigen Überhitzungen der Wand auftritt. In diesem Bereich ist die Oberfläche vollständig benetzt.

Bereich A: Ist die Wandtemperatur unter Sättigungstemperatur abgefallen, wird die Wärme durch einphasige Konvektion transportiert.

5. Experimentelle Untersuchungen der Wiederbespeisungsphänomene

Zur Beantwortung der Fragen über die thermische und mechanische Beanspruchbarkeit des Spannbeton-Reaktordruckbehälters (SBRB) bei schweren Unfällen liegen bereits umfangreiche Kenntnisse vor /31/. Die höchsten Beanspruchungen des SBRB ergeben sich im Fall von schweren Kernaufheizstörfällen mit langfristigem Ausfall der Linerkühlung. Dieser Zustand wird als Ausgangszustand für die Wiederbespeisung angenommen. In einem Experiment eines SBRB-Ausschnittmodells mit der thermischen Isolierung aus Kaowool und zweisträngigem Linerkühlsystem wurde die Wiederbespeisbarkeit des Linerkühlsystems bei Kühlrohrtemperaturen von 350 °C demonstriert /32/.

Zur Erfassung der Wiederbespeisungs- und Wärmetransportvorgänge wurden dann zwei Versuchsmodelle gebaut - ein THTR-300 SBRB-Ausschnittmodell als Vorversuch und ein (Liner-) Plattenmodell mit Kühlrohren als Hauptversuch - .

Mit den Experimenten werden folgende Ziele verfolgt :

- Erstens sollte untersucht werden, bis zu welcher Rohrtemperatur und unter welchen Anfangs- und Randbedingungen die Wiederbespeisung des Linerkühlsystems möglich ist.
- Zweitens sollte ein besserer Zugang zum Phänomen der Wiederbespeisung - z.B. Wiederbenetzung - durch eigene Beobachtungen und Messungen gefunden werden.
- Drittens sollten die thermischen und dynamischen Eingabedaten für das Rechenprogramm SIKADE-2 gewonnen werden.
- Viertens sollte die Anwendbarkeit des Rechenprogrammes anhand der experimentellen Daten überprüft werden.

6. Versuch mit dem SBRB-Ausschnittmodell

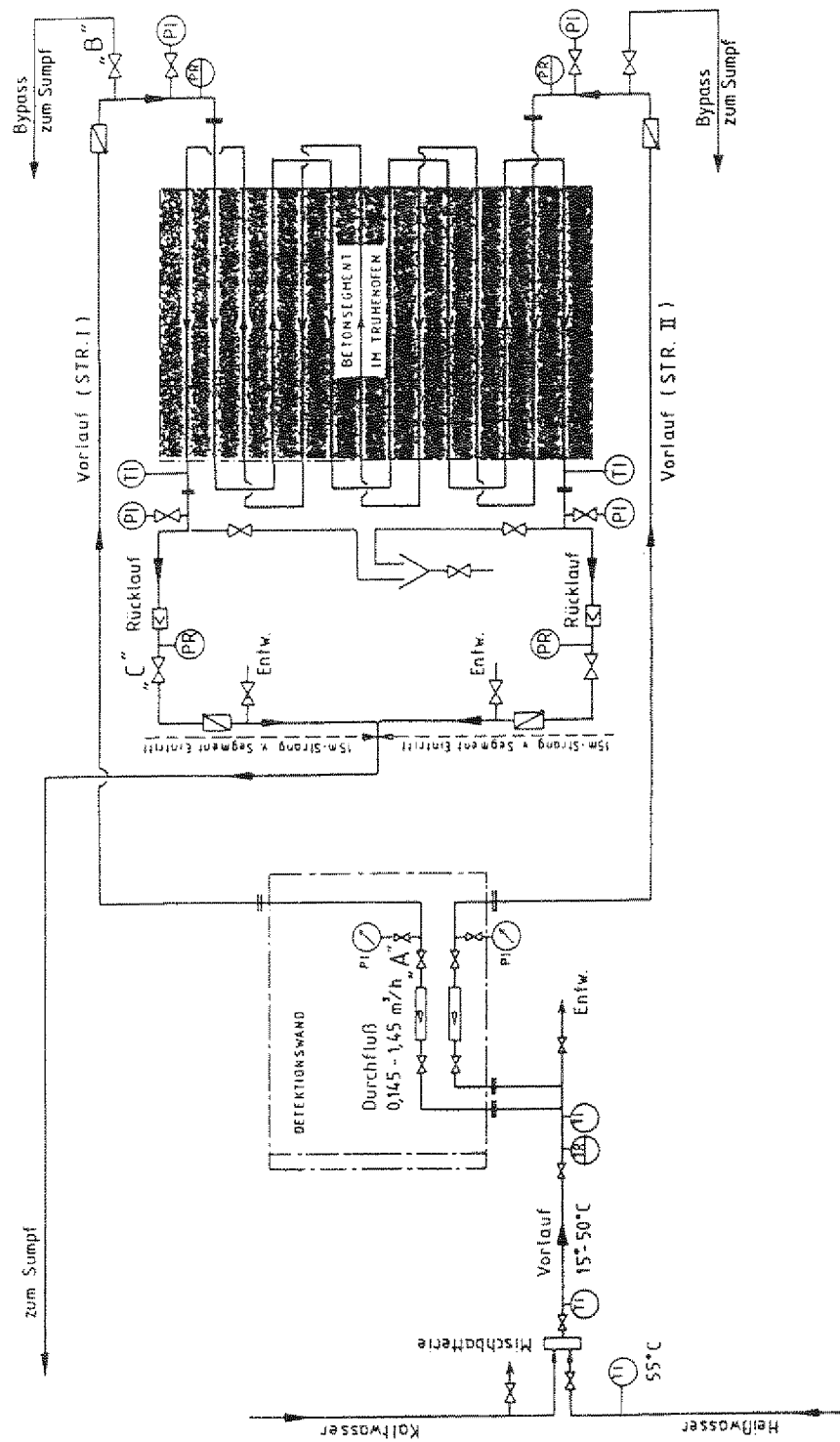
An einem repräsentativen SBRB-Ausschnittmodell vom Deckenbereich des THTR-300, welches für die experimentellen Untersuchungen der Temperaturbeanspruchung des bewehrten Betons, des Liners und der thermischen Isolierung sowie des Linerkühlsystems unter hypothetischen Störfällen, insbesondere bei ungehinderter Kernaufheizung und Versagen der Linerkühlung, gebaut wurde, werden die für diese Arbeit interessierenden Untersuchungen zur Wiederbespeisung des Linerkühlsystems durchgeführt (s. Anhang D).

Die experimentelle Untersuchung mit dem SBRB-Ausschnittmodell hat zum einen den Nachweis der Wiederbespeisbarkeit unter den Originalgegebenheiten und die Beschreibung der dabei auftretenden Vorgänge zum Ziel. Das andere Ziel dieser Untersuchungen ist es, umfassende, technisch relevante Betriebsbedingungen für eine Wiederbespeisung zu finden. In dieser Arbeit wird nur auf die Versuche der Wiederbespeisung des Linerkühlsystems eingegangen.

6.1 Linerkühlsystem des Versuchsstandes

In Abb. 6.1 ist das vereinfachte Schema des Linerkühlsystems abgebildet. Da die Bespeisung der Rohre durch zwei getrennte Rohrsysteme (STR.1, STR.2) erfolgt, teilt sich die Zuleitung hinter der Mischbatterie in zwei voneinander unabhängige Stränge auf.

Bei der Konzeption der Versuchsanordnung wird großer Wert auf die Messung der Eintrittsbedingungen - z.B. Eintrittstemperatur und Eintrittsdruck des Kühlwassers - gelegt. Der Druck am Eintritt kommt durch den Netzdruck der Wasserversorgung zustande. Kaltwasser und Heißwasser vom Hauptnetz der Wasserversorgung werden gemischt, und mit Hilfe einer Mischbatterie wird die gewünschte Kühlwassertemperatur definiert eingestellt und über die Versuchsdauer konstant gehalten. Vor Versuchsbeginn werden die Eintrittsdaten für die Wiederbespeisung eingestellt. Um die Einstellwerte ohne eigentliche Linerkühlung zu ermöglichen, wird das System zunächst über Bypassleitungen betrieben.



Stand: 07.89

Abb. 6.1 : Schema des Linerkühlsystems des Versuchsstandes

6.2 Truhenofen als Wärmequelle

Der Truhenofen, wie er in Abb. 6.2 dargestellt ist, hat eine Öffnung, in die das Versuchsmodell als Deckel hängend eingesetzt wird. Er besteht aus einer mit Profilen versteiften Stahlblechkonstruktion, die gleichzeitig Träger einer hoch feuerfesten Isolierung ist. Die Isolierung gewährleistet eine ausreichende Wärmedämmung. Die Aufheizung erfolgt mittels SiC - Heizstäben, die eine Arbeitstemperatur bis zu 1500 °C ermöglichen.

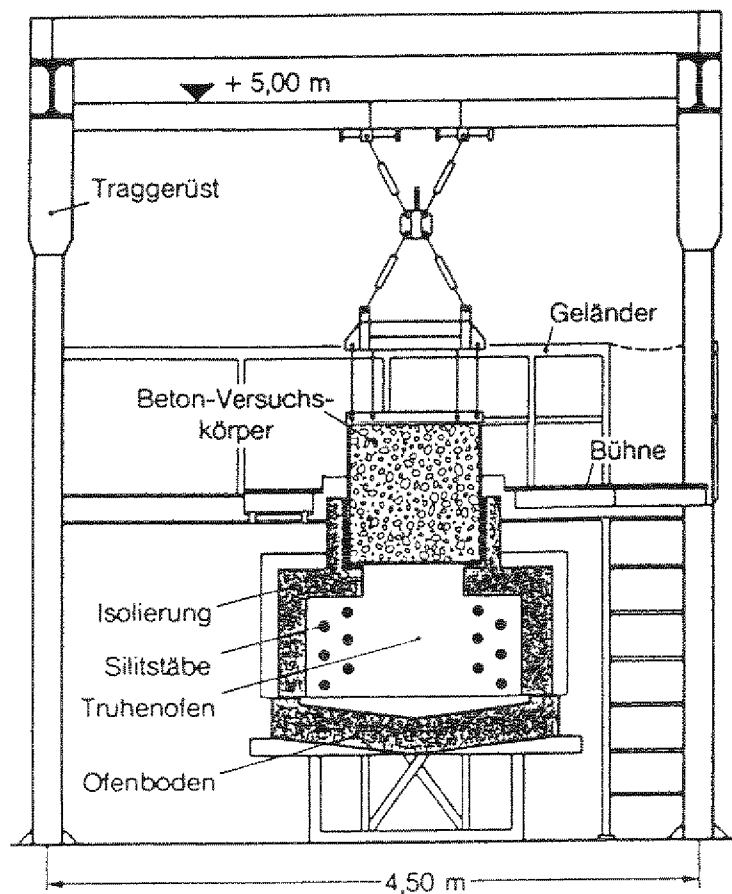


Abb. 6.2 : Truhenofen mit Versuchskörper

6.3 SBRB-Ausschnittmodell und Kühlstrecke

Für die Versuche wurde ein originalähnliches Ausschnittmodell aus dem Deckenbereich des THTR-300 SBRB als Versuchskörper gebaut. Der Aufbau des Versuchskörpers mit den wichtigen geometrischen Abmessungen ist in Abb. 6.3 wiedergegeben.

Der Versuchskörper besteht aus einem quaderförmigen Stahlteil mit den wichtigsten Abmessungen von 1,0 m x 1,5 m x 0,5 m. Er wird mit Kalksteinbeton vergossen. Der Boden des Versuchskörpers besteht aus 20 mm dickem TStE 285 Blech. Die Seitenwände und das Deckenblech werden aus St 37 Platten gefertigt. Auf dem Liner sind betonseitig Betonverankerungsbolzen und Vierkantkühlrohre aufgeschweißt. Auf der Ofenseite des Versuchskörpers wird eine von am Liner angeschweißten Bolzen gehaltene Wärmeisolierung aufgebracht.

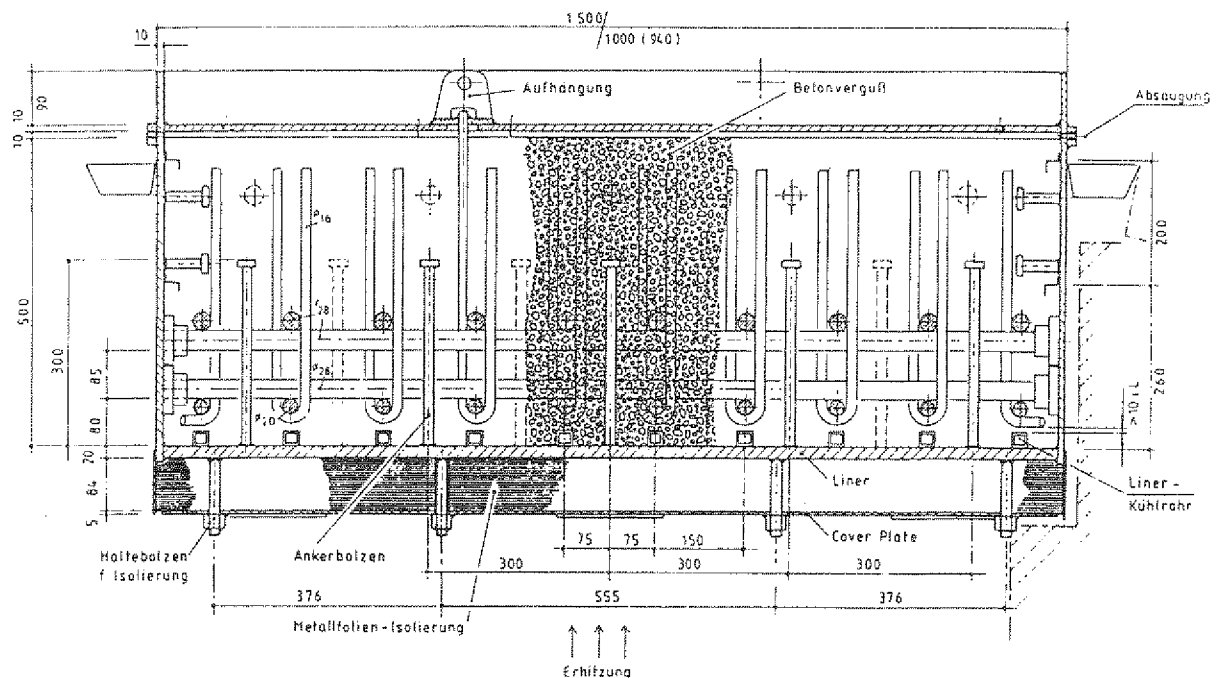


Abb. 6.3 : SBRB-Ausschnittmodell des THTR-300

Die Isolierung besteht aus einer Schichtung von Folien aus rostfreiem Stahl von 0,1 mm Dicke, welche durch eine Zwischenlage aus Streckmetall von ca. 5,0 mm Höhe auf Abstand gehalten werden. Die Dicke der Isolierung beträgt ca. 70 mm. Sie schließt nach außen mit Abdeckplatten, sog. cover-plates, ab.

Die Kühlstrecke des Ausschnittmodells besteht aus einem zweisträngigen Liner-kühlsystem. Dieses Kühlsystem wird durch St 35,8 Vierkantrohre mit den Abmessungen von 25 mm x 25 mm x 3 mm gebildet, die direkt auf den Liner aufgeschweißt sind. Die zwei getrennten, voneinander unabhängigen Stränge sind abwechselnd nebeneinander verlegt. Die Strömungsrichtung ist jeweils im benachbarten Rohr gegenläufig, so daß die Aufheizung des Kühlwassers in den Kühlrohren in gewisser Weise kompensiert wird. Die Länge eines auf dem Liner im Modellkörper horizontal verlegten Stranges beträgt 6200 mm. Abb. 6.4 zeigt die zwei Kühlstränge mit den entsprechenden Temperaturmeßstellen.

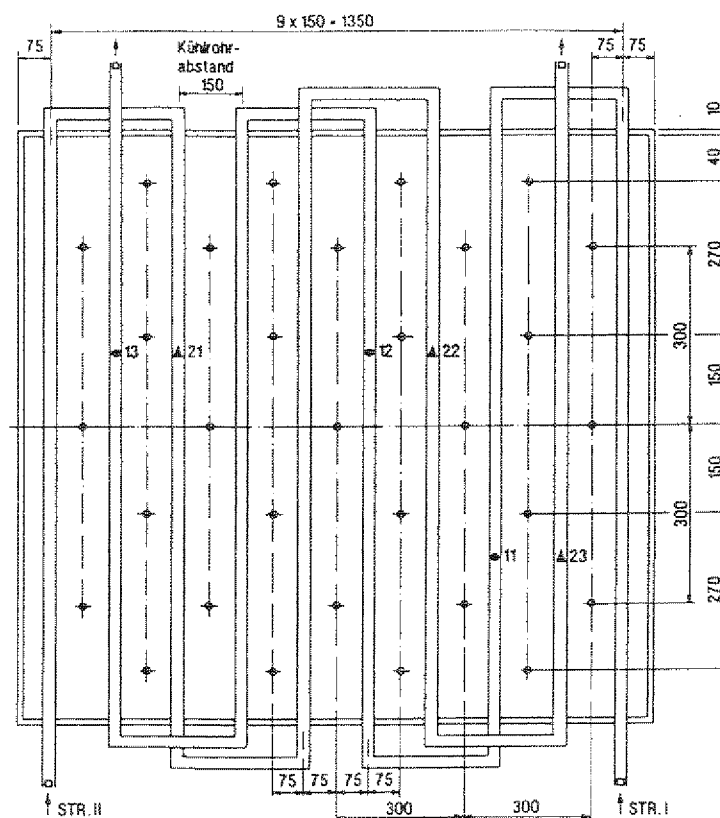


Abb. 6.4 : Aufbau mit Anordnung der Temperaturmeßstellen der Kühlstrecke

6.4 Instrumentierung

Obwohl die Instrumentierung zur Untersuchung von Wiederbespeisungsvorgängen nicht vorgesehen war, konnten zu diesem Themenkomplex wichtige Erkenntnisse gewonnen werden. Die Instrumentierung des Modellkörpers zur Erfassung der Temperaturen besteht aus Thermoelementen (PtRh-Pt und NiCr-Ni), die von der heißen zur kalten Seite des Versuchskörpers gestaffelt angeordnet sind. Jeder Kühlstrang ist mit drei NiCr-Ni-Mantelthermoelementen bestückt, die außen auf das Rohr aufgeklemmt sind. Hiermit lassen sich nur die Temperaturen an der Rohraußenwand messen. Eine Temperaturmessung im Innern der Rohre war bei diesem Versuchskörper nicht vorgesehen. Die Anordnung der Thermoelemente ist in Abb. 6.5 dargestellt.

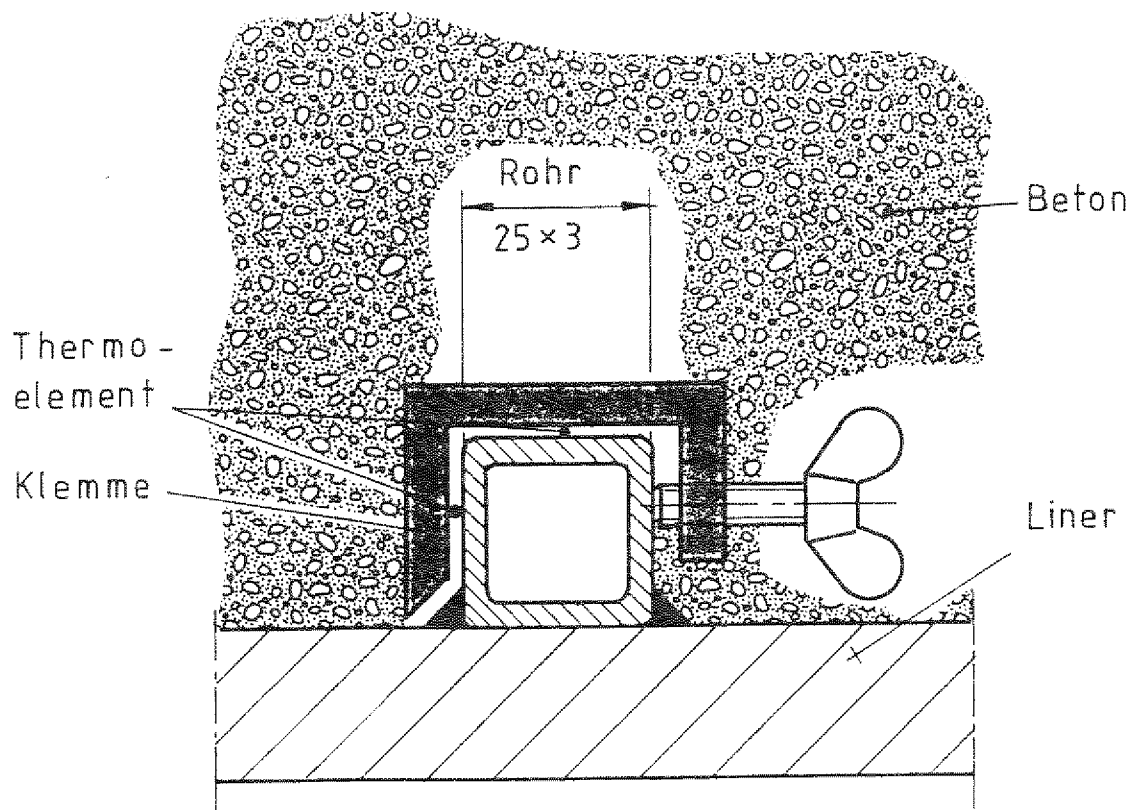


Abb. 6.5 : Genelle Anordnung der Thermoelemente

An jedem Strang sind drei Druckmeßumformer und ein Absolutdruckaufnehmer eingesetzt. Erfasst werden die Überdrücke am Durchflußmesser und am Eintritt sowie am Austritt der Kühlstränge.

Der Absolutdruckaufnehmer, welcher durch die hohe Eigenfrequenz der Meßmembran rasche Druckänderungen, Stöße und Schwingungen verzerrungsfrei erfassen kann, ist kurz vor dem Einlauf eingesetzt, um den Spitzendruck in den Kühlsträngen zu messen (vgl. Abb. 6.1).

Als Durchflußmesser werden Rotameter mit einem Meßbereich von 0,145 bis 1,6 m³/h eingesetzt. Der Rückflußverhinderer (Rückschlagklappe) verhindert die Rückströmung des Fluides, die durch den Druckaufbau im Rohr infolge schneller Dampfproduktion zustande kommen kann.

Die Registrierung der gemessenen Werte erfolgt über parallel angeschlossene Punkt- und Linienschreiber. Zur Erfassung der gesamten Meßwerte und zur Überwachung der Versuchsanlage wird eine Datenerfassungsanlage benutzt, die von einem Computer gesteuert wird. Damit ist es möglich, den Versuchsablauf lückenlos zu verfolgen und aufzuzeichnen.

6.5 Versuchsparameter

In diesem Experiment werden die Versuchsparameter wie Kühlrohr- und Linertemperatur, Kühlwasserdurchfluß und Eintrittsunterkühlung, sowie die Wärmespeicherung des Betons variiert und ihr Einfluß auf die Wiederbespeisung qualitativ ermittelt.

In Tabelle 6.1 ist die Matrix der Versuche dargestellt. Es ist noch zu bemerken, daß es sich bei den angegebenen Zahlen um runde Werte der Versuchsparameter handelt. Die eingestellten Versuchsparameter können bei der Durchführung der Versuche nicht immer konstant eingehalten werden. Die sich ergebenden Schwankungen werden bei der Versuchsauswertung berücksichtigt.

Wandtemperatur ϑ_L [°C]	Kühlsystem Strang I, II	Kühlwassertemperatur am Eintritt ϑ_F [°C]	Durchfluß V [m³/h]	Versuchs-Nr.
200	I und II	33	1,45	A-201
			0,725	A-202
300	I und II	33	1,45	A-301
			1,45	A-302
	I	33	0,725	A-303
			0,36	A-304
			0,145	A-305
			0,145	A-305
		50	1,45	A-306
		15	1,45	A-307
400	I	33	1,45	A-401
			0,725	A-402
			0,36	A-403
550	I und II	20	0,145	A-550
620	I und II	20	0,145	A-620
700	I und II	20	0,145	A-700

Tabelle 6.1 : Versuchsmatrix

Erklärung der Versuchsnummer (A-201)

- A : Ausschnittsmodell
- 200 : Ausgangstemperatur
- 001 : lfd. Nummer

- Anfangsbedingungen

Bei einem hypothetischen Störfall - Totalausfall aller Wärmesenken einschließlich der Linerkühlung - steigen die Temperaturen des Liners und Betons an (vgl. Abb. 1.1). Wenn die Temperatur des Liners die Siedetemperatur des Kühlwassers überschritten hat, fängt das Wasser im Rohr an zu verdampfen, danach wird das Rohr bei weiterem Temperaturanstieg vollkommen ausgetrocknet.

Die im Ofen herrschende Temperatur beträgt bei den Wiederbespeisungsversuchen 1125 °C. Das ist die maximale Temperatur, der die Abdeckplatten der Isolierung im Deckenbereich des THTR-300 beim Kernaufheizstörfall mit Ausfall der Linerkühlung ausgesetzt sein würden.

Die Anfangstemperatur des Kühlrohres bzw. des Liners bei der Wiederbespeisung wird zwischen 200 °C und 700 °C in sechs Stufen variiert. Die Wärmestromdichte vom Ofen ($\dot{q}_{\text{Ofen}} = 1125 \text{ °C}$) durch die thermische Isolierung zum LKS ist dabei auf 2,0 kW/m² (700 °C) bzw. 4,5 kW/m² (200 °C) begrenzt.

- Durchfluß

Der Durchfluß des Kühlwassers für die Wiederbespeisung wird in vier Stufen zwischen 0,145 m³/h und 1,45 m³/h variiert, wobei 0,145 m³/h dem Durchfluß des zur Notbespeisung beim THTR-300 vorgesehenen Feuerlöschsystems und 1,45 m³/h dem Linerkühlsystem im Normalbetrieb entsprechen.

- Eintrittsunterkühlung

Die Kühlwassertemperatur im Normalbetrieb beträgt ca. 33 °C. Um Aussagen darüber machen zu können, ob und wie die Unterkühlung des Kühlwassers den Bespeisungsvorgang beeinflusst, werden Versuche mit verschiedenen Kühlwassertemperaturen am Eintritt durchgeführt.

- Druck

Bei diesen Versuchen wird die Wiederbespeisbarkeit bei Atmosphärendruck untersucht, da der Austritt des Systems offen ist. Während des Wiederbespeisungsversuchs wird der Spitzendruck in der Kühlstrecke durch den Absolutdruckaufnehmer gemessen.

6.6 Versuchsdurchführung

Nachdem die gewünschte Kühlwassertemperatur und der Durchfluß bei in Betrieb befindlicher Linerkühlung eingestellt sind, wird die Kühlung durch Umleitung des Kühlwasserstromes über die Bypassleitung unterbrochen, so daß sich der Liner und die Kühlrohre aufheizen. In dieser Aufheizphase wird das in der Kühlstrecke vorhandene Wasser verdampft und in die Umgebung abgeleitet. Die im Ofen herrschende Temperatur beträgt bei den Wiederbespeisungsversuchen 1125 °C. Das ist die maximale Temperatur, die Abdeckplatten der Isolierung im Deckenbereich des THTR-300 beim Kernaufheizstörfall mit der Ausfall der Linerkühlung ausgesetzt sein würden. Bei Erreichen der vorgesehenen Kühlrohrtemperatur wird die Kühlstrecke bespeist. Da ein vollkommen homogenes Temperaturfeld am Liner und an der Rohrstrecke nicht zu erreichen ist, wird die Temperatur der Meßstelle 11 (s. Tabelle 6.2) als Bezugstemperatur gewählt.

Bei der Wiederbespeisung tritt zunächst eine gewisse Kühlwassermenge in die Kühlstrecke ein. Es kommt zur Verdampfung des Kühlwassers. Der dabei auftretende Druck blockiert den weiteren Zufluß von Kühlwasser, wenn der Netzdruck von 5 bar überschritten wird. Eine Rückströmung des Fluides wird durch die eingebauten Rückschlagklappen verhindert. Da der Austritt des Rohrsystems offen ist, baut sich der Dampfdruck in kurzer Zeit (wenige Sekunden) wieder ab. Sobald der in der Kühlstrecke herrschende Druck wieder kleiner als 5 bar wird, strömt erneut Kühlwasser nach. Danach wird erneut Dampf produziert, wenn die Wasserfront den noch unbenetzten Wandabschnitt erreicht. Diese Instabilitätsvorgänge wiederholen sich mit abklingender Intensität und in steigenden Zeitabständen. Nach ausreichender Abkühlung der Strecke stellt sich ein stabiler Durchfluß ein.

Bei stark reduziertem Durchfluß erreicht der maximale Verdampfungsdruck den 5 bar Netzdruck nicht, so daß die dynamische Instabilität der Vorgänge verringert ist und eine Durchflußblockage nicht auftritt.

6.7 Versuchsergebnisse

Wichtige Versuchsergebnisse sind in den Abbildungen 6.6 bis 6.15 wiedergegeben. In den Darstellungen wird eine einheitliche Numerierung der Meßstellen verwendet. Die Bedeutung der Ziffern sind aus folgender Tabelle ersichtlich.

Nr.	Art der Messung	Meßstelle		
01	Fluidtemperatur	Eintritt		
02	"	Austritt		
11	Wandtemperatur	Kühlstrecke I	vom Eintritt	$\Delta x = 1900 \text{ mm}$
12	"	"		$\Delta x = 3200 \text{ mm}$
13	"	"		$\Delta x = 5700 \text{ mm}$
21	Wandtemperatur	Kühlstrecke II	vom Eintritt	$\Delta x = 1700 \text{ mm}$
22	"	"		$\Delta x = 4250 \text{ mm}$
23	"	"		$\Delta x = 5500 \text{ mm}$
31	Betontemperatur	vom Liner	50 mm	
32	"	vom Liner	100 mm	
33	"	vom Liner	400 mm	
41	Spitzendruck			

Tabelle 6.2 : Meßstellennumerierung und ihrer Bedeutung

6.7.1 Wärmespeicherung des Betons

Die Temperatur-Zeit Kurve für den Versuch Nr. A-301 ist in Abb. 6.6 dargestellt. Wie zu erwarten ist, fällt die Wandtemperatur des Kühlrohres sofort nach der Einspeisung ab, während die Temperaturen des Betons unverändert bleiben. Wegen der schlechten Wärmeleitfähigkeit /31/ des Betons hat die im Beton gespeicherte Wärme keinen nennenswerten Einfluß auf das transiente Verhalten der Bespeisungsphase.

Dies wird sowohl rechnerisch durch die Ergebnisse einer instationären Rechnung mit dem Rechenprogramm SMART /33,34/ als auch experimentell durch die Versuche an dem Plattenmodell (ohne Beton) bestätigt. Auf das Programm SMART wird in Kapitel 10.1 näher eingegangen.

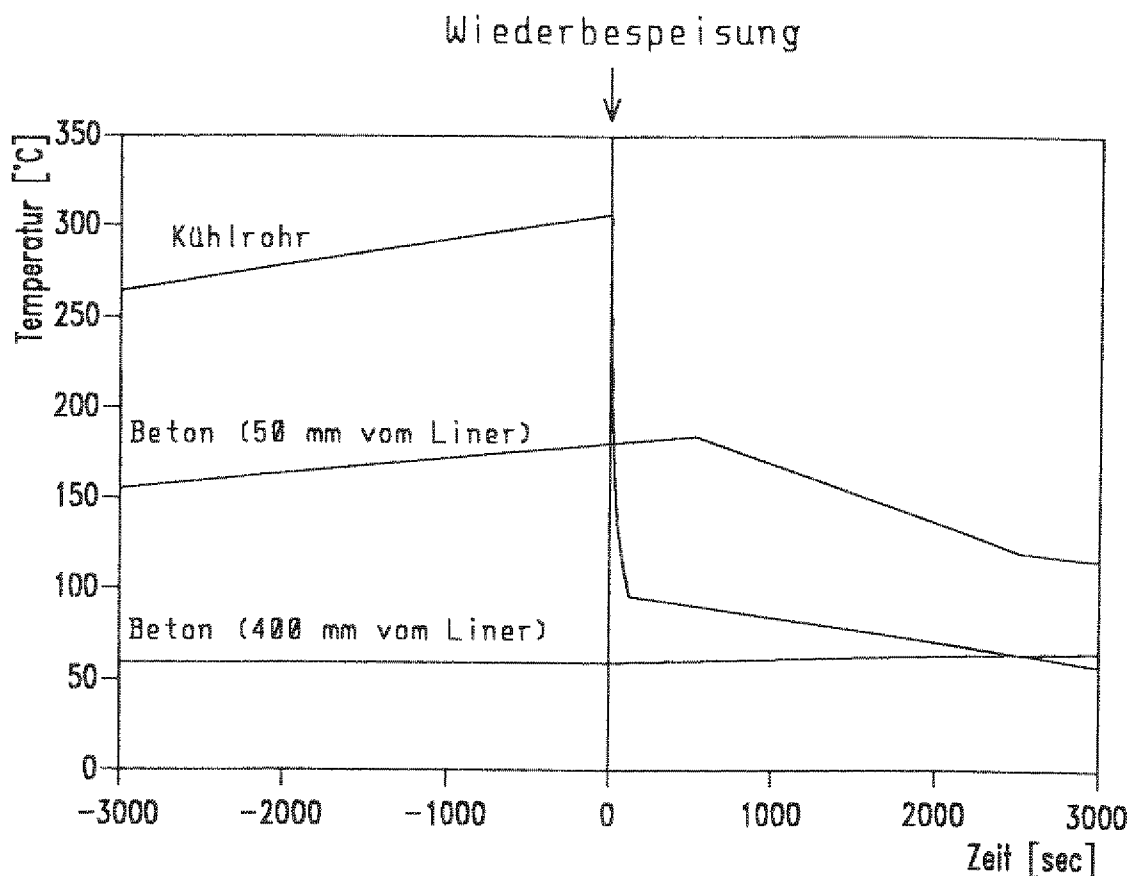


Abb. 6.6 : Temperatur-Zeit-Kurve vor und nach der Wiederbespeisung

6.7.2 Einfluß der Zahl der Kühlstränge

Die Linerkühlung erfolgt im allgemeinen durch zwei getrennte gegenläufig durchströmte Kühlstränge, so daß sich bei Ausfall eines Stranges eine Verdopplung des Kühlrohrabstandes ergibt.

Abb. 6.7 zeigt den Wandtemperaturverlauf eines wiederbespeisten Kühlrohres mit oder ohne Wiederbespeisung des zweiten Stranges. Es ist zu erkennen, daß es keinen bedeutenden Unterschied zwischen beiden Temperaturverläufen gibt. Dieses Ergebnis zusammen mit dem Ergebnis des Einfluß der Wärmespeicherung des Betons bietet die Möglichkeit eines vereinfachten Rechenmodells für das verwendete Rechenprogramm SIKADE-2 an.

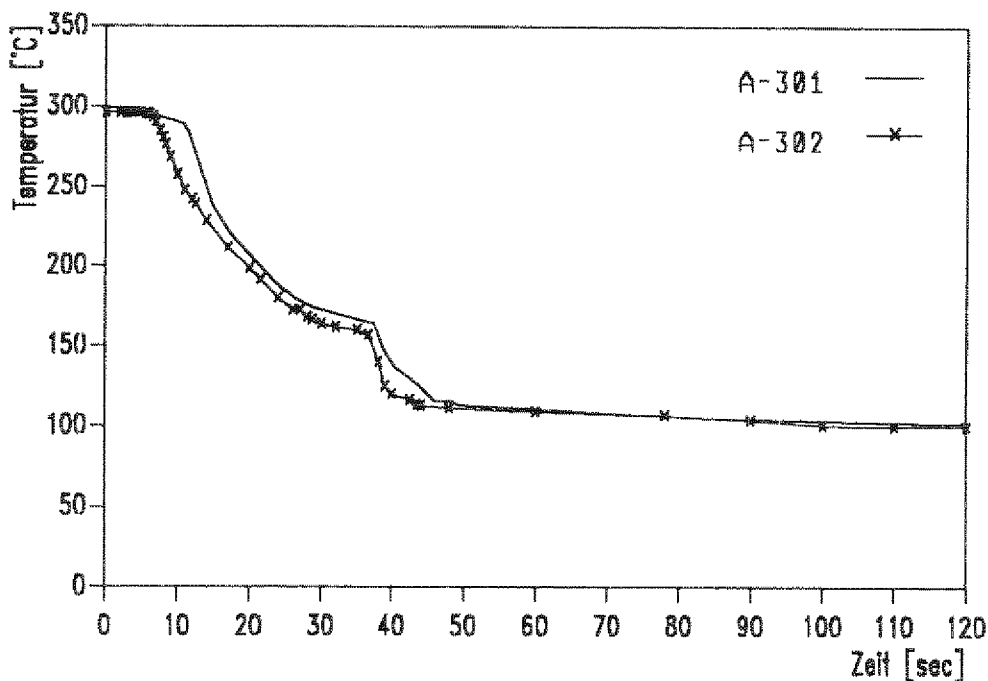


Abb. 6.7 : Wandtemperatur-Zeit-Kurve der Meßstelle 13 ($\Delta x = 5700$ mm)
ohne und mit Wiederbespeisung des zweiten Kühlstranges

6.7.3 Bespeisung mit verschiedenen Anfangstemperaturen

In den Abb. 6.8, 6.9 und 6.10 sind für die Versuche A-201, A-301 und A-401 die Wandtemperaturverläufe an zwei Meßpositionen der Kühlstrecke (STR.1) aufgezeichnet. Es handelt sich um Versuche bei hohem Durchfluß.

Zunächst fällt auf, daß die Temperaturverläufe einen unterschiedlichen Charakter haben. An der Meßstelle 11, die am Ausgang des ersten Drittels der Kühlstrecke liegt, treten die charakteristischen Anzeichen für die Wiederbenetzung nicht auf. Stattdessen ist eine kontinuierliche Abkühlung zu verzeichnen. Bei Ausgangstemperaturen oberhalb 300 °C bleibt die Wandtemperatur sogar innerhalb eines gewissen Zeitbereiches oberhalb der Temperatur an der Meßstelle 13, die am Ende der Kühlstrecke liegt.

Dagegen treten an der Meßstelle 13 Anzeichen auf, die für eine Wiederbenetzung typisch sind. Besonders deutlich wird dies bei den hohen Ausgangstemperaturen von Versuch A-401 (s. Abb. 6.10). Der erste Temperatureinbruch an dieser Stelle ist dadurch zu erklären, daß zu diesem Zeitpunkt die Wasserfront die Meßstelle erreicht. Je höher die Ausgangstemperatur ist, umso später trifft die Wasserfront am Ausgang der Kühlstrecke ein. Dazu trägt insbesondere der Umstand bei, daß es zwischenzeitlich durch die hohe Dampfproduktion in der Strecke zur Unterbrechung des Zuflusses kommt (s. Abb. 6.12). Die Ursache für den zweiten Temperatureinbruch an der Meßstelle 13 ist nicht eindeutig zu klären. Auf jeden Fall handelt es sich um einen systematischen Effekt, da er bei allen drei Versuchen aufgetreten ist. Ein äußerer Einfluß, wie die Kühlwirkung des zweiten gegenläufig durchströmten Kühlstranges, scheidet aus, wie Abb. 6.8 zu entnehmen ist. Es muß sich um einen Effekt im Innern des Rohres handeln. Vermutlich wird zum Zeitpunkt des zweiten Temperatureinbruchs die Siedetemperatur am Austritt des Kühlstranges durch Druckabbau vermindert. Am Austritt ist der Druck mit 1 bar schließlich von außen vorgegeben und daher bekannt. Die zugehörige Siedertemperatur beträgt somit ca. 100 °C. In Richtung Eintritt steigt der Druck dagegen an, so daß entlang der Kühlstrecke höhere Siedetemperaturen vorherrschen. Hierin liegt auch der Grund, daß bei den hohen Ausgangstemperaturen die Wandtemperaturen an der Meßstelle 11 zeitweilig über der Meßstelle 13 liegen.

Bei einer Abkühlungskurve sind die Temperatur ϑ_{wa} und die Zeit t_a der Wiederbenetzung im allgemeinen anhand des Kurvenknicks zu bestimmen. In dieser Arbeit wird ϑ_{wa} als "scheinbare Benetzungstemperatur" bezeichnet, die den Übergang vom flachen in den steil abfallenden Temperaturverlauf kennzeichnet /12/. Eine thermo- und hydrodynamisch kontrollierte Benetzungstemperatur läßt sich nicht messen, sondern nach einer vom Experiment hergeleiteten Formel berechnen /36/. In diesen Versuchen ist es nicht möglich, die tatsächliche ϑ_L zu bestimmen. Eine pauschale Erklärung dafür ist, daß die lokalen Daten an der Stelle, wo die Wiederbenetzung stattfindet, nicht erfaßt werden konnten, z.B. lokaler Druck bzw. lokale Fluidtemperatur.

Die Thermoelemente zur Wandtemperaturmessung sind nicht nahe genug an der Rohrrinnenoberfläche angebracht (s. Abb. 6.5). Eine unmittelbare Folge dieser Tatsache ist die Knickabrundung der Temperaturkurven. Das Auftreten dieser Knickabrundung ist auf die Wärmeleitung des Rohrmaterials zurückzuführen.

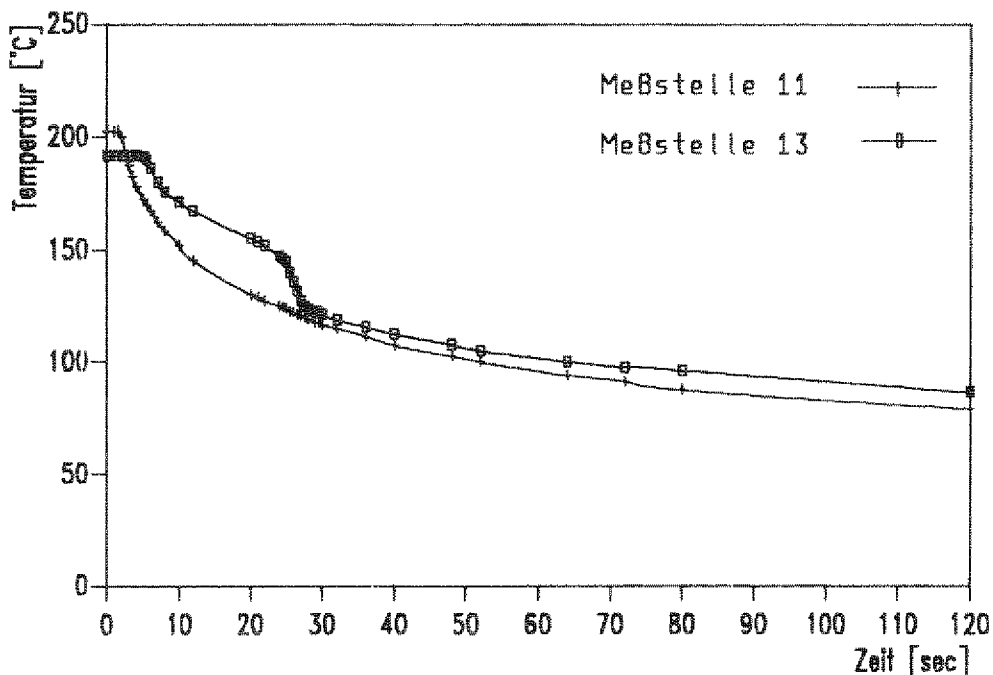


Abb. 6.8 : Wandtemperatur-Zeit-Kurve von Versuch A-201 an zwei ausgewählten Meßstellen, 11 ($\Delta x = 1900$ mm), 13 ($\Delta x = 5700$ mm)

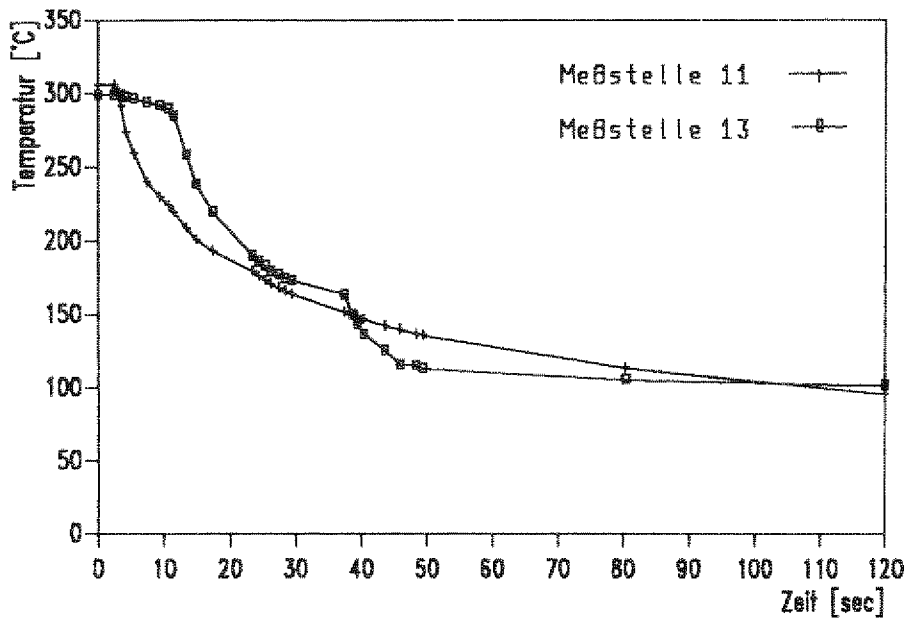


Abb. 6.9 : Wandtemperatur-Zeit-Kurve vom Versuch A-301
11 ($\Delta x = 1900$ mm), 13 ($\Delta x = 5700$ mm)

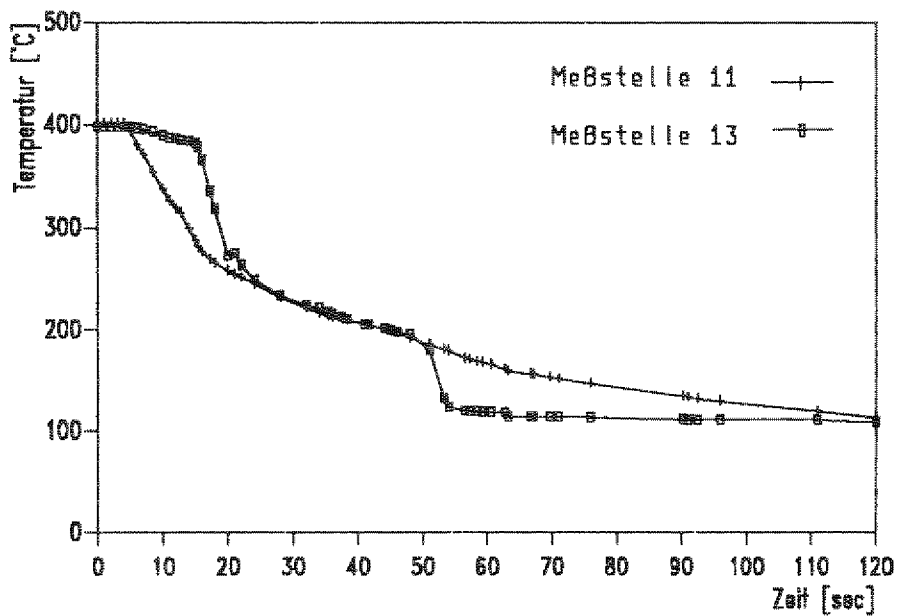


Abb. 6.10 : Wandtemperatur-Zeit-Kurve vom Versuch A-401
11 ($\Delta x = 1900$ mm), 13 ($\Delta x = 5700$ mm)

Die Abb. 6.11 zeigt die Wandtemperatur-Zeit-Kurven der Versuche A-305 und A-700 an der Meßstelle 11. Hiermit wird die Wiederbespeisbarkeit bis zur Rohrtemperatur von 700 °C bestätigt. Der Durchfluß liegt bei diesen Versuchen bei 0,145 m³/h, um zu hohe Spitzendrücke in der Kühlstrecke zu vermeiden. Deshalb werden die Wiederbespeisungsversuche oberhalb 500 °C mit einem Durchfluß von 0,145 m³/h durchgeführt. Auf die Abhängigkeit der Wiederbespeisung vom Durchfluß wird im nächsten Kapitel 6.7.4 eingegangen.

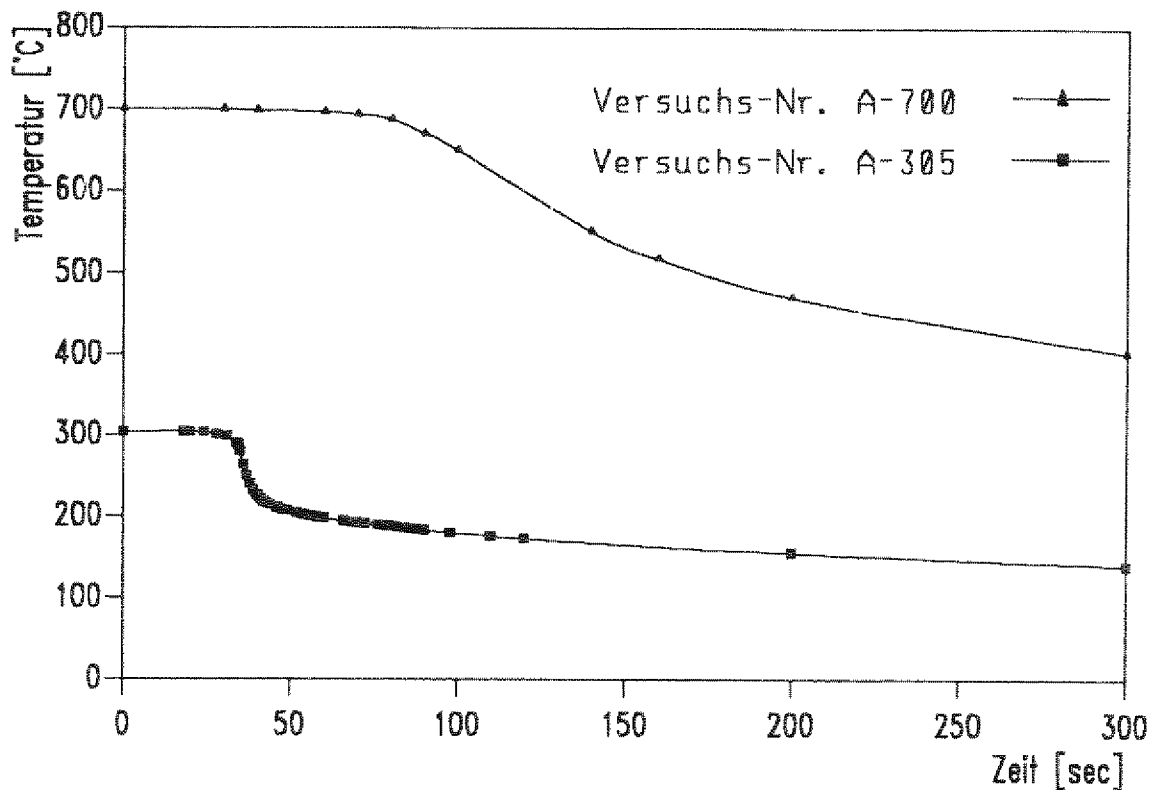


Abb. 6.11 : Wandtemperatur-Zeit-Kurve vom Versuch A-305 und A- 700
an der Meßstelle 11 ($\Delta x = 1900$ mm)

6.7.4 Bespeisung mit verschiedenen Durchflüssen

In Abb. 6.12 sind die Durchflüsse der Versuche von Nr. A-302, A-304 und A-305 einander gegenüber dargestellt, wobei die übrigen Parameter, wie z.B. die Anfangstemperatur und die Kühlwassertemperatur, konstant gehalten wurden. Wie zu sehen ist, sind die Durchflußblockagen bzw. -schwankungen während der Wiederbespeisung eine Funktion des eingestellten Durchflusses. Dies ist wie folgt zu erklären. Bei höherem Durchfluß strömt in der Anfangsphase der Wiederbespeisung ein großer Teil des Wassers relativ weit in die Rohrstrecke ein, wobei sich wegen des schlechten Wärmeübergangs (Filmsieden) das Wasser wenig erwärmt (vgl. Abb. 4.3). Damit wird ein großer Teil der Kühlstrecke innerhalb kurzer Zeit (3 sec bei $\dot{V} = 1,45 \text{ m}^3/\text{h}$) mit unterkühltem Wasser aufgefüllt, bis die Rohrtemperatur soweit abgesunken ist, daß der Leidenfrost-Zustand erreicht wird und wenig später Blasensieden einsetzt. Die damit verbundene verstärkte Dampfbildung treibt den Druck im Rohr und damit die Siedetemperatur hoch, was sich wiederum verstärkend auf den Wärmeübergang und auf die Dampfproduktion auswirkt.

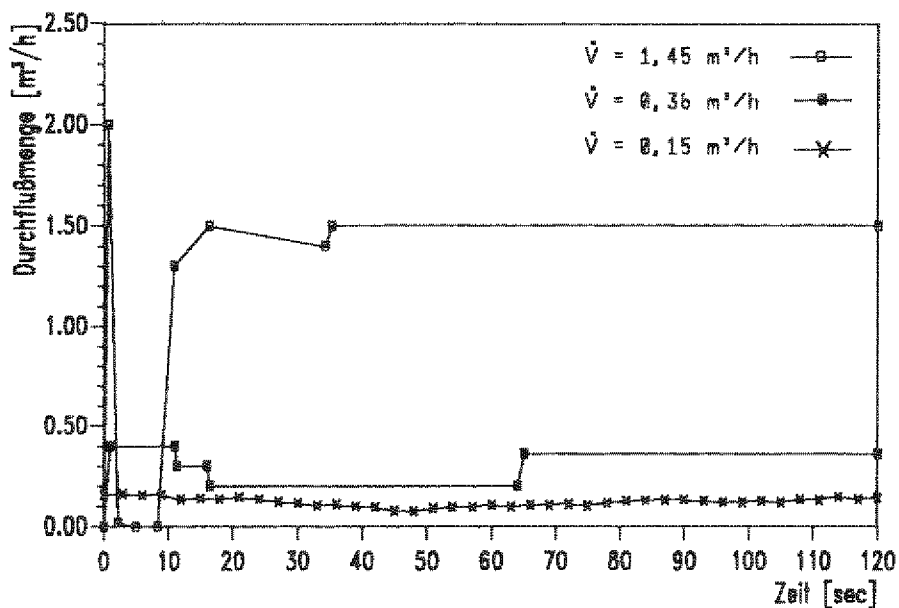


Abb. 6.12 : Durchfluß-Zeit-Kurve während der Wiederbespeisung

Spitzendruck : 11,6 bar ($\dot{V} = 1,45 \text{ m}^3/\text{h}$), 9,72 bar ($\dot{V} = 0,36 \text{ m}^3/\text{h}$),

6,2 bar ($\dot{V} = 0,15 \text{ m}^3/\text{h}$)

Der Druckaufbau kommt dadurch zustande, daß der gebildete Dampf nicht schnell genug entweichen kann. Wegen der in der Kühlstrecke gespeicherten Wassermenge kann sich ein höherer Druck als der Speisedruck aufbauen, so daß es zu einer Durchflußblockage kommt, die erst wieder aufgehoben wird, wenn der größte Teil des Wassers verdampft und ausgeströmt ist. Diese Erklärung wird auch durch die gemessenen Druckwerte gestützt. Der Druckaufbau im System lag bei hohem Durchfluß wesentlich höher als bei kleinem Durchfluß (s. Werte in Abb. 6.12). Im Fall der Wiederbespeisung mit kleinem Durchfluß wird das Wasser quasi kontinuierlich erwärmt und verdampft, ohne daß sich Speichereffekte bemerkbar machen.

Die Abb. 6.13 zeigt die Wandtemperaturen an der Meßstelle 13 für dieselben Versuche. Wie zu erwarten ist, führen höhere Durchflüsse trotz ihrer Instabilität zur schnelleren Abkühlung. Bei der Bespeisung mit einem Durchfluß unterhalb 0,36 m³/h wird keine zweite rasche Abkühlung beobachtet.

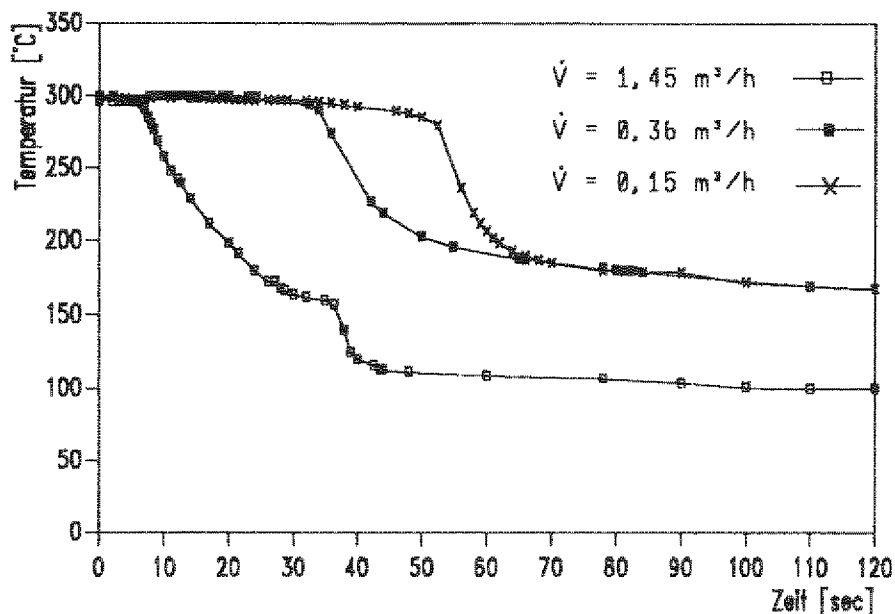


Abb. 6.13 : Temperatur-Zeit-Kurve mit verschiedenem Durchfluß an der Meßstelle 13 ($\Delta x = 5700 \text{ mm}$)

In Abb. 6.14 ist der zeitliche Temperaturverlauf an den Meßstellen 11 bis 13 für den Durchfluß des Feuerlöschsystems dargestellt. Daraus ist zu erkennen, daß auch das Feuerlöschsystem in der Lage ist, die heißen Linerkühlrohre abzukühlen.

Der Wärmeübergang in einem horizontalen Rohr ist bei kleinem Durchfluß auf dem Umfang sehr unterschiedlich, da sich eine Schichtenströmung ausbildet. Das im unteren Querschnittsbereich strömende Wasser hat einen wesentlich besseren Wärmeübergang als der im oberen Bereich strömende Dampf. Da sich die Meßstellen im oberen Bereich der Rohraußenseite befinden, liegen die gemessenen Temperaturen nach der Wiederbenetzung höher als bei großem Durchfluß.

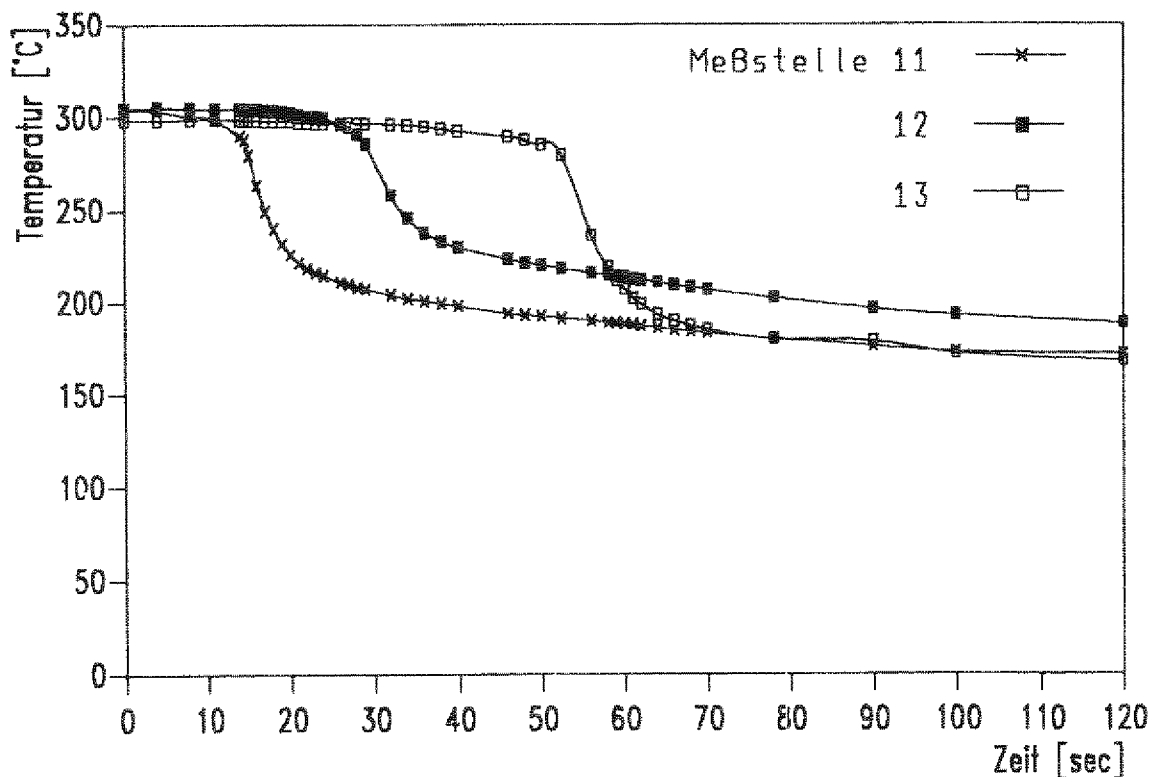


Abb. 6.14 : Temperatur-Zeit-Kurve bei Wiederbespeisung mit kleinem Durchfluß (Feuerlöschsystem $\dot{V} = 0,145 \text{ m}^3/\text{h}$)
11 ($\Delta x = 1900 \text{ mm}$), 12 ($\Delta x = 3200 \text{ mm}$), 13 ($\Delta x = 5700 \text{ mm}$)

6.7.5 Bespeisung mit verschiedenen Eintrittsunterkühlungen

Um die Rolle der Kühlwasserunterkühlung zu ermitteln, wurden drei Versuche mit verschiedenen Wassertemperaturen durchgeführt. Abb. 6.15 ergibt, daß der Abkühlungsvorgang auch eine Funktion der Unterkühlung ist. Wird das Kühlwasser mit einer höheren Temperatur zugeführt, so wird mehr Dampf erzeugt und damit die Oberfläche im Wärmeübergangsbereich Dampfkonvektion länger vorgekühlt /24/. Dies bedeutet gleichzeitig eine längere Unterbrechung der weiteren Zuströmung des Kühlwassers. Nach der Stabilisierung der Bespeisung wird die Oberfläche mit niedriger Wassertemperatur deshalb schneller abgekühlt, weil der Wärmeübergang im Bereich des unterkühlten Siedens bzw. der einphasigen Zwangskonvektion von der Fluidtemperatur abhängig ist. Aus der Abbildung ist aber zu erkennen, daß der Abkühlungsvorgang bei einer Wiederbespeisung mit relativ großem Durchfluß von der Hydraulik viel mehr beeinflusst wird als von den thermodynamischen Vorgängen des Kühlwassers. Dies scheint insbesondere bei der hier vorliegenden turbulenten Strömung der Fall zu sein, wobei die Unterkühlung des Speisewassers nur noch einen geringen Einfluß hat.

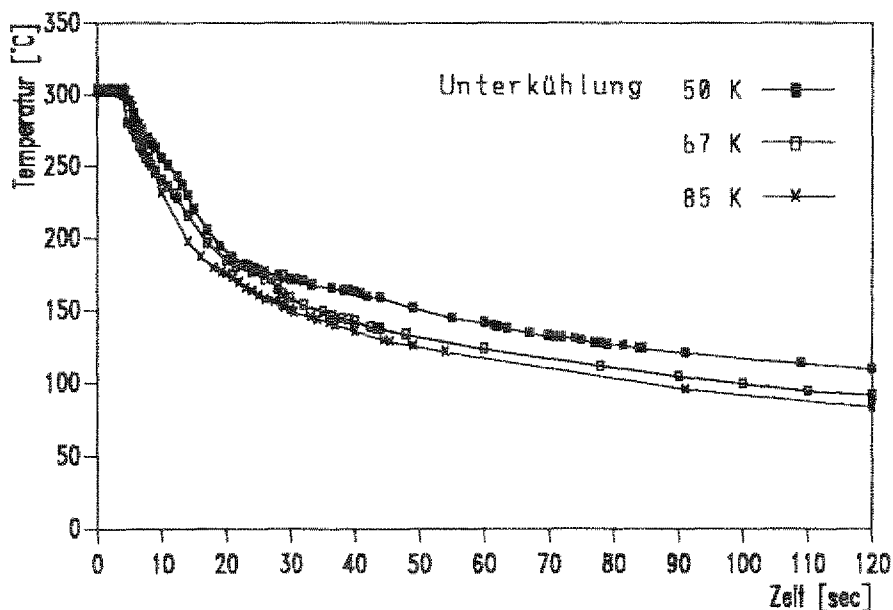


Abb. 6.15 : Temperatur-Zeit-Kurve an der Meßstelle 11 für verschiedene Eintrittsunterkühlungen bei den Versuchen A-302, A-306 und A-307

($V = 0,145 \text{ m}^3/\text{h}$, $\Delta x = 1900 \text{ mm}$)

6.8 Diskussion der Versuchsergebnisse

Die Frage der Wiederbespeisbarkeit des Linerkühlsystems unter den verschiedenen Störfallbedingungen ist aus den zahlreichen Versuchen mit dem SBRB-Ausschnittmodell zu beantworten. Bis zu einer Linertemperatur von 700 °C ist die Wiederbespeisung zumindest mit dem reduzierten Durchfluß von 0,145 m³/h möglich.

Gleichzeitig wird die Rolle der verschiedenen Parameter qualitativ ermittelt. Es wird festgestellt, daß die Versuchsparameter auf die Bespeisung unterschiedlichen Einfluß haben. Der Parameter mit dem größten Einfluß ist der Durchfluß. Hoher Durchfluß bewirkt eine kurze Abkühlungsdauer, führt aber auch zu starken hydrodynamischen Instabilitäten, die vorübergehende Blockagen zur Folge haben. Dabei können hohe Spitzendrücke auftreten. Unter den Versuchsbedingungen (offenes System) ergeben sich Werte bis zu 20 bar. Materialschäden sind dabei nicht auszuschließen.

Durchflußblockagen treten unter den Versuchsbedingungen oberhalb eines Durchflusses von 0,36 m³/h auf. Aufgrund dieser Blockagen ist die Effektivität im Vergleich zur Wiederbespeisung mit kleinen Durchflüssen nicht unbedingt proportional dem Durchfluß. Im Gegensatz dazu verläuft die Bespeisung mit kleinen Durchflüssen quasi stationär ohne Unterbrechung. Das Wasser wird auf dem Weg durch die Kühlstrecke allmählich verdampft, d.h. die Benetzungfront bewegt sich langsam in Strömungsrichtung (s. Abb. 3.3).

Es empfiehlt sich daher, daß der Ablauf einer Wiederinbetriebnahme des Linerkühlsystems am besten in zwei Phasen unterteilt wird : zum einen in eine durchflußreduzierte Wiederbespeisungsphase und zum anderen in die Normalbetriebsphase des Linerkühlsystems. Auf die erste Phase kann allerdings verzichtet werden, wenn bei einem Kernaufheizstörfall die Linerkühlung nicht zu lange unterbrochen ist.

Die zeitlich aufeinanderfolgenden Phasen werden wie folgt charakterisiert :

- Durchflußreduzierte Bespeisungsphase

In dieser Phase wird die Rohrrinnenoberfläche durch das mit reduziertem Durchfluß eingespeiste Kühlwasser wiederbenetzt. Damit der Dampf ohne große Druckanstiege abströmen kann, sollten Durchflüsse kleiner 10 % des Nenndurchflusses eingestellt werden. Dies entspricht etwa dem Durchfluß des Feuerlöschsystems beim THTR-300. In den Kühlrohren können trotz des niedrigen Durchflusses in der ersten Zeit Druckstößen auftreten, die durch schnelle Dampfbildung verursacht werden.

- Normalbetriebsphase

Sobald die Rohrleitungen vollständig mit Wasser aufgefüllt sind, kann der Normalbetrieb des Linerkühlsystems wieder aufgenommen werden. Selbstverständlich reicht auch die Kühlung mit dem reduzierten Durchfluß. Das heißt, daß das Linerkühlsystem nicht unbedingt zur Verfügung stehen muß, wenn die Wiederbespeisung mit einem Hilfssystem wie dem Feuerlöschsystem vorgenommen wurde.

Bei den nachfolgenden Versuchen mit dem Plattenmodell wird nur die durchflußreduzierte Bespeisungsphase, erste Phase der Wiederinbetriebnahme des Linerkühlsystems, untersucht.

7. Versuch mit dem Plattenmodell

Das Plattenmodell besteht im wesentlichen aus einer Stahlplatte als Liner, der thermischen Isolierung und einer einsträngigen Kühlstrecke. Der Hauptunterschied zum SBRB-Ausschnittmodell besteht im Nichtvorhandensein des Betons hinter dem Liner. Diese Modellauslegung basiert auf der experimentellen Bestätigung, daß die Wärmekapazität des Betons und die Verdopplung des LKS das transiente Verhalten in der Wiederbespeisungsphase nicht beeinflußt. Der Aufbau des Versuchsmodells ist in Abb. 7.1 dargestellt.

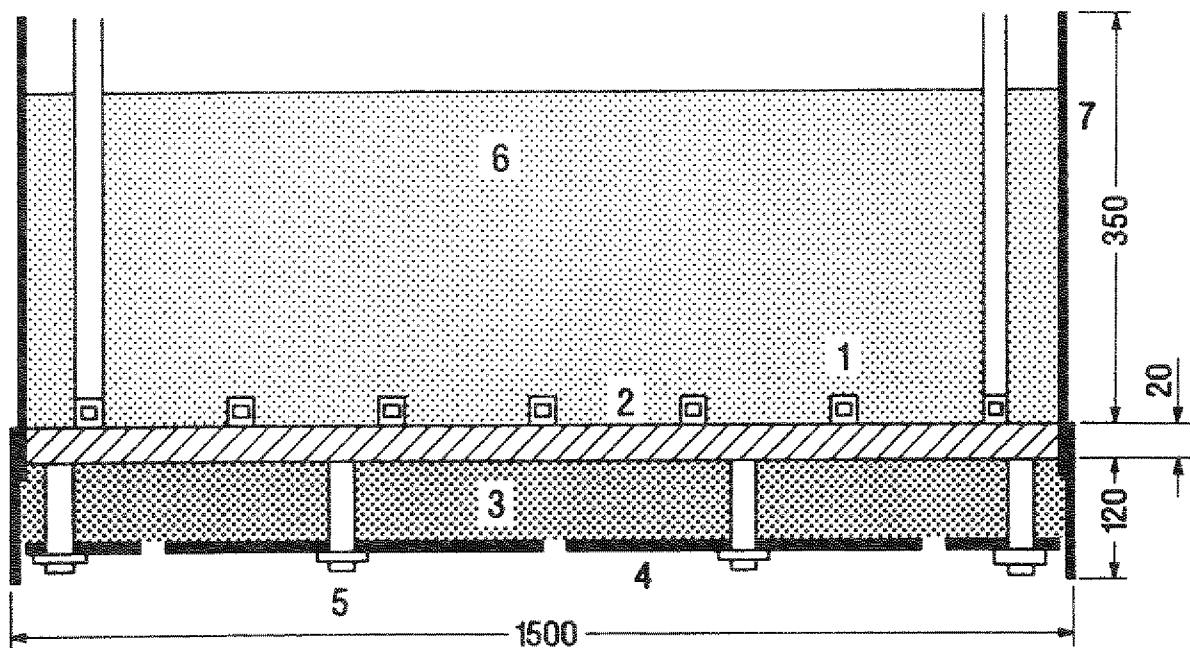


Abb. 7.1 : Aufbau des Plattenmodells 1. Kühlrohr, 2. Linerblech, 3. Isolierung, 4. Deckplatten, 5. Gewindestange, 6. Isoliermatten, 7. Einfassung

Das Plattenmodell ist zur Erfassung der thermo- und fluiddynamischen Vorgänge mit einer umfangreichen Instrumentierung versehen. Sie ermöglichen sowohl die Temperaturmessung an der Außenwand der Kühlrohre und im Fluids als auch die lokale Druckmessung in den Kühlrohren, jeweils an ausgewählten Positionen.

Die einzelnen Meßstellen für die gesamte Kühlstrecke sind aus Abb. 7.2 ersichtlich (vgl. Anhang E). Die Anordnung der Thermoelemente ist in Abb. 7.3 dargestellt.

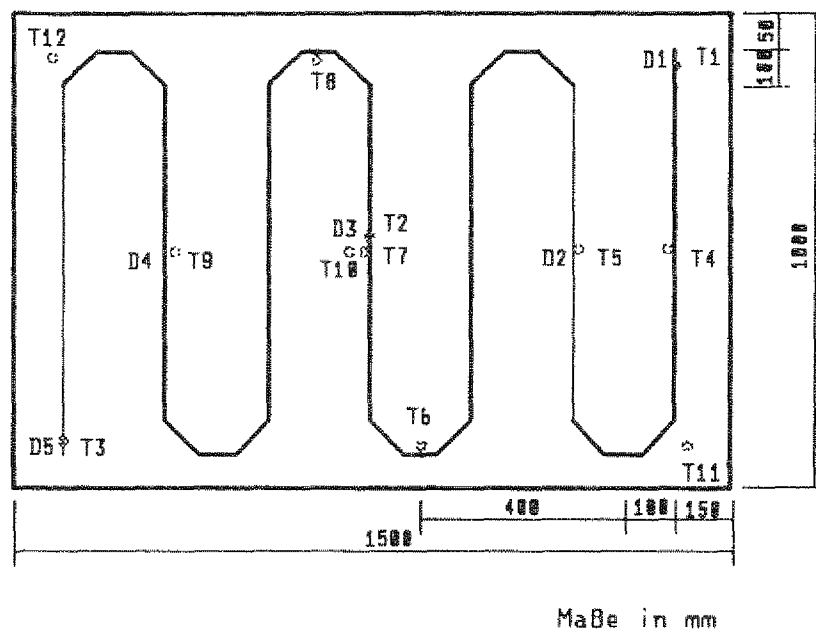


Abb. 7.2 : Instrumentierungspian für die Temperatur- (T) und Druckmeßstellen (D)

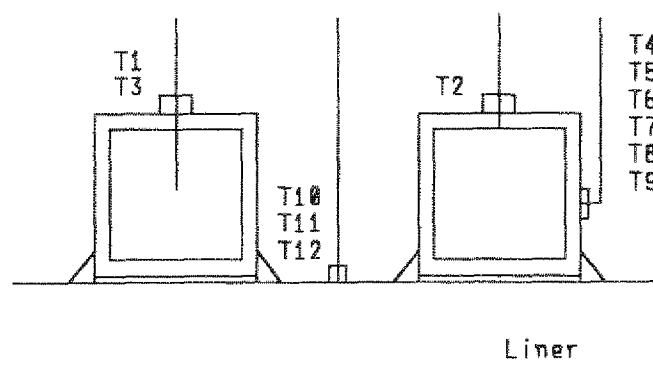


Abb. 7.3 : Anordnung der Mantelthermoelemente

Tabelle 7.1 zeigt den Meßstellenplan des Plattenmodells. Hierauf wird in den nachfolgenden Abbildungen Bezug genommen.

Nr.	Art der Messung	Meßstelle		
51	Fluidtemperatur	T1	vom Eintritt	$\Delta x = 100 \text{ mm}$
52	"	T2		$\Delta x = 3270 \text{ mm}$
53	"	T3		$\Delta x = 6500 \text{ mm}$
61	Wandtemperatur	T4	vom Eintritt	$\Delta x = 450 \text{ mm}$
62	"	T5		$\Delta x = 1400 \text{ mm}$
63	"	T6		$\Delta x = 2800 \text{ mm}$
64	"	T7		$\Delta x = 3270 \text{ mm}$
65	"	T8		$\Delta x = 3740 \text{ mm}$
66	"	T9		$\Delta x = 5150 \text{ mm}$
71	Linerplatte (oben)	T10	am Eintritt	
72	"	T11	in der Mitte	
73	"	T12	am Austritt	
74	Linerplatte (unten)	T14	in der Mitte	
81	Druck im Rohr	D1	vom Eintritt	$\Delta x = 100 \text{ mm}$
82	"	D2		$\Delta x = 1400 \text{ mm}$
83	"	D3		$\Delta x = 3270 \text{ mm}$
84	"	D4		$\Delta x = 5150 \text{ mm}$
85	"	D5		$\Delta x = 6500 \text{ mm}$

Tabelle 7.1 : Meßstellenplan des Plattenmodells

7.1 Versuchsdurchführung

Die Untersuchungen zum Transientenverhalten bei der Wiederbespeisung werden (mit einer Ausnahme ; P-301) mit einheitlichem Durchfluß von $0,145 \text{ m}^3/\text{h}$ und mit einer einheitlichen Kühlwassereintrittstemperatur von $33 \text{ }^\circ\text{C}$ durchgeführt. Es werden nur die Anfangswandtemperaturen variiert, wobei die Werte $200 \text{ }^\circ\text{C}$, $300 \text{ }^\circ\text{C}$, $500 \text{ }^\circ\text{C}$ und $600 \text{ }^\circ\text{C}$ betragen. Eine relativ homogene Anfangstemperaturverteilung entlang der Kühlstrecke läßt sich sowohl durch eine Anordnung von mehreren Isoliermatten auf dem Liner als auch durch langsame Aufheizung mit kleinem Temperaturgefälle zwischen Ofen und Liner erreichen. Ein Überblick über die Versuche gibt die Versuchsmatrix in Tabelle 7.2.

Tabelle 7.2 : Versuchsmatrix

Wandtemperatur ϑ_L [$^\circ\text{C}$]	Kühlwassertemperatur am Eintritt ϑ_F [$^\circ\text{C}$]	Durchfluß $\dot{V}$ [m^3/h]	Versuchs-Nr.
200	33	0,145	P-200
300 (330)	33	1,45	P-301
	33	0,145	P-302
500	33	0,145	P-500
600	33	0,145	P-600

7.2 Versuchsergebnisse

Aus den durchgeführten Versuchen werden nachfolgend ausgewählte Ergebnisse vorgestellt und interpretiert. Sie beschränken sich auf die Versuche mit Anfangstemperatur von 330 °C und 600 °C.

7.2.1 Wiederbespeisung bei der Anfangstemperatur von 330 °C

Da die Temperatur des Liners inhomogen ist, wird als Bezugstemperatur die Temperatur in der Mitte des Liners (Meßstelle T7) gewählt. Der maximale Temperaturunterschied zu dieser Bezugstemperatur beträgt zu Beginn der Wiederbespeisung 15 K.

In Abb. 7.4 sind Temperaturkurven an vergleichbaren Meßorten des Versuchs A-305 und P-302 gegenübergestellt. Aus ihnen ist ersichtlich, daß die Wärmekapazität des Betons die Wiederbespeisungstransienten kaum beeinflusst. Die Benetzungszeiten und die Wandtemperaturen nach der Benetzung stimmen recht gut überein. Das bedeutet, daß bei der rechnerischen Simulation der Wiederbespeisung auf die Modellierung des Betons verzichtet werden kann. In Abb. 7.5 ist für den Versuch P-302 der zeitliche Verlauf des Durchflusses und der Wandtemperaturen an einzelnen Meßpositionen längs der Kühlstrecke dargestellt. Aus den Wandtemperaturen ist das Fortschreiten der scheinbaren Benetzungsfront abzulesen. Die kleinen Schwankungen des Durchflusses in der Anfangsphase der Bespeisung sind offensichtlich auf Druckoszillation infolge der Verdampfung zurückzuführen. Dies wird mit der nächsten Abb. 7.6, die die Druckverläufe vom gleichen Versuch an der Meßstelle D1, D3 und D5 (vgl. Tabelle 7.1) zeigt, verdeutlicht. Das Drucksignal in der Kühlstrecke repräsentiert den lokal herrschenden Überdruck, der in erster Linie aus dem Beschleunigungs- und Reibungsdruckverlust infolge der Verdampfung resultiert. Der Einfluß der Verdampfung auf den Druckverlust nimmt am Anfang stark zu, geht aber im Laufe der Zeit mehr und mehr zurück und ist nach 500 s praktisch abgeklungen. Auffällig ist, daß die Drücke entlang der Kühlstrecke in der Anfangszeit ein fast gleichhohes Niveau haben. Das bedeutet, daß der Strömungswiderstand der Abströmleitung zum Sumpf nicht zu vernachlässigen ist.

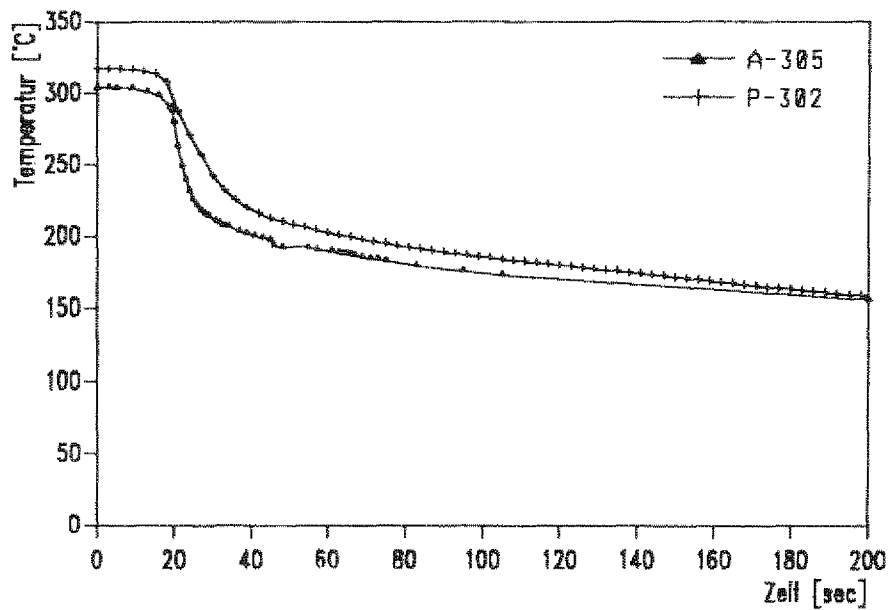


Abb. 7.4 : Wandtemperatur-Zeit-Kurven des Versuchs A-305 und P-302
A-305 ($\Delta x = 3200$ mm), P-302 ($\Delta x = 3270$ mm)

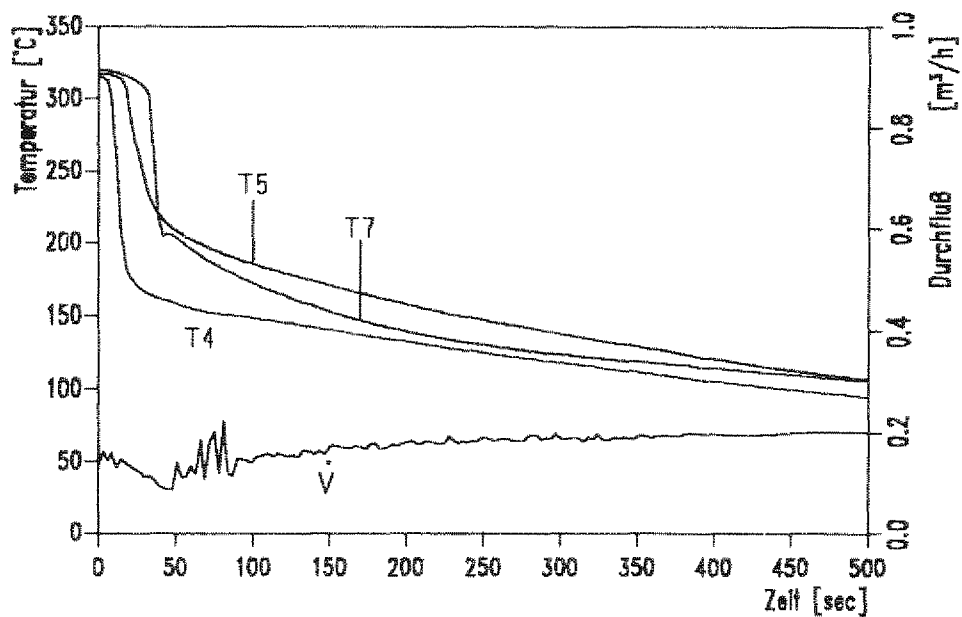


Abb. 7.5 : Zeitlicher Verlauf der Wandtemperaturen und des Durchflusses von P-302
T4 ($\Delta x = 450$ mm), T5 ($\Delta x = 1400$ mm), T7 ($\Delta x = 3270$ mm)

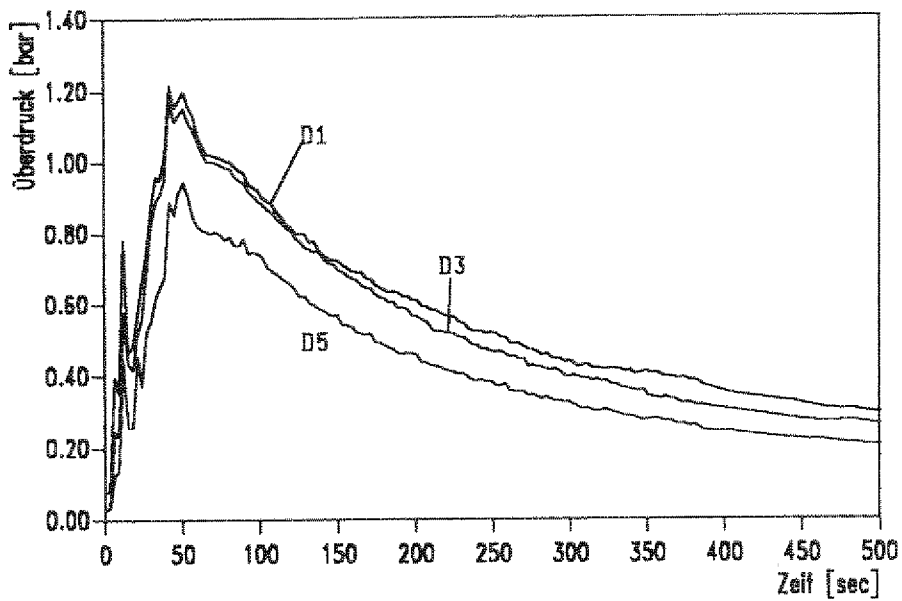


Abb. 7.6 : Druck-Zeit-Kurven des Versuchs P-302 am Anfang (D1),
in der Mitte (D3) und am Ende (D5) der Kühlstrecke

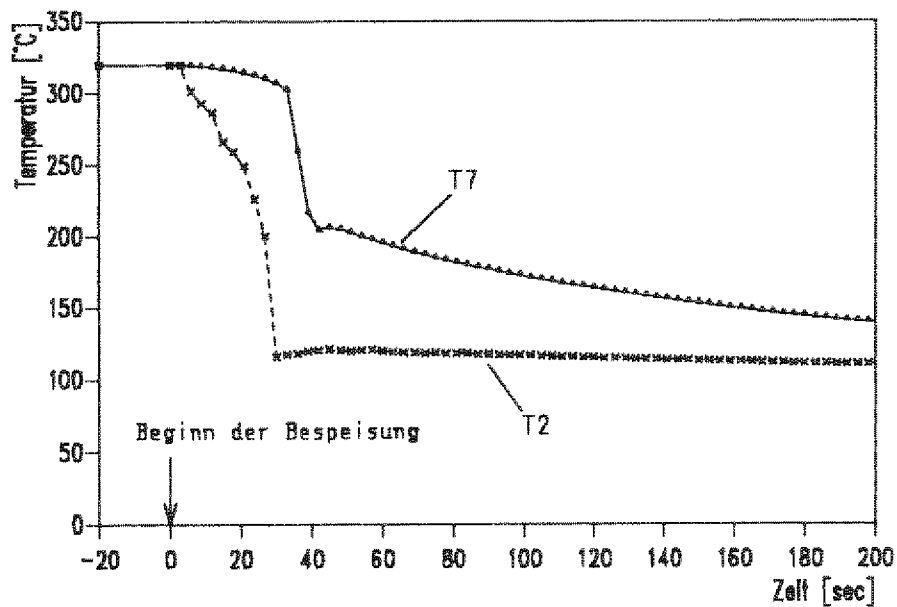


Abb. 7.7 : Zeitlicher Wand- und Fluidtemperaturverlauf des Versuchs P-302
T2 : Fluidtemperatur in der Nähe der Innenwand ($\Delta x = 3270 \text{ mm}$)
T7 : Außenwandtemperatur ($\Delta x = 3270 \text{ mm}$)

Die Abb. 7.7 zeigt den Wand- bzw. Fluidtemperaturverlauf an den Meßstellen T2 und T7. Die axialen Abstände beider Meßpositionen vom Eintritt an können als gleich lang angenommen werden. Im Anfangszustand sind beide Temperaturen gleich, da zunächst der in der Kühlstrecke vorhandene Dampf ausgetrieben wird. Später werden die Rohrinneoberflächen durch Dampfkongvektion solange vorgekühlt bis schließlich Wiederbenetzung einsetzt. Der Temperaturabfall an der Meßstelle T2 fällt zusammen mit einem Temperaturabfall der Zweiphasenströmung auf Sättigungstemperatur. Dies ist ein Zeichen dafür, daß zu diesem Zeitpunkt die Wasserfront die Meßstelle erreicht. Die Wandtemperatur fällt ab, bleibt jedoch hinter der Fluidtemperatur zurück. Die große Temperaturdifferenz zwischen Wand- und Fluidtemperatur ist nur mit einer Schichtenströmung und der damit verbundenen ungleichmäßigen Wärmeabfuhr am Rohrumfang zu erklären.

Die Benetzung des Thermoelements T2 erfolgt im vorliegenden Fall ca. 30 s nach dem Versuchsbeginn. Vor diesem Zeitpunkt könnten Wassertropfen dispers in der kontinuierlichen Dampfphase verteilt sein. Die gemessenen themodynamischen Zustandsdaten bei der Benetzung sind im folgenden zusammengestellt :

$t_B = 30 \text{ s}$ nach der Wiederbespeisung

$\vartheta_f = 117,0 \text{ }^\circ\text{C}$

$\vartheta_{wa} = 303,2 \text{ }^\circ\text{C}$

$p = 1,82 \text{ bar}$ und $\vartheta_{sat} = 117,2 \text{ }^\circ\text{C}$

Die Temperatur der Zweiphasenströmung befindet sich bei der Benetzung auf Sättigungstemperatur, d.h. $\Delta\vartheta_u = 0$. Damit läßt sich die Temperatur der Rohroberfläche ϑ_{wi} nach empirischer Gleichung von Hein bestimmen /24/. Sie beträgt

$$\vartheta_B = \vartheta_{wi} = \vartheta_{sat} + 160 + 10 \Delta\vartheta_u = 277,2 \text{ }^\circ\text{C}$$

Die Messung der tatsächlichen Benetzungstemperatur ist nicht möglich /38/. Daher wird ϑ_{wa} als "scheinbare Benetzungstemperatur" eingeführt, die den Übergang vom flachen in dem steil abfallendem Temperaturverlauf kennzeichnet. Wenn man das bei der Abkühlung auftretende Temperaturgefälle zwischen Innen- und Außenwand in Rechnung stellt, ergibt sich eine recht gute Übereinstimmung zwischen dem theoretischen und experimentellen Wert.

In Abb. 7.8 sind die drei Fluidtemperaturverläufe an den Meßstellen T1, T2 und T3 zusammengestellt. Der thermische Zustand vor dem Versuchsbeginn ist ein überhitzter Dampfzustand. Sofort nach der Wiederbespeisung wird die Fluidtemperatur an der Meßstelle T1 fast schlagartig auf 100 °C abgesenkt. Der weitere Abfall auf praktisch Eintrittstemperatur erfolgt innerhalb weiterer 10 s. Das Rohrstück vor der Meßstelle wird also innerhalb von 15 s auf diese Temperatur abgekühlt.

Im Gegensatz zu T1 bleiben die Temperatur der Meßstelle T2 und T7 für lange Zeit auf Sättigungstemperatur, da aufgrund des niedrigen Durchflusses genügend Wärme aus dem Liner nachgeliefert wird, um das unterkühlt eingespeiste Wasser auf Sättigungszustand aufzuheizen. Daraus ist zu schließen, daß die Wärmeabfuhr in diesem Bereich nach dem Eintreffen der Wasserfront durch gesättigtes Sieden und Dampfkonvektion erfolgt. Die Fluidtemperaturen von Versuch P-301, bei dem die Wiederbespeisung mit einem Durchfluß von 1,45 m³/h durchgeführt wurde, bleiben dagegen nach der Benetzung unterkühlt.

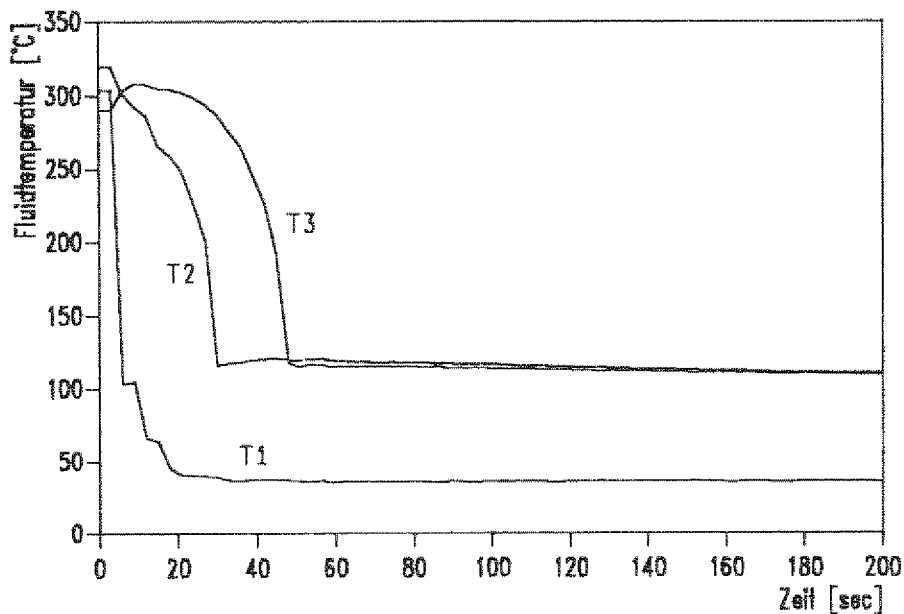


Abb. 7.8 : Fluidtemperaturverläufe an der Meßstelle T1, T2 und T3
T1 ($\Delta x = 100$ mm), T2 ($\Delta x = 3270$ mm), T3 ($\Delta x = 6500$ mm)

7.2.2 Wiederbespeisung bei der Anfangstemperatur von 600 °C

Dieser Versuch gibt wegen der hohen Anfangstemperatur extrem transiente Verhältnisse wieder. Die höhere Anfangstemperatur und damit die größere Wärmespeicherung sorgen gegenüber dem vorigen Versuch für eine stärkere und längere Dampferzeugung. Die Ungleichmäßigkeit der Temperaturverteilung vor der Wiederbespeisung beträgt bei diesem Versuch 32 K.

In den Abb. 7.9 bis 7.11 sind die gemessenen Verläufe der Wandtemperatur, der Fluidtemperatur sowie des Durchflusses und des Drucks des Versuchs wiedergegeben.

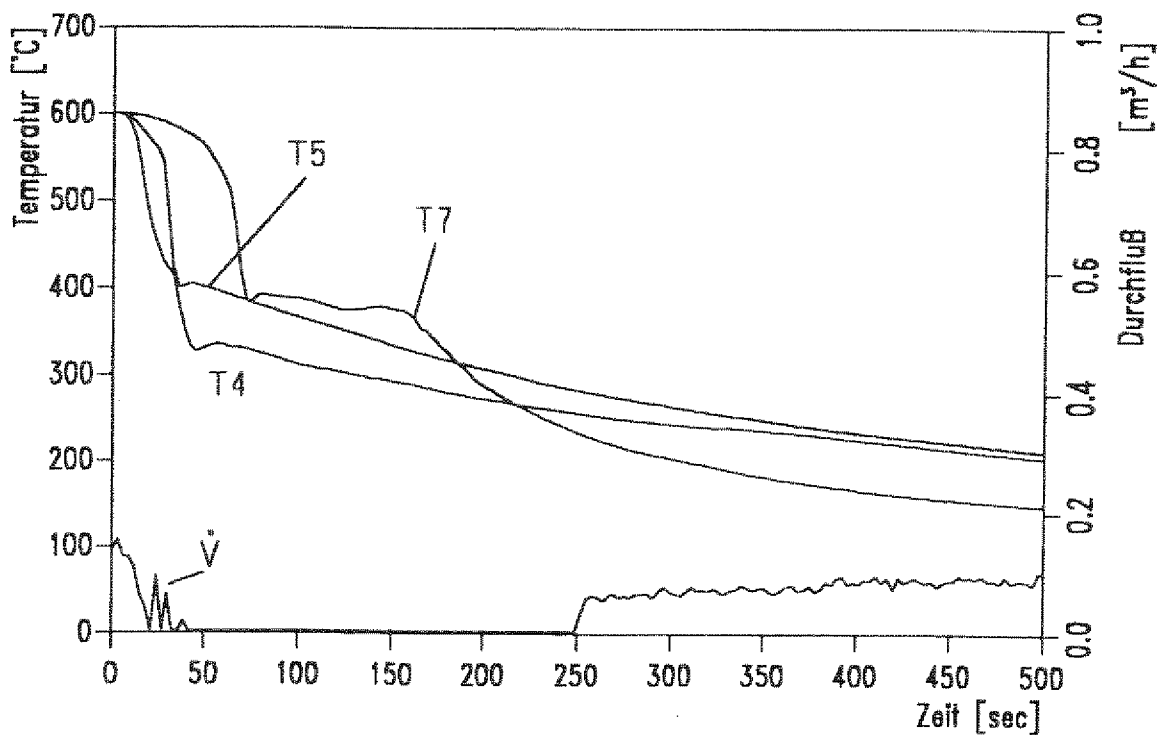


Abb. 7.9 : Zeitlicher Verlauf der Wandtemperatur und des Durchflusses an ausgewählten Meßstellen

T4 ($\Delta x = 450$ mm), T5 ($\Delta x = 1400$ mm), T7 ($\Delta x = 3270$ mm)

In Abb. 7.9 sind die zeitlichen Verläufe der Wandtemperaturen längs der Kühlstrecke und dazu der Durchfluß am Eintritt zusammengestellt. Als deutlicher Unterschied zu dem vorher beschriebenen Versuch P-302 ist das Auftreten einer starken Verminderung des Durchflusses während des Versuchsverlaufes anzusehen. Die massive Dampfproduktion im Rohr bewirkt bei der Wiederbespeisung mit höherer Ausgangstemperatur eine Blockage des Wasserzustroms. Ab einer Anfangstemperatur von 550 °C sind Temperatur- und Durchflußschwankungen deutlich zu beobachten. Abb. 7.10 gibt anschauliche Informationen über diese Schwankungen. Aus der Tatsache, daß die Drücke unter dem Vordruck der Mischbatterie bleiben, ist zu schließen, daß es nicht zu einer vollständigen Blockage gekommen ist. Der verbleibende Durchfluß konnte mit der vorhandenen Instrumentierung jedoch nicht mehr gemessen werden.

Die entlang der Meßstrecke gemessenen Temperaturverläufe sind wegen der mit dem starken Durchflußrückgang verbundenen unklaren Strömungsverhältnisse nicht ganz leicht und eindeutig zu interpretieren. Eindeutig ist, daß das erste steile Absinken der Wandtemperaturen immer mit dem Abfall der Fluidtemperatur auf Sättigungstemperatur verbunden ist und hierdurch verursacht wird, wie den Abb. 7.7 und 7.11 zu entnehmen ist. Kurz nach dem die Siedetemperatur erreicht ist, stagnieren die Wandtemperaturen, um wenig später in einen sanften Abfall überzugehen. Die Stagnation und der anschließende sanftere Abfall sind darauf zurückzuführen, daß sich bei dieser Wandtemperatur ein ausreichendes Temperaturgefälle zwischen Rohr und Liner ausgebildet hat, um die vom Fluid abgeführte Wärme aus dem Liner nachzuliefern. Die höhere Wärmekapazität des Liners bestimmt nun in Verbindung mit der Wärmeabfuhr durch das Fluid den weiteren Temperaturverlauf. Auf den Durchflußrückgang ist dieses Verhalten offenbar nicht zurückzuführen, da bei Versuch P-302 dasselbe Verhalten beobachtet wird.

Das hiervon abweichende Verhalten der Wandtemperatur an der Meßstelle T7 ist aber möglicherweise der Durchflußverminderung zuzuschreiben. Es ist denkbar, daß zunächst eine Schichtenströmung vorgelegen hat. Diese ist dann wegen fehlenden Wassernachflusses vorübergehend in eine Dampfströmung mit fein verteilten Wassertropfen übergegangen.

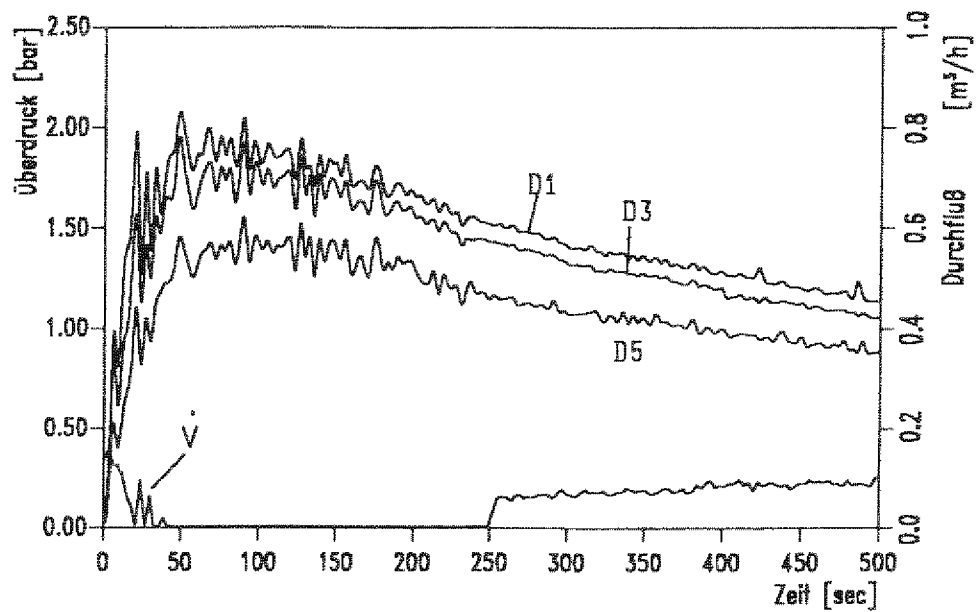


Abb. 7.10 : Durchfluß- und Druckverlauf an ausgewählten Meßstellen am Anfang (D1), in der Mitte (D3) und am Ende (D5) der Kühlstrecke

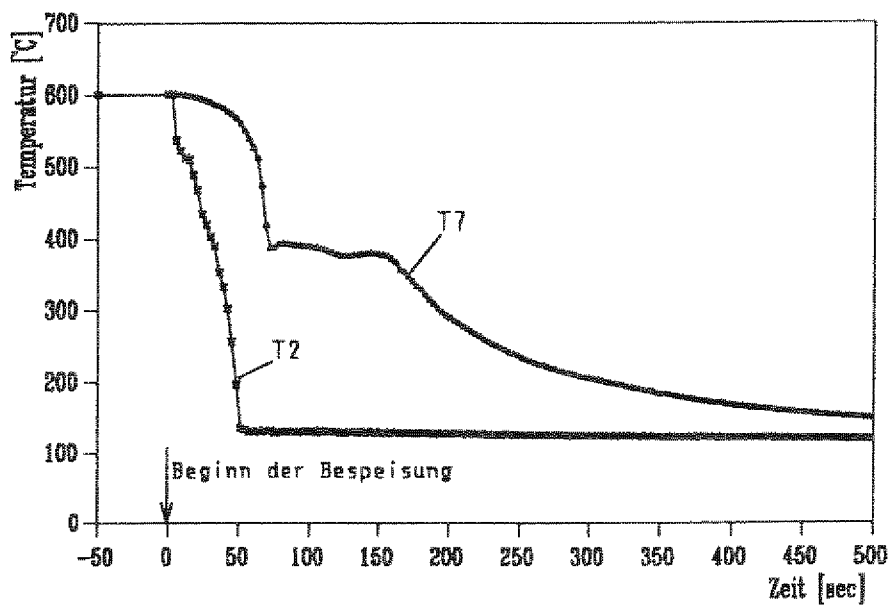


Abb. 7.11 : Zeitlicher Wand- und Fluidtemperaturverlauf des Versuchs P-600
 T2 : Fluidtemperatur in der Nähe der Innenwand ($\Delta x = 3270$ mm)
 T7 : Außenwandtemperatur ($\Delta x = 3270$ mm)

In diesem Fall haben sowohl Dampf als auch die dispergierten Wassertropfen Sättigungstemperatur, d.h. sie befinden sich im thermodynamischen Gleichgewicht. Die aufgenommene Wärme wird nur zur Verdampfung der Wassertropfen verbraucht, so daß die Fluidtemperatur konstant bleibt. Sicher ist, daß eine solche Dampf-Tropfen-Strömung später wieder in eine Schichtenströmung übergehen muß. Dies ist offenbar nach 160 s der Fall, worauf der erneut einsetzende Temperaturabfall an der Meßstelle T7 zurückgeführt wird.

Auffällig ist, daß die Wandtemperatur an der Meßstelle T7 unter die der in Strömungsrichtung vorherliegenden Meßstellen T4 und T5 abfällt (s. Abb. 7.9). Dies hängt vermutlich mit der lokalen Strömungsgeschwindigkeit zusammen. Dagegen ist aus den Druckverläufen (s. Abb. 7.10) zu entnehmen, daß die Siedetemperaturen und damit auch die durch sie bestimmten Wärmeaustauschvorgänge in etwa gleich sind. Nicht klar ist, ob Teile der Rohrwand in der dargestellten Phase wiederbenetzt worden sind, d.h. die Leidenfrosttemperatur unterschritten haben. Für den Wandbereich, in dem die Thermoelemente installiert waren, läßt sich das mit Gewißheit ausschließen. Dafür liegen die Temperaturen zu hoch, wie die Zustandsdaten an der Meßstelle T7 zeigen :

$t_b = 51 \text{ s}$ nach der Wiederbespeisung

$\vartheta_f = 133,1 \text{ °C}$

$p = 2,94 \text{ bar}$ und $\vartheta_{sat} = 132,4 \text{ °C}$ $\vartheta_{w0} = 558,7 \text{ °C}$

Daraus ergibt sich mit $\Delta\vartheta_w = 0$ nach Hein /24/ eine Benetzungstemperatur von $292,4 \text{ °C}$. Die gemessene Wandtemperatur liegt also 260 K darüber. Wenn es also zu einer Benetzung gekommen ist, dann allenfalls im unteren Teil des Rohres in Verbindung mit der vermuteten Schichtenströmung. Der starke Temperaturunterschied zur Meßstelle läßt sich dabei mit der dazwischen liegenden Wärmebrücke (Schweißnaht) erklären.

7.5 Diskussion

Aus den zahlreichen Experimenten ergibt sich, daß die Geschwindigkeit der Wiederbenetzung und damit die Dauer der Wiederbespeisung stark abhängig von der Anfangswandtemperatur ist (s. Abb. 7.12). Zum Vergleich zeigt Abb. 7.13 die Temperaturverläufe von zwei Versuchen, P-302 und P-600, die sich durch die Anfangstemperatur unterscheiden. Es ist zu bemerken, daß bei einer höheren Ausgangstemperatur mehr Dampf bei der Wiederbespeisung erzeugt und dadurch die Wiederbespeisung instabiler wird.

Aufgrund der höheren Verdampfungsrate wird die Fortbewegung der Wasserfront bei P-600 stark verlangsamt, während die Wasserfront von P-302 sich mit konstanter Geschwindigkeit fortpflanzt. Mit anderen Worten - die Wand wird durch reine Dampfkonvektion um so länger vorgekühlt, je mehr die Ausgangstemperatur die Siedetemperatur überschritten hat.

Durch die wärmetechnische Anbindung der Kühlrohre (vgl. Abb. 7.3) an den Liner unterscheidet sich die Wiederbespeisung des LKS von üblichen Abkühlungsvorgängen. Die Kühlrohre mit dem Liner können aber als ein Rohrsystem (asymmetrisch) mit dickerer Wandstärke betrachtet werden. Hierfür spricht, daß die Temperaturdifferenz zwischen T7 (Rohre) und T14 (Liner) nach der ersten Abkühlung fast konstant bleibt. Sie wird um so größer, je höher die Anfangswandtemperatur ist. Die Zunahme der Wandstärke ruft eine Erhöhung der gespeicherten Wärmemenge hervor, die durch Leitung an das Rohr abgeführt werden muß.

Infolge des Schwerkrafteinflusses tritt in horizontalen Rohren unter den Strömungsbedingungen der Wiederbespeisung eine Schichtung der Zweiphasenströmung auf. Bei den geschichteten Strömungsformen ist, hydraulisch bedingt, nur eine Teilbenetzung der Rohroberfläche vorhanden, d.h. hierbei kann die Oberseite des Rohres austrocknen, während die Unterseite noch benetzt ist. Da sich die Teilbenetzung auf den Wärmeübergangskoeffizienten auswirkt, muß der Einfluß der Rohrlage bei der Nachrechnung berücksichtigt werden /28/. Als Folge davon könnte am Rohrscheitel eine kurzzeitige Temperaturerhöhung auftreten (s. Abb. 7.9).

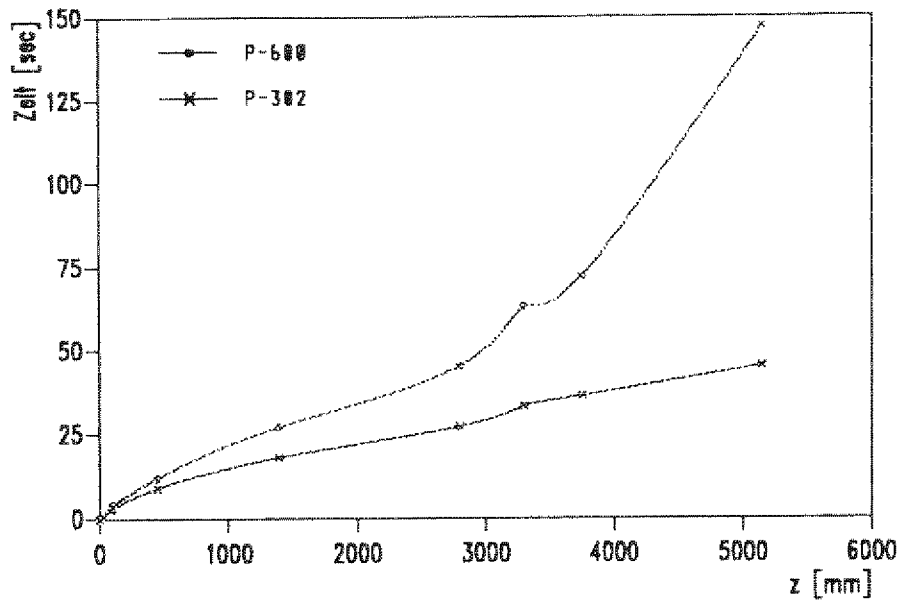


Abb. 7.12 : Fortschreiten der Wasserfront bei zwei unterschiedlichen Ausgangstemperaturen

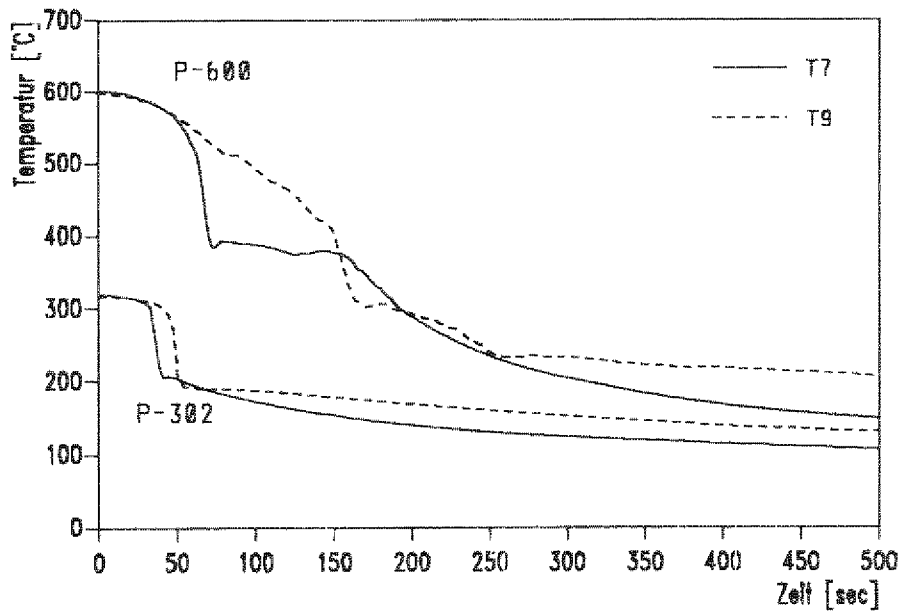


Abb. 7.13 : Zeitlicher Temperaturverlauf an zwei ausgewählten Meßpositionen bei zwei verschiedenen Ausgangstemperaturen Versuch P-302 und P-600
T7 ($\Delta x = 3270$ mm), T9 ($\Delta x = 5150$ mm)

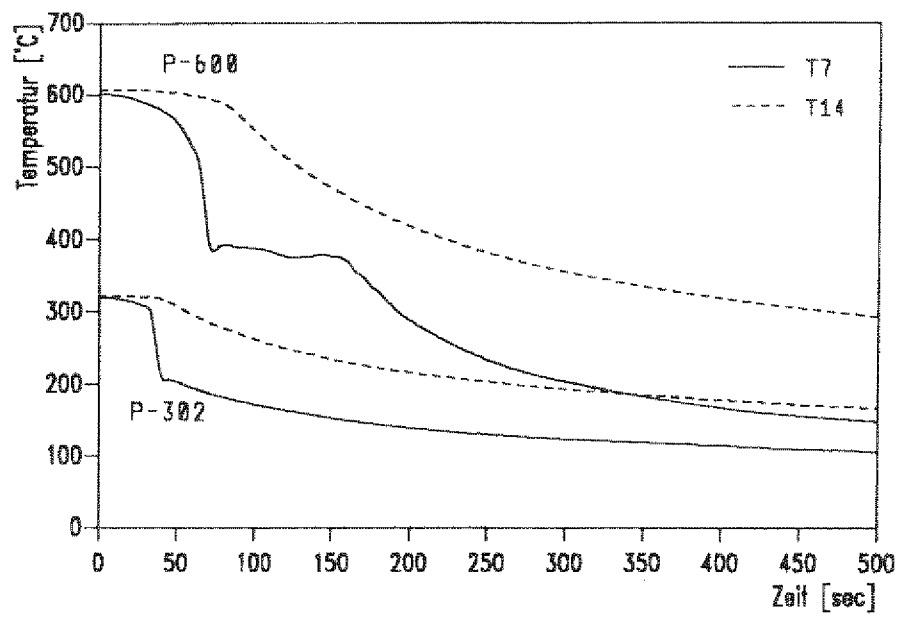


Abb. 7.14 : Temperaturverlauf von Kühlrohr und Liner in der Mitte der Kühlstrecke T7, T14 ($\Delta x = 3270$ mm)

8. Modellentwicklung auf Basis von SIKADE-2

Im folgenden wird die durchflußreduzierte Bepfeisungsphase anhand eines Rechenprogramms modelliert. Für die vorliegende Arbeit wurde das Rechenprogramm SIKADE gewählt. Das Rechenprogramm SIKADE wurde im Forschungszentrum-Jülich (KFA) für die dynamische Analyse von gasbeheizten Dampferzeuger entwickelt /5/.

Die für die Analyse der Wiederbepfeisung verwendete Version ist als SIKADE-2 gekennzeichnet. Im folgenden wird über die Hauptmerkmale des hydrodynamischen Modells, das im SIKADE-2 enthalten ist, kurz berichtet.

8.1 Beschreibung des Programms SIKADE-2

Die Zweiphasenströmung unterliegt den Erhaltungsgesetzen der Masse, der Energie und des Impulses für jede Phase - 6 Erhaltungsgleichungen - . Die Anwendung des Erhaltungssatzes und seine Formulierung in Bilanzgleichungen erfordern eine Umgrenzung des Bilanzgebietes. Der Unterschied zwischen dem in ein Bilanzgebiet einfließenden Quantitätsstrom und dem daraus abfließenden muß gleich der im Bilanzgebiet ge- oder gespeicherten Quantität sein. Sämtliche Bilanzgleichungen werden als partielle Differentialgleichungen formuliert.

Das Programm SIKADE-2 beruht auf einem zweiphasigen, eindimensionalen, hydrodynamischen Modell. Da die Gleichungen für die Fluiddynamik eindimensional angesetzt sind, werden Fluidvariablen über den Strömungsquerschnitt gemittelt.

Der Wärmetransport in der Wand wird dagegen durch ein zweidimensionales Wärmeleitungsmodell beschrieben. Die fluiddynamischen Gleichungen beider Strömungskanäle - Primärseite Helium-Gasströmung / Sekundärseite Zweiphasenströmung von Wasser und Wasserdampf - sind durch die Wärmeleitungsgleichungen für die Wand und die Wärmeübergangskorrelationen miteinander gekoppelt.

8.2 Das Fluidmodell mit Grundbilanzgleichungen

In diesem Modell werden die homogenisierten Zweiphasen durch die Erhaltungsgleichungen als Mischungsgleichungen der Masse, der Energie und des Impulses eindimensional formuliert. Das Modell von SIKADE-2 geht daher von 4 partiellen Differentialgleichungen aus, bestehend aus den 3 Mischungsgleichungen - die zwei Phasen (Dampf und Wasser) sind nicht getrennt behandelt - und einer Kontinuitätsgleichung für die Dampfphase.

8.2.1 Mischungsmassenbilanz

Die Mischungskontinuitätsgleichung der Zweiphasenströmung hat folgende Definition :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \dot{m}}{\partial z} = 0 \quad (8 - 1)$$

wobei

$$\rho = (1 - \varepsilon) \rho_f + \varepsilon \rho_d$$

Im eindimensional angenommenen instationär strömenden Zweiphasengemisch ergibt sich für die Erhaltung der Masse :

$$\frac{\partial}{\partial t} [\varepsilon \rho_d + (1 - \varepsilon) \rho_f] + \frac{\partial}{\partial z} [\varepsilon v_d \rho_d + (1 - \varepsilon) v_f \rho_f] = 0 \quad (8 - 1 - 1)$$

8.2.2 Mischungsenergiebilanz

Die Änderung des Enthalpiestroms bei Durchlaufen des Bilanzgebietes muß gleich sein dem über den Kanalwänden zu - oder abgeführten Wärmestrom und der im Bilanzvolumen in der Zeiteinheit ge- oder gespeicherten inneren Energie. Die Mischungs-Energiegleichung ist in der Form

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial (\dot{m}_h + \dot{m}_{kin})}{\partial z} = \frac{P_b}{A} q'' \quad (8 - 2)$$

angesetzt. In der Energiegleichung sind einige Energieformen von untergeordneter Bedeutung, wie z.B. die Energiedissipation durch Reibung zwischen den Phasen und der Beitrag der potentiellen Energie, und bleiben unberücksichtigt.

8.2.3 Mischungsimpulsbilanz

Die an die Zweiphasenströmung angreifenden Kräfte sind im SIKADE-2 in Impuls, Schubspannung, Gewicht und Druckverlust zu unterteilen. Die Mischungs-Impulsgleichung wird folgendermaßen dargestellt :

$$\frac{\partial \dot{m}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} [\dot{m}_f v_f + \dot{m}_d v_d] = - \frac{\partial p}{\partial z} - g \rho \cos \theta - \frac{P_f}{A} \tau_{vf} \quad (8-3)$$

Die Schubspannung an der Wand, die stets der Strömungsrichtung entgegenwirkt, wird aus einer Reibungskorrelation berechnet.

8.2.4 Kontinuitätsgleichung für die Dampfphase

Das Programm enthält eine Modellierung der in der Dampfphasengleichung auftretenden Oberflächen-Verdampfung Γ'_{ev} , der Volumencondensation Γ_c und der Volumenverdampfung Γ_{ev} . Die Kontinuitätsgleichung für die Dampfphase kann in folgender Form geschrieben werden :

$$\frac{\partial [\rho_d \varepsilon]}{\partial t} + \frac{\partial \dot{m}_d}{\partial z} = - \Gamma_c + \Gamma_{ev} + \frac{P_h}{A} (\Gamma'_c - \Gamma'_{ev}) \quad (8-4)$$

Das Gleichungssystem (8-1) bis (8-4) ist nicht vollständig, weil das Verhältnis der Dampf- zur Wasser-Massenstromdichte aus diesen Gleichungen nicht errechnet werden kann. Der Grund hierfür ist das Fehlen einer zweiten Impulsgleichung. Die fehlenden Informationen für die Impulsgleichung werden durch eine empirische Schlupf-Korrelation gewonnen /40,41/.

8.3 Die konstitutiven Beziehungen

Die Zahl der Erhaltungsgleichungen ist kleiner als die Anzahl der in der Problemstellung vorhandenen Unbekannten. Deshalb wird neben dem Gleichungssystem eine Reihe von sog. konstitutiven Beziehungen gebraucht. Diese sind in SIKADE-2 als thermohydraulische Korrelationen bezeichnet.

8.3.1 Die Wand-Fluid-Wärmeübergangsbeziehungen

Bei der Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Wand und Zweiphasenströmung sind verschiedene Wärmeübergangsbereiche zu berücksichtigen. Je nachdem welche physikalischen Vorgänge jeweils vorliegen, ergeben sich die im folgenden beschriebenen Wärmeübergangsbeziehungen. Mit ihnen ist die Koppelung der Erhaltungs- und Modellgleichungen im Fluid mit den Wärmeleitungsgleichungen in der Rohrwand gewährleistet. Die nachfolgend beschriebenen Beziehungen sind aus zahlreichen experimentellen Untersuchungen gewonnen worden und dürfen daher zuversichtlich als Standardbeziehungen bezeichnet und verwendet werden.

8.3.1.1 Einphasige Konvektion

Für die einphasige Konvektion von der Wand zu Flüssigkeit oder Dampf und umgekehrt werden folgende Beziehungen benutzt.

- im turbulenten Bereich nach Gnielinski /42/

$$Nu_{\text{turb}} = \frac{\zeta/8 (Re - 1000) Pr}{1 + 12,7 \sqrt{\zeta/8} (Pr^{2/3} - 1)} (1 + (d_H/L)^{2/3}) \quad (8 - 5)$$

- im laminaren Bereich nach Hausen /43/

$$Nu_{\text{lam}} = \left(3,658 + \frac{0,19 Pe^{0,8}}{1 + 0,117 Pe^{0,467}} \right) \left(\frac{\mu_F}{\mu_W} \right)^{0,14} \quad (8 - 6)$$

Da die einzelnen Wärmeübergangsbeziehungen überall stetig sein müssen, wird der Wärmeübergangskoeffizient im diesem Bereich aus

$$\alpha = \frac{\lambda}{d_H} \max (Nu_{lam}, Nu_{turb})$$

berechnet.

8.3.1.2 Blasensieden

Für den Bereich des Blasensiedens wird eine phänomenologische Korrelation von Bergles und Rohsenow /44/ benutzt.

$$q'' = \sqrt{q''_c^2 + q''_{bo}^2} \quad (8 - 7)$$

Dabei ist q''_c der konvektive und q''_{bo} der durch Blasenbildung bedingte Anteil am gesamten Wärmestrom. Der Siedeanteil läßt sich durch eine modifizierte Pool-Siedekorrelation ausdrücken,

$$q'' = C_{bo} \Delta \vartheta_w^m \quad (8 - 8)$$

wobei $\Delta \vartheta_w = \vartheta_w - \vartheta_{sat}$ die Wandüberhitzung ist und C_{bo} ein Siedeparameter, der vom Druck abhängt. Der Exponent m wird aus verschiedenen Untersuchungen entnommen und zwischen 2 und 4 angegeben. Für den Siedeparameter des Blasensiedens wird die von Müller /45/ vorgeschlagene Korrelation verwendet. Er erhält die Form :

$$C_{bo} = q_0 [p_r^{0,23} (1 + 4,66 p_r^{5,33})]^m \quad (8 - 9)$$

wobei $q_0 = 826 \text{ W/m}^2$ und $p_r = p/p_{krit}$ der reduzierte Druck ist.

8.3.1.3 Filmsieden

Als Option für das Filmsieden werden je nach der Strömungsgeschwindigkeit zwei Korrelationen benutzt.

- Filmsieden bei hohen Strömungen

Für den Bereich mit stabilem Filmsieden wird ein Wärmeübergangskoeffizient benutzt, der aus einer Korrelation berechnet wird, die von Hsu und Westwater /46/ hergeleitet wurde.

$$\alpha = 0,002 \operatorname{Re}_d^{0,6} \left(\lambda_d^3 g \rho_d \frac{(\rho_f - \rho_d)}{\mu_d^2} \right)^{1/3} \quad (8-10)$$

- Filmsieden bei kleinen Strömungen

Bei kleinen oder stagnierenden Strömungen wird eine modifizierte Korrelation von Bromley /47/ verwendet.

$$\alpha = 0,62 \left(\frac{\lambda_d^3 \rho_d (\rho_f - \rho_d) g h'_{ev}}{d_H (\vartheta_f - \vartheta_{sat}) \mu_d} \right)^{1/4} \quad (8-11)$$

Gl. (8-11) setzt voraus, daß die Wasserphase Sättigungstemperatur aufweist. In dieser Gleichung lassen sich alle Dampf-Stoffwerte bei der mittleren Filmtemperatur $0,5(\vartheta_f + \vartheta_{sat})$ berechnen. Der Wert h'_{ev} ist die Verdampfungsenthalpie und kann in folgender Form geschrieben werden.

$$h'_{ev} = h_{ev} + 0,68 c_{pd} (\vartheta_f - \vartheta_{sat}) \quad (8-12)$$

Dabei ist c_{pd} die spezifische Wärmekapazität des Dampfes.

8.3.1.4 Austrocknung des Wasserfilms

Im Bereich nach Austrocknung des Wasserfilms ("Post Dryout") wird folgende Korrelation, die von Cumo und Urbani /48/ vorgeschlagen wurde, benutzt.

$$\alpha = \frac{\lambda_d}{d_H} \operatorname{Nu} ; \quad \operatorname{Nu} = 0,0089 \operatorname{Re}'^{0,84} \operatorname{Pr}_d^{1/3} \left(\frac{1 - x_{dry}}{x - x_{dry}} \right)^{1/8} \quad (8-13)$$

Dabei ist $\operatorname{Re}' = mx \frac{d_H}{(\varepsilon \mu_d)}$ eine modifizierte Reynoldszahl, und x_{dry} ist die Dampfqualität, bei der die Austrocknung des Wasserfilms erfolgt. Pr_d ist die Prandtlzahl für den Dampf, und λ_d ist die Wärmeleitfähigkeit des Dampfes bei Wandtemperatur.

8.3.1.5 Übergangssieden

Zwischen den Wärmeübergangsbereichen mit benetzter ($\Delta\vartheta_{w,cr}$) und unbenetzter Wand ($\Delta\vartheta_{wL}$) liegt ein Übergangsgebiet. Es wird als Übergangssieden bezeichnet, bei dem örtliches und kurzzeitiges Benetzen auftreten kann. Da der Wärmeübergang für diesen Bereich durch Funktionen nicht darstellbar ist, und die Beiträge der einzelnen Wärmestromdichten überall stetig sein müssen, wird der Wärmeübergang zweckmäßig interpoliert. Der Sachverhalt ist in Abb. 8.1 in einem Diagramm qualitativ dargestellt.

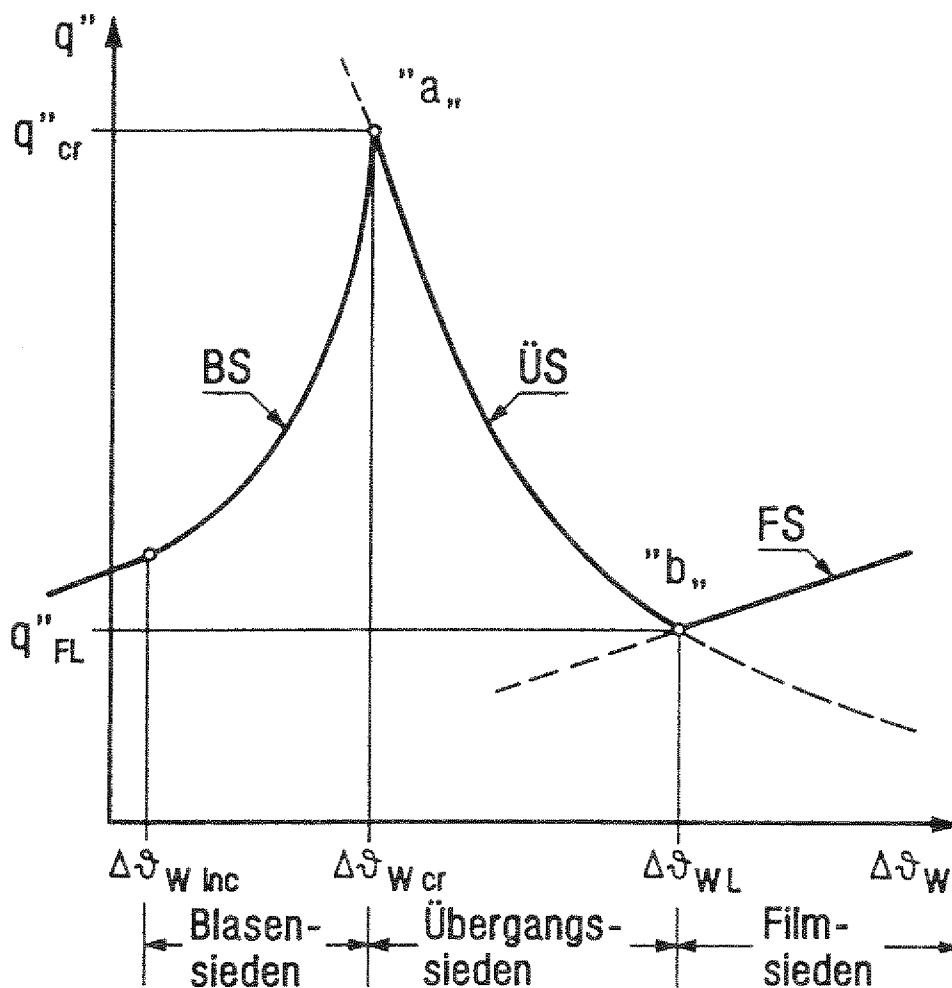


Abb. 8.1 : Qualitativer Verlauf der q'' als Funktion der $\Delta\vartheta_w$ ($\Delta\vartheta_w = \vartheta_w - \vartheta_{zp}$)

Im SIKADE-2 wird die Wärmeübergangsbeziehung für den Bereich des Übergangs-siedens durch folgendes Interpolationsverfahren berechnet :

$$q'' = \frac{a}{1 + b(\vartheta_w - \vartheta_{w\ cr})} \quad (8 - 14)$$

Diese Bedingungen werden durch folgende Parameter-Auswahl erfüllt :

$$a = q''_{cr} ; \quad b = \frac{q''_{cr} - q''_{FL}}{q''_{FL}(\vartheta_{w\ L} - \vartheta_{w\ cr})} \quad (8 - 14 - 1)$$

Dabei ist q''_{FL} die Wärmestromdichte für Filmsieden bei der Leidenfrost-Temperatur.

8.3.2 Die Benetzungstemperatur

Um den Effekt der Wasserunterkühlung auf die Wiederbenetzung zu berücksichtigen, wird eine Korrektur der Leidenfrost-Temperatur von Hein /24/ im Programm verwendet.

$$\vartheta_L = \vartheta_s + 160 + 10\Delta\vartheta_u \quad (8 - 15)$$

Sie gibt die Benetzungstemperatur (ϑ_L) als Funktion der lokalen Unterkühlung und des Drucks an. Die Benetzungstemperatur steigt mit zunehmender Unterkühlung des Wassers an, da die Kondensationsrate an der Phasengrenze zwischen Dampffilm und unterkühltem Wasser größer wird. Der Unterkühlungseffekt ist im Bereich bis 10 cm/s unabhängig von der Strömungsgeschwindigkeit.

8.4 Das Wärmeleitmodell

Die Berechnung des Wärmetransports in der Rohrwand wird durch ein zweidimensionales Wärmeleitungsmodell in Zylindergeometrie durchgeführt, weil an der Benetzungsstelle die Wärme nicht nur radial, sondern auch in axialer Richtung durch Leitung vom unbenetzten in den benetzten Bereich transportiert wird. Die Strukturelemente werden als eine einschichtige Materialzone simuliert.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial r} \right)$$

radialer Wärmestrom

$$+ \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right)$$

axialer Wärmestrom

(8 – 16)

$$= \frac{\partial(\rho c \vartheta)}{\partial t}$$

Änderung des Wärmehaltes

Um diese Berechnung durchführen zu können, wird das Rohrmodell in axialer Richtung in eine beliebige Anzahl von Segmenten diskretisiert. Die einzelnen Segmente sind miteinander verknüpft. Dadurch wird die axiale Wärmeleitung von Segment zu Segment berücksichtigt.

Die Integration der Gleichung (8-16) über ein Kontrollvolumen V_k in der Wand ergibt eine Gleichung der Form.

$$V_k \frac{d(\overline{\rho c \vartheta})_k}{dt} = \dot{Q}_{r1\,k} - \dot{Q}_{r2\,k} + \dot{Q}_{z\,k-1/2} - \dot{Q}_{z\,k+1/2} \quad (8 - 17)$$

Dabei ist $\overline{\vartheta}$ der Mittelwert der Temperatur im Volumen V_k . Die Werte $\dot{Q}_r$ und $\dot{Q}_z$ sind die Wärmeströme auf den radialen bzw axialen Oberflächen des Volumens. Die Wärmeleitungsgleichungen bilden ein kombiniertes Gleichungssystem mit den Gleichungen für das Fluidmodell.

9. Nachrechnung mit SIKADE-2

Die Wiederbespeisung des Linerkühlsystems wird mit dem in Kapitel 8 vorgestellten thermo- und fluiddynamischen Zweiphasen-Programm, SIKADE-2 /5/, nachgerechnet. Damit wird die Anwendungsmöglichkeit des Rechenprogrammes SIKADE-2 zur Analyse der Wiederbespeisung des Linerkühlsystems anhand der Versuchsergebnisse überprüft.

Unter Zugrundelegung der Erkenntnisse aus den Versuchen wird in dieser Nachrechnung die durchflußreduzierte Wiederbespeisung in ihrer transienten Phase untersucht. Das Experiment P-302 aus der vorliegenden Wiederbespeisung-Versuchsreihe wird dazu als Grundversuch ausgewählt.

9.1 Spezifizierung der Versuchsgeometrie

Die Anwendung des Programms erfordert eine Abbildung des realen Versuchsystems auf das dem Programm entsprechende Modell.

In der vorliegenden Version wird ein Rohrsystem als eine Serie von strömungsmäßig hintereinanderliegenden Sektionen dargestellt (vgl. Abb.7.1 und 7.3). Jede Sektion ist mit unterschiedlichen Daten spezifizierbar, da in der Regel die verschiedenen Teile des abzubildenden Kühlsystems geometrisch und materialmäßig unterschiedlich ausgelegt sind. Das Rechenmodell von SIKADE-2 arbeitet mit zwei Kanalsystemen, d.h. mit einem von Helium beheizten Primärkanal und mit einem wasserdurchströmten Sekundärkanal. Primär- und Sekundärkanäle der einzelnen Sektionen sind im allgemeinen durch die Wärmeleitung in den Rohrwänden thermisch gekoppelt.

Die für die Nachrechnung in Frage kommende Teststrecke des Versuchs besteht aus 4 Sektionen. Die Sektion 1 und 4 simulieren jeweils die vertikale Zu- und Ableitung des Kühlsystems mit einer mittleren Länge von 0,6 m. Die Zu- und Ableitung sind mit der horizontalen Rohrstrecke durch eine 90° Biegung verbunden. Beide Sektionen sind wieder in mehrere axiale Diskretisierungsintervalle, sog. Maschen, unterteilt.

Der Primärkanal ist vom Sekundärkanal thermisch entkoppelt, da die Verbindungsleitungen nicht im Wärmeaustausch mit ihrer Umgebung stehen. Berücksichtigt wird aber die im Rohr gespeicherte Wärme. Die mittleren Sektionen 2 und 3 fassen die horizontal laufende Kühlrohrstrecke, die parallel zur Linerplatte mit einer Gesamtlänge von 6,5 m verläuft, mit der Linerplatte zusammen.

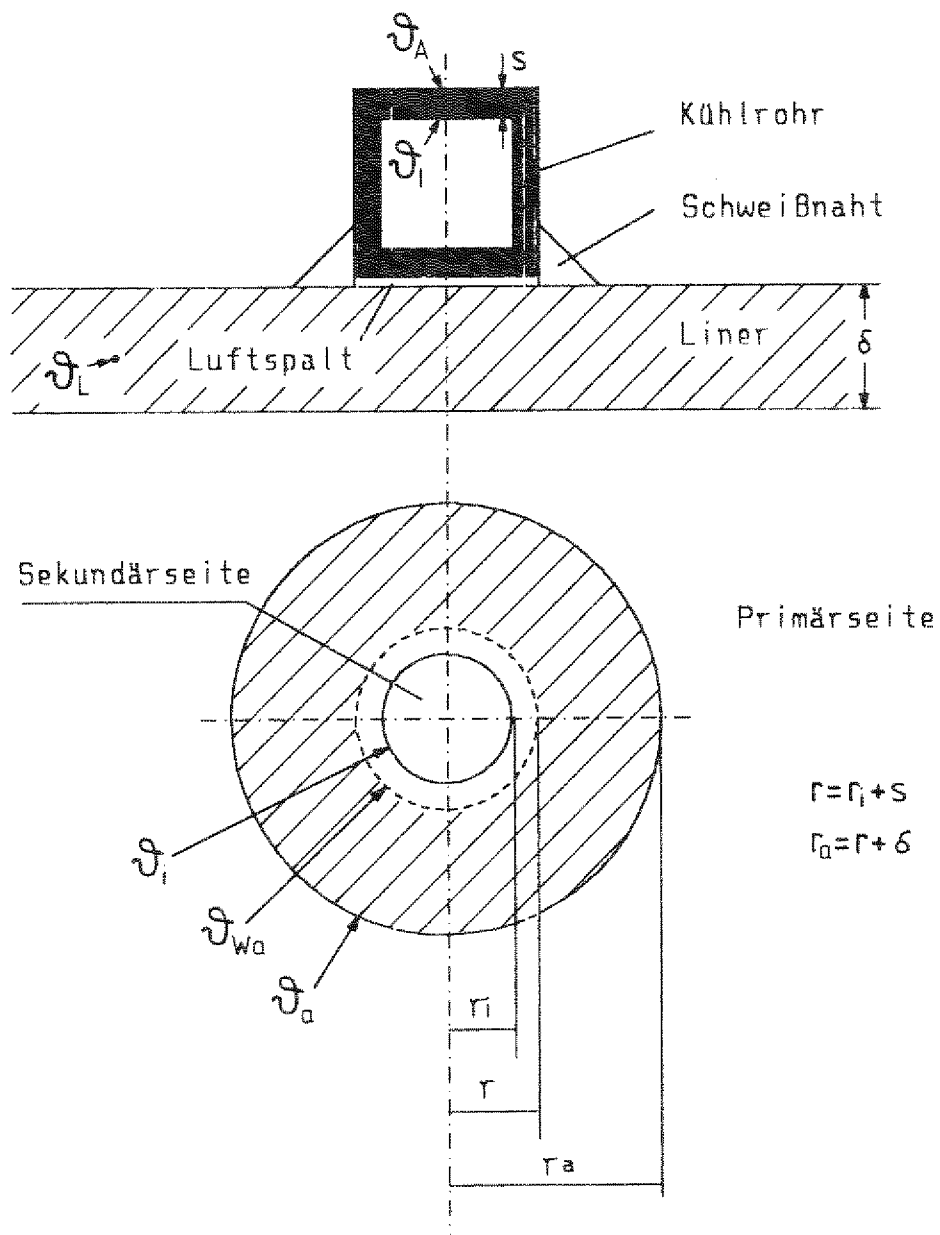


Abb. 9.1 : Anordnung des Liners mit dem Kühlrohr und deren Abbildung im Modell

Abb. 9.1 zeigt oben die tatsächliche Anordnung von Linerkühlrohr und -platte der Sektionen 2 und 3. Wegen der Eindimensionalität des Programms war es notwendig, das mehr dimensionale Wärmeleitungssystem, bestehend aus Linerkühlrohr und zugehörigem Linerabschnitt auf eine eindimensionale rotationssymmetrische Struktur zu übertragen. Diese eindimensionale Struktur wird in Abb. 9.1 unten dargestellt.

Die Abmessungen ergeben sich dadurch, daß um das 3 mm dicke im Modell runde Linerkühlrohr der Liner mit seine Dicke von 20 mm herumgewickelt wird. Dieses dickwandige Rohr hat $\frac{3}{4}$ der Wärmekapazität des tatsächlichen Systems. Die Wärmekapazität ist bei der Wiederbespeisung nicht die ausschlaggebende Größe /49/. Wichtiger ist die Wärmeanbindung an das Linerkühlrohr, die beim Modellrohr besser ist als in der Wirklichkeit. Hier ist das Linerkühlrohr nämlich nur über Schweißnähte mit dem Liner verbunden. Diese bilden die Hauptwärmebrücken, während die Wärmeleitung über den Luftspalt praktisch vernachlässigbar ist.

Vergleichsrechnungen mit dem Rechenprogramm SMART für eine vorgegebene steile Temperaturtransiente auf der Innenoberfläche zeigen jedoch, daß die Temperaturen auf der Außenoberfläche des Linerkühlrohres bei tatsächlicher Anordnung nur wenig von der Temperatur des dickwandigen Modellrohres im selben Abstand von der Innenoberfläche abweicht (s. Abb. 9.2). Bei Vergleich der im Experiment gemessenen Außentemperaturen der Linerkühlrohre mit den Ergebnissen einer SIKADE-2 Nachrechnung ist die Temperatur im Abstand von 3 mm von der Innenoberfläche des dickwandigen Modellrohres als Vergleichsgröße zu wählen. Diese Vergleichsgröße ergibt sich aus der Innen- bzw. Außentemperatur des dickwandigen Modellrohres mit der Formel :

$$\vartheta_{wa} = \vartheta_i - \frac{\vartheta_i - \vartheta_a}{\ln \frac{r_a}{r_i}} \ln \frac{r}{r_i} \quad (9 - 1)$$

Dabei sind ϑ_i und ϑ_a jeweils die Wandtemperatur auf Innen- bzw. Außenseite. Streng genommen, gilt die Formel nur für stationäres Temperaturprofil.

Die Anfangstemperatur des ungekühlten Rohres wird durch einen simulierten Gasstrom (Primärseite) mit entsprechender Temperatur von außen aufgeprägt.

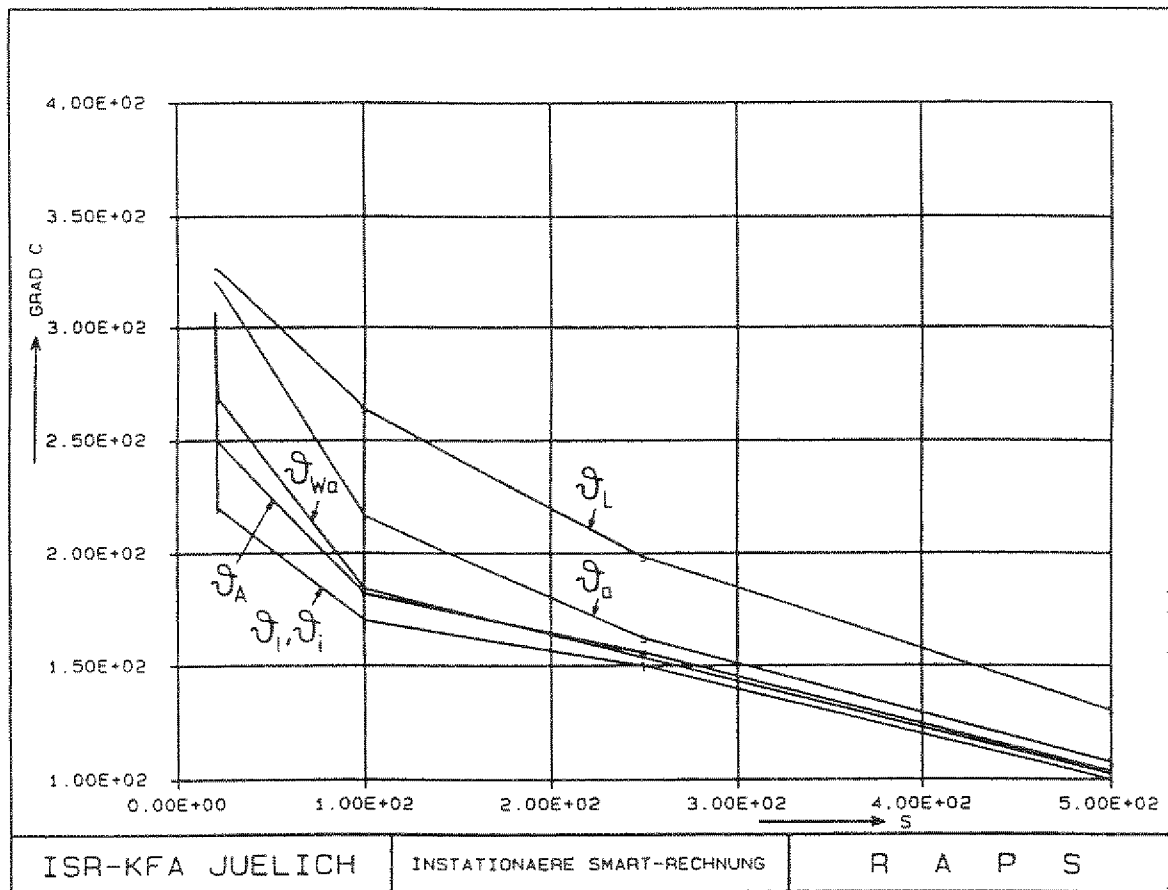


Abb. 9.2 : Temperaturtransienten bei tatsächlicher Anordnung und bei dickwandigem Modellrohr

Die Kontrollfläche der Wärmeübertragung auf der sekundären Seite entspricht der bei senkrecht stehendem Rohr. Beim horizontal liegendem Rohr, wie der Rohrstrecke von Sektion 2 und 3, wird infolge der zur Strömungsrichtung rechtwinklig wirkenden Schwerkraft die Wärme nicht am Rohrumfang gleichmäßig transportiert, da sich eine Schichtenströmung aus Wasser und Dampf einstellen kann.

Dabei muß die Größe des umfangsgemittelten Wärmeübergangskoeffizientes vom Grad der Benetzung und vom Wärmeleitvermögen der Rohrwand abhängen /50,51,52/. Dafür wird die benetzte Wandfläche in der Volumeneinheit auf einen Winkel bezogen, der in Abb. 9.3 definiert ist. Dieser benetzte Winkel θ wird im folgenden wieder auf die volumetrische Fraktion der Gasphase bezogen.

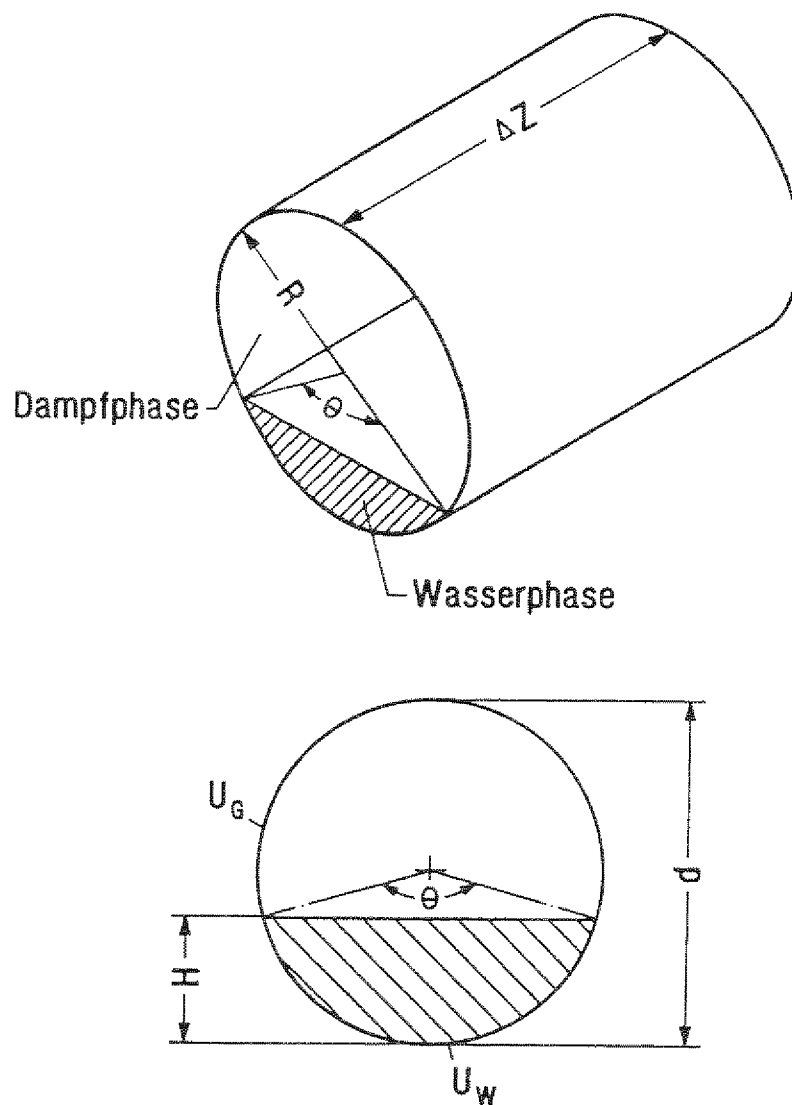


Abb. 9.3 : Querschnitts- und Umfangsanteile in einem horizontalen Rohr

$$1 - \varepsilon = \frac{\text{Volumen der Flüssigkeitsphase}}{\pi R^2 \Delta z} \quad (9-2)$$

$$1 - \varepsilon = \frac{\left[\frac{\theta}{2\pi} \pi R^2 - 2 \left\{ \frac{1}{2} R \sin \frac{\theta}{2} R \cos \frac{\theta}{2} \right\} \right] \Delta z}{\pi R^2 \Delta z} \quad (9-2-1)$$

$$2\pi(1 - \varepsilon) = \theta - \sin \theta \quad (9-2-2)$$

Da die Gleichung eine transzendente Funktion ist, wird sie nicht als Funktion von ε explizit beschrieben, sondern numerisch gelöst /53/. Damit ist die Wandfläche in der Volumeneinheit, die von der Gasphase beaufschlagt ist,

$$\bar{A}_g = \frac{\frac{2\pi - \theta}{2\pi} 2\pi R \Delta z}{\pi R^2 \Delta z} = \frac{2(2\pi - \theta)}{\pi D} \quad (9-3)$$

Für die Wasserphase gilt :

$$\bar{A}_w = \frac{2\theta}{\pi D} \quad (9-4)$$

Damit ergibt sich der Faktor der Teilbenetzung folgendermaßen :

$$\tilde{T}_b = \frac{\bar{A}_w}{\bar{A}_g + \bar{A}_w} \approx \frac{U_w}{U_g + U_w} \approx \frac{H}{d} \quad (9-5)$$

Ein Versuch mit einem durchsichtigen Schlauch (ohne Wärmezufuhr) ergibt, daß das Verhältnis $\tilde{T}_b$ von $\bar{A}_w$ zur gesamten Kontrollfläche, bei dem Durchfluß von 0,145 m³/h ca. 0,4 beträgt. Dies entspricht einem benetzten Winkel von 144°. Die Wärmeübertragung an die im unteren Teil des Rohres strömende Wasserphase ist wesentlich besser als die Übertragung an die im oberen Teil strömende Gasphase.

Diese asymmetrische Fließform des Fluids und die dadurch entstandene Kontrollflächenänderung, die im Experiment vorliegt, solange die flüssige Phase noch nicht das Ende Sektion 3 erreicht hat, wird bei den Eingabedaten für die Nachrechnung berücksichtigt.

Die Sektion 2 und 3 haben jeweils 10 Maschen und damit beträgt die Länge zwischen den benachbarten Maschen 300 mm. Da das SIKADE-2 keine radiale Diskretisierung aus Rohr- und Linermaterial erlaubt, besteht das Wandmaterial aus einer homogenisierten Mischung, deren temperaturabhängige Materialeigenschaften durch eine gewichtete Mittelung aus den einzelnen Materialeigenschaften gewonnen wurden. Abb. 9.4 stellt das diskretisierte Modellierungsschema der gesamten Teststrecke dar.

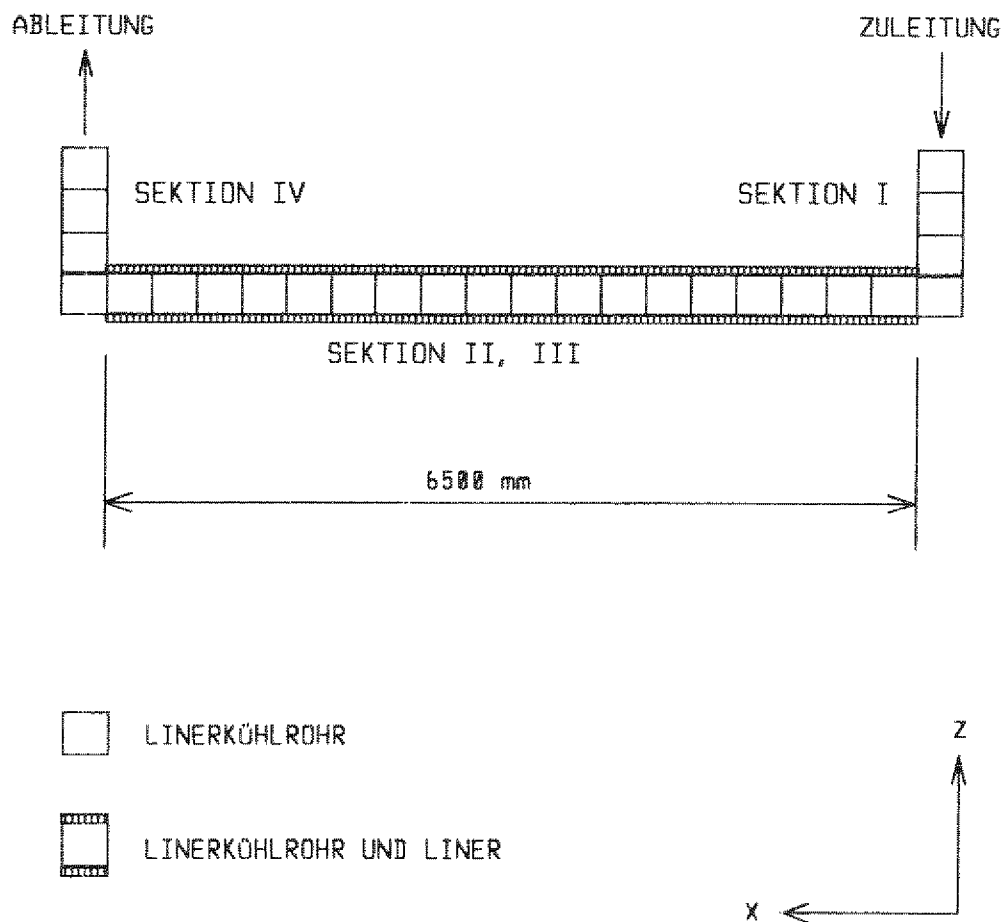


Abb. 9.4 : SIKADE2 - Modellierung für die Nachrechnung

Auf die detaillierte Beschreibung der Rohrstrecke hinter der Ableitung wird bei der Simulation verzichtet. Die Strömungsverluste werden durch Vorgabe des gemessenen Austrittsdrucks berücksichtigt, so daß der Verzicht auf die Beschreibung keine Ungenauigkeiten zur Folge hat.

Materialwerte, z.B. Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärme, werden allgemeinen Datenblättern entnommen. (vgl. Anhang A). Weitere Einzelheiten der Modellierung sind aus dem Eingabedatensatz (Anhang B) ersichtlich.

9.2 Wahl der thermohydraulischen Anfangs- und Randbedingungen

Das Rechenmodell wird durch die Vorgabe der Anfangs- und Randbedingungen, die auf den Versuchen basieren, vervollständigt. Der für die Nachrechnung ausgewählte Versuch P-302 ist gekennzeichnet durch :

Anfangstemperatur :	300 °C
Anfangsdampfqualität (überhitzter Dampf) :	1,0
Anfangsdruck :	1,0 bar
Kühlwassertemperatur am Eintritt :	33 °C
Durchfluß :	0,145 m ³ /h

Da das Programm SIKADE-2 von einem stationären Anfangszustand ausgeht, ergibt sich die Anfangstemperatur aus der stationären Wärmeleitung.

Kleine Schwankungen des Durchflusses und die Oszillationen des Drucks können bei der Dateneingabe als Funktion der Zeit vorgegeben werden.

9.3 Ergebnisse der Nachrechnung

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Nachrechnung der Wiederbespeisung dient als erste Überprüfung des neu implementierten Programms. Abb. 9.5 bis 9.7 zeigt einen Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Ergebnissen. Die wesentlichen Parameter der ersten transienten Phase bei der Wiederbespeisung sind eine niedrige Bespeisungsrate und eine relativ hohe Unterkühlung des Einspeisewassers.

In Abb. 9.5 ist der Weg-Zeit-Verlauf der Benetzungsfront t_b aus der Messung und aus der Rechnung einander gegenübergestellt. Daraus ist zu erkennen, daß die berechnete Benetzungsfront zeitlich etwas hinter der gemessenen herhinkt. Bei der Nachrechnung erfolgt die Wiederbenetzung bei einem sehr hohen volumetrischen Dampfanteil ($x > 0,9$). Dies bedeutet, daß die Benetzung der Oberfläche immer von einer großen Dampfproduktion begleitet wird. Vor diesem Zeitpunkt ist die Strömung der zwei Phasen dispers.

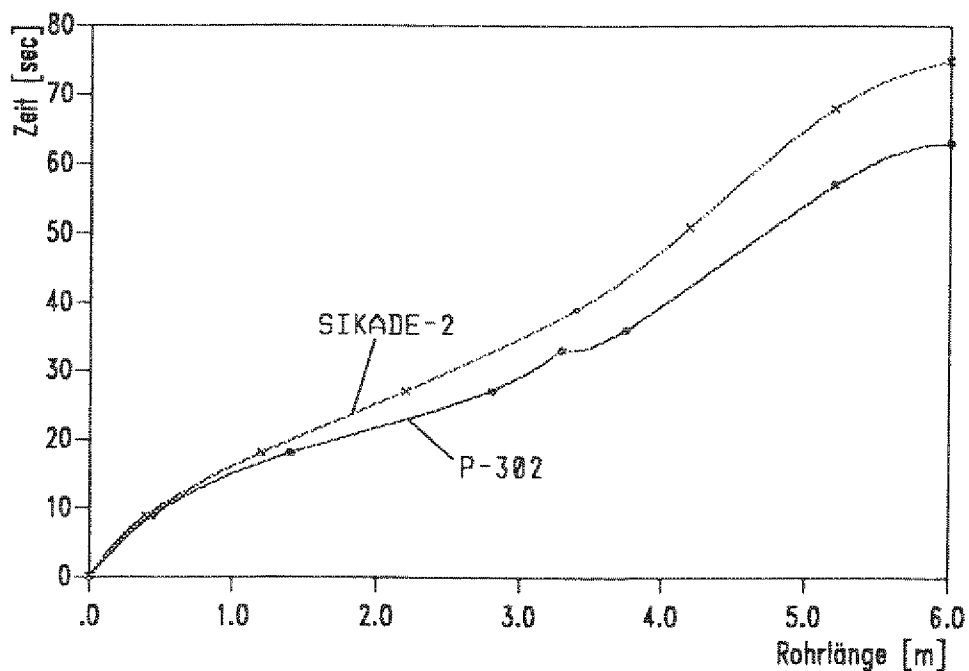


Abb. 9.5 : Vergleich des zeitlichen Verlaufs der Benetzungsfront t_b entlang der Rohrstrecke zwischen Experiment und Rechnung

Unter dem Gesichtspunkt der Wiederbespeisung sind die Temperaturverläufe der heißen Kühlrohre das bedeutendste Ergebnis. Abb. 9.6 zeigt den berechneten und den gemessenen Verlauf der Wandtemperaturen (ϑ_{wa}) an 3 ausgewählten Positionen. Der Vergleich der zeitlichen Änderung der Wandtemperaturen zeigt drei wichtige Aspekte :

- **erstens** wird die Wand vor der Benetzung in der Nachrechnung von Anfang an stärker vorgekühlt als im Versuch. Die Form der berechneten Temperaturkurven weicht daher in den meisten Positionen etwas von der gemessenen ab. Die berechneten - "scheinbaren Benetzungstemperaturen" - ϑ_{wa} - liegen zudem etwas niedriger als im Versuch.
- **zweitens** zeigt der berechnete Wandtemperaturverlauf einen steileren Temperaturabfall bei der Benetzung als bei der Messung, weil die Wand am Rohrumfang als isotherm angenommen wird, was in Wirklichkeit nicht zutrifft. In der Tat befinden sich die Thermoelemente in einem Bereich, der die gespeicherte Wärme zunächst durch die Leitung längs des Rohrumfangs an den benetzten Bereich abgibt. Dies erklärt die verzögerten Temperaturabfälle.
- **drittens** liegen nach der Benetzung alle gerechneten Wandtemperaturen unter den gemessenen, was vermutlich durch die unterschiedliche Geometrie bedingt ist. Die Benetzung erfolgt später als im Versuch, weil die im Liner gespeicherte Wärme von Anfang an stärker angekoppelt ist.

Insgesamt gesehen kann die Übereinstimmung zwischen der Messung und der Rechnung bei den Temperaturverläufen als gut angesehen werden. Der Druckabfall über die Teststrecke wird bei der Rechnung kleiner abgeschätzt. Die Überprüfung des Rechenprogramms SIKADE-2 zeigt, daß es in der Lage ist, die wesentlichen Vorgänge der transienten Phase wiederzugeben. In Abb. 9.7 ist ein Ausschnitt des berechneten Temperaturfeldes, in Abhängigkeit vom Ort und von der Zeit dargestellt.

Leider konnten einige wichtige Ergebnisgrößen, z.B. Dampfqualität und Wassermißeß, experimentell nicht erfaßt werden, so daß ein Vergleich dieser Parameter nicht möglich ist.

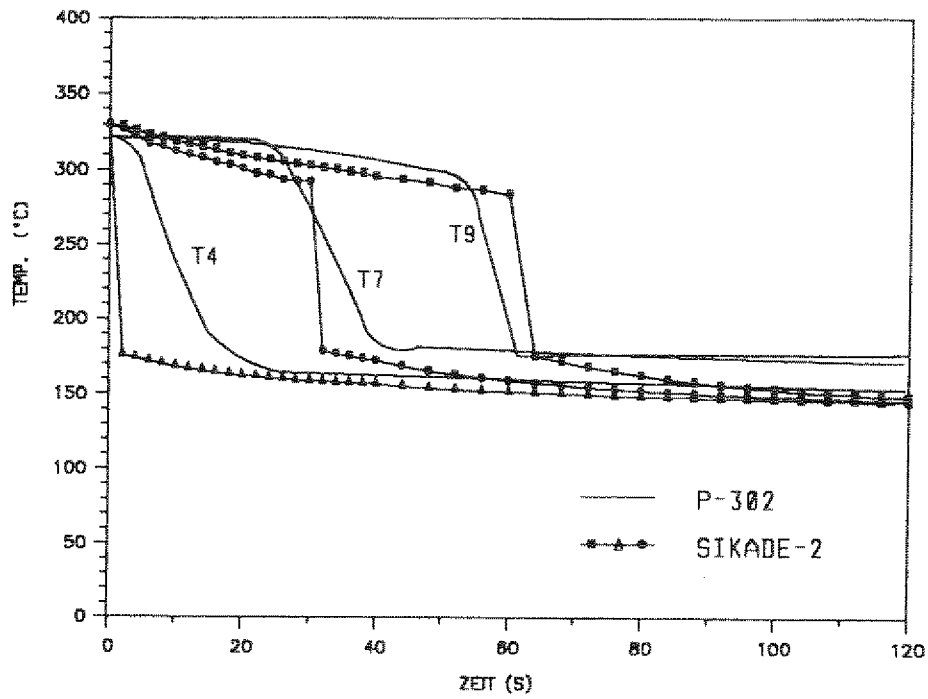


Abb. 9.6 : Vergleich des Wandtemperatur-Zeit-Verlaufs an 3 Positionen zwischen Messung und Nachrechnung

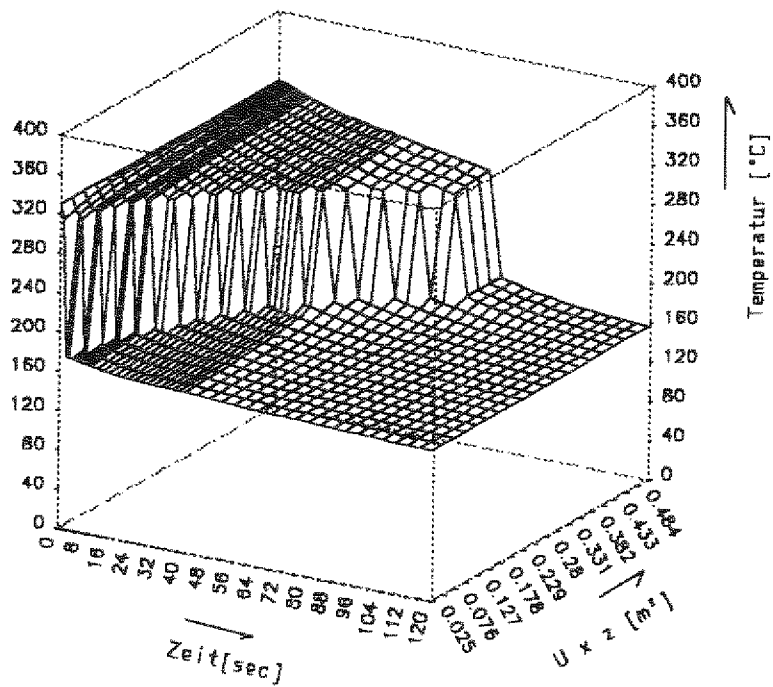


Abb. 9.7 : Ausschnitt aus dem Temperaturfeld $\vartheta_w(z,t)$ / SIKADE-2

10. Berechnung für den THTR-300

Im Rahmen dieser Arbeit wird rechnerisch untersucht, ob, in welcher Zeitspanne und unter welchen thermodynamischen Bedingungen das Linerkühlsystem bei einem Kernaufheizunfall mit Ausfall des Linerkühlsystems wieder aufgefüllt und danach ein stabiler Kühlbetrieb wieder aufgenommen werden kann, um so eine aktive Wärmesenke im SBRB wiederherzustellen und eine unzulässige Aufheizung des SBRB zu verhindern. Im folgenden wird die transiente Wiederbespeisungsrechnung des LKS im großen Maßstab, nämlich für den THTR-300, unter Zuhilfenahme des überprüften Rechenprogrammes SIKADE-2 untersucht.

Dabei wird das Programmsystem SMART verwendet, um die Ausgangstemperatur des Liners vor der Wiederbespeisung des LKS und die langfristige Abkühlung des SBRB bei wieder in Betrieb genommener Linerkühlung rechnerisch zu ermitteln. Die aus der Rechnung mit SIKADE-2 gewonnenen zeitabhängigen Linertemperaturen dienen dabei als Randbedingung für die Berechnung der Abkühlung des Betons.

10.1 Simulation einer Wiederbespeisung des THTR-Linerkühlsystems

10.1.1 Ermittlung der Ausgangstemperatur der Linerkühlrohre

Für die Ermittlung des vor Beginn der Wiederbespeisung existierenden Temperaturfeldes mit dem Programm SMART werden die in Abb. 1.1 angegebenen Temperaturtransienten der Deckplatten der Isolierung als Randbedingung vorgegeben. Das Programm SMART (**S**truktur**m**echanische **A**nalyse in der **R**eaktortechnologie) arbeitet nach der Methode der Finite Elemente. Das Programmsystem SMART II,2 - instationäre Diffusion - basiert auf SMART II - stationäre Diffusion. Damit ist es möglich, zeitabhängige Wärmediffusion von heterogenen dickwandigen Strukturen, wie sie der SBRB darstellt, mit nichtlinearen Materialdaten zu behandeln.

Der THTR-SBRB wird für die Berechnung als ein rotationssymmetrisch idealisierter Ausschnitt modelliert, der in Abb. 10.1 dargestellt ist. Die Durchdringungen der Dampferzeuger und des Gebläserohres, bei denen dem Beton infolge großer Wärmeleitfähigkeit der Panzerrohre zusätzlich Wärme von innen zugeführt wird, sind beim Aufbau des Rechenmodells berücksichtigt.

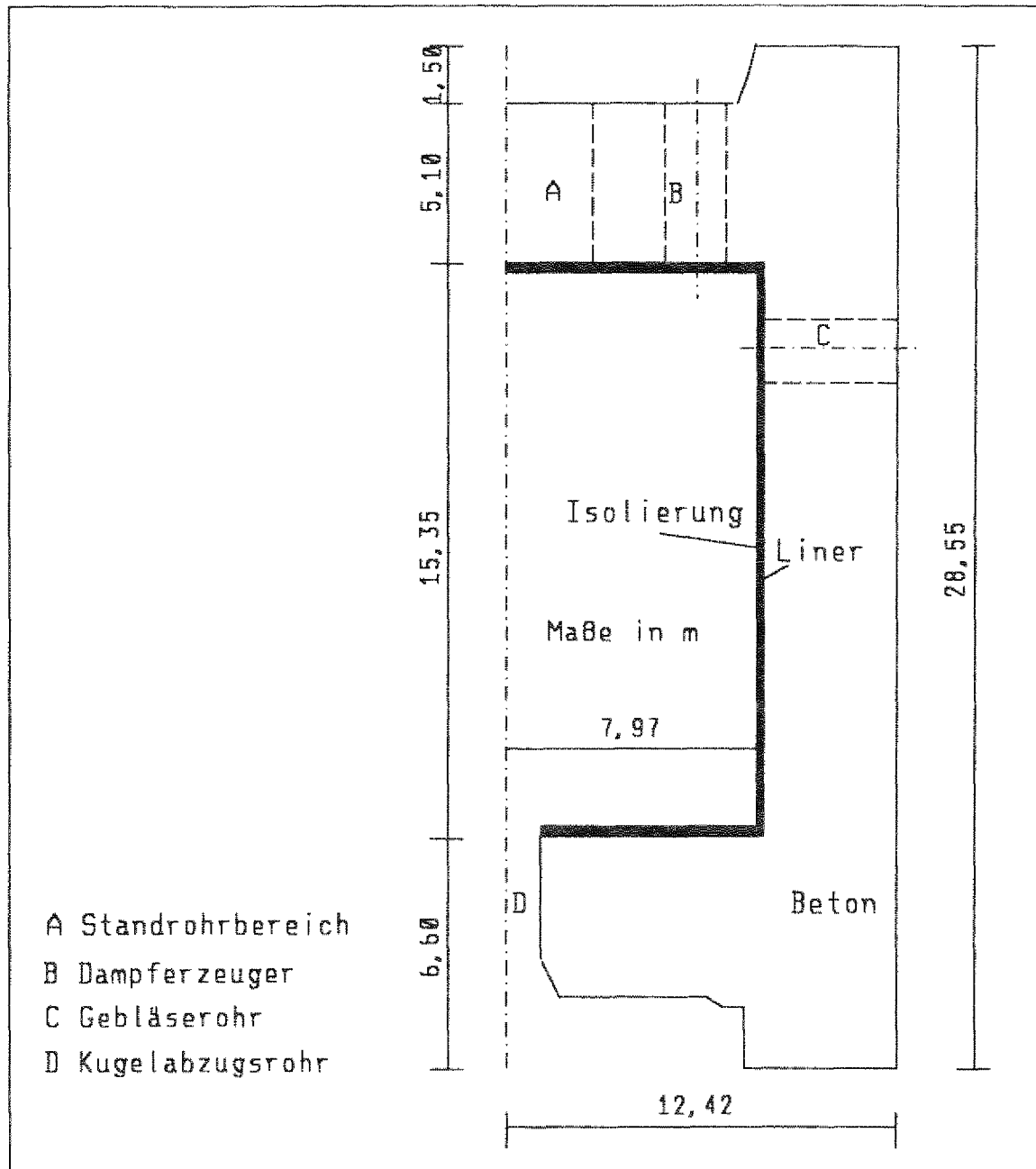


Abb. 10.1 : Rotationssymmetrisches Rechenmodell des THTR-SBRB

Zur Berechnung der Temperaturfelder müssen die Materialdaten für die Komponenten des SBRB vorgegeben werden (vgl. Anhang A). Sie sind sämtlich der Unterlage /31/ entnommen. Da sich die Temperaturen beim ungehinderten Kernaufheizunfall über einen weiten Bereich bewegen, ist die Temperaturabhängigkeit der Materialdaten zu berücksichtigen.

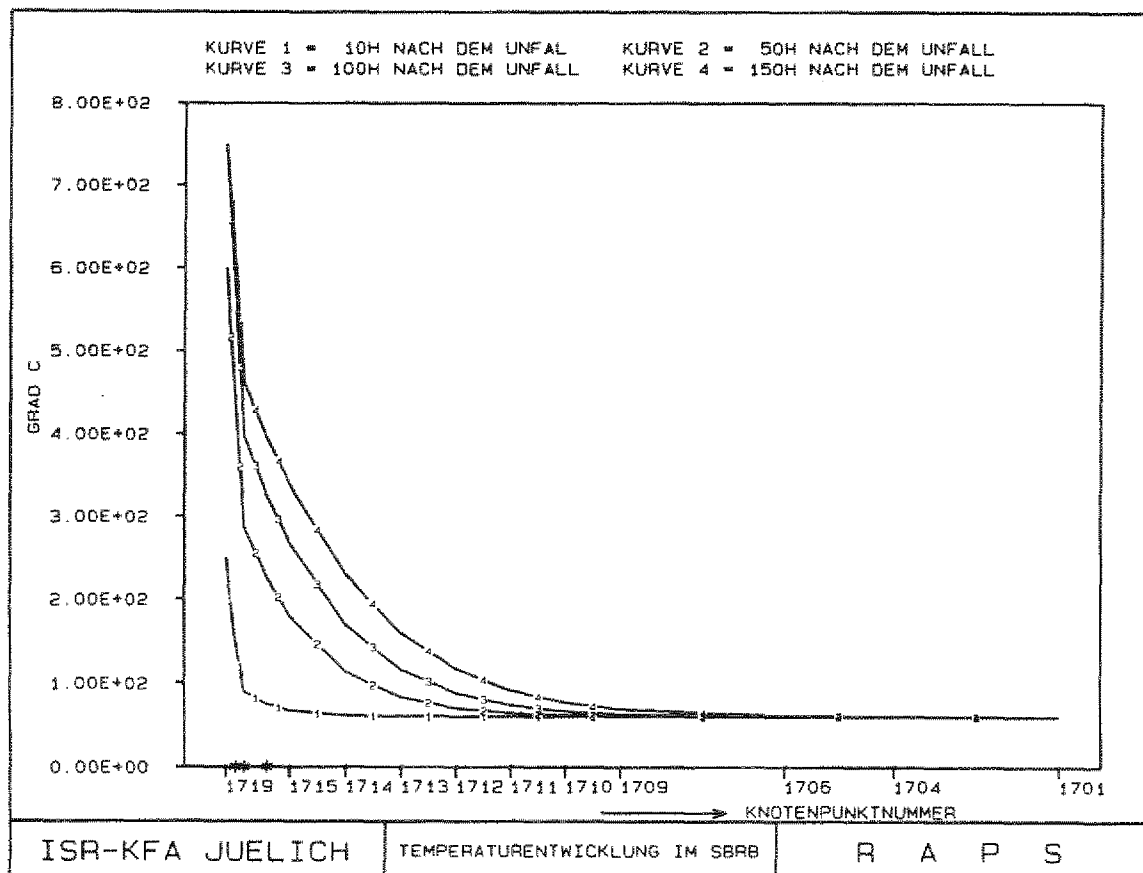


Abb. 10.2 : Zeitliche Temperaturentwicklung im SBRB bei einem Kernaufheizunfall mit Ausfall der Linerkühlung
1719 Deckplatte, 1717 Liner, 1713 0,25 m vom Liner,
1711 1,45 m vom Liner, 1701 4,45 m vom Liner (SBRB außen)

Die Reaktions- und die Umwandlungswärme im Beton, die von den vornehmlich in Betonzuschlägen auftretenden Kristallumwandlungen und hauptsächlich von den Abbaureaktionen ausgehen, sind in dem hier interessierenden Temperaturbereich vernachlässigbar und bleiben daher unberücksichtigt.

Abb. 10.2 zeigt die Temperaturfelder im SBRB zu den Zeitpunkten 10 h, 50 h, 100 h und 150 h nach dem Ausfall der Kühlung. Danach heizen sich Liner und Linerkühlrohre in ca. 50 h auf 300 °C auf, wobei die Temperatur der Deckplatte bereits 600 °C (im Normalbetrieb 250 °C) erreicht (s. Kurve 2 in Abb. 10.2). Nach 150 h wird eine Linertemperatur von 450 °C erreicht (s. Kurve 4). Diese beiden Fälle werden der Untersuchung der Wiederbespeisungsvorgänge zugrundegelegt.

10.1.2 Spezifizierung der Geometrie und der thermodynamischen Bedingungen

Wie im Kap. 3 erwähnt, besteht das LKS hauptsächlich aus der Deckenkühlung, der vertikalen Seitenwandkühlung und der Bodenkühlung. Abb. 3.4 zeigte schematisch das gesamte Linerkühlsystem. Für die Simulationsrechnung werden die beiden "vertikalen" Linerkühlsystemstränge gewählt, wobei insbesondere die durchflußreduzierte transiente Phase der Wiederbespeisung betrachtet wird. Da die beheizten Kühlrohre senkrecht stehen, ist die Wiederbespeisung als "Füllvorgang" zu bezeichnen.

Die beiden Linerkühlsysteme an der Zylinderwand werden mit je 141 Rohren von 15,35 m Länge mit ihren im Beton laufenden Zu- und Ablaufleitungen simuliert. Wie schon bei der Nachrechnung im Kapitel 9 beschrieben, wird aus programmtechnischen Gründen des Rechenprogramms SIKADE-2 der Liner nicht als Extra-Wärmekapazität behandelt, sondern mit dem Kühlrohr durch entsprechende Verdickung der Wand zusammengefaßt. Der am Liner anliegende Beton bleibt unberücksichtigt, da die darin gespeicherte Wärme wegen der schlechten Wärmeleitfähigkeit des Betons die Abkühlung des Liner praktisch nicht beeinflusst (vgl. Abb. 6.7 und 10.12).

Die Spezifizierung der Geometrie erfolgt nach den nachfolgend aufgelisteten Daten für den THTR-300 :

Grundlegende geometrische Daten

Höhe des vertikalen Liners :	15,35 m
Dicke des vertikalen Liners :	20 mm
Hydraulischer Durchmesser der Vierkantrohre :	19 mm
Wandstärke der Vierkantrohre :	3 mm
Anzahl der vertikalen Linerkühlrohre eines Systems :	141 Rohre
Sicherheitsventildruck :	3 bar

Die Simulation des Anfangszustandes im Rechenprogramm SIKADE-2 erfolgt über die Vorgabe eines Gasstromes entsprechender Temperatur auf der Außenseite des Rohres. Diese Vorgabe wird während der Wiederbespeisung beibehalten. Das bedeutet, daß das Rohr von außen beheizt wird, wobei der Wärmestrom mit sinkender Temperatur ansteigt. Die Vorgabedaten wurde nun so gewählt, daß der sich einstellende Wärmestrom in etwa dem Wärmestrom entspricht, der über die thermische Isolierung dem Liner zugeführt wird.

In der nachfolgenden Simulation wird angenommen, daß zuerst der untere Teil der Zulaufleitungen mit unterkühltem Wasser von 33 °C aufgefüllt wird. Die vertikalen Rohrleitungen sowie die Ablaufleitungen sind durch die überhitzte Dampfatosphäre auf die vorgegebene Anfangstemperatur aufgeheizt. Die weiteren **Anfangs- und Randbedingungen** für die Simulation waren :

Anfangsdampfqualität (überhitzter Dampf) :	1,0
Anfangsdruck im Linerkühlsystem ($\vartheta_{\text{sat}} = 133,54 \text{ °C}$) :	3 bar
Kühlwassertemperatur :	33 °C
Durchfluß pro Rohr :	0,145 m ³ /h

Weitere Einzelheiten der geometrischen und thermodynamischen Modellierung sind aus dem Eingabedatensatz (Anhang C) ersichtlich.

10.1.3 Ergebnisse der Simulation

Den zeitlichen Verlauf des Drucks in den Kühlrohren am Eintritt ($x = 0$ m) und Austritt ($x = 15$ m) zeigen Abb. 10.3 und 10.4. Während der Druck am Austritt konstant gehalten wird, steigt der Druck am Eintritt stetig an. Der Anstieg ist im wesentlichen durch die Zunahme des hydrostatischen Drucks bestimmt. Die anderen Beiträge, nämlich Reibungs- und Beschleunigungsdruckverlust, sind nur am Anfang von Bedeutung und nehmen, wie Abb. 10.3.a zeigt, mit fortschreitender Füllung stetig ab. Die durch Impulsänderung infolge rascher Dampfbildung verursachten Oszillationen sind gering. Der Auffüllvorgang ist stabil, d.h. Parallelkanalinstabilitäten können nicht auftreten.

Der Auffüllvorgang ist bei einer Anfangstemperatur von 300 °C nach etwa 650 s und bei einer Anfangstemperatur von 450 °C (vgl. Abb. 10.4) nach etwa 1500 s beendet, wie aus dem Übergang in den horizontalen Druckverlauf zu schließen ist.

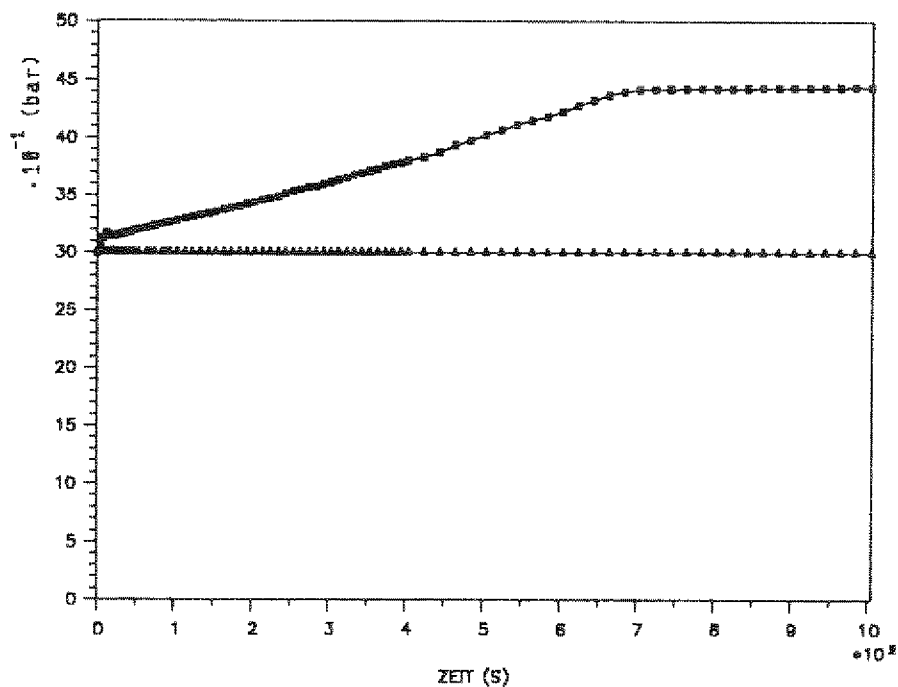


Abb. 10.3 : Druck-Zeit-Verlauf am Ein- und Austritt der vertikalen Kühlrohre
Anfangstemperatur : 300 °C

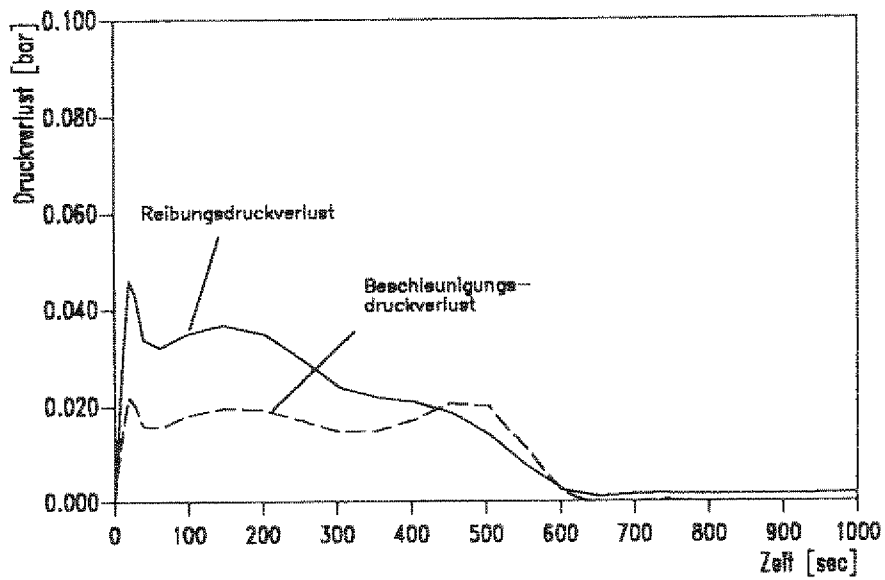


Abb. 10.3.a : Druckverlust-Zeit-Verlauf während der Simulation
mit Anfangstemperatur von 300 °C

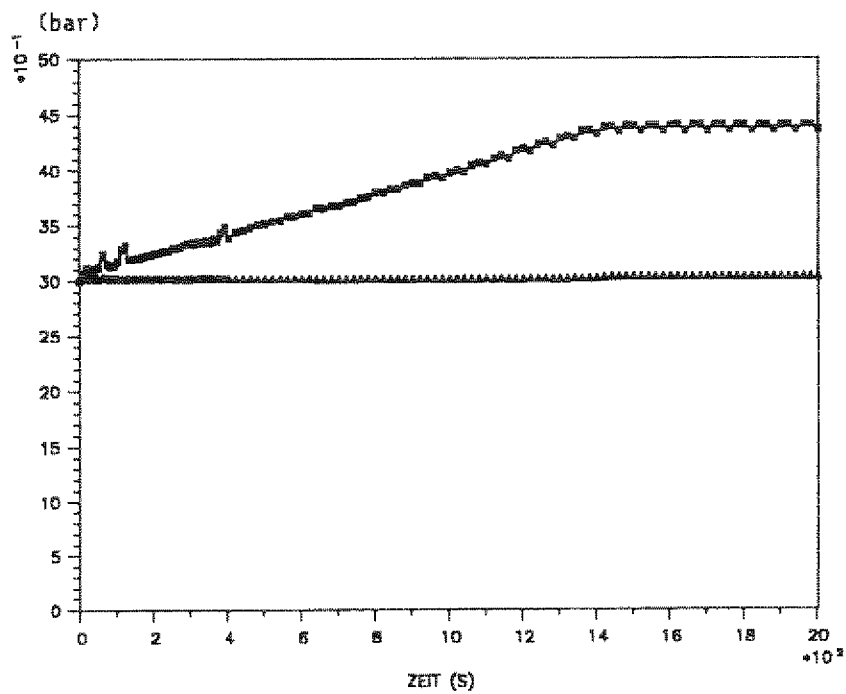


Abb. 10.4 : Druck-Zeit-Verlauf am Ein- und Austritt der vertikalen Kühlrohre
Anfangstemperatur : 450 °C

Abb. 10.5 und 10.6 zeigen den zeitlichen Verlauf der Wandtemperaturen an der Außenseite des Linerkühlrohres an drei ausgewählten Positionen und die entsprechenden Fluidtemperaturen ($x = 1 \text{ m}$, 7 m und 14 m). Im Anfangszustand sind beide Temperaturen gleich, da keine Innenströmung vorliegt.

Mit der Wiederbespeisung des Linerkühlrohres fallen alle Temperaturen ab. Im unteren Bereich ist der Abfall sehr steil, weil hier schon nach kurzer Zeit die flüssige Phase ankommt. In den oberen Bereichen erfolgt zunächst eine Kühlung durch Dampf. Die Temperaturen fallen daher auch zunächst sanft ab, bis die Benetzungsfront eintrifft, die zur einer steilen Temperaturabsenkung führt. Daß zu diesem Zeitpunkt die Fluidtemperatur die Sättigungstemperatur noch nicht erreicht hat, bedeutet nicht, daß das Fluid aus reinem Dampf besteht. Es ist nämlich zu berücksichtigen, daß es sich bei den angegebenen Temperaturen um Mischtemperaturen handelt und daß das Fluid aus überhitztem Dampf und gesättigtem Wasser bestehen kann.

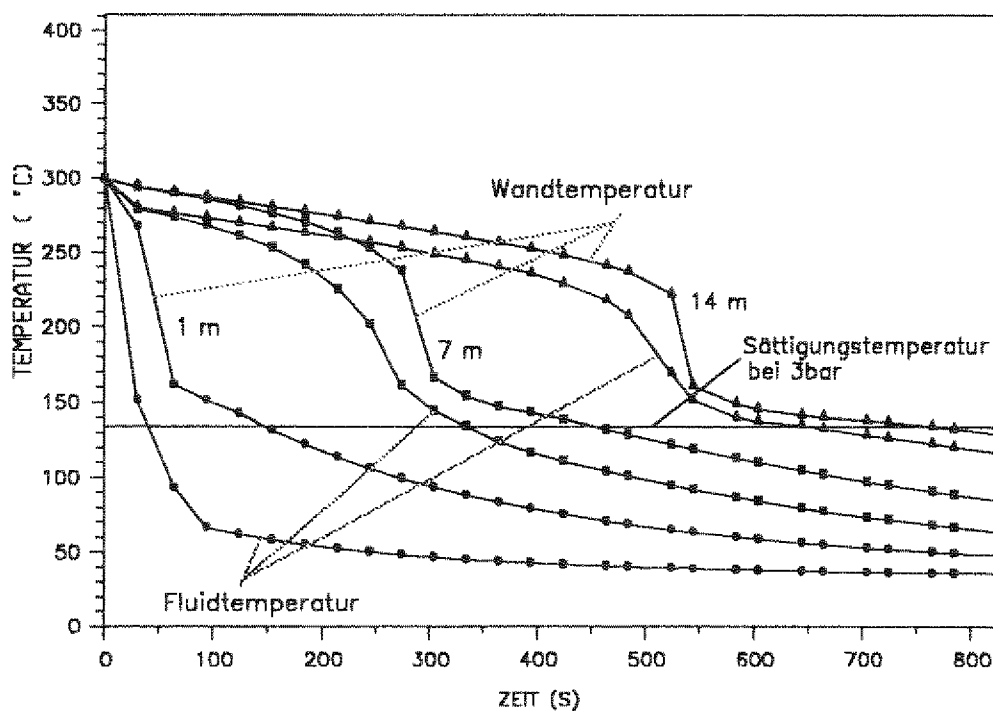


Abb. 10.5 : Zeitlicher Verlauf von Wand- und Fluidtemperatur
Anfangstemperatur : 300 °C

Der Übergang von dem sanften in den steilen Abfall muß auf das Eintreffen von Wasser zurückzuführen sein. Anders sind die unterschiedlichen Wiederbenetzungstemperaturen bei annähernd gleichen Fluidbedingungen nicht zu interpretieren. Alle Wiederbenetzungstemperaturen liegen bei den lokal herrschenden Fluidbedingungen unter den Werten, die das Programm aus der Korrelation von Hein /24/ ermittelt und zugrundelegt. Dabei liegt die Benetzungstemperatur jeweils ca. 160 K über der Sättigungstemperatur. Der steile Anstieg der Wärmeübergänge im Bereich der Benetzung wird nach den Rechenergebnissen auf etwa $4,0 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2\text{K}$ begrenzt.

Wegen des großen Speichervermögens der verdickten Rohrwand wird das treibende Temperaturgefälle nach der Benetzung nur langsam verringert, so daß erst nach einiger Zeit das Blasensieden in Wasserkonvektion übergeht.

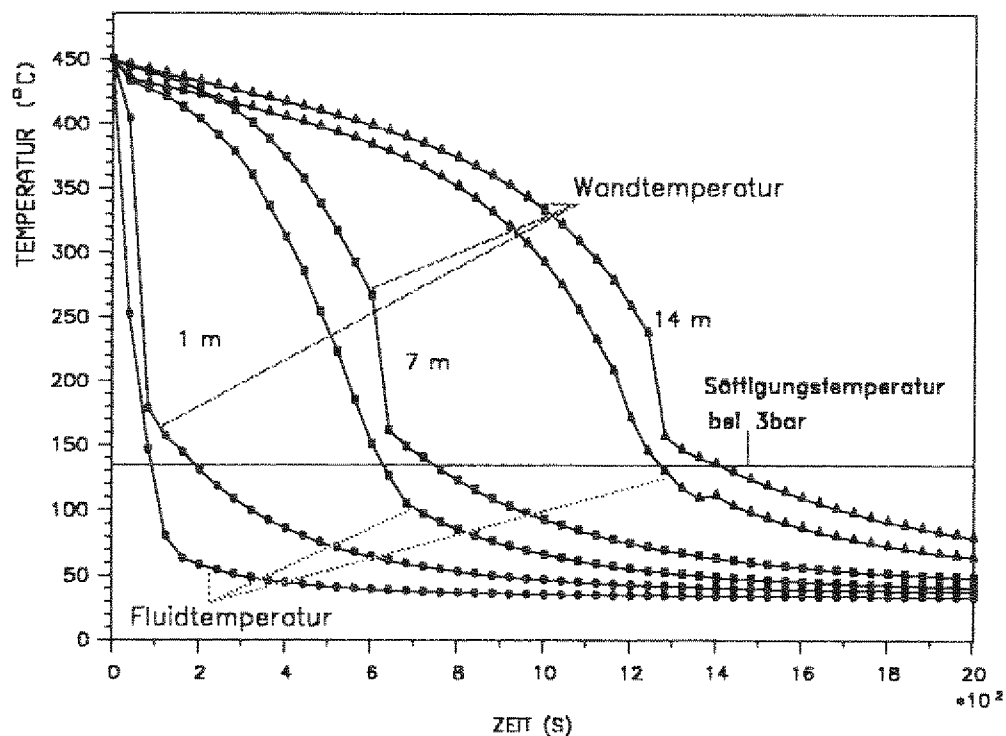


Abb. 10.6 : Zeitlicher Verlauf von Wand- und Fluidtemperatur

Anfangstemperatur : 450 °C

In Abb. 10.7 ist der Weg-Zeit-Verlauf der Benetzungsfront aus der Simulation mit der Ausgangstemperatur von 300 °C dem mit der Ausgangstemperatur von 450 °C einander gegenübergestellt. Daraus ist zu erkennen, daß nach ca. 550 s bzw. ca. 1350 s die vertikalen Linerkühlrohre bis zur Oberkannte (15 m Höhe) wiederbenetzt sind. Spätestens zu diesem Zeitpunkt kann das Linerkühlsystem wieder in den Normalbetrieb übergehen. Sämtliche Temperaturen der Rohroberflächen befinden sich zu diesem Zeitpunkt nahe der Sättigungstemperatur.

Durch die größere Dampfproduktion bei höherer Anfangstemperatur wird das Fortschreiten der Benetzungsfront deutlich verlangsamt. Daraus ergibt sich eine durchschnittliche Benetzungsgeschwindigkeit von 2,5 cm/s für die Simulation mit der Ausgangstemperatur von 300 °C bzw. 1,1 cm/s für die mit der Ausgangstemperatur von 450 °C, während die kalte Auffüllgeschwindigkeit 10 cm/s beträgt.

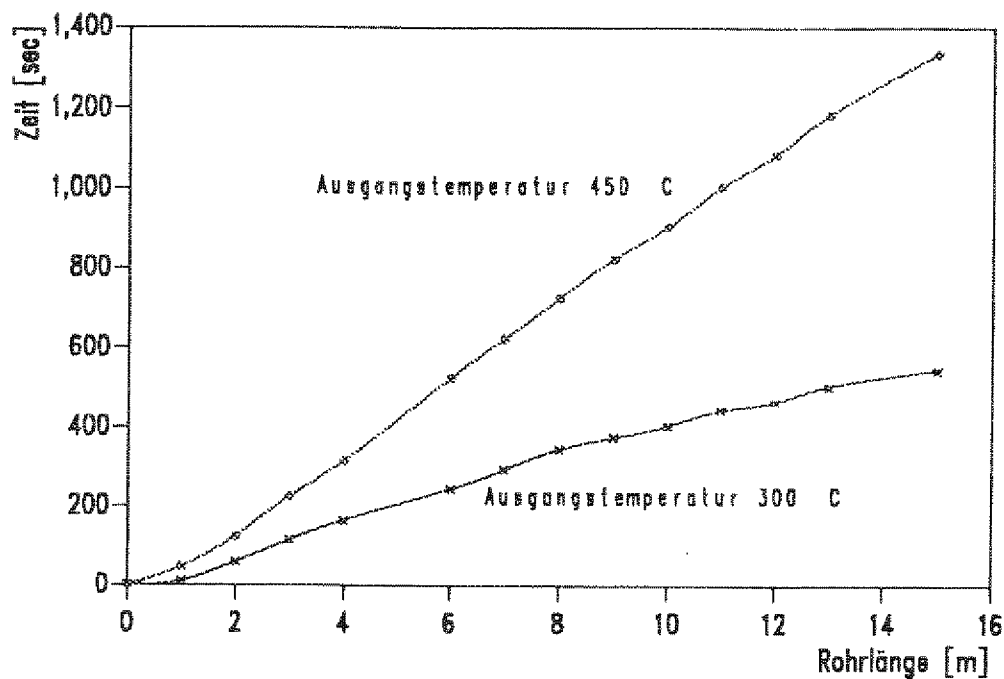


Abb. 10.7 : Fortschreiten der Benetzungsfront

10.2.1 Berechnungsergebnisse

Mit den aus SIKADE-2 erhaltenen zeitlichen Temperaturänderungen am Liner (vorgeschriebene Randbedingungen) werden die instationären Wärmetransporte im SBRB nach Beginn der Wiederbespeisung ermittelt. In den Abb. 10.9 bis 10.12 sind die Ergebnisse der instationären Temperaturberechnung in Form von Isothermen-Plots für die Zeitpunkte 50 h (als Bezugszeit $t = 0$) - das ist der Zeitpunkt, zu dem die Wiederbespeisung ins LKS angefangen hat - , $t = 10$ min (Ende des Füllvorganges), 5 h, und 50 h dargestellt. Aus dem Vergleich der Temperaturfelder zwischen Abb. 10.9 und 10.10 ist zu erkennen, daß die Temperaturen des Betons während der Auffüllphase praktisch unverändert bleiben (vgl. Kap. 6.9.1). Dies ist auch aus den in Abb. 10.13 dargestellten Temperatur-Zeit-Verläufen in verschiedenen Tiefen der Betonwand zu entnehmen. Erst ca. 50 h nach Wiederinbetriebnahme des LKS befinden sich alle Temperaturen im Beton unter 100 °C.

Die Berechnungsergebnisse für den Zeitpunkt 150 h nach dem Ausfall aller Kühlsysteme werden in Abb. 10.14 dargestellt, wobei die Ausgangstemperatur des Liners ca. 450 °C beträgt (vgl. Kurve 4 in Abb. 10.2). Hier vergehen ca. 110 h nach Wiederinbetriebnahme des LKS, bis die gesamte Betonstruktur unter 100 °C abgekühlt ist.

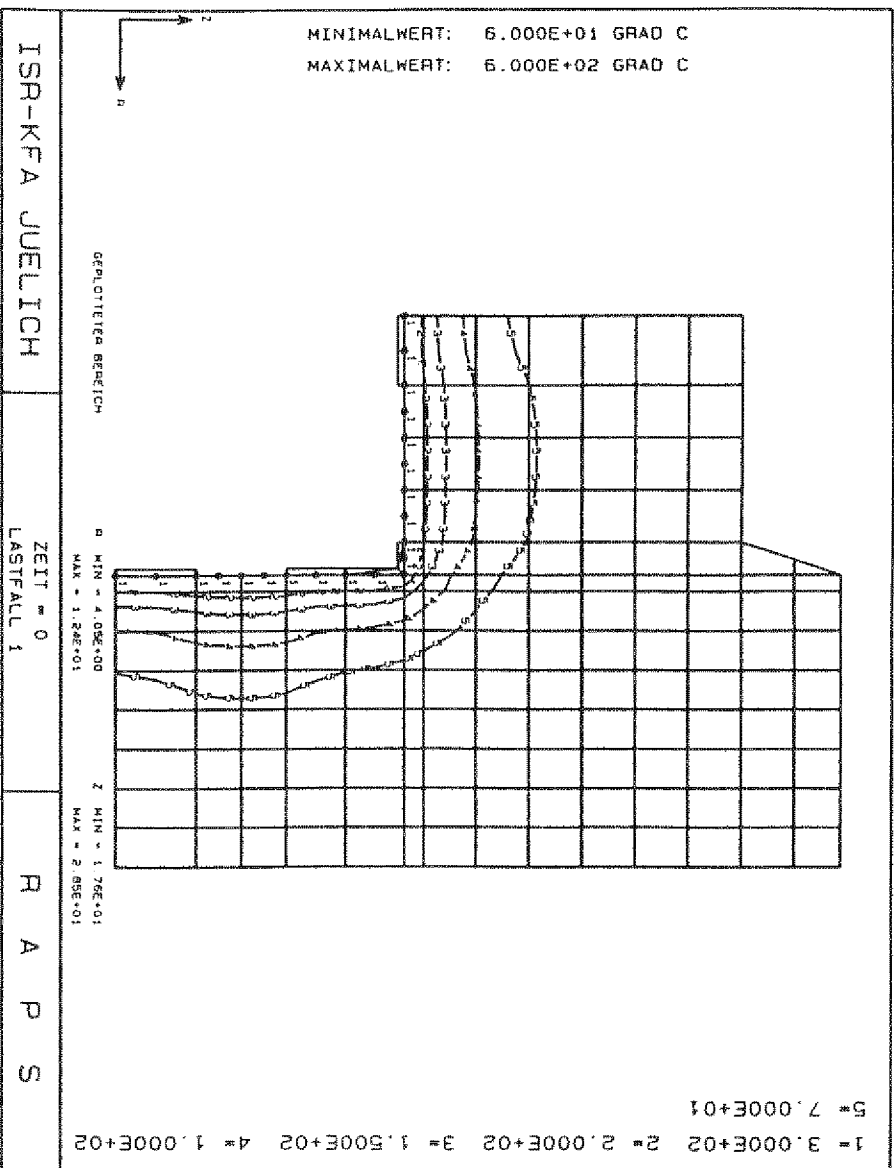


Abb. 10.9: Temperaturfeld im SBRB bei $t = 0$

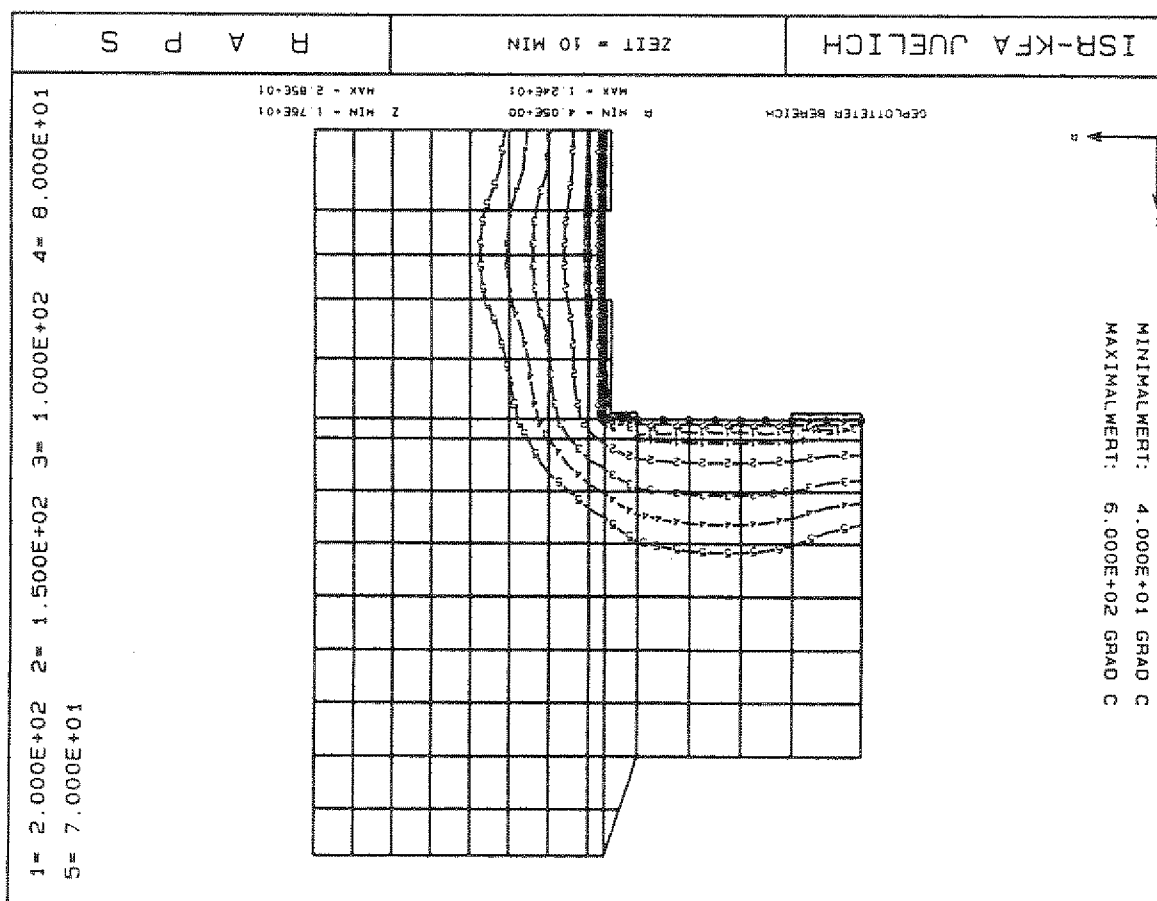


Abb. 10.10 : Temperaturfeld im SBRB bei $t = 10$ min nach der Wiederbespeisung LKS

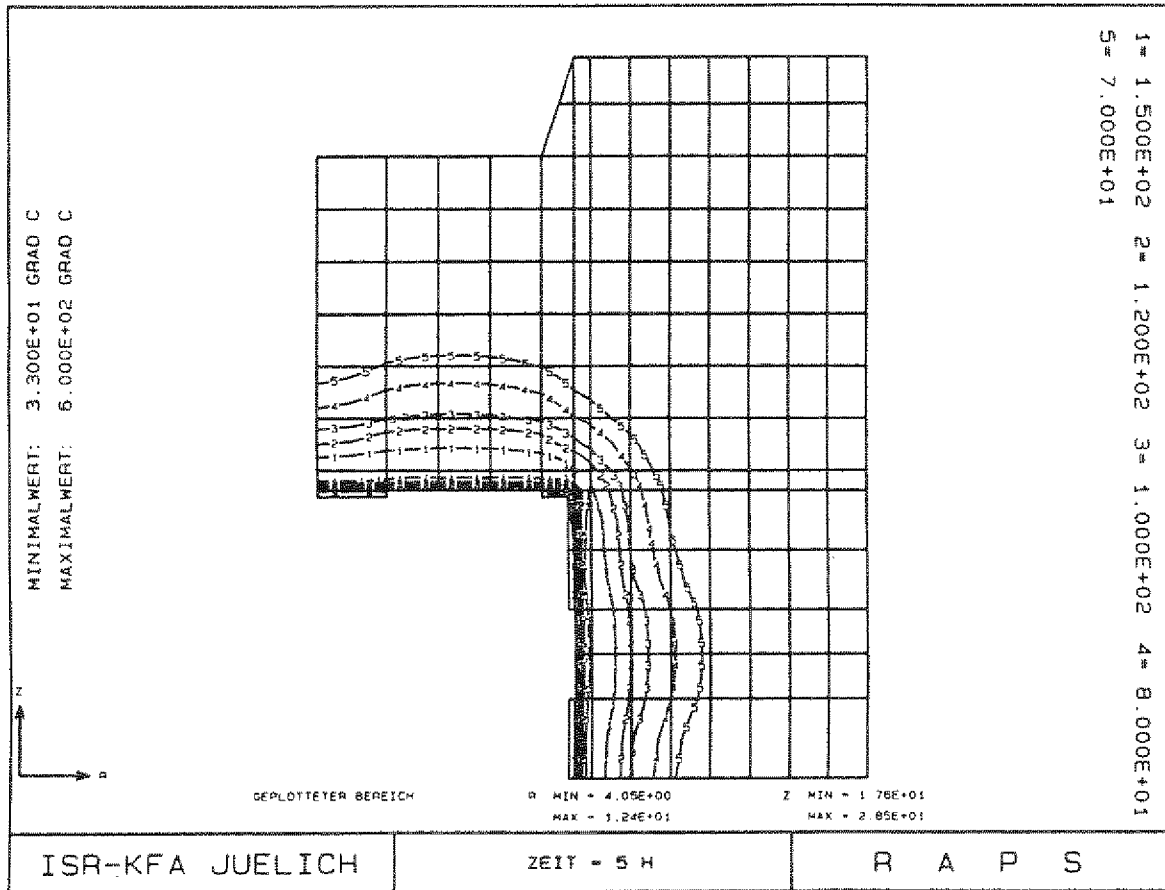


Abb. 10.11: Temperaturfeld im SBRB bei $t = 5$ h nach der Wiederinbetriebnahme LKS

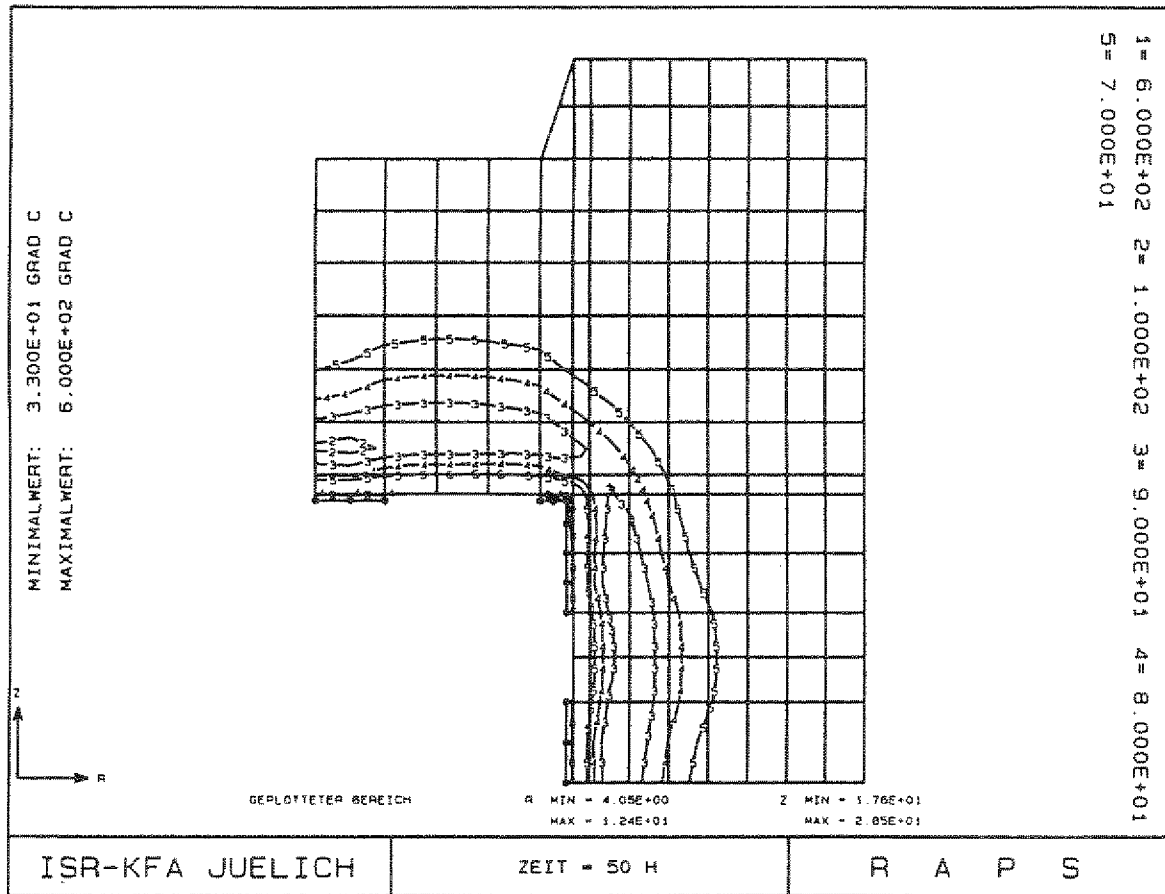


Abb. 10.12 : Temperaturfeld im SBRB bei $t = 50$ h nach der Wiederinbetriebnahme LKS

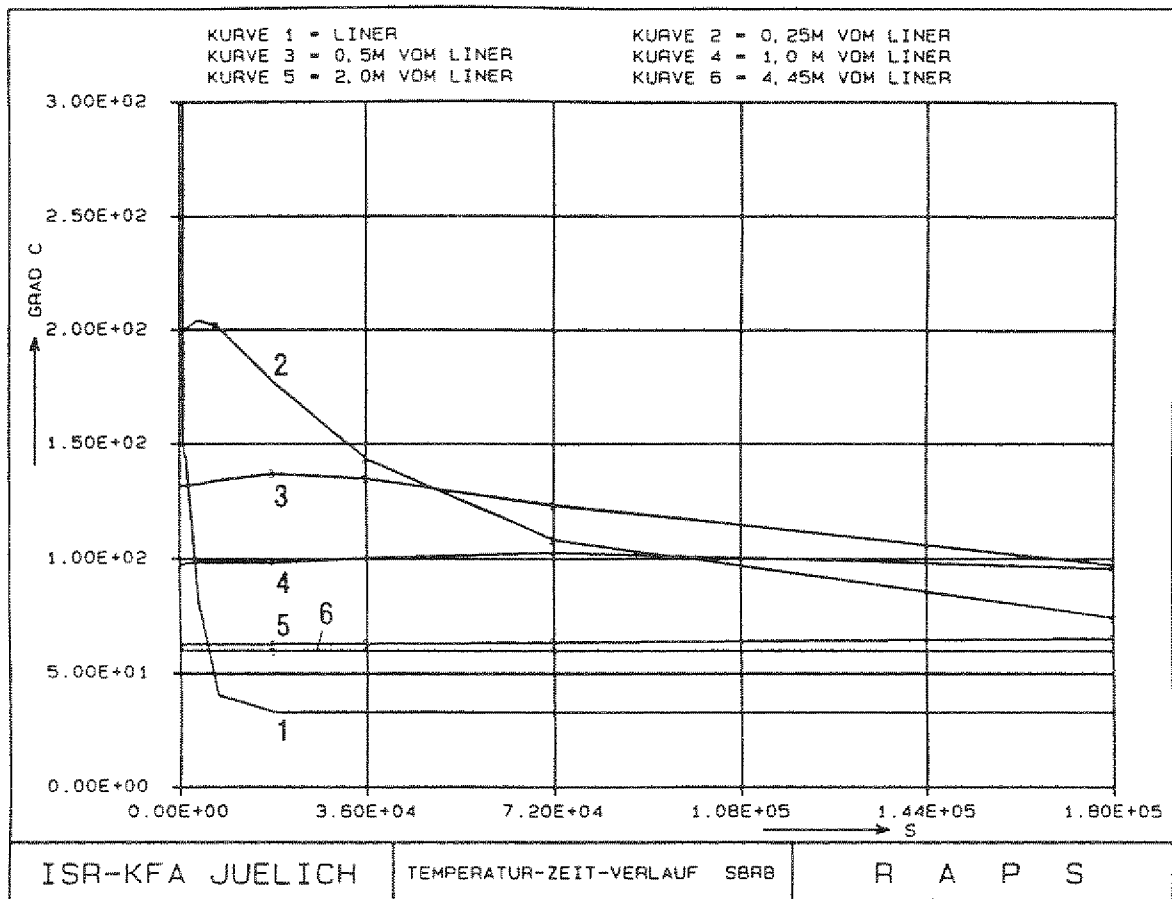


Abb. 10.13 : SBRB-Transienten nach der Wiederbespeisung des LKS
Ausgangstemperatur von 300 °C

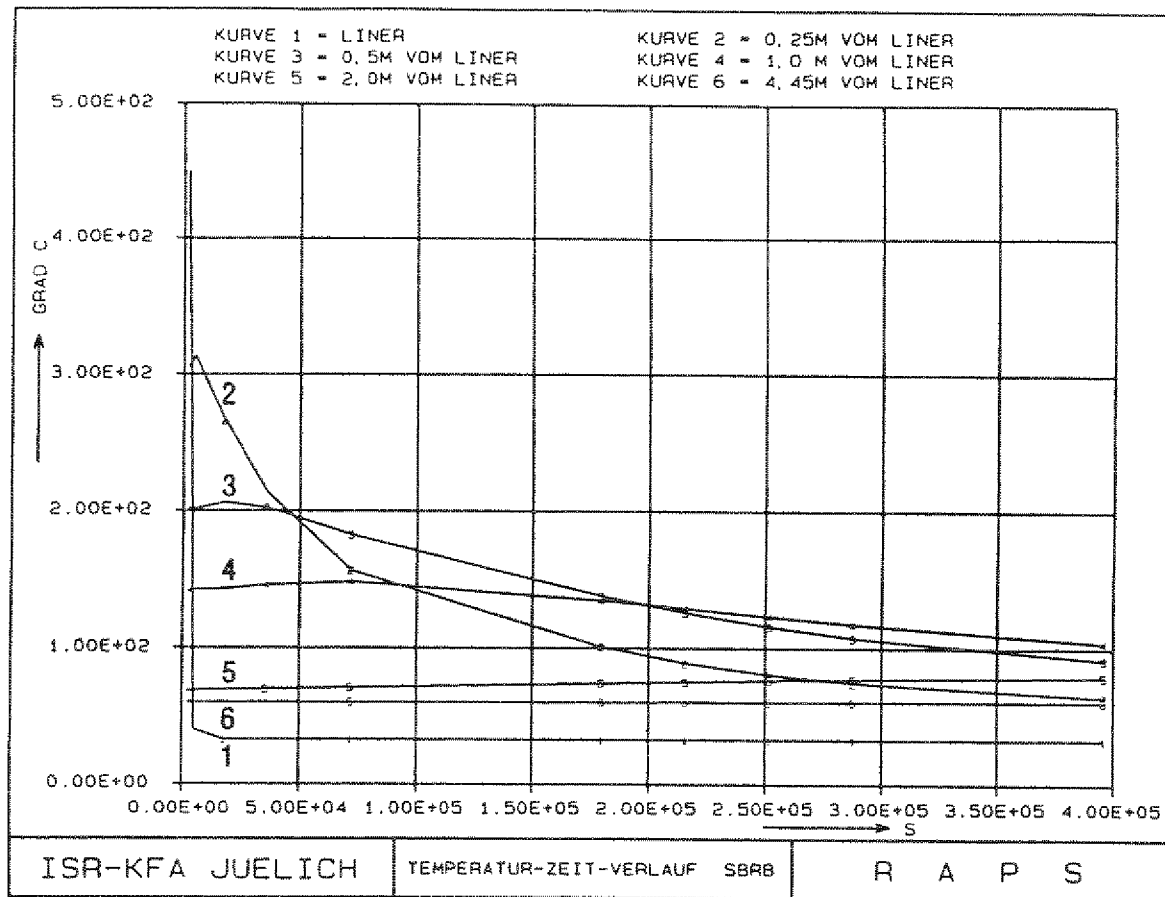


Abb. 10.14 : SBRB-Transienten nach der Wiederbespeisung des LKS
Ausgangstemperatur von 450 °C

Anhang A : Materialkennwerte

1. Linermetall (TTSIE 29)

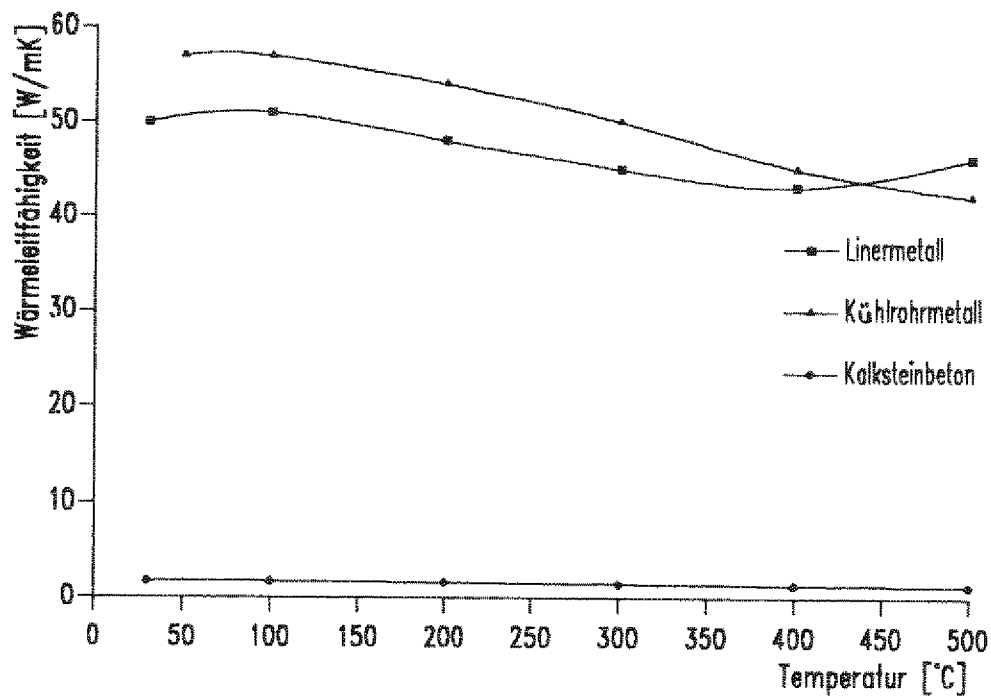
ϑ [°C]	30	100	200	300	400	500
λ [W/mK]	50	51	48	45	43	46
$\rho \cdot c_p$ [10^6 J/m ³ K]	3,60	3,84	4,07	4,39	4,78	5,33

2. Kühlrohrmetall (St 35,8)

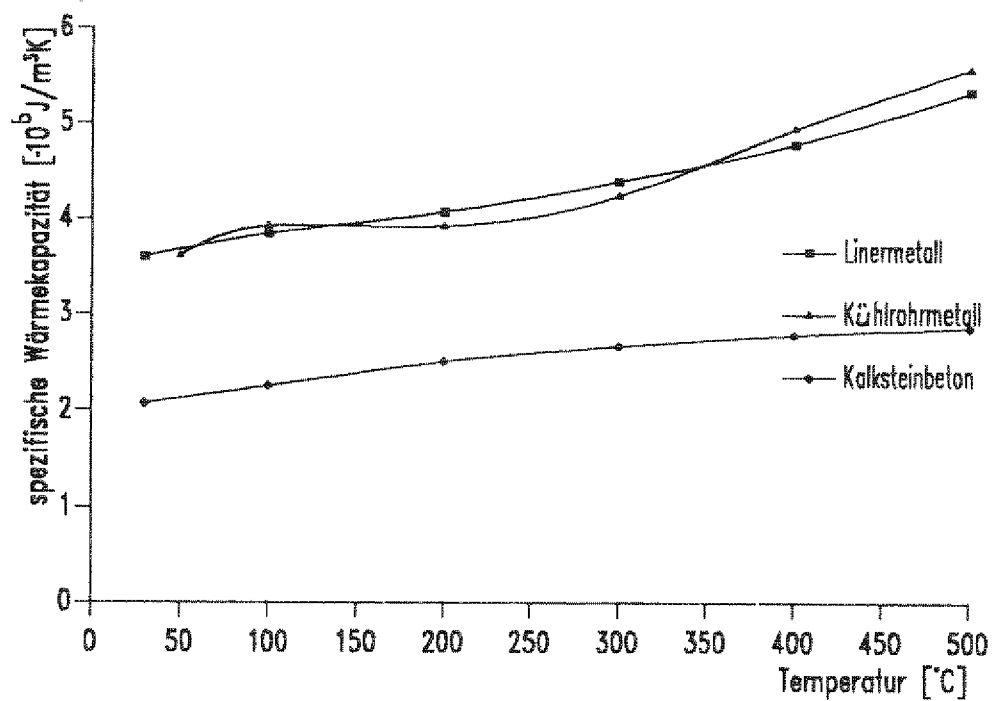
ϑ [°C]	50	100	200	300	400	500
λ [W/mK]	57	57	54	50	45	42
$\rho \cdot c_p$ [10^6 J/m ³ K]	3,61	3,92	3,92	4,24	4,94	5,57

3. Kalksteinbeton

ϑ [°C]	30	100	200	300	400	500
λ [W/mK]	1,746	1,746	1,628	1,510	1,392	1,275
$\rho \cdot c_p$ [10^6 J/m ³ K]	2,07	2,25	2,50	2,66	2,78	2,86



Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\vartheta)$



Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität $\rho(\vartheta) \cdot c_p(\vartheta)$

Anhang B : Eingabedaten für die Nachrechnung ($\vartheta_L = 330\text{ °C}$)

Nachrechnung des Wiederbespeisungsexperimentes (P-302)

0, 2, 4, 0.6, -0.6, 3.61E-04, 0., 0.02144, 4.E-5, 0.	Spezifizierung der
0.314, 0.1, 0.06744, 0.023, 0.1, 0.03195, 0.	Sektion I
0, 10, 4, 3., 0., 3.61E-04, 0.027, 0.02144, 4.E-5, 0.	Sektion II
0.314, 0.1, 0.06744, 0.023, 0.1, 0.03195, 0.	
0, 10, 4, 3., 0., 3.61E-04, 0.027, 0.02144, 4.E-5, 0.	Sektion III
0.314, 0.1, 0.06744, 0.023, 0.1, 0.03195, 0.	
1, 2, 4, 0.6, 0.6, 3.61E-04, 0., 0.02144, 4.E-5, 0.	Sektion IV
0.314, 0., 0.06744, 0.023, 0.1, 0.03195, 0.	
0.4, 1.E+2, 1., 0.4	Zweiphasen-Korrelationen
20, 0.01, 10., 100., 750., 1, 1	Temperatur-Iteration (primär)
10, 4.E-3, 0.3, 0	Dampfanteil-Iteration
25, 1.E-2, 1., 0	Druck-Iteration (sekundär)
10, 5, 0.5, 0.1, 0.02, 1.E-4, 0.02, 1., 1	Korrektor-Iteration
0, 1, 1	Ausgabe der Daten
1, 0, 0, 0.	Plot- und Restartsteuerung
0.5, 0.01, 0., 1000., 0.	Zeitschrittsteuerung
250., 0	Randbedingungen (primär)
0, 0, 0	Randbedingungen (Druck)
0.000361, 1.28	Ausströmung des Fluids
1., 10., 20., 400.	Bereich der Enthalpie-Tafel

Zeitabhängige Funktionen

1	0.0, -0.7	$\dot{M}_{(He)}$
1	0.0, 1.0	$p_{(He)}$
1	0.0, 330.	$\vartheta_{(He)}$
2	0.0, 0.0001, 5., 0.04	$\dot{M}_{(H_2O)}$
1	0.0, 1.	$p_{(H_2O)}$ am Eintritt
3	0.0, 330., 0.1, 99., 10., 33.	$\vartheta_{(H_2O)}$
2	0.0, 1., 0.1, 0.	x am Eintritt
3	0.0, 1., 40., 1.9, 120., 1.6	$p_{(H_2O)}$ am Austritt
3	0.0, 1., 10., 2., 40., 4.	Zeitschritt

Anhang C-1 :Eingabedaten für die Simulation ($\vartheta_L = 300 \text{ }^\circ\text{C}$)

THTR-300 Vorausberechnung (Wiederbespeisung 50 h nach dem Störfall)

0, 10, 4, 4.45, 0., 9.62E-02, 0.0, 0.2, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0., 0.22, 0.01, 0.5, 0.03195, 0.
 0, 60, 4, 15., 15., 1.01E-01, 18.85, 0.02144, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0.11, 0.0798, 0.0247, 0.5, 0.03195, 0.
 1, 10, 4, 4.45, 0., 9.62E-02, 0.0, 0.2, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0., 0.22, 0.01, 0.5, 0.03195, 0.
 0.4, 1.E+2, 1., 0.4
 20, 0.01, 10., 100., 750., 1, 1
 10, 4.E-3, 0.3, 0
 25, 1.E-2, 1.0, 0
 10, 5, 0.5, 0.1, 0.02, 1.E-4, 0.02, 1., 1
 0, 1, 1
 1, 0, 0, 0.
 0.5, 0.01, 0., 1000., 0.
 250.0, 0
 0, 0, 0
 0.101, 1.28
 1., 10., 10., 400.

Zeitabhängige Funktionen

1	0.0, -0.7	$\dot{M}_{(\text{He})}$
1	0.0, 1.0	$p_{(\text{He})}$
1	0.0, 300.	$\vartheta_{(\text{He})}$
2	0.0, 0.028, 10.0, 11.	$\dot{M}_{(\text{H}_2\text{O})}$
1	0.0, 3.	$p_{(\text{H}_2\text{O})}$ am Eintritt
3	0.0, 300., 0.1, 99., 10., 33.	$\vartheta_{(\text{H}_2\text{O})}$
2	0.0, 1., 0.1, 0.	x am Eintritt
1	0.0, 3.	$p_{(\text{H}_2\text{O})}$ am Austritt
5	0.0, 1., 9.9, 2., 49.9, 5., 99.9, 10., 399.9, 20.	Zeitschritt

Anhang C-2 :Eingabedaten für die Simulation ($\vartheta_L = 450\text{ °C}$)

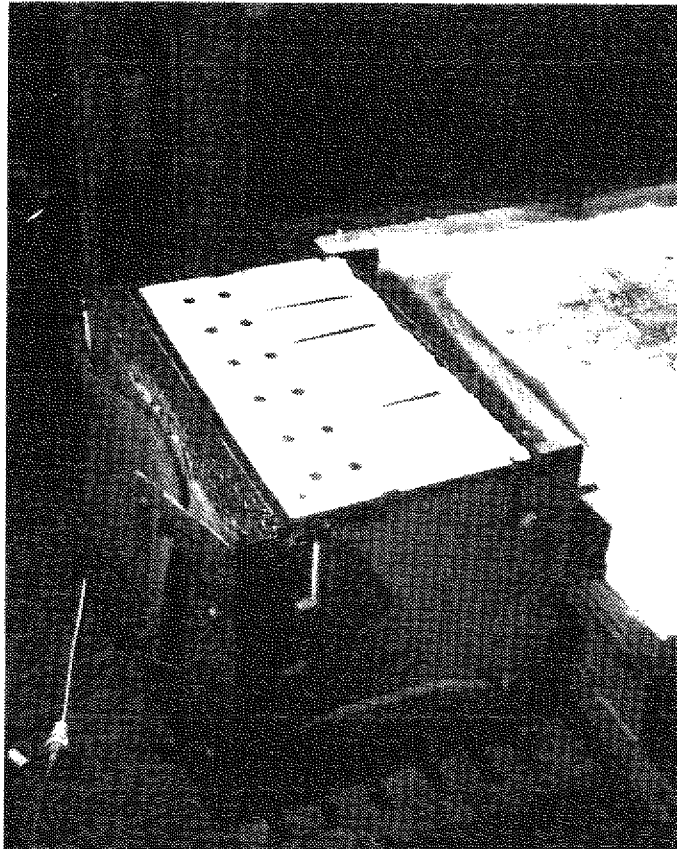
THTR-300 Vorausberechnung (Wiederbespeisung 150 h nach dem Störfall)

0, 10, 4, 4.45, 0., 9.62E-02, 0.0, 0.2, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0., 0.22, 0.01, 0.5, 0.03195, 0.
 0, 60, 4, 15., 15., 1.01E-01, 18.85, 0.02144, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0.11, 0.0798, 0.0247, 0.5, 0.03195, 0.
 1, 10, 4, 4.45, 0., 9.62E-02, 0.0, 0.2, 4.E-5, 0.
 0.40E+01, 0., 0.22, 0.01, 0.5, 0.03195, 0.
 0.4, 1.E+2, 1., 0.4
 20, 0.01, 10., 100., 750., 1, 1
 10, 4.E-3, 0.3, 0
 25, 1.E-2, 1.0, 0
 10, 5, 0.5, 0.1, 0.02, 1.E-4, 0.02, 1., 1
 0, 1, 1
 1, 0, 0, 0.
 0.5, 0.01, 0., 2000., 0.
 250.0, 0
 0, 0, 0
 0.101, 1.28
 1., 10., 10., 500.

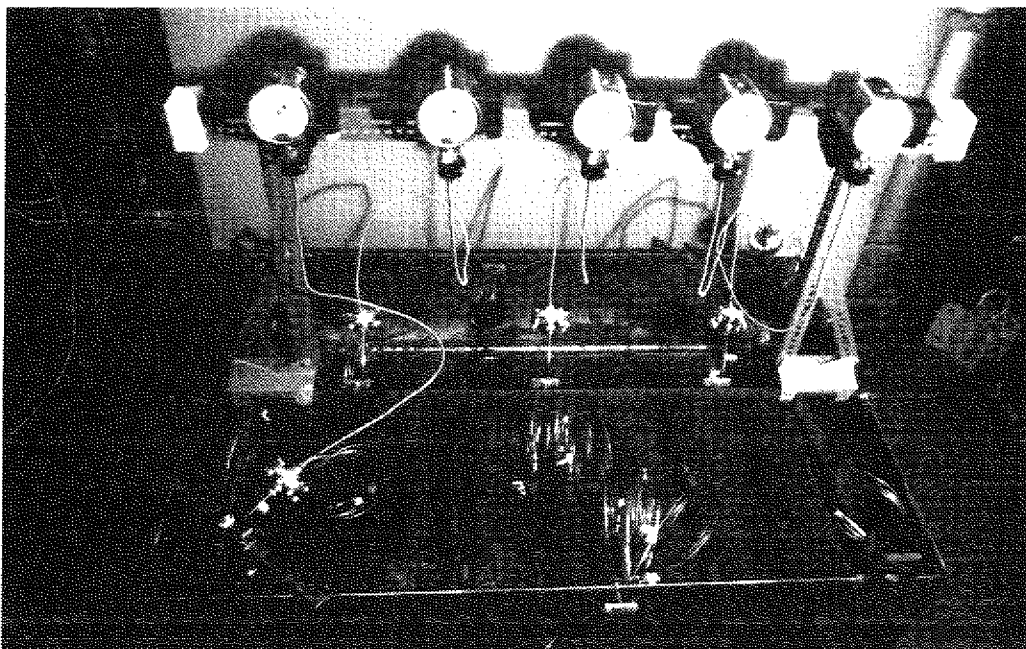
Zeitabhängige Funktionen

1	0.0, -0.7	$\dot{M}_{(\text{He})}$
1	0.0, 1.0	$p_{(\text{He})}$
1	0.0, 450.	$\vartheta_{(\text{He})}$
2	0.0, 0.028, 10.0, 11.	$\dot{M}_{(\text{H}_2\text{O})}$
1	0.0, 3.	$p_{(\text{H}_2\text{O})}$ am Eintritt
3	0.0, 450., 0.1, 99., 15., 33.	$\vartheta_{(\text{H}_2\text{O})}$
2	0.0, 1., 0.1, 0.	x am Eintritt
1	0.0, 3.	$p_{(\text{H}_2\text{O})}$ am Austritt
5	0.0, 1., 9.9, 2., 49.9, 5., 99.9, 10., 399.9, 20.	Zeitschritt

Anhang D : Schnitt durch SBRB-Ausschnittsmodell nach Störfallsimulation



Anhang E : Plattenmodell mit Temperatur- und Druckinstrumentierung



Nomenklatur

Symbolverzeichnis		Dimension
A	Strömungsquerschnitt	$[m^2]$
C	Verteilungsparameter	$[-]$
c	spezifische Wärmekapazität	$[J/kgK]$
d, D	Durchmesser	$[m]$
g	Erdbeschleunigung	$[m/s^2]$
H	Höhe	$[m]$
h	spezifische Enthalpie	$[J/kg]$
h'	Verdampfungswärme	$[J/kg]$
L	Länge	$[m]$
M	Massenstrom	$[kg/s]$
m	Massenstromdichte	$[kg/m^2s]$
p	Druck	$[bar]$
P	Umfang	$[m]$
Q	Wärmestrom	$[W]$
q''	Wärmestromdichte	$[W/m^2]$
r, R	Radius	$[m]$
S	Schlupf	$[-]$

s	Wandstärke	[m]
t	Zeit	[s]
u	spezifische innere Energie	[J/kg]
V	Volumen	[m ³]
$\dot{V}$	Volumenstrom	[m ³ /s]
v	Geschwindigkeit	[m/s]
x	Massenanteil des Dampfes	[-]
$\dot{x}$	Massenstromanteil des Dampfes	[-]
Δx	Abstand	[mm]
z	axiale Koordinate	[m]
Nu	Nusseltzahl	[-]
Pe	Pecletzahl	[-]
Pr	Prandtlzahl	[-]
Re	Reynoldszahl	[-]
$\tilde{T}_b$	Faktor der Teilbenetzung	[-]
α	Wärmeübergangskoeffizient	[W/m ² K]
δ	Dicke	[m]
Γ	Dampfquellterm	[kg/m ³ s]
$\dot{\Gamma}$	Oberflächen-Verdampfungsrate	[kg/m ² s]
ε	Volumenanteil des Dampfes (Gases)	[-]

ε	Volumenstromanteil des Dampfes (Gases)	[-]
ζ	Reibungskoeffizient	[-]
θ	benetzter Winkel	[grad]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/mK]
μ	dynamische Viskosität	[kg/ms]
ρ	Dichte	[m ³ /kg]
$\bar{\rho}$	mittlere homogene Zweiphasedichte	[m ³ /kg]
ϑ	Temperatur	[°C]
τ	Schubspannung	[N/m ²]

Indices

a	außen
B	Benetzung
b	beheizt
bo	blasensieden
c	Kondensation
c	konvektiv
cr, krit	kritisch
d	dampfförmig

ev	Verdampfung
f, F	flüssig
FL	Filmsieden
g	gasförmig
H	hydraulisch
h	Enthalpie
i	innen
k	Kontroll
kin	kinetisch
L	Leidenfrost-Temperatur
p	bei konstantem Druck
r	reduziert
s, sat	Sättigung
u	Unterkühlung
W	Wand
w	wasserförmig
Wa	Außenoberfläche bzw. scheinbare Benetzung
Wi	Innenoberfläche bzw. thermodynamische Benetzung
zp	Zweiphasenströmung

LITERATURVERZEICHNIS

1. Kugeler, K., Schulten, R.; Hochtemperaturreaktortechnik, Springer-Verlag, 1989.
2. Sicherheitstechnische Untersuchungen zum Störfallverhalten des HTR-500. Jül-Spez-240, Januar (1984)
3. Rehm, W., Jahn, W.; Thermodynamisches Sicherheitsverhalten des HTR bei Coreaufheizunfällen. Sonderdruck aus BWK 39 (1987) Nr.10
4. Altes, J.; Experimente Zum Verhalten von Spannbetonbehälter unter hoher Temperaturbeanspruchung. Sicherheit von Hochtemperaturreaktoren, Tagungsbericht der Fachtagung März 1985 in Jülich
5. Meister, G.; SIKADE-2, Ein Computerprogramm zur Simulation der Dynamik von gasbeheizten Dampferzeugern, Jül-Spez-544, Dezember 1989.
6. Sicherheitsbericht des THTR-Prototyp 300 MWe Kernkraftwerk, Bericht Nr. 69/13, August, 1969.
7. Sicherheitsberichte für die Kernkraftwerke THTR-300 und HTR-1160.
8. Rheinisch-Westfälischer TÜV, Sicherheitsgutachten über das 1160 MWe Demonstrations-Kernkraftwerk mit Hochtemperaturreaktor, Feb. 1977.
9. Walker, R.E., Johnston, T.A.; Fort St. Vrain Nuclear Power Station, Nuclear Engineering International, Sonderheft, Dezember 1969.
10. Duffey, R.B., Porthouse, D.T.C.; The rewetting of hot surfaces by falling films and bottom flooding. U.K. Central Electricity Generating Board, RD/B/N 2530, 1973.
11. Piggott, B.D.G., Porthouse, D.T.C.; Water reactor emergency core cooling: The effect of pressure, subcooling and surface condition on the rewetting of hot surfaces. CEGB-Report RD/B/N 2692, 1973.

12. Lee, Y., Chen, W.J., Groeneveld, D.C.; Rewetting of very hot vertical and horizontal channels by flooding. Proceedings Sixth Intern. Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, 1978.
13. Yu, S.K.W., Farmer, P.R., Coney, M.W.E.; Methods and correlations for the prediction of quenching rate on hot surfaces. Intern. J. Multiphase Flow 3, 415 (1977).
14. Jacob, M.C., Fougall, R.S.; The relationship of forced convection quench data. Proceedings Sixth Intern. Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, 1978.
15. Yao, S.C., Henry, R.E.; Experiments of quenching under pressure. Proceedings Sixth Intern. Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, 1978.
16. Rhodes, T.R., Bell, K.J.; The Leidenfrost Phenomena at pressure up to the critical. Proceedings Sixth Intern. Heat Transfer Conference, Toronto, Canada, 1978.
17. Mayinger, F.; Strömung und Wärmeübergang in Gas-Flüssigkeits-Gemischen, Wien, New York, Springer-Verlag, 1982.
18. Levy, S.; Steam-slip-theoretical prediction from momentum model. Trans. ASME, Ser. C, J. Heat Transfer 82 (1960).
19. Ahmad, S.Y.; Axial distribution of bulk temperature and void fraction in a heated channel with inlet subcooling. Trans. ASME, J. Heat Transfer (1970).
20. Friedel, L.; Modellgesetz für den Reibungsdruckverlust in der Zweiphasenströmung. Diss., Technische Universität Hannover, 1974.
21. Marchaterre, J.F., Hoglund, B.M.; Correlation for two-phase flow. Nucleonics 20, 142 (1962).

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit im Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik des Forschungszentrums Jülich .

Herrn Prof. Dr. R. Schulten danke ich für das Interesse an diesem Thema und für die Übernahme des Hauptreferates.

Mein Dank gilt weiter Herrn Prof. Dr. K. Kugeler und Herrn Prof. Dr. H. Barnert für die freundliche Übernahme der Korreferate.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dr. J. Wolters, Abteilungsleiter am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik im Forschungszentrum Jülich, für die Themenstellung, die vielen Anregungen und die ständige Begleitung der Arbeit sowie für seine kritischen Anmerkungen.

Für die Durchführung der Experimente und die Hilfestellung bei der Formulierung bedanke ich mich bei Herrn M. Nickel und Herrn Dipl.-Ing. P. David sehr herzlich.

Ebenso möchte ich mich bei Herrn Dr. G. Meister und Herrn Dr. J. Altes für die fachliche Beratung bei der Durchführung der rechnerischen Untersuchungen und für ihre Bereitschaft zur Diskussion der Ergebnisse bedanken.

Mein Dank gilt allen Mitarbeitern des Institutes, die zum Gelingen dieser Arbeit in irgendeiner Weise beigetragen haben, insbesondere Frau Begemann für die Zeichnung der Abbildungen.

Dem Forschungszentrum Jülich sei für die finanzielle Unterstützung der Arbeit gedankt.

Jül-2543
November 1991
ISSN 0366-0885