

# Entwicklungen und Kenntnisstand bei der Notkühlanalyse von Leichtwasserreaktoren<sup>1</sup>

Von F. Mayinger

Lehrstuhl und Institut für Verfahrenstechnik der Universität Hannover

## Zusammenfassung

Notkühlrechnungen in Genehmigungsverfahren enthalten zahlreiche konservative Annahmen. Experimentelle und theoretische Untersuchungen der physikalischen Phänomene und ihrer Auswirkungen während der Blowdown- und der Wiederauffüllphase lieferten in den letzten Jahren wertvolle Informationen und ermöglichen zunehmend sogenannte best-estimate-Rechnungen. Es werden Beispiele neuer Erkenntnisse hinsichtlich Hydrodynamik und Wärmetransport beim Kühlmittelverlust-Störfall diskutiert und Folgerungen für sicherheitstechnische Berechnungen analysiert.

## Abstract

### Progress and status of knowledge in the emergency core cooling analysis of light water reactors

Calculations in the field of nuclear reactor emergency core cooling for the licensing process include a lot of conservative assumptions. Experimental and theoretical investigations of the physical phenomena and their consequences during the blowdown- and the refilling phase supplied valuable informations and made possible so-called "best-estimate" calculations in an increasing and advancing extent.

In the paper new results concerning thermohydraulic phenomena during the loss-of-coolant accident will be discussed and analysed with special regard to calculations and theoretical predictions for safety analysis.

## INIS DESCRIPTORS

|                   |                       |
|-------------------|-----------------------|
| BWR TYPE REACTORS | HYDRODYNAMICS         |
| PWR TYPE REACTORS | SAFETY ENGINEERING    |
| EUS               | THERMODYNAMICS        |
| BLOWDOWN          | HYDRAULICS            |
| REWETTING         | COMPUTER CODES        |
| HEAT TRANSFER     | CORE FLOODING SYSTEMS |

## Nomenklatur

|             |   |                     |
|-------------|---|---------------------|
| $p$         | Druck   | bar                 |
| $\vartheta$ | Temperatur  | ° C                 |
| $T$         | Temperatur  | K                   |
| $t$         | Zeit  | s                   |
| $Z$         | laufende Koordinate   | m; mm               |
| $H$         | Behälterhöhe  | m; mm               |
| $\epsilon$  | Dampfgehalt (volumetrisch $V_D/V_{ges}$ )                               |                     |
| $\dot{M}$   | Massenstrom   | kg/s                |
| $\dot{m}$   | Massenstromdichte   | kg/m <sup>2</sup> s |
| $w$         | Geschwindigkeit   | m/s                 |
| $E$         | dimensionslose Entrainmentkennzahl $E = \dot{M}_{Ent}/\dot{M}_{FI,ges}$ |                     |
| $\dot{x}$   | Strömungsdampfgehalt  |                     |
| $A$         | Fläche  | m <sup>2</sup>      |
| $r$         | Radius  | m                   |
| $\rho$      | Dichte  | kg/m <sup>3</sup>   |
| $\tau_i$    | Grenzflächenschubspannungen   | N/m <sup>2</sup>    |
| $\Delta p$  | Druckabfall   | N/m <sup>2</sup>    |
| $h$         | Enthalpie   | kJ/kg               |
| $r$         | Verdampfungswärme   | kJ/kg               |
| $L$         | Länge   | m; mm               |
| $U$         | Umfang  | m; mm               |
| $d$         | Durchmesser   | m; mm               |
| $\dot{q}$   | Heizflächenbelastung  | w/cm <sup>2</sup>   |
| $\delta$    | Filmdicke   | m; mm               |
| $\alpha$    | Wärmeübergangszahl  | W/m <sup>2</sup> K  |
| $\lambda$   | Wärmeleitfähigkeit  |                     |

|           |                   |                   |
|-----------|-------------------|-------------------|
| $\eta$    | dyn. Zähigkeit    |                   |
| $Re$      | Reynolds-Zahl     |                   |
| $Pr$      | Prandtl-Zahl      |                   |
| $\dot{V}$ | Volumenstrom      | m <sup>3</sup> /s |
| $g$       | Erdbeschleunigung | m/s <sup>2</sup>  |
| $S$       | Schlupf =         | $w_D/w_{fl}$      |

## Indizes

|       |                         |                                    |
|-------|-------------------------|------------------------------------|
| v; g  | oder zweimal gestrichen | bezogen auf die dampfförmige Phase |
| fl; l | oder einmal gestrichen  | bezogen auf die flüssige Phase     |
| Ent   | Entrainment             |                                    |
| ges   | gesamt                  |                                    |
| h     | hydraulisch             |                                    |
| cond  | Kondensat               |                                    |

## 1. Sicherheitsstrategie und konservative Annahmen

In der Kerntechnik wird das Prinzip gestaffelter Sicherheitsebenen praktiziert: So wird die Unfallwahrscheinlichkeit durch eingehende Qualitätssicherung und Qualitätskontrolle a priori auf das technische Minimum beschränkt. Schutzsysteme überwachen den Betrieb der Anlage. Sicherheitseinrichtungen begrenzen zuverlässig die Freisetzung von radioaktiven Stoffen auch nach einem Unfall mindestens auf das in der Strahlenschutzverordnung vorgeschriebene Höchstmaß – in der Regel aber darunter – und schließlich sind diese Sicherheitseinrichtungen redundant, d. h. im Übermaß vorhanden.

Einer der angenommenen Unfälle, für dessen sichere Beherrschung redundante Sicherheitseinrichtungen bereitstehen, ist der plötzliche Kühlmittelverlust infolge eines Lecks im Primärsystem. Bei und nach diesem Unfall muß sichergestellt sein, daß die Brennelemente des Reaktorkerns ausreichend, rechtzeitig und hinreichend lange gekühlt werden, was durch ein Notkühlssystem erfolgt.

Auch bei den sicherheitstechnischen Betrachtungen zum Ablauf des Kühlmittelverlust-Störfalles wird das Prinzip der gestaffelten Sicherheitsstrategie angewandt, d. h. die zur Beherrschung dieses Störfalles vorhandenen Notkühlaggregate sind in hohem Maße redundant vorhanden und bei der Vorausberechnung der hydrodynamischen und thermodynamischen Zustände im Reaktorkern während dieses Unfalles wird von konservativen, d. h. für die Sicherheit und Integrität des Kernes pessimistischen Annahmen ausgegangen. Beispiele für solche konservativen Annahmen sind in Tab. 1 zusammengestellt.

Tab. 1: Beispiele konservativer Annahmen in Genehmigungsrechnungen für die Notkühlung

|   |  |
|---|--|
| Notkühlssystem:                           | Nur 1,5 von 4 vorhandenen Teilsystemen für Kernkühlung wirksam |
| Reaktorleistung:                          | 106 %  |
| Nachzerfallswärme:                        | ANS-Standard +20 %   |
| Dryoutverzugszeit:                        | 0,1 s  |
| Wärmeübergang in Wiederauffüllphase:      | 30 W/m <sup>2</sup> K  |
| Wärmetransport im Spalt:                  | hoch   |
| Heißstellenfaktor:                        | hoch   |
| Wiederbenetzen bei Blowdown:              | nicht berücksichtigt   |
| Restwasser:                               | kein Restwasser im Druckbehälterboden bei Ende Blowdown        |
| Kondensationswirkung der Heißeinspeisung: | gering   |

Bei einem solchen Vorgehen kann es nicht ausbleiben, daß man bewußt und absichtlich die physikalische Realität zugunsten von Sicherheitsmargen verletzt und dabei eine thermische Belastung der Brennelemente vorhersagt, die wesentlich über dem Erwartungswert bei physikalisch realistischer Betrachtung liegt. Dieses Vorgehen mit a priori in der Rechenanalyse angesetzten konservativen Annahmen hat u. a. den Vorteil, daß physikalische Einzelphänomene nicht immer voll bekannt sein müssen, da man ihre maximalen Auswirkungen im Sinne einer »oberen Einhüllenden« sicher abschätzen kann. Im Endergebnis ist die Konservativität so

<sup>1</sup> Herrn Professor K. Bammert zum 70. Geburtstag gewidmet.

durchgeführter Analysen z.B. hinsichtlich Überschätzung der maximalen Hüllrohr-Temperaturen dann nur mehr schwer exakt quantifizierbar.

Umfangreiche internationale Forschungsaktivitäten haben die Fachwelt inzwischen in die Lage versetzt, bei den Notkühlanalysen im Detail von realistischen Erwartungswerten für das thermo- und hydrodynamische Verhalten auszugehen, d.h. sogenannte »best-estimate«-Rechnungen durchzuführen. Hierbei ist zu berücksichtigen, daß ein Teil dieser Erwartungswerte deterministischen Charakter hat, wie z.B. die Nachzerfallswärme und andere mit Wahrscheinlichkeiten behaftet sind, wie z.B. der Wärmetransport im Spalt zwischen Brennstoffpellet und Hüllrohr. Den »best-estimate«-Notkühlanalysen ist demnach noch eine Wahrscheinlichkeitsbetrachtung zu überlagern.

Der Trend in der Notkühlanalyse geht dahin, die Auswirkungen des Kühlmittelverlust-Störfalles auf die Brennelemente unter realistischen Annahmen vorzuberechnen, den ermittelten Ergebnissen mit Hilfe der Wahrscheinlichkeitsrechnung gewichtete Toleranzen zuzuordnen, erst auf die Ergebnisse Sicherheitszuschläge zu geben und schließlich klare Kriterien für den tolerierbaren Schadensumfang festzulegen.

Thermohydraulische Phänomene und Effekte, die zur Quantifizierung dieser Konservativität beitragen, seien im folgenden an Beispielen erläutert.

### Druckentlastung und Ausströmvorgang

Bei der Notkühlanalyse ist zu unterstellen, daß abhängig vom Schadensbild die Leckage im Primärkreis vom kleinsten Riß, aus dem nur wenig Fluid ausströmt, bis zum doppelendigen Bruch der größten Rohrleitung des Primärkreises reichen kann. Bei Druckwasser-Reaktoren ist zunächst ein rascher Druckabfall vom Betriebsdruck auf den zur Kühlwassertemperatur im Kern gehörigen Sättigungsdruck festzustellen. Druckwellen wirken hierbei auf die in Fig. 1 skizzierte Kerntragkonstruktion, d.h. auf das untere Kerngerüst, die obere Gitterplatte und den Reflektor sowie auf den Druckbehälter selbst.

Die festigkeitsmäßige Auslegung muß gewährleisten, daß keine Deformationen entstehen, die ein sicheres Einfahren der Ab-

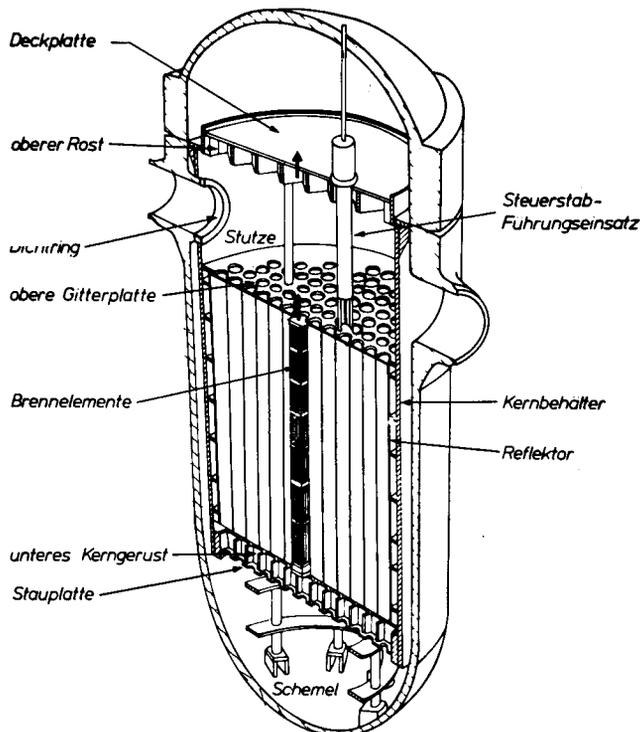


Fig. 1: Einbauten des Reaktordruckbehälters

Fig. 1: Structurals in the reactor pressure vessel

schaftstäbe behindern würden oder gar die Kühlfähigkeit des Kernes beeinträchtigen könnten.

Mit Annäherung an und bei Unterschreiten des Sättigungsdruckes setzt im Kern heftige Entspannungsverdampfung ein. Der zeitliche Kühlmittelaustrag aus dem Reaktor-Druckbehälter ist selbstverständlich abhängig von der Lage und Größe des Bruches, und man kann hier ein breites Spektrum von Ausströmbedingungen diskutieren. Nimmt man an, daß eine der zum Dampferzeuger führenden Primär-Rohrleitungen – ein sogenannter heißer Strang – unmittelbar am Stutzen des Reaktor-Druckbehälters gebrochen ist, so sind für die zeitliche Abnahme der Kühlmittelmenge im Kernbereich primär der Dampfgehalt und damit die mittlere Dichte des Fluids im oberen Plenum – dem Raum über dem Kern – und die kritischen Ausströmbedingungen maßgebend. Die mittlere Dichte wiederum ist eine Funktion der Entspannungsverdampfung und des Grades der Phasenseparation im oberen Plenum, d.h. inwieweit Dampf und Wasser der Leckstelle homogen zuströmen oder ob Wasser nur in geringem Maße von Dampf mitgerissen wird.

Viecen [1] untersuchte die Phänomene der Phasenseparation und Entspannungsverdampfung in Modellversuchen und verglich seine Ergebnisse mit bei Battelle [2] durchgeführten Großexperimenten, wobei sich gute Übereinstimmung und vollkommene gegenseitige Interpretation ergab. Der einfacheren Handhabung halber verwendete Viecen in seinen Versuchen das Kältemittel R 12 als Modellfluid. Unter für den Siedewasser-Reaktor repräsentativen Bedingungen, d.h. mit einer vor Unfallbeginn im oberen Plenum vorhandenen Phasengrenze, beobachtete er den im linken Diagramm von Fig. 2 skizzierten charakteristischen zeitlichen Druckverlauf während des Ausströmens des Kühlmittels, Blowdown-Periode genannt.

Der kurzzeitige Wiederanstieg des Druckes von D bis F ist auf ein Ungleichgewicht zwischen der aus dem Leck entweichenden Menge und der durch Entspannungsverdampfung und Flüssigkeitsmitriß dem Leck zugeführten Menge zu erklären. Wie Viecen in seinen Messungen feststellte, herrscht in dieser Zeit thermodynamisches Ungleichgewicht zwischen Flüssigkeit und Dampf.

Im rechten Diagramm von Fig. 2 sind die in der Flüssigkeit und im Dampf des Behälters gemessenen Temperaturen über dem zeitlich jeweils zugeordneten Druck aufgetragen. Man erkennt, daß in der ersten steilen Druckabsenkungsperiode – A bis D – die Flüssigkeitstemperatur merklich über der Dampftemperatur liegt. Zieht man wie Viecen zudem noch optische Beobachtungen des Verdampfungsvorganges heran, so sind die Blowdown-Kurven in Fig. 2 wie folgt zu erklären: Von B bis C herrscht Siedeverzug im Gemisch und erste kräftig anwachsende Dampfblasen, infolge Entspannungsverdampfung, sind bei Punkt C zu beobachten. Von C bis D bewegt sich das aufschäumende Dampf-Flüssigkeitgemisch nach oben und erreicht bei D den Ausströmstutzen am Druckbehälter. Damit wird dort die bis jetzt herrschende Dampfströmung durch eine Zweiphasen-Strömung abgelöst. Gleichzeitig erreicht zum Zeitpunkt D die Überhitzung in der Flüssigkeit ihr Maximum und für die Zeitspanne D bis F überwiegt die durch Entspannungsverdampfung nachgelieferte Menge die ausströmende. Der Druck im Behälter kann sich dadurch erholen und steigt an. In den dann folgenden Perioden ist die Druckabsenkung langsamer, und es kann sich stets thermodynamisches Gleichgewicht im Behälter einstellen, was bedeutet, daß die Entspannungskurve der als durchgezogene Linie im rechten Diagramm von Fig. 2 eingezeichneten Sättigungskurve folgt. An der Ausströmöffnung liegt homogenes Gemisch vor. Zum Zeitpunkt H schließlich war visuell zu beobachten, daß der Gemischspiegel wieder abzusinken beginnt, wodurch wegen der geringeren Dichte weniger Masse dem Leck zugeführt wird und sich der Druckabfall verlangsamt.

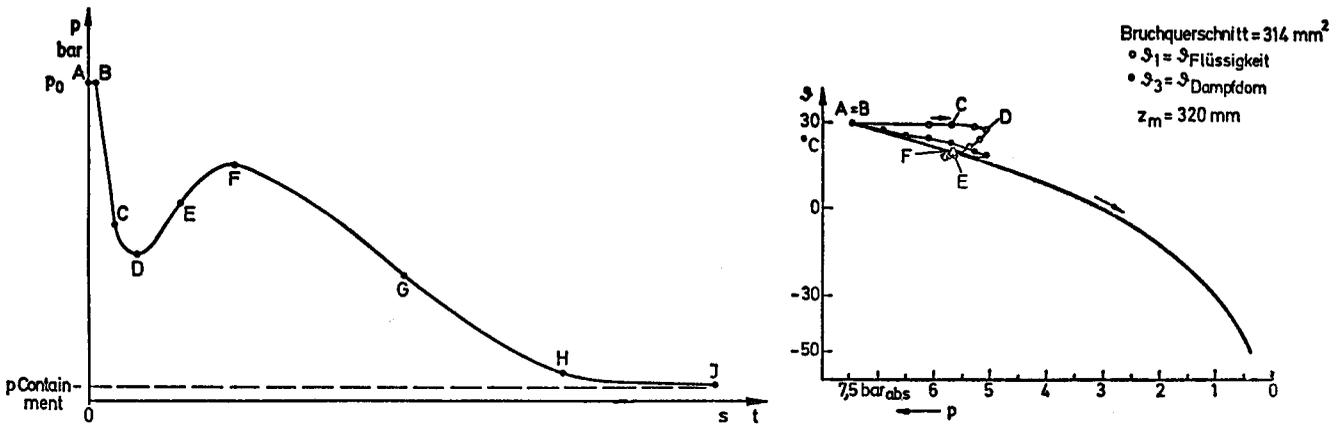


Fig. 2: Druck- und Temperaturverlauf im Reaktordruckbehälter während des Blowdown nach Messungen aus [1]  
 Fig. 2: Pressure and temperature behaviour during blowdown [1]

Die Verhältnisse in unmittelbarer Umgebung der Phasengrenze während der ersten Zehntelsekunden nach Bruchöffnung zeigt nochmals anschaulicher Fig. 3. Nach einem Siedeverzug von 0,1 – 0,2 s, währenddessen ein relativ scharfer Dichtesprung in Höhe der ursprünglichen Phasengrenze noch zu beobachten ist, steigt durch Entspannungsvorgänge ein Zweiphasengemisch rasch nach oben und bereits nach 0,5 s ist durch Aufschäumen und Flüssigkeitsmitriß unterhalb bzw. oberhalb der ursprünglichen Phasengrenze ein nahezu gleichförmiger Dampfgehalt vorhanden. Aus diesen Erkenntnissen ergeben sich Rechenvorschriften für die Vorhersage der Druckabsenkung und der Ausströmmenge dahingehend, daß die Blowdown-Phase in Zeitabschnitte entsprechend der beobachteten Phänomene, Siedeverzug, Gemischspiegelanstieg und Gleichgewichtsverhältnisse einzuteilen ist. Darauf aufbauende Ansätze [1] eingesetzt in ein in der Literatur vorhandenes Rechenprogramm [3] ergaben gute Übereinstimmung mit Großversuchen [2].

Anders liegen die Verhältnisse beim Druckwasser-Reaktor, da hier das obere Plenum mit Flüssigkeit gefüllt ist und auch beim Bruch im heißen Strang zu Beginn keine Dampfströmung an der Leckstelle vorliegt. In der Literatur sind eine Reihe von Rechenmodellen [4–6] für die Vorhersage von kritischen Massenstrom-

dichten bei großen Druckdifferenzen über die Leckstelle bekannt. Unsicherheit herrschte lange Zeit insbesondere über die Gegebenheiten in den ersten Sekunden der Blowdown-Phase, wobei teilweise für die ersten Augenblicke Siedeverzug angenommen und pessimistisch sogar nach der Bernoulli-Gleichung gerechnet wurde und daran anschließend eine Übergangsfunktion nach *Zaloudeck* [7] Verwendung fand. Für die Behandlung des dann folgenden Zeitabschnittes war vor allem die Frage Interesse, inwieweit thermodynamisches Ungleichgewicht herrscht und Inhomogenitäten im Gemisch auftreten. Vergleiche zwischen verschiedenen Ansätzen für das kritische Ausströmen, die in das Rechenprogramm RELAP 4 eingesetzt wurden und verschiedenen Kontraktionsannahmen für die Strömung an der Bruchstelle ergaben im Vergleich mit Versuchen in der Semiscale-Anlage [8], wie Fig. 4 zeigt, die beste Übereinstimmung dann, wenn homogenes Gemisch und thermodynamisches Gleichgewicht unterstellt wurde. Aber nicht nur die Versuche in der Semiscale-Anlage, sondern auch andere Großversuche wie z. B. die LOFT-Experimente [9] oder die Messungen von Battelle [2] geben eine zuverlässige Vergleichs- und Eichbasis für Rechenmodelle zur Vorhersage des Ausströmens beim Blowdown. Für die Kühlung der Brennstäbe im Reaktorkern ist zunächst von Interesse, wie lange flüssiges Wasser mit seinen guten Wärmetransportbedingungen die Brennstäbe benetzt und wie effektiv der dann folgende Wärmetransportmechanismus der Sprühkühlung oder des Filmsiedens ist. Die hierfür maßgebenden Strömungsformen im Reaktorkern sind wie optische Untersuchungen von *Langner* [10] zeigten, sehr vielschichtig und rasch variabel. Aufgrund von Entspeicherungsvorgängen aus den Kühlkreisläufen können die Strömungsformen sogar zyklisch variieren, es kann in zeitlicher Reihenfolge, wie Fig. 5 zeigt, Sprühströmung mit reiner Dampfströmung und umgekehrt abwechseln.

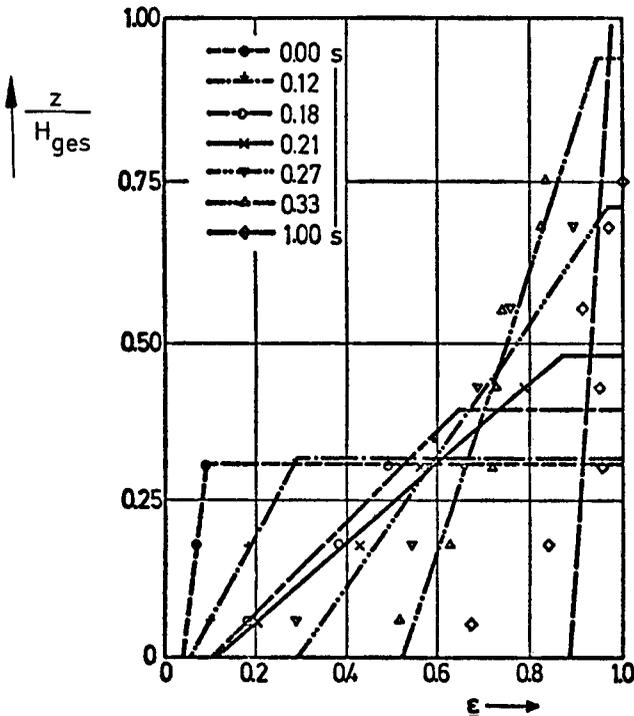


Fig. 3: Dampfgehaltsprofile in einem aufschäumenden Flüssigkeitsspiegel  
 Fig. 3: Void fraction profiles in a flashing liquid level

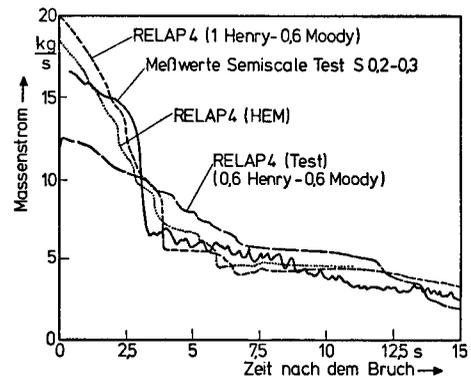


Fig. 4: Massenstrom – Bruch im kalten Strang – als Funktion der Zeit – Vergleich verschiedener Rechnungen  
 Fig. 4: Mass flow rate – cold leg break – as a function of the time after rupture – comparison between different calculation methods

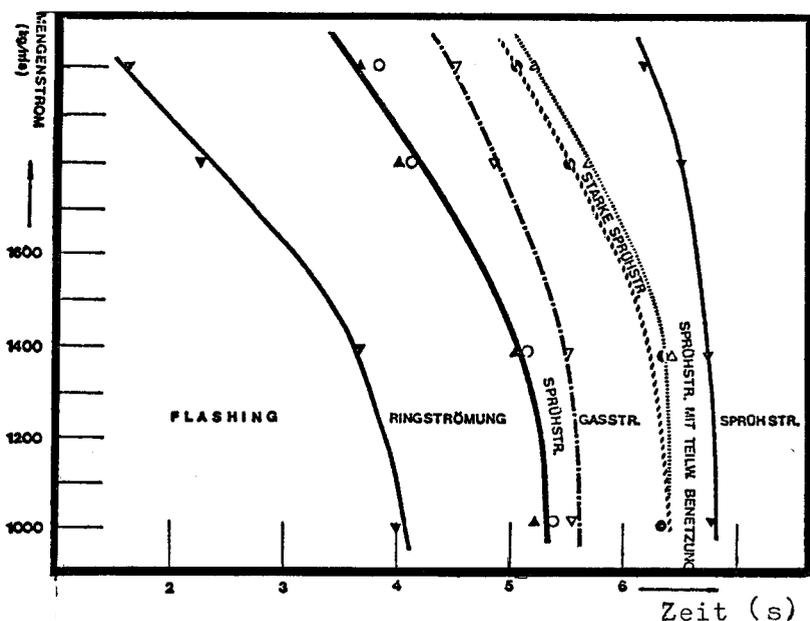


Fig. 5: Strömungsbildkarte für Blowdown-Bedingungen  
 Fig. 5: Flow-pattern map for blowdown conditions

Im Bereich der mittel- und niedrigbelasteten Stäbe eines Reaktorkernes wird dabei die Verschlechterung des Wärmetransportes von der Hüllrohrwand an das Fluid wesentlich später eintreten als befürchtet und in der Regel nicht durch Wechsel vom Blasen- zum Filmsieden, sondern durch Dryout zu beobachten sein. Unter bestimmten Unfallbedingungen gilt dies selbst für die hochbelasteten Kanäle. Hohe Beschleunigungen und starke Turbulenzeffekte können bei den wechselnden Strömungsbildern zu kurzzeitigen intermittierenden Wiederbenetzungen der Brennstäbe führen, wie dies in einer Vielzahl von Messungen [11] bewiesen und in Fig. 6 an einem Beispiel demonstriert ist. In der Sicherheitsanalyse wird in der Regel angenommen, daß die guten Wärmetransportbedingungen des Blasen-siedens 0,1s nach Bruchöffnung beendet sind und dann Filmsieden oder Sprühkühlung am Brennstab vorliegt.

längere Zeiten bis zur Verschlechterung des Wärmetransportes – Verzugszeiten genannt – erlauben größere Mengen an Speicherwärme aus den Brennstäben abzuführen, wodurch sich der Temperaturanstieg in den Brennstabhüllen verringert. Wiederbenetzen und Dryoutverzug spielen bei der Analyse des Schadensumfangs der mittel- und niedrigbelasteten Stäbe im Kern eine Rolle, der ohne ihre Beachtung einerseits stark überschätzt werden kann, andererseits aber mittlere Temperaturbereiche starken Hüllendehns unterschätzt werden könnten. Überlegungen zur Berechnung der Dryout-Verzugszeit wurden von Belda [12] angestellt. Er ging dabei von der experimentell erhärteten Vorstellung aus, daß während der Blowdown-Phase der an den Hüllrohren noch vorhandene Flüssigkeitsfilm vornehmlich durch Impuls- und Schubspannungseffekte aus der rasch strömenden Dampfphase und nur in geringem Maße durch beheizungsbedingte Verdampfung abgetragen wird. Ein Ansatz, abgeleitet aus der Energie-Impuls- und Massenbilanz, führte ihn schließlich zu der Gleichung

$$\frac{1}{\rho \cdot L} \cdot [\dot{M}(L,t) - \dot{M}(0,t) + \dot{M}_E(L,t)] + \frac{\partial A'}{\partial t} + A' \left[ \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \rho'}{\partial t} + \frac{1}{r} \left( \frac{\rho''}{\rho'} \cdot \frac{\partial h''}{\partial t} - \frac{\partial h'}{\partial t} \right) \right] + A_{ges} \left( \frac{\dot{q}(z) dz}{\rho \cdot r \cdot L} \cdot \frac{U_b}{A_{ges}} - \frac{\rho''}{\rho} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial h''}{\partial t} \right) = 0 \quad (1)$$

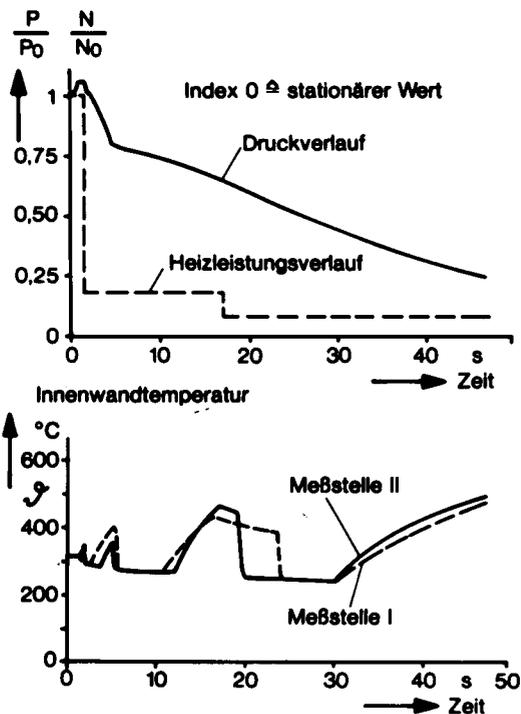


Fig. 6: Druck- und Rohrwandtemperaturen beim Blowdown – Messungen nach [11]  
 Fig. 6: Pressure and cladding-temperatures during blowdown [11]

In Gl. (1) muß der Gesamt mengenstrom  $\dot{M}$  zu jedem Zeitpunkt  $t$ , sei es am Eintritt 0 oder in einer beliebigen Höhe  $L$  des betrachteten Kanals, aus einem Rechenprogramm z.B. RELAP bekannt sein. Für die Phasenverteilung wurden Messungen von Bennett [13] herangezogen und damit die als Flüssigkeitstropfen im Dampfstrom vorhandene anteilige Menge  $\dot{M}_E$  berechnet. Gl. (1) muß über die Zeit und über die Kanallänge integriert werden und der Dryout-Zeitpunkt ist dann erreicht, wenn an einer Stelle am Kanal der Flüssigkeitsquerschnitt an der Wand  $A' = 0$  wird. Belda hat Vergleiche seiner Rechenergebnisse mit eigenen und in der Literatur vorhandenen Messungen durchgeführt und hierbei gute Übereinstimmung festgestellt. Es ergaben sich Dryout-Verzugszeiten zwischen 0,1 und 10s, wobei die langen Zeiten für mittel- und niedrigbelastete Stäbe gelten.

Systematisch hat Langner [10] die Verteilung der Flüssigkeit auf den benetzenden Wandfilm und den im Dampf getragenen Tropfenanteil  $E$

$$E = \frac{\dot{M}_{Ent}}{\dot{M}_{FL,ges}} = \frac{\dot{M}_{Ent}}{\dot{M}_{ges} (1 - \dot{x})} \quad (2)$$

experimentell und analytisch bei stationären und bei Blowdown-Bedingungen analysiert. Ausgangspunkt seiner theoretischen Betrachtungen ist eine Impulsbilanz, in die er an den Phasenrenzflächen das turbulente Schubspannungsmodell von Levy [14] einführt, das aus einem Reibungsterm aufgrund der Geschwindigkeitsdifferenz der beiden Phasen und einem Impulsterm aufgrund des Tropfenmitrisses an der Flüssigkeitsoberfläche zusammengesetzt ist. Den Druckverlust behandelt Langner, ausgehend von stationären Bedingungen, mit dem Ansatz von Baroczy-Chisholm [15], den er für Blowdown-Bedingungen durch einen empirischen Faktor korrigiert.

$$\begin{aligned} & \pi r_0^2 \frac{\partial}{\partial z} \left( \dot{m}_{ges} \cdot \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 \left[ \frac{\dot{x}}{g_D} + \frac{E(1-\dot{x})}{g_{FI}} \right] \left[ \dot{x} + E(1-\dot{x}) \right] \right) dz + \\ & + \pi r^2 \left( \dot{m}_{ges} (1-E) \frac{\partial \dot{x}}{\partial t} + \dot{m}_{ges} (1-\dot{x}) \frac{\partial E}{\partial t} + (\dot{x} + E(1-\dot{x})) \frac{\partial \dot{m}_{ges}}{\partial t} \right) dz = \\ & = \pi r^2 \left( p - \left( p + \frac{\partial p}{\partial z} dz \right) - 2\pi r_1 \cdot \tau_1 \cdot dz - \int_0^z 2\pi r \cdot g \cdot (g_D \cdot \epsilon + g_{FI} \cdot (1-\epsilon)) dr \right) dz \end{aligned} \quad (3)$$

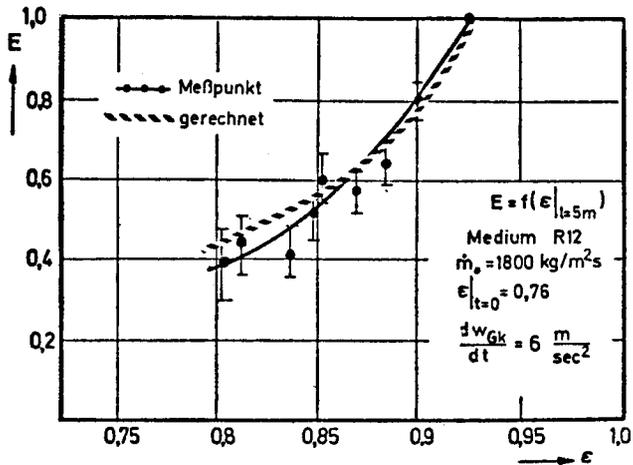
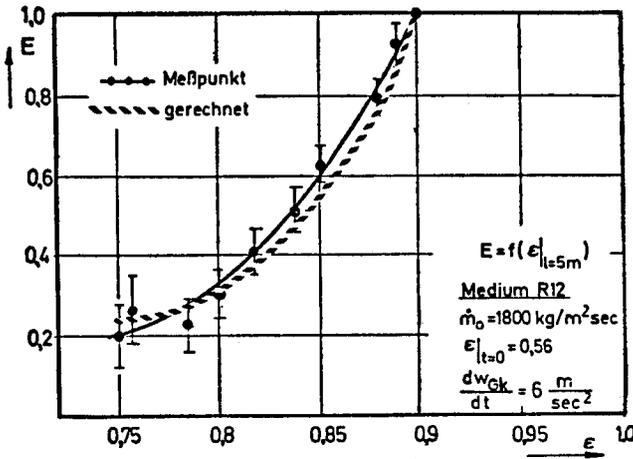


Fig. 7: Vergleich zwischen gemessenem und gerechnetem Entrainment-Massenstrom:  $\frac{dw_{Gkern}}{dt} = 6 \text{ m/s}^2$ ;  $\pm$  Toleranz der Messungen

Fig. 7: Comparison between measured and calculated entrainment mass flow rates.  $E = \dot{M}_{ENT}/\dot{M}_{ges} (1 - \dot{x})$ ,  $\frac{dw_{gaskern}}{dt} = 6 \text{ m/s}^2$

Gl. (3) gibt das Ergebnis seiner theoretischen und experimentellen Untersuchungen wieder, wobei Dryout dann einsetzt, wenn der Entrainmentanteil  $E$  (Gl.(2)) gleich 1 wird, d.h., wenn die gesamte im Kanal noch vorhandene Flüssigkeitsmenge nur in Form von Dampf getragenen Tropfen vorliegt. Die Analysen von Langner sind zunächst auf runde, innendurchströmte Rohre beschränkt und in Gl. (3) bedeuten  $r_0$  den Rohrrinnenradius,  $r_i$  den Radius bis zur Oberfläche des Flüssigkeitsfilmes. Die Änderung der Mengenstromdichte  $\dot{m}_{ges}$  des Gemisches mit der Zeit muß ebenso wie bei dem Ansatz von Belda für die praktische Anwendung aus einem Rechenprogramm, z. B. RELAP, bereitgestellt werden. Gl. (3) ist primär nicht dazu gedacht, Dryout-Verzugszeiten zu berechnen, sondern dient vielmehr dazu, die örtliche und zeitliche Phasenverteilung während des Blowdown vorherzusagen. Wegen der geringen Dicke des Flüssigkeitsfilmes an der wärmeabgebenden Wand kann  $r_0 = r_i$  gesetzt werden. Fig. 7 gibt einen Vergleich der mit Gl. (3) berechneten Entrainmentwerte beim Blowdown mit Messungen [10].

Aus Versuchen und einer Vielzahl sicherheitstechnischer Analysen weiß man, daß Unexaktheiten bei der Beschreibung der thermohydraulischen Phänomene während des Blowdown sich bei weitem nicht so stark auf das Ergebnis der maximalen Hüllrohrtemperatur und des vorhergesagten Schadensumfanges auswirken, wie dies für die zeitlich längere Wiederauffüll- und Flutperiode der Fall wäre. Für zuverlässige Erwartungswerte und eine physikalisch richtige Erfassung der im Unfall zu erwartenden

Vorgänge ist aber auch diese Beschreibung wesentlich. Best-estimate-Rechnungen dürfen die Auswahl der physikalische Modelle nicht nach der Größe des Einflusses taxieren, da sonst leicht Unstetigkeitsstellen in der Beschreibung des Gesamtphänomens entstehen.

Ein Effekt, der hier nicht näher behandelt wurde, da er schon seit längerer Zeit hinreichend genau bekannt ist, ist die Abhängigkeit des Wärmeüberganges von Dampfgehalt, Mengenstrom und Druck während der Blowdown-Phase und während des Post-Dryout, d. h. Sprühströmbedingungen. In Genehmigungsverfahren wird heute noch in der Regel die Gleichung von Dougall-Rohsenow

$$\alpha = 0,023 \cdot \frac{\lambda_V}{d_h} \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,4} \quad (4)$$

$$Re = \frac{\dot{m} \cdot d_h}{\eta_V} \cdot \left( \frac{\rho_V}{\rho_L} (1 - \dot{x}) + \dot{x} \right)$$

angewandt, d. h. das System quasi-stationär behandelt. In der neueren Literatur [16] sind eine Reihe weiterer Beziehungen mitgeteilt, die die einzelnen Wärmetransport-Mechanismen in der Grenzschicht physikalisch sinnvoller behandeln, aber sich in ihren Ergebnissen unter den beim Blowdown gegebenen thermodynamischen und hydraulischen Randbedingungen nicht wesentlich von dem Ansatz nach Dougall-Rohsenow unterscheiden.

### 3. Wiederauffüllen und Fluten

Mit zunehmender Abnahme der Kühlmittelmenge im Kern verringert sich der Wärmetransport von den Brennstäben und für eine neu einsetzende verbesserte bzw. weitere Kühlung muß Wasser dem Reaktordruckbehälter zugeführt werden.

Hierfür steht das Notkühlsystem zur Verfügung, das bei Siedewasser-Reactoren in der Regel aus drei und bei Druckwasser-Reactoren aus vier identischen, redundanten Teilsystemen besteht. In Fig. 8 ist als Beispiel eines der vier Notkühlteilsysteme für einen KWU-Druckwasser-Reaktor der Leistungsklasse 1300 MW dargestellt. Jedes dieser Teilsysteme ist einem der vier Primärkreise zugeordnet und besitzt sowohl eine unabhängige Wärmeabfuhr zum Fluß als auch eine eigene Energieversorgung zum Antrieb der Pumpen.

Wie in Fig. 8 skizziert, kann das Notkühlsystem in einen Hochdruckteil, der Notkühlwasser im Falle eines kleinen Lecks im Primär-System in den Reaktor-Druckbehälter zu fördern hat und in ein Niederdrucksystem, das die Temperaturen der Brennstäbe auf zulässige Werte bei großen Bruchöffnungen beschränkt, unterteilt werden. Alle Hersteller von Druckwasser-Reactoren verwenden mit boriiertem Wasser gefüllte Druckspeicher, wo Stickstoff als Druck- und Treibgas dient, um eine frühzeitige Einspeisung von Kühlwasser in den Kern zu gewährleisten. Notkühlanalysen haben ergeben, daß diesen Druckspeichern die entscheidende Rolle für die Begrenzung der Brennstab-Temperaturen zukommt.

Das in Fig. 8 skizzierte Notkühlteilsystem besitzt zwei dieser Druckspeicher – insgesamt sind also acht vorhanden – von denen einer vor dem Reaktordruckbehälter in die von der Primär-Umwälzpumpe kommende Rohrleitung – den kalten Strang – einspeist und der andere mit dem heißen Strang des entsprechenden Loop im Primär-System verbunden ist. Die Kühlwasserzufuhr zum heißen Strang erfolgt über ein in den unteren Teil der Primär-Rohrleitung eingeschweißtes Rohrsegment, wodurch das Wasser strahlförmig unmittelbar in das obere Plenum des Reaktor-Druckbehälters gerichtet wird. Jeder der acht Druckspeicher besitzt einen Wasservorrat von 34 m<sup>3</sup> einer Borkonzentration von 2200 ppm und steht unter einem Stickstoffdruck von 26 bar.

Die Nachwärmeabfuhrpumpe jedes Teilsystems entnimmt zunächst boriiertes Wasser aus einem Tank, dessen Inhalt für etwa 30 Minuten bei voller Pumpenleistung ausreicht. Nach Ablauf dieser Zeit werden die Pumpen automatisch saugseitig umge-

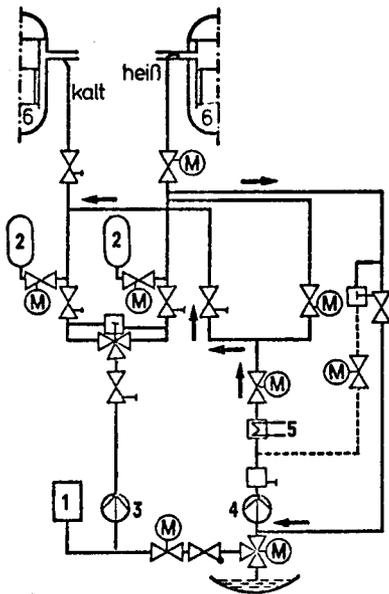


Fig. 8: Notkühl-Teilsystem (1 von 4 Systemen) für KWU-Druckwasserreaktoren  
1 Vorratstank für boriiertes Wasser, 2 Akkumulator, 3 Hochdruckeinspeisepumpe, 4 Nachwärmeabföhrpumpe, 5 Wärmetauscher – Nachwärmeabföhr, 6 Reaktordruckgefäß

Fig. 8: Emergency core cooling system for KWU – PWR's (1 of 4 subsystems)

schaltet und beziehen jetzt das Wasser aus dem Sumpf des Sicherheitsbehälters, dessen Rückkühlung jetzt über die Nachkühlkette erfolgt. Bei Sicherheitsanalysen wird konservativ angenommen, daß im Anforderungsfalle eines dieser Teilsysteme zufällig in Inspektion ist, ein zweites versagt und schließlich fördert das dritte teilweise auf das Leck. Die Auslegung hat so zu erfolgen, daß die verbleibende Förderkapazität von rd. 1,5 Teilsystemen ausreicht, um den Kern innerhalb zulässiger Temperaturgrenzen zuverlässig und hinreichend lange zu kühlen.

In dieser zweiten Periode des Kühlmittelverlust-Unfalles werden zwei Phasen, nämlich die Wiederauffüllphase – auch Refill-Phase genannt – und die Flutphase unterschieden. Die erstere geht bis zu dem Zeitpunkt, an dem das einströmende Notkühlwasser die untere Gitterplatte des Reaktorkernes gerade erreicht und die zweite umfaßt die Zeit bis zum vollständigen Fluten und Wiederbenetzen des gesamten Cores.

Notkühlrechnungen gehen in der Regel davon aus, daß am Ende des Blowdown, also bei Druckausgleich zwischen Sicherheitsbehälter und Primärkreis nahezu kein Wasser mehr im Reaktordruckbehälter vorhanden ist. Diese konservative Annahme trifft bei kleinen Leckagen sicher nicht zu. Für die Wiederauffüllung und das Fluten müssen eine Reihe thermohydraulischer Phänomene betrachtet werden, von denen hier die wichtigsten herausgegriffen und kurz analysiert werden.

Am Ende der Blowdown-Periode beträgt die Sättigungstemperatur des Wassers, das sich im Sicherheitsbehälter oder auch als Rest im Primärkreis befindet, etwa 150 °C. Die Wand des Druckbehälters ist aber auf weit höherer Temperatur, was zur Folge hat, daß durch die Notkühlssysteme eingespeistes Wasser teilweise verdampft, bevor es in das untere Plenum unterhalb des Reaktorkernes gelangt. Zu diesem Dampf addiert sich ein evtl. noch aus dem Kern kommender Dampfstrom sowie verdampfende Mengen Restwassers im Druckbehälterboden. Sie strömen gegen die eingespeisten Kühlwassermengen, wie in Fig. 9 skizziert, im Ringraum zwischen Druckbehälterwand und Kernbehälter – dem sogenannten Downcomer – nach oben.

Dieser Gegenstrom des Dampfes wird nicht nur durch Auftriebskräfte bewirkt. Da die Druckspeicher des Notkühlsystems bereits gegen Ende der Blowdown-Periode einspeisen, kann noch ein merkliches Druckgefälle zur Leckstelle existieren, was ein erheb-

liches Potential für den Gegenstrom darstellt. Fundamental betrachtet ist dieses Gas-Flüssigkeitsgegenstromverhalten ein bekanntes Problem der Verfahrenstechnik – wobei hier jedoch die geometrischen Verhältnisse meist einfacher liegen – und man kann nach Wallis [17] das einfache Kriterium ableiten, das aussagt, daß die Flüssigkeit durch den Dampf am Herabströmen gehindert wird, wenn die Summe der mit dem Druckpotential des Auftriebes reduzierten Volumenströme von Gas und Flüssigkeit einen konstanten Wert  $C$  annimmt.

$$\dot{V}_g^{*1/2} + m \cdot \dot{V}_f^{*1/2} = C \quad (5)$$

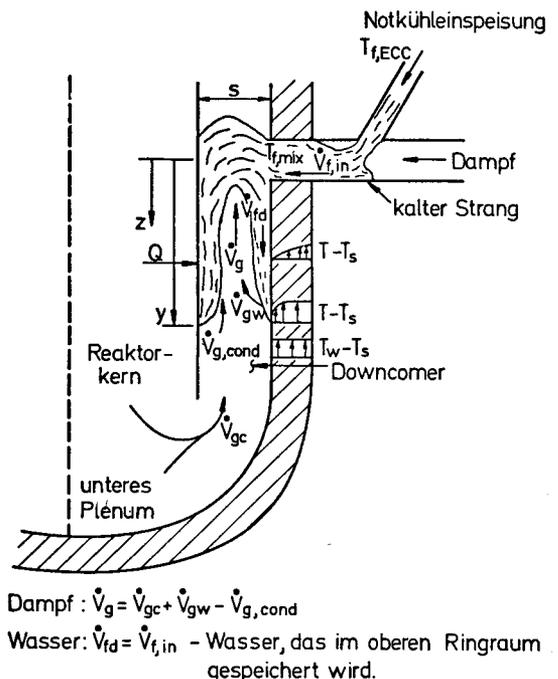
mit:

$$\dot{V}_f^* = \dot{V}_f \cdot \rho_f^{1/2} [2 \cdot g \cdot S \cdot (\rho_f - \rho_g)]^{-1/2} \quad (6)$$

$$\dot{V}_g^* = \dot{V}_g \cdot \rho_g^{1/2} [2 \cdot g \cdot S \cdot (\rho_f - \rho_g)]^{-1/2} \quad (7)$$

Für die Ringgeometrie des Downcomer ist dieser Ansatz nicht voll zutreffend, da infolge der bekannten Instabilitäten bei großflächigen, inversen Gas-Flüssigkeits-Schichten sich für die Notkühlung günstige, getrennte Passagen bilden, in denen der Dampf hochströmt und die Flüssigkeit absinken kann. Aufschluß hierüber müssen Großversuche geben, die in Planung sind.

Die Kühlung der Brennstäbe des Reaktorkernes erfolgt zunächst – unter der konservativ angenommenen Voraussetzung eines nahezu leeren Reaktordruckbehälters am Ende der Blowdown-Phase – durch aufsteigenden Satttdampf. Mit zunehmendem Wasseranstieg im unteren Plenum und insbesondere bei Kontakt der Wasseroberfläche mit der unteren Gitterplatte setzt eine heftige Verdampfung ein, die ein Dampf-Flüssigkeitsgemisch in Form einer Sprühströmung durch den Reaktorkern treibt. Die Kühlwirkung dieser Sprühströmung kann ähnlich wie in der Blowdown-Periode mittels der Dougall-Rohsenow-Gleichung berechnet werden. Aufgrund intensiver und umfangreicher experimenteller Arbeiten, von denen hier die *Flecht*-Versuche [18] sowie die Messungen an Bündeln mit 340 Stäben bei KWU [19] erwähnt seien, ist die Abhängigkeit des Wärmeüberganges von den hydro- und thermodynamischen Parametern unter diesen Bedingungen hinreichend genau bekannt. Wesentlichen Einfluß



$$\text{Dampf: } \dot{V}_g = \dot{V}_{gc} + \dot{V}_{gw} - \dot{V}_{g,cond}$$

$$\text{Wasser: } \dot{V}_{fd} = \dot{V}_{f,in} - \text{Wasser, das im oberen Ringraum gespeichert wird.}$$

Fig. 9: Downcomerströmung bei Kalteinspeisung – schematisch

Fig. 9: Downcomer flow during cold-leg injection

hat, wie aus Fig. 10 hervorgeht [19], die Anstiegsgeschwindigkeit des Wasserspiegels im Kern und damit die über die Notkühlsysteme zugeführte Wassermenge. In Fig. 10 ist als Parameter eine fiktive Anstiegsgeschwindigkeit eingetragen, die sich ergeben würde, wenn das Wasser an kalten Brennstäben hochsteigen würde. In Wirklichkeit setzt im Kern heftige Verdampfung ein und anstelle des Wasserspiegels ist ein Zweiphasen-Gemisch vorhanden, dessen Zustand unten dem in Blasensäulen ähnelt, das weiter oben sich schaumartig ausbildet und schließlich in eine Gischströmung übergeht. Das senkrechte Ansteigen der Kurven in Fig. 10 zeigt an, daß zu diesem Zeitpunkt der Brennstab benetzt ist, wodurch sich der Wärmetransport sprunghaft verbessert.

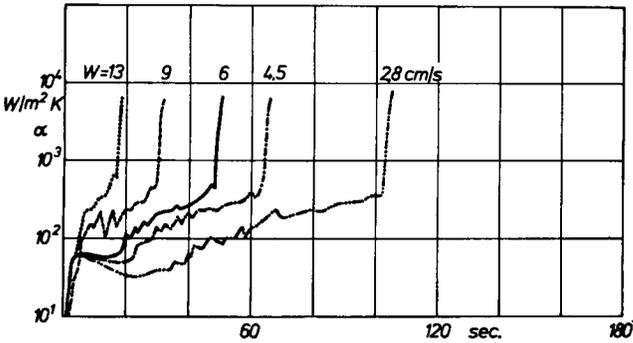


Fig. 10: Wärmeübergang beim Fluten als Funktion der Anstiegsgeschwindigkeit des Wasserspiegels

Fig. 10: Heat Transfer during reflow as a function of the rising velocity of the liquid level

Der im Kernunterteil gebildete Dampf muß hinreichend rasch aus dem oberen Plenum des Reaktor-druckbehälters abströmen, soll neue Kühlflüssigkeit den Brennelementen zugeführt und somit das kontinuierliche Fortschreiten der Kühl- und Benetzungszone gewährleistet werden. Bei einem Bruch im kalten Strang muß der Dampf, wie man aus Fig. 11 sofort sieht, erst über den Dampferzeuger und den Pumpenbogen gedrückt werden, um zur Leckstelle zu gelangen. Die treibende Kraft hierfür ist aber nur der Gewichtsunterschied zwischen der Wassersäule im Ringraum des Druckbehälters und dem Gemisch im Reaktorkern. Die geodätische Höhe für diese Naturkonvektion ist angesichts der möglichen Widerstände auf der Dampf-abströmseite gering, und es ist zu prüfen, ob durch Gleichgewichtskräfte Stagnation – Steam-Binding – auftritt oder gar durch Überdruck im oberen Plenum kurzzeitiges Rückströmen erfolgt. Abhilfe können z. B. Druckausgleichsvorrichtungen zwischen Kern- und Downcomerraum schaffen, man kann aber auch diese für die Kühlung ungünstigen Bedingungen dadurch umgehen, daß man die Dampfmenge im oberen Plenum durch Kondensation verringert und dadurch den Abströmwiderstand proportional dem Quadrat der Volumstromdichten reduziert. Zu diesem Zweck wird bei den von der KWU hergestellten Reaktoren auch über den heißen Strang ins obere Plenum Notkühlwasser eingespeist.

In Notkühlanalysen ging man bisher davon aus, daß der Dampf an den Tropfen, die beim Auftreffen des heißseitig eingespeisten Notkühlwassers auf die Regelstab-Führungsröhre, durch Spritzströmung entstehen, teilweise kondensiert und daß unter konservativen Annahmen nur 60 % der zur Verfügung stehenden Speicherkapazität des Wassers bis zum Erreichen der Sättigungstemperatur für diese Reduktion des Dampfolumens ausgenutzt werden. Neue Untersuchungen [20] haben gezeigt, daß die Kondensation schon früher erfolgt, nämlich bereits in der vom Notkühlwasser auf der oberen Gitterplatte gebildeten unterkühlten Flüssigkeitsschicht, da das heiß eingespeiste Wasser sehr frühzeitig und in ausreichendem Maße ins obere Plenum gelangt.

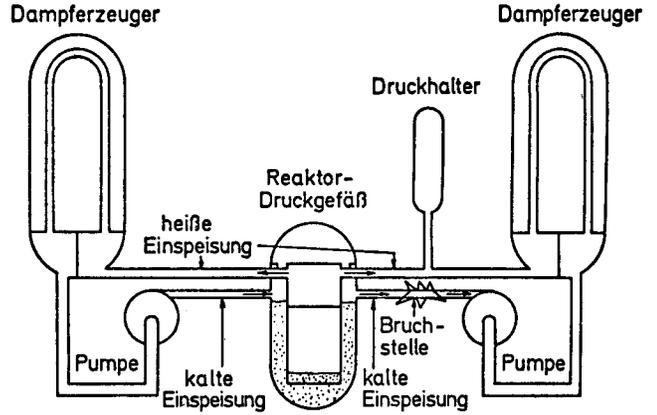


Fig. 11: Strömungswege beim Blowdown und Fluten eines Druckwasserreaktors  
Fig. 11: Flow directions during blowdown phase of a PWR

Damit ist bei realistischen Betrachtungen nicht mehr mit einer Sprühkühlung des Dampfes, sondern mit einem Wärmeaustauschprozeß zu rechnen, ähnlich wie er in Siebböden verfahrenstechnischer Destillieranlagen vorliegt.

Strömungswiderstände in den Rohrleitungen und Apparaten des Primärsystems verlieren dadurch an Einfluß auf das Wiederauffüllen des Reaktorkernes, wie umfangreiche und aufwendige Versuche bei KWU an einem Bündel mit 340 elektrisch beheizten Stäben gezeigt haben, bei dem die wichtigsten Primärkreis-komponenten im Hinblick auf ihr fluiddynamisches Verhalten reaktorgetreu nachgebildet wurden. Hierbei konnten auch die Abström-widerstände des Dampfes im heißen Strang zur Leckstelle variiert werden. Wie aus Fig. 12 hervorgeht, hat dieser Abström-widerstand merklichen Einfluß auf das Temperaturzeitverhalten im Kern, während der Wiederauffüll- und Flutphase, wenn die Notkühlflüssigkeit nur kaltseitig, also über den Downcomer zugegeben wird und keine Kondensation im oberen Plenum durch heißseitige Entspeisung erfolgt. Die Temperatur-Zeit-Kurven wurden in mittlerer Höhe an drei verschiedenen, über den Querschnitt verteilten Stäben gemessen. Das senkrechte Abknicken der Kurven nach unten zeigt an, daß zu diesem Zeitpunkt der Brennstab an der Meßstelle wieder benetzt ist. Eine Verringerung des Abström-widerstandes verkürzt den Zeitraum bis zum Wiederbenetzen um mehr als 100 s. Die Versuche wurden mit stark reduziertem Notkühlsystem vorgenommen, nämlich mit einer Notkühlzuspeisemenge, die der Annahme entsprach, daß nur fünf von insgesamt acht Druckspeichern verfügbar sind. Ändert man unter sonst gleichen Versuchsbedingungen die Einspeisestellen und gibt jetzt äquivalente Wassermenge von drei

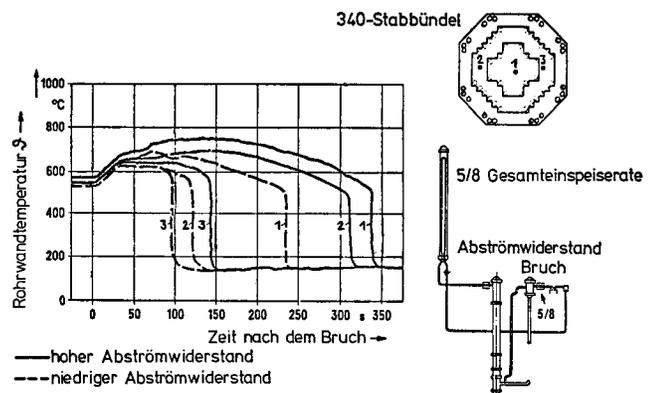


Fig. 12: Kalteinspeisung bei Notkühlung – Einfluß des Abström-widerstandes  
Fig. 12: Cold-leg injection – Influence of loop resistance

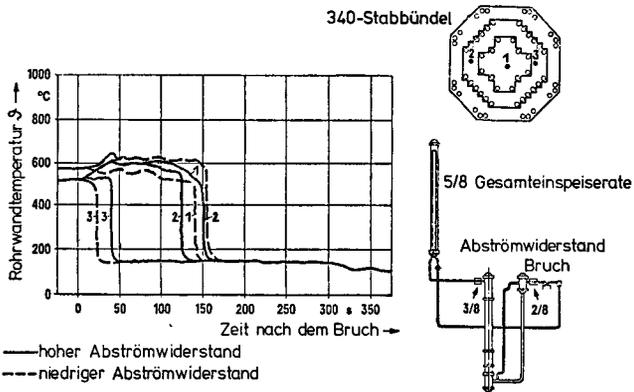


Fig. 13: Kombinierte Heiß- und Kalteinspeisung – Einfluß des Abströmwiderstandes

Fig. 13: Combined cold-leg and hot-leg injection – Influence of loop resistance

Druckspeichern über den heißen Strang dem oberen Plenum zu und die verbleibenden zwei an der bisherigen Einspeisestelle, so ändert sich das Temperaturverhalten und insbesondere die Empfindlichkeit auf Kreislaufeinflüsse, wie man aus Fig. 13 erht, grundlegend. Durch starke Kondensationseffekte im oberen Plenum wirkt sich jetzt der Abströmwiderstand im heißen Strang des gebrochenen Primärkreises nur mehr unmerklich aus. Der Temperaturanstieg während der Wiederauffüll- und Flutphase ist geringer und die Zeit bis zum Wiederbenetzen kürzer geworden.

Bei den Analysen zur Notkühlung im Rahmen des Genehmigungsverfahrens wird angenommen, daß die Benetzungsfrent nur von unten nach oben fortschreitet, und es wird außer acht gelassen, daß mitgerissenes Wasser am Brennelementkopf abgeschieden wird, wieder herabläuft und sehr wohl auch von oben eine Benetzungsfrent vorantreiben kann, wie Versuchsergebnisse [20] in Fig. 14 zeigen. Die ausgezogene Kurve wurde unter den Bedingungen von nur kaltseitig eingespeistem Notkühlwasser gemessen. Der Fortschritt der unteren Benetzungsfrent ist stetiger und gleichmäßiger, da der Rieselfilm des gesättigten Wassers durch Dampfgegenströmung und durch Spritzeffekte, hervorgerufen durch das Leidenfrostsche Phänomen, immer wieder gestört wird. Bei kombinierter Einspeisung – also Zugabe von Notkühlwasser zum kalten und zum heißen Strang – ist der Fortschritt beidseitiger Benetzungsfrenten rascher. Physikalisch

dies durch Kondensation des Dampfes, durch von oben jetzt unmerklich zuströmende Flüssigkeit zu erklären, die pulsierende Druckabsenkungen hervorruft, wodurch das Wasser von oben noch stärker in den Brennstabbereich beschleunigt wird. Aber auch das im kalten Strang über den Downcomer zugegebene Wasser findet weniger rücktreibende Druckkräfte vor, wodurch auch im unteren Bereich des Kernes das Wiederbenetzen begünstigt wird.

Hinzu kommt, daß Notkühlwasser, das über das obere Plenum zugegeben wird, den Reaktorkern in jedem Fall erreicht, während für die kaltseitige Einspeisung der Downcomer-Ringraum bei hohen Abströmwiderständen über das obere Plenum als Bypass wirken kann und zugegebenes Wasser im Fall eines Bruches zwischen Druckbehälter und Pumpe unmittelbar aus der Leckstelle wieder ausfließt, ohne den Kern zu erreichen.

#### 4. Integrales Verhalten des Reaktors

Notkühllexperimente griffen in der Regel schwerpunktartig charakteristische, zeitliche Perioden wie z. B. Blowdown und Fluten heraus oder widmeten sich speziellen Effekten, seien es Grundlagenphänomene, wie das kritische Ausströmen und der Wärme-

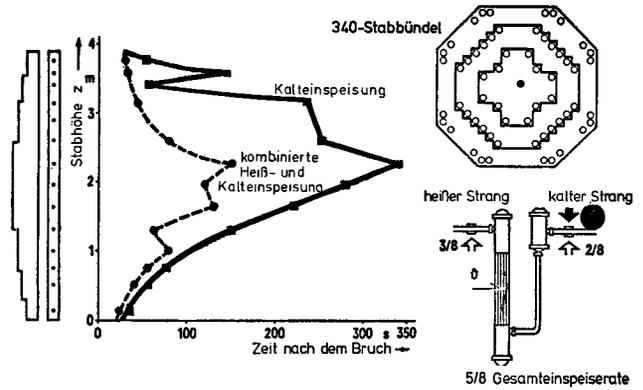


Fig. 14: Fortschreiten der Benetzungsfrent

Fig. 14: Quenchfront Progression. -- combined hot-leg and cold-leg break, — cold-leg break

übergang bei Sprühkühlung, oder Systemeffekten, wie dem Kreislaufeinfluß auf Wiederauffüllen und Fluten. Im Rahmen der vorangegangenen Ausführungen wurde keineswegs der Versuch gemacht, alle Einzelphänomene oder Systemeffekte auch nur andeutungsweise zu behandeln, sondern es wurden einige wenige herausgegriffen. Nicht erwähnt wurden z. B. Kühlkanalverengungen durch Hüllrohrblähen, Benetzungsmechanismen sowie das gesamte Spektrum der Konvektionsvorgänge bei kleinen Leckagen, bei denen das Primärsystem über einen längeren Zeitbereich noch unter erhöhtem Druck steht.

Versuchseinrichtungen, die das integrale Verhalten des Primärsystems testen, müssen, um mit endlichem Aufwand und in endlicher Zeit Ergebnisse zu liefern, in gegenüber dem Reaktor erheblich verkleinertem Maßstab ausgeführt sein. Von den Versuchsanlagen dieser Art ist dem Aufwand entsprechend zuerst der LOFT-Versuchsreaktor zu nennen, an dem bereits eine Testserie, zunächst allerdings ohne beheizten Kern, abgeschlossen wurde und der demnächst mit aktivem nuklear beheiztem Kern in Betrieb geht [9]. Eine sehr flexible und hervorragend instrumentierte Integraltestanlage stellt der »Semiscale«-Versuchsstand dar [8], bei dem der Reaktorkern durch ein elektrisch beheiztes Stabbündel imitiert ist. An weiteren Versuchseinrichtungen ist der ROSA-Versuchsstand in Tokai Mura [22] und der demnächst in Ispra das Meßprogramm aufnehmende LOBI-Loop zu nennen [23].

Es drängt sich nun die Frage auf, inwieweit sind diese Anlagen mit ihren gegenüber dem Reaktor erheblich verkleinerten Strömungsquerschnitten in der Lage, den tatsächlichen Kühlmittelverlust-Störfall zu imitieren. Hier ist zunächst klarzustellen, daß je nach Leckgröße und Lecklage eine Vielzahl von Störfall-Zustandsketten denkbar ist, die auch mit einer noch so großen Versuchsanlage nicht alle verifiziert werden könnten. Die Sicherheitsforschung ist deshalb bei der Untersuchung der Notkühlprobleme einen anderen, wesentlich systematischeren und rascher erfolgbringenden Weg gegangen. In umfangreichen theoretischen Aktivitäten wurden Rechenprogramme entwickelt, die in einem System von Differentialgleichungen die zeitlich und örtlich variablen Kühlmittel- und Brennstabzustände beschreiben, wobei die Integration numerisch erfolgt. Das Gerüst dieser Rechenprogramme sind die in Form von Bilanzgleichungen gefaßten bekannten Erhaltungssätze für Masse, Energie und Impuls. Eingeflochten darin als einfache mathematische Ansätze oder auch als aufwendige Rechenmodelle sind Beschreibungen der wesentlichen thermodynamischen und hydrodynamischen Phänomene, die wiederum als Einzeleffekte – wie z. B. Wärmeübergang, Strömungswiderstand oder Wiederbenetzen – erfaßt sind oder

bereits als kombinierte Phänomene, wie Dryout-Verzug oder Dampfblockage durch Loopeinfluß, dargestellt werden.

Die logische Fortentwicklung zur Verbesserung des Kenntnisstandes besteht darin, diese Rechenprogramme in ihrer mathematischen Analyse umfassender und detaillierter zu machen, aber auch gleichzeitig sie durch Einfügen besserer und sinnvollerer physikalische Modelle für thermo- und hydrodynamische Phänomene zu ertüchtigen und sie in die Lage zu versetzen, nicht nur konservative Vorausberechnungen zuverlässig durchzuführen, sondern auch die beim Unfall tatsächlich zu erwartenden Zustandswerte möglichst exakt zu erfassen.

Selbst wenn alle Einzelphänomene hinreichend genau beschrieben sind, kann ihre Kombination im Rechenprogramm zu Fehlern führen, und es werden deshalb der richtige funktionale Zusammenhang und Ablauf durch Nachrechnen von Experimenten an den oben erwähnten integralen Versuchsanlagen geprüft und verbessert. Diesen Entwicklungsschritt bei den Rechenprogrammen nennt man Code-Verifikation. Rechenprogramme, die dann – was bereits heute der Fall ist – in der Lage sind, das Ergebnisspektrum von Integraltests beliebigen Maßstabes sicher vorherzusagen, ergeben auch quantitativ zuverlässige und realistische Prognosen – sogenannte best-estimate-Rechenergebnisse – für den Reaktor.

Nahezu alle der heute in Gebrauch befindlichen Notkühlrechenprogramme behandeln den Reaktorkern noch als eindimensionalen Strömungskanal. Dies gilt auch für die kurz vor Veröffentlichung stehenden neuesten Versionen des RELAP-4-Programmes, nämlich die Modifikationen 6 und 7. Querströmungsvorgänge zum Beispiel auf der oberen Gitterplatte im oberen Plenum oder auch Wasserspiegelschwankungen im Core können aber Zonen unterschiedlich intensiver Kühlung hervorrufen. Bei der Entwicklung einer neuen Generation von Rechenprogrammen – gezielt im Hinblick auf best-estimate-Rechnungen – wurde deshalb die dreidimensionale mathematische Erfassung der thermohydraulischen Vorgänge im Bereich des Reaktordruckbehälters in Angriff genommen. Von der NRC wurde vor kurzem ein solcher dreidimensionaler Code, der im Los Alamos Scientific Laboratory entwickelte TRAC-Code der Öffentlichkeit zur Verfügung gestellt. Weitere Entwicklungen solcher Rechencodes – u. a. auch in der Bundesrepublik – sind in Vorbereitung.

Zur experimentellen Verifikation dieser neuen Generation von Rechencodes, aber auch zum detaillierten Studium dreidimensionaler Strömungseffekte, sind im Rahmen einer trilateralen Zusammenarbeit in der Bundesrepublik, in Japan und in den USA Versuchsprojekte in Planung. In der Bundesrepublik ist beabsichtigt, an einer im Maßstab 1:1 nachgebildeten Reaktordruckgefäß-Hälfte die Strömungsvorgänge im Bereich der Brennelementköpfe der oberen Gitterplatte und im oberen Plenum detailliert zu messen, um so realistische Informationen über den Wassermittelfuß, die Verteilung der heißseitig eingespeisten Notkühlmengen und die Rücklaufeffekte im oberen Brennelementbereich zu erhalten. Zur Einsparung von Kosten wird die Dampfentwicklung bei der Notkühlung durch Einspeisen von Fremddampf aus einem Kraftwerk imitiert. Japan führt Wiederauffüll- und Flutversuche an elektrisch beheizten Kernausschnitten von 2000 Brennstäben zylindrischer und kastenförmiger Anordnung durch. Bei der kastenförmigen Anordnung werden 9 Brennelementbündel eines Druckwasserreaktors in Originalgröße nachgebildet. Für diese Versuche war und ist es nötig, präzise und rasch ansprechende Meßsonden zu entwickeln, die zuverlässig Auskunft geben über Größe und Richtung örtlicher Mengenströme, Dampfgehalte, Flüssigkeitsschichten und Temperaturen. In den USA sind deshalb umfangreiche Aktivitäten zur Bereitstellung solcher neu entwickelter Meßsonden im Gange.

Diese internationalen Anstrengungen müssen primär unter den Aspekten der Quantifizierung der Konservativitäten, die in den

bisher im Rahmen von Genehmigungsverfahren durchgeführten Notkühlrechnungen enthalten sind, der Entwicklung und Formulierung neuer, besser quantifizierter Sicherheitskriterien und Leitlinien und der Verifizierung neuer dreidimensionaler Rechencodes gesehen werden. Neue Notkühl-Sicherheitskriterien und -leitlinien müssen über Temperatur-Zeit-Kurven den hinsichtlich radioaktiver Belastung des Sicherheitsbehälters tolerierbaren Schadensumfang im Kern – sowohl was sprödes Versagen als auch Blähen der Brennstoffhüllen betrifft – unmittelbar quantifizieren und nicht wie bisher konservativ zu berechnende Maximalwerte der Hüllrohrtemperatur und der Zirkon-Wasser-Reaktion festlegen. Hierfür sind wahrscheinlichkeitsbehaftete Bestestimate-Rechnungen notwendig, deren Endergebnisse erst mit Sicherheitszuschlägen versehen werden. Dies wird vermutlich Einfluß auf die Prioritäten beim Betriebsüberwachungssystem und Reaktorschutzsystem haben zugunsten kleinerer Störfälle weit höherer Eintrittswahrscheinlichkeit als der Bruch einer großen Primär-Kühlmittel-Leitung. (Eingegangen am 18. August 1978)

#### Literatur

- [1] Mayinger, F., H. Langner, H. J. Viencenz: Phase Interaction and Entrainment-Tests During Blowdown For Improving Theoretical Models. ANS Thermal Reactor Safety Meeting 31. 7. to 5. 8. 1977, Sun Valley, Idaho, Usa
- [2] Untersuchungen zur Simulation der Druckentlastung von Siedewasserreaktoren. Abschlußbericht FBRS 16, Mai 1969, Battelle-Institut e. V., Frankfurt/Main
- [3] Köberlein, K.: Die verzögerte Einstellung des thermodynamischen Gleichgewichts als Grundlage eines Rechenmodells für die Druckwellenausbreitung in der Zweiphasenströmung von Wasser. LRA MRR 106, April 1972
- [4] Henry, R. E., H. K. Fauske: Two-phase critical flow at low qualities, Part. II. Nuc. Science Engng. 41 (1970) S. 92–98
- [5] Moody, F. J.: Maximum two-phase vessel blowdown from pipes. Journal of Heat Transfer 8 (1966)
- [6] Fauske, H. K.: Critical Two-phase Steam-water Flows. Dissertation, University of Trondheim, Norwegen
- [7] Zalondek, F. R.: Steam-water Critical Flow From High Pressure Systems US Atomic Energy Commission Report HW-80535. VC-38 Engineering and Equipment, Jan. 1964
- [8] Crapo, H. S. et al: Experiment Data Report for Semiscale, Mod-1 Test Aerojet Nuclear Company ANCR 1199, UC-78 a. Idaho Falls, Idaho, May 1975
- [9] Robinson, H. C.: Experiment Data Report for LOFT Nonnuclear Test L1–2 Tree-Nureg 1026. EG&G, Idaho Falls, Idaho, Jan. 1977
- [10] Langner, H.: Untersuchungen des Entrainment-Verhaltens in stationären und transienten zweiphasigen Ringströmungen. Dissertation, T.U. Hannover, Februar 1978
- [11] Kraftwerk-Union: Technischer Bericht KWU/RS-2882 Notkühlprogramm-Hochdruckteil: Abschlußbericht über die Abblaseversuche mit 4-Stabbündeln, Jan. 1974
- [12] Belda, W.: Dryout-Verzug beim Kühlmittelverlust in Kernreaktoren. Dissertation, T.U. Hannover, Juni 1975
- [13] Bennett, A. W., G. F. Hewitt, et al: Studies of burnout in boiling heat transfer to water in round tubes with non-uniform heating. AERE-Report R5076 (1966)
- [14] Levy, S.: Prediction of Two-phase Flow with Liquid Entrainment. Int. Journal of Heat & Mass Transfer 9 (1966) S. 171
- [15] Baroczy, C. J., D. Chisholm: A Systematic for Correlation Two-Phase Pressure Drop. Chem. Eng. Progress Symposium Series 62 (1965) No. 64
- [16] Mayinger, F., H. Langner: Post-Dryout Heat Transfer. Proceedings 6th International Heat Transfer Conference Toronto, Kanada, Aug. 1978
- [17] Wallis, G. B.: One-dimensional Two-phase Flow. McGraw-Hill Book Company 1969, Kap. 4, S. 89
- [18] Duncan, I. D., J. E. Leonard: Emergency cooling in BWR's under simulated LOCA conditions (BWR-FLECHT Final Report) GEAP-Report-13197, June 1971
- [19] Gaul, H. P., K. Riedle, et al: ECC Program Low-Pressure Tests. PWR Reflooding Experiments with a 340-Rod-Bundle. FRGMRT-RS 36, 36/1, Final Report, RE 23/060/76 Kraftwerk Union AG, Erlangen
- [20] Mayinger, F., F. Winkler, D. Hein: The Efficiency of Combined Cold and Hot Leg Injection Trans. Amer. Nucl. Soc. 26 (1977), S. 408–409
- [21] Kraftwerk-Union: Sicherheitstechnisches Forschungsprogramm auf dem Gebiet der Leichtwasserreaktoren: Wiederauffüllversuche mit Berücksichtigung der Primärkreisläufe PKL. BMFT FB-0036 B, Jan. 1976
- [22] Rosa-Group, Reactor Safety Laboratory 1 Rosa II Test Data Report 7. JAERI-M Nr. 7106, Tokai Mura, Japan, May 1977
- [23] Ringer, F. I.: Auftragsbericht GRS-A-22, Juli 1977