

# Stand der thermohydraulischen Kenntnisse bei Druckentlastungsvorgängen\*

Franz Mayinger\*\*

Bei der Berechnung der Druckentlastung, z. B. für die Auslegung von Sicherheitsventilen, spielen Siedeverzug, Aufschäumen der Flüssigkeit durch Entspannungsverdampfung, Phasenseparation, kritisches Ausströmen sowie die thermo- und fluiddynamische Kopplung von Apparatekomponenten und -Gruppen eine Rolle. Kenntnisse über diese physikalischen Vorgänge sind in ausreichendem Maße nur für Wasser aus Untersuchungen zum Störfallverhalten von Kernkraftanlagen vorhanden. Es wird der Stand der Kenntnisse über diese fluiddynamischen Vorgänge diskutiert, unter Einschluß von Rechenprogrammen, welche den zeitlichen Druck- und Füllstandsverlauf auch im Apparateverbund analysieren lassen. Wege zur Anwendung und Übertragung der thermohydraulischen Kenntnisse auf Chemieanlagen werden aufgezeigt.

**The state of thermohydraulic understanding of pressure release phenomena.** In calculating the depressurization, for example for the construction of safety valves, retardation of boiling, foaming-up due to flashing, phase separation, critical discharges as well as thermo- and fluid-dynamic coupling of different plant components play an important role. Sufficient knowledge of these physical phenomena only exists for water, within the context of nuclear-reactor-safety research. In this article, the state of the art with respect to the above fluid dynamic phenomena is discussed, including computer-programs which allow the prediction and analysis of the variation of pressure and fluid levels during pressure release: the treatment is also applicable to composite plant. In addition, the application and transfer of thermohydraulic data to chemical plants is illustrated.

## 1 Problemstellung

Druckentlastung eines Apparates oder eines Behälters kann gewollt über Ventile oder Berstscheiben erfolgen, um unzulässigen Überdruck, z. B. infolge des Durchgehens einer chemischen Reaktion, zu vermeiden, sie kann aber auch ungewollt durch Rohrbrüche oder Rissen an Behälterstützen entstehen. Für Gase lassen sich der Entspannungs Vorgang im Behälter und damit auch die Strömungsgeschwindigkeit an der Ausströmöffnung nach den Gesetzen der Gasdynamik genau und zuverlässig berechnen. Befindet sich Flüssigkeit im Behälter, so ist bekanntlich zu unterscheiden, ob die Flüssigkeit während der Entspannung vom anfänglichen Behälterdruck auf Umgebungsdruck aufgrund ihrer thermodynamischen Eigenschaften teilweise verdampft, oder ob die Siedetemperatur der Flüssigkeit beim Ausgleichsdruck – also am Ende des Druckentlastungsvorganges – höher ist als die Temperatur im Behälter, was je nach Füllstand des Behälters und Lecklage wieder zu einphasigen Ausströmvorgängen führt. Wegen der hohen Schallgeschwindigkeiten in Flüssigkeiten kann das Ausströmen reiner Flüssigkeit mit der einfachen Bernoulli-Gleichung berechnet werden.

Wesentlich komplizierter sind die thermo- und hydrodynamischen Wechselwirkungen bei zweiphasigen – d. h. Gas/Flüssigkeits-Ausströmvorgängen. Die Druckentlastung eines Behälters, der mit Flüssigkeit oder Dampf gefüllt ist unterhalb des Sättigungszustandes, d. h. des thermodynamischen Gleichgewichtes zwischen Dampf und Flüssigkeit, führt immer, wie aus dem in Abb. 1 gezeigten Temperatur-Entropie-Diagramm zu ersehen ist, zur Ausbildung eines zweiphasigen Gemisches. In der gesättigten Flüssigkeit bilden sich dabei durch Entspannungsverdampfung Dampfblasen und bei Sattampf-Entspannung kondensiert Flüssig-

keitstropfen aus. Beide Phasenwechselvorgänge sind mit großem Energieumsatz zwischen den Phasen – Flüssigkeit und Dampf – verbunden und brauchen ein endliches, treibendes Gefälle zum Anlaufen, was man als Siedeverzug bzw. Kondensationsverzug bezeichnet. Druckabsenkung in Fluiden, die sich im thermodynamischen Sättigungszustand befinden, führen deshalb immer, zunächst und vorübergehend, zu instabilen Zuständen, während eine von der Sättigungslinie ausgehende Druckerhöhung eine Unterkühlung der Flüssigkeit bzw. eine Überhitzung des Dampfes bewirkt, also den thermodynamischen Zustand stabilisiert.

Bei der gewollten Druckentlastung muß die Öffnung des Ventils bzw. der Berstscheibe so ausgelegt sein, daß die Volumenentnahme durch Ausströmen eine Volumenexpansion im Behälter durch exotherme Reaktion oder Wärmezufuhr von außen genügend kompensiert und so einen unzulässigen Druck im Behälter sicher vermeidet. Für die Bemessung solcher Entlastungsöffnungen müssen die Strömungsgeschwindigkeit und die Dichte des Gas/Flüssigkeits-Gemisches an der Ausströmstelle oder an einer anderen strömungsbegrenzenden Stelle bekannt sein.

Diese thermo- und fluiddynamischen Gegebenheiten sind aber abhängig von der Vorgeschichte, die das Fluid auf dem

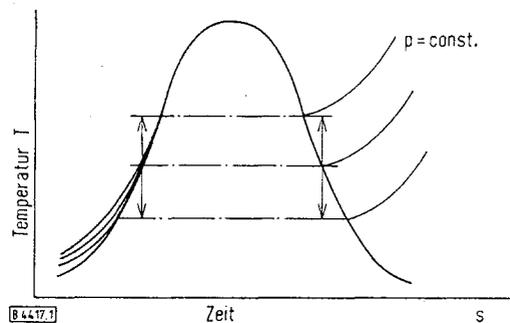


Abb. 1. Stabiles und instabiles Verhalten von Dampf/Flüssigkeits-Gemischen bei Druckänderungen.

\* Vortrag auf dem Jahrestreffen der Verfahrens-Ingenieure, 1. bis 3. Okt. 1980 in Straßburg.

\*\* Prof. Dr.-Ing. F. Mayinger, Institut für Verfahrenstechnik der Universität Hannover, Callinstr. 36, 3000 Hannover.

Weg zur Ausströmöffnung während des Entspannungs Vorganges erleidet. Hierbei ist eine komplizierte Wechselwirkung zwischen thermodynamischer Zustandsänderung und fluid-dynamischen Einflußgrößen zu beachten. Effekte, die den Ausströmvorgang maßgebend beeinflussen, sind vor anderen

- Siedeverzug in der Flüssigkeit,
- Dampfseparation während des Aufschäumens bei der Entspannungsverdampfung und
- kritische Strömungsgeschwindigkeit oder besser kritische Massenstromdichte in der Ausströmöffnung.

Beim Zusammenschalten mehrerer Apparate, wie es in verfahrens- und energietechnischen Anlagen üblich ist, müssen noch Ausgleichsströmungen zwischen den Komponenten und damit komplizierte fluiddynamische Vorgänge in den verbindenden Rohrleitungen und Apparateilen beachtet werden.

## 2 Entspannungsverdampfung im Behälter

Es wird der Entlastungsvorgang am Beispiel eines Behälters betrachtet, der in der unteren Hälfte mit auf Sättigungszustand befindlicher Flüssigkeit und oben mit reinem Satt-dampf gefüllt ist und daraus zunächst rein phänomenologisch und qualitativ den fluiddynamischen Zustand an einem oben angebrachten Entlastungsventil ableiten. Wie in Abb. 2

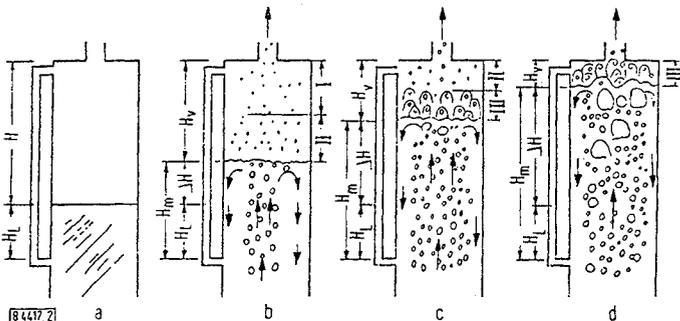


Abb. 2. Schematische Beschreibung der hydro- und thermodynamischen Vorgänge bei der Druckentlastung.

skizziert, entstehen nach der Druckentlastung zunächst in der flüssigen Phase Gasblasen, die – wenn die Flüssigkeit vorher ohne Siedekeime war – sich überwiegend in der oberflächennahen Zone ausbilden, sonst aber gleichmäßig über die Flüssigkeitshöhe verteilt sind. Diese Entspannungsverdampfung vergrößert das Flüssigkeitsvolumen, und der Flüssigkeitsspiegel steigt an. Nahezu gleichzeitig oder nur wenig verzögert treten Tropfen in der Gasphase auf, die von aus der Flüssigkeit aufsteigenden Gasblasen mitgerissen wurden oder auch durch die Entspannungs-kondensation entstanden.

Maßgebend für das weitere Verhalten des Flüssigkeitsspiegels ist dann die Relativbewegung zwischen Gasblasen und Flüssigkeit. Sie wiederum ist neben thermodynamischen Zustandsgrößen, wie Oberflächenspannung und Viskosität, von dem zeitlichen Verlauf der Druckabsenkung abhängig. Könnten die Gasblasen nahezu ungehindert aufsteigen und sich damit von der Flüssigkeit separieren, so würde der Flüssigkeitsspiegel das obere Ende des Behälters nicht erreichen. Bei rascher Druckabsenkung ist die Phasenseparation jedoch zu gering – d. h. es entsteht mehr Dampf als durch die Flüssigkeit nach oben entweichen kann, und das Gemisch schäumt so stark auf, daß große Flüssigkeitsmengen das Entlastungsventil erreichen. Dies hat erheblichen Einfluß auf den Massendurchsatz durch das Ventil.

Quantitativ kann man den Aufschäumvorgang, die Phasenseparation und damit den thermodynamischen Zustand im

Behälter während der Druckentlastung dadurch erfassen, daß man die Dichte des Gemisches in verschiedenen Höhen bis in unmittelbarer Nähe der Entlastungsöffnung mißt, was mittels radioaktiver Durchstrahlung –  $\gamma$ -Strahlung – experimentell einfach und zuverlässig möglich ist. Ein Beispiel des zeitlichen und örtlichen Dichteverlaufes in einem Behälter von rund 0,5 m Höhe bei rascher Druckentlastung zeigt Abb. 3. Der Behälter war vor dem Entlastungsvorgang

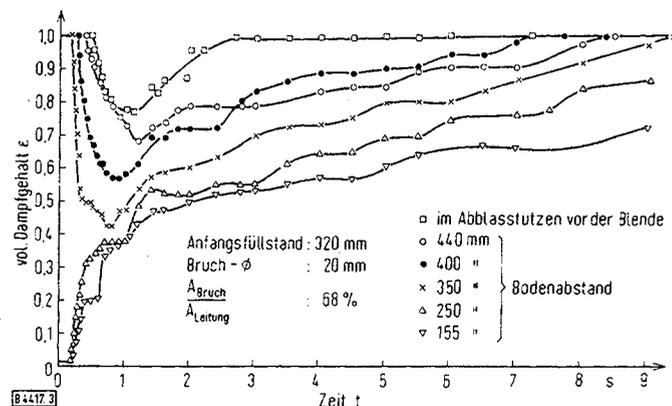


Abb. 3. Zeitliche Dampfgehaltsverteilung in unterschiedlichen Höhen des Behälters und im Abblasstutzen vor der Blende.

zu etwa  $\frac{2}{3}$  mit auf Sättigungstemperatur befindlicher Flüssigkeit – Kältemittel R 12 – gefüllt.

Nach einem Siedeverzug von einigen Zehntelsekunden steigt der Dampfgehalt in dem ursprünglich von reiner Flüssigkeit eingenommenen Bereich stark an, und der Dampfraum wird durch die starke Entspannungsverdampfung – was aus dem Absinken des Dampfgehaltes von ursprünglich 1,0 auf Werte zwischen 0,4 und 0,7 zu ersehen ist – teilweise mit Flüssigkeit gefüllt. Nach 1 bis 2 s geht der Einfluß dieser Entspannungsverdampfung zurück, es bildet sich eine gleichmäßige Dichte und damit auch Dampfgehaltsschichtung über die Höhe des Behälters aus, deren fluiddynamischer Zustandsverlauf schließlich weitgehend durch die Phasenseparation bestimmt wird.

Der zeitliche Verlauf der durch diesen Aufschäumvorgang beeinflussten Druckentlastung geht aus Abb. 4 hervor. Sie demonstriert auch thermodynamische Ungleichgewichtseffekte zwischen den Phasen. Versuchsmedium war ein Kältemittel, dessen Flüssigkeitsspiegel etwa bis zu  $\frac{2}{3}$  der Höhe des Behälters reichte, wobei der Druck im Behälter nach öffnen einer Berstscheibe innerhalb von 15 s von 20 bar auf Umgebungsdruck absank. Die Druckentlastung wurde zum

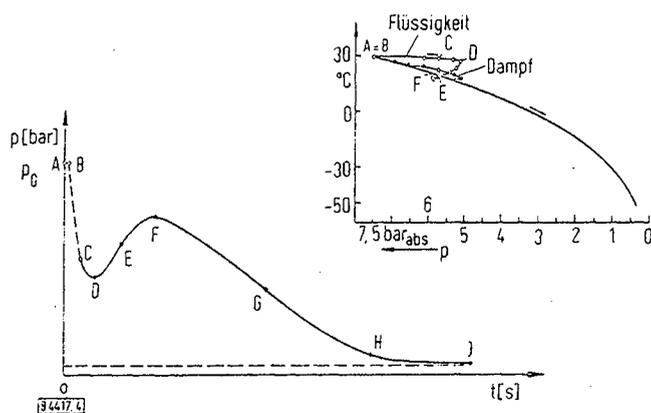


Abb. 4. Thermisches Ungleichgewicht bei der Druckentlastung von Dampf/Flüssigkeits-Gemischen (Kältemittel).

Zeitpunkt B eingeleitet und der steile Druckabfall von B bis C zusammen mit der experimentellen Beobachtung, daß in dieser Zeit die Flüssigkeitstemperatur merklich über der Sättigungstemperatur liegt, weisen auf einen erheblichen Siedeverzug hin. Dies bedeutet, daß zunächst nur der Dampfraum über dem Flüssigkeitsspiegel entspannt. Erst bei C setzt Entspannungsverdampfung und damit Blasenbildung in der Flüssigkeit ein. Im Zeitraum C – D bewegt sich der Flüssigkeitsspiegel wie vorher erläutert durch Blasenbildung nach oben, bis er bei D die Austrittsöffnung des Behälters zum Druckentlastungsventil erreicht. Damit ändert sich bei D der Strömungszustand im Ventil, da jetzt statt der bisherigen, höchstens mit einigen Flüssigkeitstropfen durchsetzten Gasströmung, ein Zweiphasengemisch ansteht, dessen maximale Geschwindigkeit wesentlich niedriger ist, als die Schallgeschwindigkeit reinen Dampfes. Im Behälter baut sich aber zur gleichen Zeit das ursprünglich durch Siedeverzug angestaute Ungleichgewicht rasch ab, und damit ist im Bereich D – F die Dampfproduktion im Behälter höher, als das aus dem Ventil ausgetragene Volumen. Als Folge davon steigt der Druck im Behälter bis zum Zeitpunkt E, zu dem thermodynamisches Gleichgewicht zwischen Flüssigkeit und Gas erreicht ist, sehr steil an, was man aus dem Temperatur-Druck-Diagramm ersehen kann. Dieser Anstieg flacht im Bereich E – F ab, bis schließlich zum Zeitpunkt F produzierte Dampfmenge und ausströmendes Volumen im Gleichgewicht sind. Daran anschließend erfolgt dann eine stetige Druckabnahme, wobei zum Zeitpunkt H eine merkliche Abflachung der Druck-Zeit-Kurve zu beobachten ist, was sich daraus erklärt, daß jetzt der Gemischspiegel wieder unter die Austrittsöffnung des Behälters abzusinken beginnt. Aufschäumvorgang, Phasenseparation und Gemischspiegelbewegung sind heute durchaus rechnerisch, anhand von physikalischen Modellen zu verfolgen, wie z. B. eine Arbeit von *Vieczn* [1] zeigt. Die aus einem Zweiphasengemisch durch die freie Oberfläche in den darüberliegenden Dampfraum separierende mittlere Volumenstromdichte ist von einer Vielzahl von Einflußgrößen abhängig. Die überwiegende Zahl der in der Literatur früher veröffentlichten Arbeiten [2–5] beschränkt sich auf eine integrale Betrachtungsweise, wobei die über die freie Gemischoberfläche separierende Gas- oder Dampfstromdichte aus Einblaseversuchen in eine stagnierende Flüssigkeit abgeleitet und als Funktion von Leerrohrdampfgeschwindigkeit und einem über das gesamte Gemischvolumen gemittelten volumetrischen Dampfgehalt angegeben wird. Diese Vorgehensweise schließt eine Berücksichtigung sowohl radialer als auch axialer Dampfgehalts- und Geschwindigkeitsprofile aus, was im wesentlichen auf das Fehlen geeigneter Meßmethoden zur Erfassung des örtlichen Dampfgehalts und der örtlichen Phasengeschwindigkeit zurückzuführen ist. Den physikalischen Verhältnissen besser angepaßt läßt sich eine Dampfseparationsgleichung aufstellen, wenn man für die Strömungs- und Dichteverteilung das sog. Driftströmungsmodell von *Zuber* [6] zugrundelegt. Hierbei werden unterschiedliche Geschwindigkeiten über den Behälterquerschnitt und über die Höhe berücksichtigt. Die Dampfseparation an der freien Oberfläche wird bestimmt durch

- geometrische Einflußgrößen, wie Behälterdurchmesser, Blasendurchmesser, Behälterhöhe,
- hydrodynamische Einflußgrößen, wie fiktive Dampfgeschwindigkeit im leeren Behälter, Flüssigkeitgeschwindigkeit, Bewegung der Phasengrenzfläche und Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen,
- thermodynamische Einflußgrößen, wie Verdampfungswärme, Dichten von Flüssigkeit und Dampf und

– Transport-Zustandsgrößen, wie Viskosität von Flüssigkeit und Dampf.

Der Phasenseparationsvorgang läßt sich quantitativ aus dem volumetrischen Dampfgehalt und der Driftgeschwindigkeit zwischen Flüssigkeit und Dampf beschreiben. Durch Kombination der Einflußgrößen können dimensionslose Gruppen und damit charakteristische Kennzahlen für den volumetrischen Dampfgehalt und die Driftgeschwindigkeit abgeleitet werden. Diese Einflußgrößen lassen sich auch als Kräfteverhältnisse zwischen Trägheits-, Schwer-, Zähigkeits- und Oberflächenkraft darstellen. Zu berücksichtigen sind auch Geschwindigkeitseffekte auf die aufsteigenden Blasen in der Flüssigkeit, verursacht durch axiale und radiale Geschwindigkeitsprofile.

Aufbauend auf Arbeiten in der Literatur [2–5] hat *Vieczn* mit Hilfe von Ähnlichkeitsbetrachtungen sowohl für den Dampfgehalt als auch für die Driftgeschwindigkeit Beziehungen aufgestellt, die in den Abb. 5 und 6 wiedergegeben und

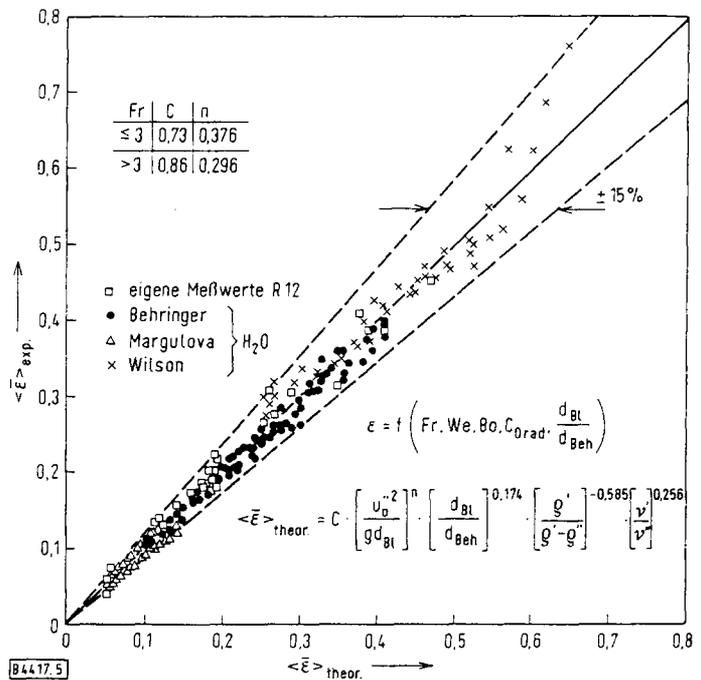


Abb. 5. Gleichung für Dampfgehalt bei Phasenseparation, Vergleich Messung/Rechnung.

deren Rechenergebnisse mit Meßwerten verglichen sind. Die Gleichung für den volumetrischen Dampfgehalt (Abb. 5) wird maßgebend bestimmt durch eine modifizierte Froude-Zahl, bei der als charakteristische Geschwindigkeit die fiktive Geschwindigkeit des Dampfes, wenn er allein im Behälter ströme, herangezogen wird. Es wird als charakteristische Länge der Blasendurchmesser, ausgedrückt durch die Laplace-Konstante, gewählt. Bei einer Froude-Zahl von 3 zeigt sich eine deutliche Änderung im Separationsverhalten, weshalb der Proportionalitätsfaktor und der Exponent bei der Froude-Zahl sich bei den dazugehörigen fluiddynamischen Verhältnissen sprunghaft ändern. Weitere Kennzahlen in der Gleichung für den Dampfgehalt sind das Verhältnis von Blasen- zu Behälterdurchmesser, das Dichteverhältnis und das Verhältnis der kinematischen Viskosität von Flüssigkeit und Dampf.

Zur Beschreibung der Driftgeschwindigkeit dienen ähnliche Parameter und auch hier tritt bei einer Froude-Zahl von 3 eine unstetige Veränderung auf (Abb. 6).

Die Beziehungen in Abb. 5 und 6 wurden zunächst für

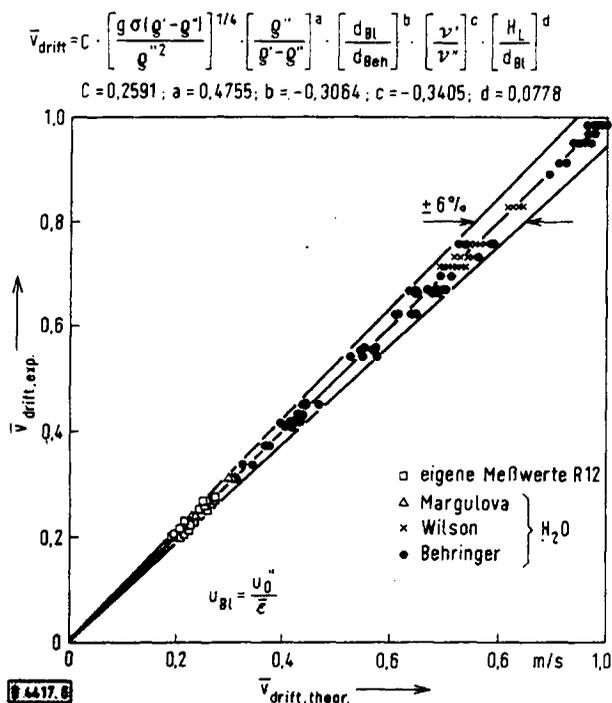


Abb. 6. Ansatz für Driftgeschwindigkeit bei Phasenseparation, Vergleich Messung/Rechnung.

stationäre Strömungsverhältnisse erarbeitet und abgeleitet. Mit Hilfe eines Rechenprogrammes, das die zeitabhängige Verdampfungsrate in der Flüssigkeit vorhersagt, können diese Beziehungen aber auch den zeitabhängigen, im Gemisch verbleibenden Dampfanteil und die zeitliche Höhenlage des Gemischspiegels im Behälter berechnen. Vergleiche zwischen berechneten und experimentell ermittelten Gemischhöhen ergaben gute Übereinstimmung [1] (Abb. 7).

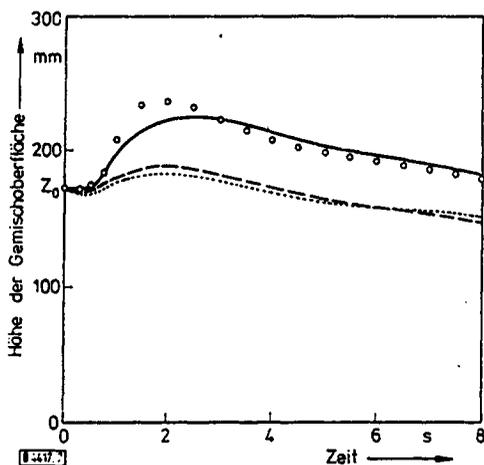


Abb. 7. Gemischspiegel während Druckentlastung, Vergleich Messung/Rechnung.

○ gemessene Werte, berechnete Werte nach: — Separationsmodell *Viesenz*, - - - - *Wilson*, ····· *Zuber* ( $C_{\text{rad}} = 1,0$ ).

### 3 Kritisches Ausströmen

Bei Gasen ist die Fortpflanzungsgeschwindigkeit einer Druckwelle gleich der maximalen Strömungsgeschwindigkeit bei einer überkritischen Entspannung in einer Blende oder in einer nicht erweiterten Düse. Gas/Flüssigkeits-Gemische

weisen im Detail betrachtet unterschiedliche Fortpflanzungsgeschwindigkeiten in den Gasblasen und in den Flüssigkeitsbrücken für Schallwellen auf. Aufgrund der Wechselwirkungen zwischen den Phasen, hervorgerufen durch Impuls- und Reibungskräfte, wäre es unsinnig anzunehmen, daß jede der Phasen mit der ihr eigenen Schallgeschwindigkeit in der Austrittsöffnung strömt.

Örtliche Druckunterschiede – über den Entspannungsweg in der Düse – bewirken, daß die gasförmige Phase, wegen ihrer meist wesentlich geringeren Dichte, schneller strömt als die Flüssigkeit. Die Unterschiede in der Strömungsgeschwindigkeit zwischen den Phasen – auch Schlupf genannt – werden begrenzt und reduziert durch Reibung und Impulsaustausch. Es erhebt sich damit die erste Frage, in welchem Maße sich strömungstechnisches Gleichgewicht im Zuge der hohen Beschleunigung während der raschen Entspannung in der Düse einstellen kann. Der starke Druckabfall in der Düse bewirkt aber auch eine weitere Entspannungsverdampfung, und Siedeverzug kann thermisches Ungleichgewicht und damit instabile Zustände auch in der Düse hervorrufen, wie bereits in Abb. 4 bei der Druckentlastung und bei Aufschäumen im Behälter gezeigt wurde.

Die Vorgänge in der Düse sind meist technisch äußerst schwer zugänglich, und deshalb müssen Berechnungsverfahren sich weitgehend auf Annahmen über das thermische Gleichgewicht und über den Schlupf stützen, die nur anhand des Pauschalergebnisses, d. h. der zeitlichen Ausströmrates oder der zeitlichen Druckabsenkung auf Plausibilität geprüft werden können.

Grenzannahmen für das kritische Ausströmen sind einerseits homogene Strömung, d. h. gleiche Geschwindigkeit von Flüssigkeit und Gas, mit völligem thermischem Gleichgewicht und andererseits fluiddynamisch maximale Schlupfannahmen mit thermischem Ungleichgewicht, d. h. vollständigem Siedeverzug im Düsen- bzw. Blendenbereich. Dazwischen können die Annahmen beliebig abgestuft werden, sowohl was das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Gas und Flüssigkeit als auch was die Ausdampfrate betrifft. Theoretische Ansätze mit physikalischen Annahmen über das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Gas und Flüssigkeit wurden z. B. von *Moody* [7] sowie von *Henry* und *Fauske* [8] erarbeitet. Die Schlupfmodelle sind dabei sehr einfach angesetzt, nämlich aus der einfachen Betrachtung, daß der Schlupf allein aus der beschleunigenden Druckkraft, längs des Strömungsweges durch Düse oder Blende, resultiert, woraus sich ergibt, daß das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Gas und Flüssigkeit proportional ist der 2. oder 3. Wurzel aus dem Dichteverhältnis zwischen Flüssigkeit und Gas.

Gl. (1) gibt die von *Henry* [9] für die Berechnung des kritischen Massenstromes entwickelte Beziehung wieder, in der wie man sieht die wesentlichen Einflußgrößen, der Dampfgehalt, der Schlupf, die Kompressibilität der Gasphase und die Dichten von Gas und Flüssigkeit sind: *Henry* nimmt an, daß der Schlupf, d. h. das Geschwindigkeitsverhältnis zwischen Dampf und Flüssigkeit der Wurzel aus dem Dichteverhältnis beider Phasen proportional ist:

$$M_{\text{krit}}^2 = - \left\{ s \left[ [1 + \dot{x}(s-1)] \dot{x} \frac{dv_D}{dP} + \{v_D [1 + 2\dot{x}(s-1)] + s \cdot v_D [2(\dot{x}-1) + s(1-2\dot{x})] \} \frac{d\dot{x}}{dP} + s[1 + \dot{x}(s-2)] - \dot{x}^2(s-1) \right] \frac{dv_{F1}}{dP} + \dot{x}(1-\dot{x}) \left( s v_{F1} - \frac{v_D}{s} \right) \frac{ds}{dP} \right\}^{-1}$$

$$s = [\rho_D / \rho_{F1}]^{1/3} \quad (1)$$

Abb. 8 zeigt anhand eines Beispiels die Unterschiede in den berechneten Ergebnissen nach den verschiedenen theoretischen Annahmen, im Vergleich zur Messung. In dem Beispiel wurde willkürlich ein Druck vor der Blende von 35 bar gewählt und der Dampfgehalt zu Beginn der Entspannung zwischen 0,05 und 0,25 variiert. Man sieht, daß die Theorie nach *Moody* zu hohe und das homogene Gleichgewichtsmodell für dieses Beispiel zu niedrige Ausströmmengen vorher sagt. Gute Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung ergibt sich bei Verwendung des Henry-Fauske-Ansatzes

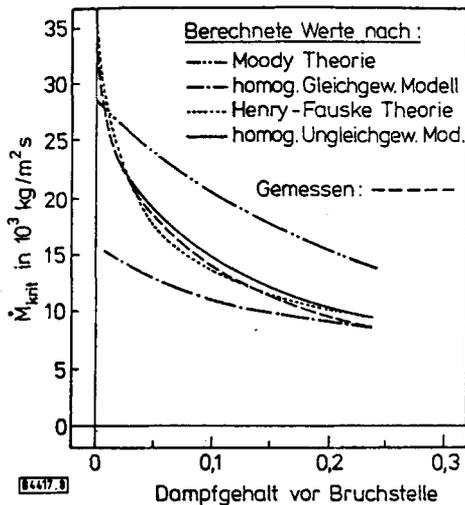


Abb. 8. Kritisches Ausströmen. Vergleich verschiedener Ansätze mit Messung ( $p_0 = 35$  bar).

sowie des homogenen Ungleichgewichtsmodells. Diese Aussagen über die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung sind jedoch nicht zu verallgemeinern, sie sind abhängig vom Anfangsdruck und vom Dampfgehalt vor der Mündung, und es gibt Bereiche, in denen der Ansatz nach *Moody* oder auch das homogene Gleichgewichtsmodell wesentlich bessere Übereinstimmung mit der Realität zeigen, als die beiden anderen oben genannten Modelle, die hier günstiger lagen.

Bei den bisherigen Betrachtungen über das kritische Ausströmen hatten wir die Reibung, die in einer zweiphasigen Strömung hoher Geschwindigkeit sehr große Werte annehmen kann, völlig außer Acht gelassen. Dies ist sicher zulässig für Blenden, Rißöffnungen in Behältern oder Rohrleitungen und kurze Düsen. Lange Ausströmstutzen – d. h. mit einem  $L/D$ -Verhältnis größer 2 – verursachen aber neben Reibungsverlusten eine Neuformation des Gas/Flüssigkeits-Gemisches, z. B. dadurch, daß die anfänglich gleichmäßig über den Querschnitt verteilte Gasphase auf dem Weg durch den Stutzen in die Mitte und die Flüssigkeit nach außen an die Stutzenwand gedrängt wird. Hierdurch kann zwar der Dampf ungehinderter und damit schneller strömen, er überträgt aber dann auch auf die Flüssigkeit geringere Impulskräfte. Der größere Massenausstrag erfolgt wegen der wesentlich höheren Dichte mit der Flüssigkeit, die jetzt langsamer strömt, weshalb dann, wie in Abb. 9 gezeigt, mit zunehmender Stutzenlänge die kritische Massenstromdichte erheblich abnimmt. Die Berechnungen und Messungen in Abb. 9 gelten für Wasser eines anfänglichen Sättigungszustandes von 65 bzw. 55 bar. Zum Vergleich ist auch die kritische Massenstromdichte eingetragen, die sich unter der Annahme isentropischer Entspannung einer homogenen Strömung bei vollständigem thermischem Gleichgewicht ergeben würde. Der weitaus größte Teil der Experimente und Berechnungen

über das kritische Ausströmen von Zweiphasengemischen wurde für Wasser im Rahmen von sicherheitstechnischen Untersuchungen für Kernreaktoren durchgeführt. Rein hydrodynamische Effekte und Phänomene, wie z. B. die Beschleunigung infolge der Druckabsenkung oder der Impulsaustausch zwischen den beiden Phasen, lassen sich in einfacher Weise bei Kenntnis der Stoffwerte auch auf andere Fluide, einschließlich der im Chemieingenieurwesen besonders interessierenden Gemische von Kohlenwasserstoffen, übertragen. Wesentlich schwieriger sind thermodynamische

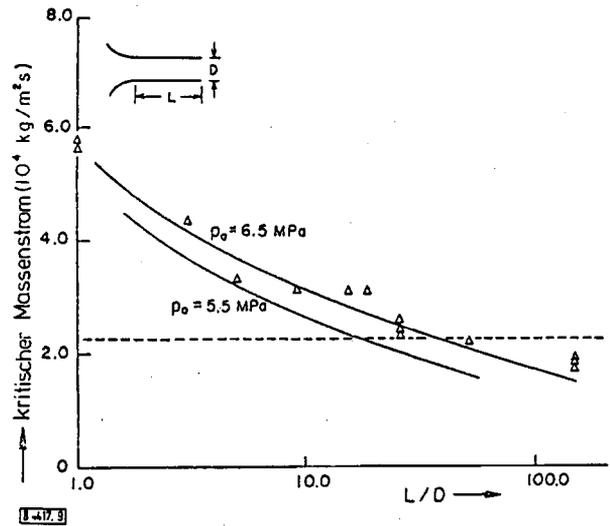


Abb. 9. Kritisches Ausströmen nach Zwei-Fluid-Modell.  $\Delta$  Meßwerte nach *Sözzi* und *Sutherland*, — Theorie, - - - - homogenes Gleichgewichtsmodell.

Effekte und hier vor allem der Siedeverzug zu bewerten. Für reine Stoffe sind in der Literatur vereinzelt Angaben über den Siedeverzug zu finden. Kompliziert wird die Situation jedoch, wenn man Lösungen zu betrachten hat mit leicht flüchtigen Bestandteilen. Es erhebt sich dann die Frage, ob die leichter flüchtigen Komponenten bei der Druckentlastung und der Druckabsenkung in der Düse in größerem Umfang, d. h. mit einem Dampfgehalt, der die Strömung merklich beeinflusst, sofort aus Lösung gehen, oder ob sie wegen des hemmenden Stofftransportes im ersten Schritt zunächst eine Vielzahl kleiner Keimstellen bilden, die dann allerdings den Siedeverzug für die restliche Flüssigkeit erheblich herabsetzen. Die letztgenannte Annahme dürfte vermutlich die richtigere sein, und es interessiert dann, inwieweit der kritische Massenstrom durch die Keimzahldichte beeinflusst wird.

*Richter* [10] hat versucht, den Einfluß der Keimzahl auf den kritischen Massenstrom theoretisch zu erfassen und ihn mit Meßergebnissen zu vergleichen. Ein Beispiel seiner Untersuchungen ist in Abb. 10 wiedergegeben. Man sieht, daß je nach Annahme über die Zahl der aktiven Keime und damit über den Ausdampfvorgang das Ergebnis von reiner Flüssigkeitsströmung durch die Düse bis zu homogenen Verhältnissen und völligem thermodynamischem Gleichgewicht variieren kann. Dem in Abb. 10 gezeigten Beispiel lag die Annahme gesättigten Wassers vor der Düse zugrunde und der Ansatz für den kritischen Massenstrom ging von getrennten Erhaltungssätzen für Masse, Energie und Impuls für jede der beiden Phasen aus.

Berechnungen für Stoffgemische in chemischen Anlagen bedürfen – wie man aus den oben gemachten einfachen Überlegungen leicht sieht – zunächst der zuverlässigen und detaillierten Kenntnis der Stoffdaten, dann muß aber auch

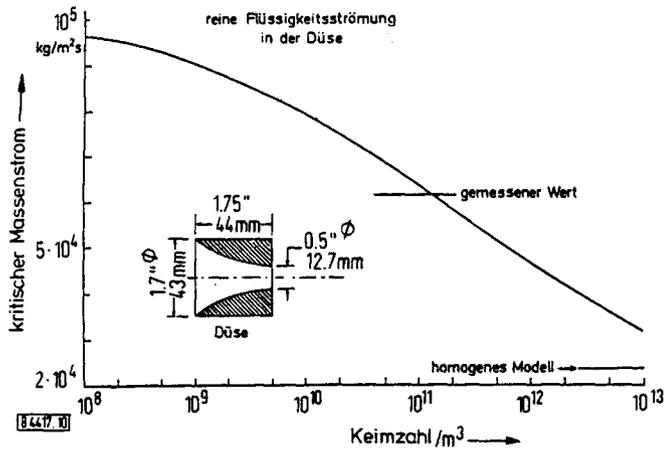


Abb. 10. Einfluß von Keimzahl und Keimbildung auf den kritischen Massenstrom.

das Entspannungsverhalten und die Keimbildung bei rascher Druckabsenkung bekannt sein, was sich in relativ einfachen Experimenten untersuchen läßt. Aufbauend auf den Erkenntnissen, die im Rahmen von sicherheitstechnischen Untersuchungen für Kernreaktoren gewonnen wurden, lassen sich hier gezielt und einfach Experimente und theoretische Analysen für die im Chemieingenieurwesen interessierenden Stoffe und Stoffgemische definieren und daraus dann Rechenmodelle für die zuverlässige Vorhersage der Druckentlastung in Behältern der chemischen Industrie ableiten.

#### 4 Apparategruppen und Anlagen

Apparate in der chemischen Industrie und auch in der Energietechnik stehen in der Regel im Verbund und sind zusammenschaltet über ein Rohrleitungssystem zu einer Anlage. Nicht immer lassen sich bei Druckentlastung in einem Behälter die benachbarten Apparate durch Ventile rasch genug abtrennen, so daß es zu Überströmvorgängen zwischen den Apparaten kommt, was die Berechnung des Druckentlastungsvorganges noch komplizierter gestaltet.

In der Analyse geht man so vor, daß man die Anlage oder die Apparategruppe in Volumenelemente unterteilt, die man bei der Berechnung mittels der bekannten Erhaltungssätze für Masse, Energie und Impuls

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v}) = 0,$$

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{v} h) = -\nabla \dot{q},$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \vec{v}) + \nabla(\rho \vec{v} \vec{v}) = -\nabla p + \nabla \pi \times \vec{g}$$

miteinander verknüpft. Diese Verknüpfungspunkte werden in Anlehnung an den angelsächsischen Sprachgebrauch häufig nodes genannt. In jedem Volumenelement müssen die hydro- und thermodynamischen Vorgänge möglichst gut bekannt sein, oder es müssen zumindest physikalische Modellvorstellungen vorhanden sein, die in ihrer Auswirkung auf das gewünschte Rechenergebnis die Verhältnisse richtig oder sinnvoll wiedergeben. Gleichungen, die dieses physikalische Verhalten beschreiben, werden im englischen Sprachgebrauch constitution equations genannt, während die Erhaltungssätze wie bekannt conservation laws heißen. Damit erhält man ein aufwendiges und in der Regel nichtlineares System von Differentialgleichungen, die sich in

diese beiden Gruppen, nämlich constitution und conservation equations unterteilen lassen. Die Gleichungen zur Beschreibung der physikalischen Phänomene – constitution equations – lassen sich häufig in einfachen Modellversuchen erarbeiten. Die Lösung des Differentialgleichungssystems muß numerisch erfolgen, wozu aufwendige Rechenprogramme zu erstellen sind. Die Überprüfung dieser Rechenprogramme, sowohl hinsichtlich ihrer numerischen Richtigkeit, als auch hinsichtlich der physikalischen Relevanz der in den theoretischen Beschreibungen gemachten Annahmen muß in großen Versuchsanlagen erfolgen.

Seit mehreren Jahren werden im Rahmen sicherheitstechnischer Untersuchungen für Kernkraftwerke sowohl Großexperimente an sog. Integral-Versuchsanlagen durchgeführt als auch Rechenprogramme, die den Druckentlastungsvorgang im Falle eines Rohrbruches beschreiben, entwickelt. Durch Vergleich zwischen Experiment und Rechenergebnis und gestützt auf Modellversuche zu Teilphänomenen wurden diese Computerprogramme stetig verbessert, dabei aber auch in ihrer Anwendung hinsichtlich Speicherplatz- und Zeitbedarf auf der Rechenmaschine, immer aufwendiger.

Eine der größten Integralversuchsanlagen wird in den USA in Idaho betrieben und bildet einschl. der nuklearen Beheizung zwei Primärkreise eines Druckwasserreaktors weitgehend nach. Sie trägt die Bezeichnung Loss Of Fluid Test Facility und wird abgekürzt meist nur LOFT-Versuchsanlage genannt [11]. Ihre wesentlichen Apparate und Anlagenkomponenten sind in Abb. 11 wiedergegeben. Man sieht aus dieser

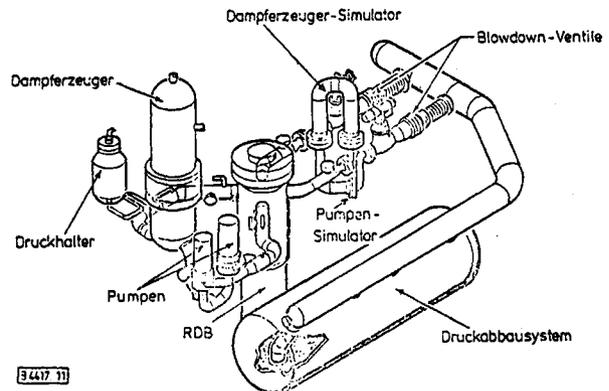


Abb. 11. LOFT-Primärkreis mit den Hauptkomponenten.

Abbildung, daß sie im wesentlichen aus dem Reaktordruckbehälter, 2 Dampferzeugern, von denen der eine nur strömungssimulierende Komponenten enthält, Pumpen und den verbindenden Rohrleitungen besteht. Bei der Druckentlastung wird das Wasser/Dampf-Gemisch in einen Behälter geblasen, der dadurch als Druckabbausystem wirkt, daß er eine Wasservorlage enthält, in der der eingeblassene Dampf weitgehend kondensiert.

Für die Rechnung und den Vergleich zwischen Rechnung und Messung muß diese Anlage in Volumenelemente und Knotenstellen unterteilt werden, was in Abb. 12 dargestellt ist. Die Unterteilung ist sehr sorgfältig vorzunehmen und bedarf einer gewissen rechentechnischen Erfahrung, da zu viele Knotenstellen die Rechenzeit und den Speicherplatzbedarf erheblich vergrößern, und eine zu geringe Zahl von Knotenstellen kann das Ergebnis, insbesondere bei großen Druckgradienten zwischen den Komponenten und innerhalb der Apparate, stark verfälschen.

Der Aufwand an Rechenzeit und Speicherplatzbedarf ist selbstverständlich auch stark abhängig von der Art der Modellansätze, d. h. der constitution equations. Rechentechnisch

Tabelle 1.  
Rechenprogramme für Druckentlastung.

RELAP IV	USA	} frei verfügbar
BRUCH	BRD	
CEFLASH	USA	} Privat-Eigentum
SATAN	USA	
CRAFT	USA	
BURST	BRD	
LECK	BRD	
TRAC	USA	} in Entwicklung befindlich
RELAP V	USA	
DRUFAN	BRD	

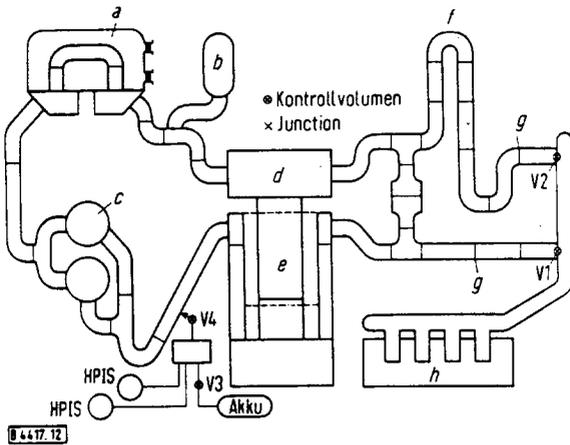


Abb. 12. Nodalisierung in Programm RELAP4 für LOFT-Anlage. a Dampferzeuger, b Druckhalter, c Umwälzpumpen, d oberes Plenum, e Kernsimulator, f Dampferzeugersimulator, g Bruchquerchnitt, h Druckabbausystem.

nisch von großem Vorteil, wenn auch theoretisch und für den exakten Wissenschaftler nicht immer ganz zufriedenstellend, sind hier einfache empirische analytische Beziehungen, deren Zuverlässigkeit und Gültigkeit anhand von Experimenten mit Teilsystemen kontrolliert und angepaßt wurden.

Rechenprogramme, die zur Beschreibung des Druckentlastungsvorganges in kerntechnischen Anlagen erarbeitet wurden, sind in Tab. 1 zusammengestellt. Sie sind bis auf einige wenige – CEFLASH, SATAN und CRAFT – deren Grundkonzept noch aus der U-Boot-Reaktorentwicklung stammt, frei zugänglich. Sie benötigen in der Regel große Rechenmaschinen – z. B. Cyber 76 oder IBM 360 –, und ihre Rechenzeit kann das 10- bis 100fache der tatsächlichen Zeit des Druckentlastungsvorganges – Echtzeit genannt – betragen. Bei neu in Arbeit befindlichen Programmen – TRAC [12], RELAP V [13] und DRUFAN [14] – zeichnen sich zwei Entwicklungsrichtungen ab. In großräumigen Behältern werden die Strömungsvorgänge zwei- und dreidimensional beschrieben, und in Bereichen, in denen thermodynamisches Ungleichgewicht zu erwarten ist, werden Rechenansätze entwickelt, die den Energie-, Stoff- und Impulsaustausch zwischen den Phasen berücksichtigen. Wichtige physikalische Modelle sind dabei die zuvor behandelte Phasenseparation und das kritische Ausströmen aus der Leck- oder Ventilöffnung.

An zwei Vergleichen soll beispielhaft erläutert werden, wie zuverlässig sich die Strömungsvorgänge während der Druckentlastung mit solchen Programmen vorhersagen lassen und welchen Einfluß Annahmen bei Ausströmmodellen haben. Die unempfindlichste Variable ist im allgemeinen der Druck selbst, deshalb soll hier nicht näher darauf eingegangen

werden. Wesentlich schwieriger sind der Mengenstrom und die Dichte bzw. der Dampfgehalt in den einzelnen Abschnitten der Anlage vorherzusagen.

Abb. 13 zeigt für einen Versuch in der LOFT-Anlage den Vergleich zwischen Experiment und Rechnung mit Hilfe des RELAP IV/MOD 5-Programmes [15].

In Abb. 13 ist der Einfluß verschiedener Modellannahmen auf den Mengenstrom in einer Leitung nahe der Bruchstelle wiedergegeben. Die hinter den Modellnamen angegebenen Zahlen bedeuten die Annahme für den Einschnürungskoeffizient der Strömung an der blendenförmig angenommenen Bruchstelle. Man sieht aber auch, daß die meßtechnische

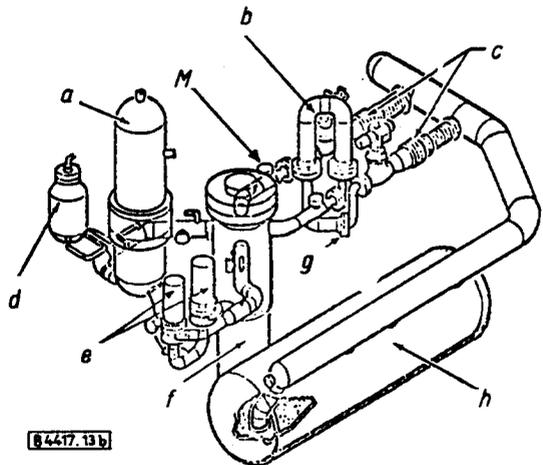
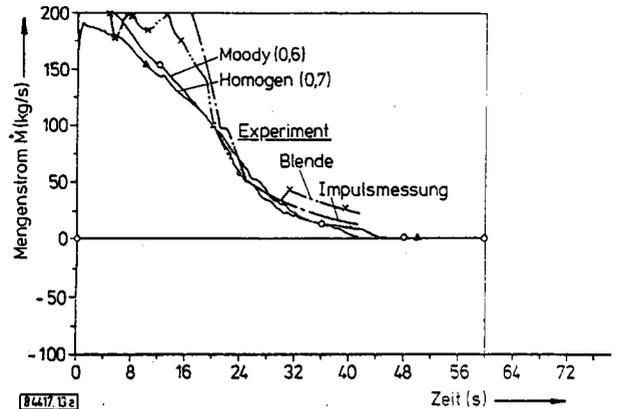


Abb. 13a und b. Mengenstrom bei Druckentlastung (LOFT, kalter Strang).

a Dampferzeuger, b Dampferzeuger-Simulator, c Blowdown-Ventile, d Druckhalter, e Pumpen, f RDB, g Pumpen-Simulator, h Druckabbausystem, M Meßpunkt.

Erfassung des Mengenstromes Schwierigkeiten bereitet, da für ein und dasselbe Experiment die Anzeige aus einer Blendenmessung andere Werte ergibt als die mit Hilfe eines Impulsmessers, der als Widerstandsgeber arbeitet. Die Übereinstimmung zwischen Messung und Rechnung ist nach der ersten heftigen Druckabbauphase gut.

Schwieriger wird die Vorhersage der Dichte, da hier Annahmen über die Dampfverteilung in der Flüssigkeit und über Verdampfungseffekte stark eingehen. In Abb. 14 ist für einen anderen Abschnitt der Rohrleitung des LOFT-Versuchsstandes ein Vergleich zwischen Messung und Rechnung angestellt. Bei der Rechnung wurde zwischen einer Voraus- und einer Nachrechnung unterschieden, was bedeutet, daß bei der Vorausrechnung, die vor der Durchführung des Experimentes erfolgte, man von vorher festgelegten und

vorgesehenen Anfangswerten für Druck, Temperatur und Bruchöffnung beim Versuch ausging, die dann im Experiment nicht ganz exakt eingehalten werden konnten, weshalb bei der Nachrechnung, die auf den tatsächlich experimentell gegebenen Anfangsbedingungen fußt, aber sonst gleiche theoretische Annahmen enthält wie die Vorausrechnung, sich leichte Korrekturen ergaben. Der Vergleich zeigt, daß der Dampf an

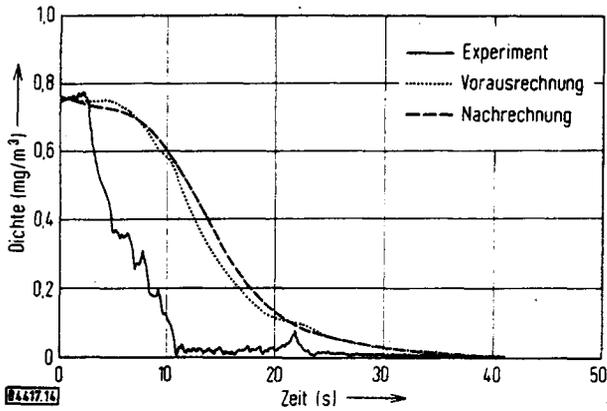


Abb. 14. LOFT L1-4: Dichte im gebrochenen Loop, heißer Strang.

der zur Diskussion stehenden Stelle wesentlich weniger Flüssigkeit mit sich trägt als die theoretischen Analysen vorhersagen.

Bei dem Vergleich Messung/Rechnung muß man aber auch sorgfältig prüfen, wie genau die Meßsonden und damit, wie zuverlässig die Meßergebnisse sind. Dies gilt insbesondere für die experimentelle Erfassung zeitlich sich rasch ändernder zweiphasiger Mengenströme. Herkömmliche Strömungsmesser wie z. B. Prandtl-Rohre oder Pitot-Rohre sind für zweiphasige Strömungen nicht geeignet. Man benützt in der Regel Impulsmesser und Turbinen, deren Signale man zusammen mit der Anzeige einer Dichtemessung –  $\gamma$ -Strahl-Schwächungsmethode – kombiniert und so versucht, eine zuverlässige Aussage über den Mengenstrom zu erhalten. Am einfachsten ist die Erfassung des zeitlichen Verlaufs des Mengenstromes, wenn man das Zweiphasengemisch in einen Behälter strömen läßt, es dort kondensiert und über Wägung oder über Messung der Höhe des Flüssigkeitsspiegels, die zulaufende Menge bestimmt. Dies geschieht bei der LOFT-Versuchsanlage im Druckabbausystem. Meßsonden, die in die Zulaufleitungen zu diesem Druckabbausystem eingebaut sind, können dann über diese Flüssigkeitsauffangmethode automatisch auch für instationäre Vorgänge geeicht werden. Abb. 15 zeigt einen Vergleich der Anzeigen verschiedener Meßsonden. Man sieht erhebliche Abweichungen zwischen den einzelnen Meßsonden und erkennt, daß keine der dort genannten Meßsonden oder Sondenkombinationen die Verhältnisse richtig erfaßt. Eine neuere Entwicklung für ein Meßsystem instationärer, zweiphasiger Mengenströme stellt die in Abb. 16 gezeigte Kombination von Turbinenradzähler, Widerstandskörper und Dichte- bzw. Dampfgehaltmessung dar. Für die richtige Anzeige muß die Turbine möglichst homogen über den Querschnitt angeströmt werden, deshalb sind ihr Siebe vorgeschaltet. Die Messung des Dampfgehaltes mittels der  $\gamma$ -Strahl-Schwächungsmethode ist zwar durchaus zuverlässig aber meist nicht schnell genug, es sei denn, man setzt Strahlungsquellen extrem hoher Aktivität ein, was wiederum erhebliche Abschirmaufwendungen erfordert. Eine kapazitiv induktive Methode, welche die Impedanz in konzentrischen Ringräumen über den Strömungsquerschnitt mißt, hat den Vorteil wesentlich geringerer Trägheit, aber den

Nachteil, daß sie – wenn auch unter stationären Strömungsbedingungen – geeicht werden muß, was wiederum mit Hilfe der  $\gamma$ -Strahl Schwächungsmethode erfolgen kann. Dieses Meßsystem kann relativ klein gebaut werden und ist damit für örtliche Untersuchungen gut geeignet. Große Abmessungen verursachen zwar prinzipiell keine konstruktiven Schwierigkeiten, führen aber beim Turbinenradzähler zu einer Vergrößerung der Trägheit, und man muß darauf achten, daß bei den zu erwartenden Strömungsgeschwindigkeiten die Fliehkräfte an den Turbinenschaufeln nicht zu groß werden.

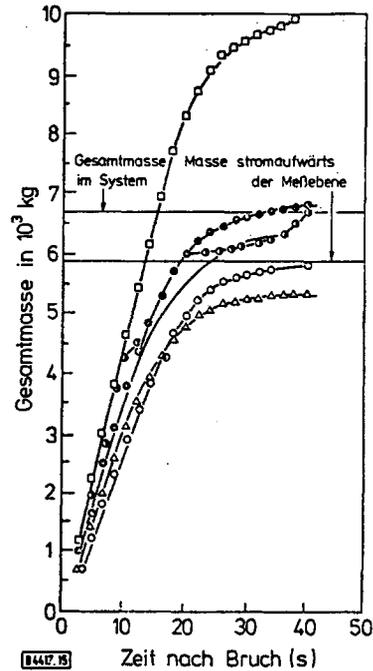


Abb. 15. Massenstrom aus Bruchstelle, Vergleich verschiedener Meßmethoden. ● Impulsmesser mit Dichtemesser, △ Turbine mit Dichtemesser, □ Impulsmesser mit Turbine, ○ Druckdifferenzmessung. Druckabbau-Behälter: ● Flüssigkeitsspiegel, — RELAP-Berechnung.

## 5 Übertragbarkeit von Modellversuchen

Experimentelle und theoretische Ergebnisse über Druckentlastungsvorgänge in Apparaten und Anlagen liegen in detailliertem Grade und in zuverlässigem Maße bis heute nur für kerntechnische Anlagen vor, und die Aussagen sind deshalb zunächst auf das Fluid Wasser beschränkt. Für den Chemie-Ingenieur ist es nun von großem Interesse, ob und inwieweit diese Erfahrungen auf andere Stoffe, insbesondere aber auch auf Stoffgemische, übertragen werden können. Es erhebt sich damit die Frage, existieren Modellgesetze und wie groß ist ihre Aussagekraft.

Es scheint sinnvoll und zweckmäßig, bei der Diskussion der Übertragbarkeit in zwei Schritten vorzugehen, nämlich Modellüberlegungen zunächst nur für andere reine Stoffe und dann erst für Lösungen und Gemische anzustellen. Wenn und soweit in den Gleichungssystemen der Rechenprogramme die physikalischen Verhältnisse sinnvoll und richtig beschrieben sind, dann müßten sich, bei guter Kenntnis der Stoffwerte, diese Rechenprogramme auch auf reine Kohlenwasserstoffe oder auch anorganische Substanzen anwenden lassen. Die Frage ist allerdings, wie man die Stoffwerte in der Modellrechnung behandelt, da ja beim Druckentlastungsvorgang ein weiter Druckbereich überstrichen wird, und wie man

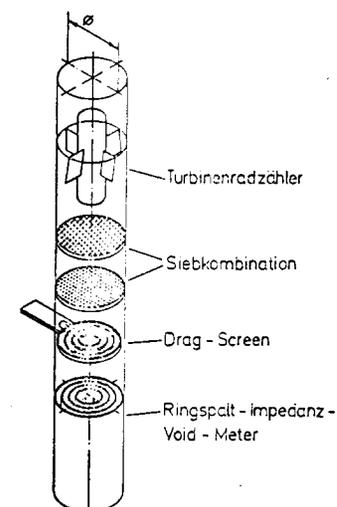


Abb. 16. Meßsystem-Kombination zur zweiphasigen Massenstromermittlung.

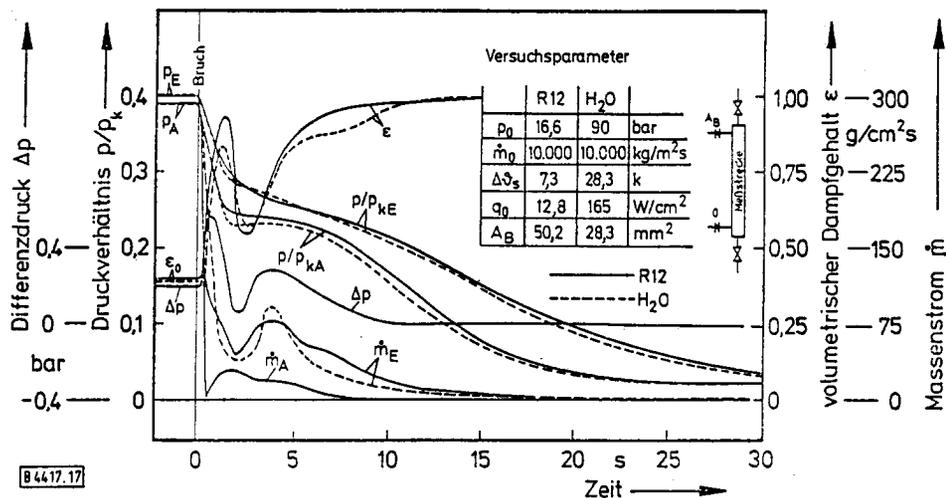


Abb. 17. Experimentelle Daten zum Kühlmittelverlust-Störfall, Vergleich von Wasser-Tests mit übertragenen R12-Werten.

Modellexperimente plant. Es ist hier nicht der Platz, im Detail auf die Ähnlichkeitstheorie einzugehen. Man kann aber eine einfache Vorstellung über Modellregeln für diese Stoffwerte dadurch geben, daß man zunächst von der Annahme ausgeht, daß die Stoffe bei gleichem reduziertem Druck, also bei gleichem Verhältnis von tatsächlichem zu kritischem Druck, sich ähnlich verhalten. Wenn man dann die Stoffwerte – thermische, kalorische Zustandsgrößen und Transportgrößen – über diesem reduzierten Druck aufträgt, so stellt man bei dem Vergleich fest, daß sie sich über den gesamten Druckbereich meist mehr oder weniger genau nur um einen konstanten Faktor unterscheiden. Die Stoffwerte gehen neben den fluiddynamischen Bedingungen in die Kennzahlen wie die Reynolds-Zahl, die Froude-Zahl, die Weber-Zahl usw. ein, und man kann den konstanten Faktor bei den Stoffwerten dann im Modellexperiment dadurch korrigieren, daß man die fluiddynamischen Größen wie z. B. die Geschwindigkeit entsprechend anpaßt, um wieder in die gleiche Größenordnung der Kennzahl für Modell und Original zu kommen. Damit gelingt es häufig, im Modellexperiment gleiche Verhältnisse wie im Original zu schaffen. Ein Beispiel für die Anpassung eines Modellexperimentes, das mit dem Kältemittel R 12 durchgeführt wurde, an die Originalverhältnisse, bei denen das Fluid Wasser war, zeigt Abb. 17. Es handelte sich dabei in einem Falle um einen großen Wasserkreislauf, bestehend aus Verdampfer, Kondensator und Umwälzpumpe, der mit Wasser betrieben wurde und im anderen Falle um einen kleinen Kreislauf mit gleichen Komponenten, in dem sich das Kältemittel R 12 befand. Mengenstrom, zeitliche Druckabsenkung und Dampfgehalt stimmen in beiden Anlagen relativ gut überein.

Wesentlich schwieriger werden die Verhältnisse, wenn aus den Erfahrungen mit reinen Substanzen auf Lösungen und Gemische geschlossen werden muß. Hier fehlen Kenntnisse über den Siedeverzug, das Ausdampfverhalten und den Stoffaustausch zwischen den Phasen unter stark instationären Bedingungen. Es sind deshalb zwei Gruppen von Experimenten anzuregen: Die eine beschäftigt sich mehr mit dem thermodynamischen Verhalten bei plötzlicher Druckentlastung sowie mit speziellen fluiddynamischen Bedingungen in für die Chemie charakteristischen Apparatekomponenten und Stoffkombinationen. Diese Versuche könnten im Labormaßstab an Universitätsinstituten und selbstverständlich auch in der Industrie durchgeführt werden. Daneben ist aber an einer etwas größeren Anlage das Zusammenwirken zwischen Entspannungsverdampfung im Behälter und Aus-

strömen aus dem Leck in technischem Maßstab zu untersuchen. Aktivitäten hierfür sind bereits bei der Hoechst AG eingeleitet. Schließlich ist zu prüfen, inwieweit in der Literatur verfügbare Rechenprogramme, die ursprünglich für kern-technische Anlagen erstellt wurden, vereinfacht und den fluiddynamischen Bedingungen verfahrenstechnischer Anlagen angepaßt werden können. Aus diesen vorhandenen Erfahrungen heraus, zusammen mit gezielten und wohl geplanten Modellexperimenten, sollte es möglich sein, zuverlässige Rechenverfahren für die Vorhersage der Druckentlastung in Chemie-Anlagen ohne zu großen finanziellen Aufwand zu erarbeiten.

Eingegangen am 26. Januar 1981 [B 4417]

## Literatur

- [1] *Vieczn, H.-H.*: Dissertation, Universität Hannover (1980).
- [2] *Wilson, J. F. u. a.*: Trans. Am. Nuc. Soc. 4 (1961) Nr. 2, S. 151.
- [3] *Sterman, L. S.*: Zh. Tech. Fiz. 26 (1956) S. 1519.
- [4] *Margulova, T. H.*: Trans. Power Inst. M. V. Molotow 11 (1953) S. 28.
- [5] *Nurbatov, A. V.*: Trans. Power Inst. M. V. Molotow 11 (1953) S. 46.
- [6] *Zuber, N. Findlay, J. A.*: Trans. ASME, J. Heat Mass Transfer 87 (1965) S. 453/468.
- [7] *Moody, F. J.*: Trans. ASME, J. Heat Mass Transfer 87 (1965) S. 134.
- [8] *Fauske, H. K.*: Chem. Eng. Prog., Sympos. Ser. 61 (1965) S. 210.
- [9] *Henry, R. E.*: Nuc. Sci. Eng. 41 (1970) S. 336.
- [10] *Richter, H. J.*: Minas, Se. E.: Separated Flow Model for Calculation of Critical Two-Phase Flow, Submitted to EPRI (1978).
- [11] *Robinson, H. C.*: LOFT Systems and Test Description (Loss-of-Coolant Experiments Using a Core Simulator), TREE-NU-REG-1019, EG & G, Idaho, Inc., (1976).
- [12] TRAC-P1: An Advanced best Estimate Computer Program for LWR LOCA Analysis, Los Alamos, Scientific Laboratory Report, LA-7279-MS, (1978).
- [13] *Wolfert, K.*: The Simulation of Blowdown Processes with Consideration of Thermodynamic Nonequilibrium Phenomena, Proceedings of the CSNI Specialists Meeting, Toronto (1976), S. 176.
- [14] *Rhamson, V. H. u. a.*: Code Development and Analysis Program, CDAP/TR/057, (1979).
- [15] *Rettig, W. H.*: RELAP 4/Mod 5, A computer program for transient thermalhydraulic analysis of nuclear reactors and related systems, EG & G Inc. Corp., Idaho Falls, Idaho/USA 1976.