

**DAS PROBLEM DES VERSAGENS MECHANISCHER BAUTEILE  
BEI DER ZUVERLÄSSIGKEITSANALYSE  
VON SYSTEMEN IN KERNKRAFTWERKEN**

**(CONSIDERATIONS ON THE INFLUENCE OF FAILURE  
OF MECHANICAL COMPONENTS ON THE RELIABILITY  
OF NUCLEAR POWER PLANT SYSTEMS)**

**E. DRESSLER, P. KAFKA**

*Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagensicherung, Reaktorstation,  
D-8046 Garching, Germany*

**SUMMARY**

For estimating the risk of nuclear power plants, the reliability analysis of the various intermeshed systems is an important aid. In this respect, component failures which make the operation of engineered safeguards necessary or lead to a breakdown of such a safety system, have to be mainly considered.

To be able to calculate the reliability of a system it is necessary to know the reliability data of all components of the system. For obtaining these data, there are principally two methods which can be applied in practice:

1. To get to know the failure frequency distribution and the failure rate of a component, a number of identical components has to be watched under defined conditions and each failure has to be recorded. As the failure rates of components used in reactor systems are rather small, the number of the observed components and the observation time generally have to be very large.
2. For some components, e.g. pipes, it is impossible to gain the statistical characteristics in the way described above, because investigations would require too many components of the same type for a too long time. So the reliability data of a component have to be calculated with respect to fabrication specifications and operation conditions. For this purpose design and quality control of components have to be considered as well as statistical investigations of similar samples under various conditions and empirical tests of the material which the components are made of.

This paper treats the problems mentioned above by means of quantitative reliability estimations of an actual emergency core cooling system. Especially the probability of ruptures of important pipes considering the stress and strength distributions and their influence on the reliability of the whole system shall be discussed. The aim of our work is to modify evaluation methods based on the conventional structural mechanics by means of probability theory in order to make the reliability analysis a better and better tool for risk estimations of nuclear power plants.

## 1. Problemstellung

Bei Kernkraftwerken gilt es, die Integrität des Primärsystems über die gesamte Lebensdauer der Anlage sicherzustellen. Zu diesem erklärten Ziel muß verstärkt versucht werden, diese "Sicherstellung" zahlenmäßig auszudrücken und ein daraus sich ergebendes Not- und Nachkühlsystem (NNS) in seiner Verfügbarkeit und Zuverlässigkeit zu untersuchen, bzw. nach einem notwendigen Standard dieser Kenngrößen zu planen und zu erstellen.

Soll nun für das NNS, das bekanntermaßen ein komplexes Rohrleitungssystem mit Pumpen, Armaturen, Wärmetauschern usw. darstellt, die Verfügbarkeit oder Zuverlässigkeit berechnet werden, so muß man sich auf die z. Z. aus der Literatur bekannten Ausfalldaten stützen.

Speziell im Falle eines Kühlmittelverlust-Störfalles, bei dem in bestimmten Rohrleitungsabschnitten des NNS neben starken Druckänderungen auch Temperaturschocks auftreten, fehlen die entsprechenden statistischen Daten. Daher ist es notwendig, die Möglichkeit von Rohrleitungsbrüchen im NNS als Folge eines Kühlmittelverluststörfalles zu analysieren. Dabei interessiert vor allem, wie die Wahrscheinlichkeit eines Einspeiseleitungsbruches zum Zeitpunkt des Störfalles im Verhältnis zu der Wahrscheinlichkeit liegt, daß eine Redundanzgruppe des NNS bei diesem Störfall nicht in Betrieb geht.

In dieser Ausarbeitung wird die Analyse der Nichtverfügbarkeit einer NNS-Redundanzgruppe eines typischen Druckwasserreaktors mit Hilfe einer Fehlerbaumanalyse und die Analyse der Versagenswahrscheinlichkeit einer "heißen" Einspeiseleitung dieser Redundanzgruppe mit Hilfe der Bruchmechanik durchgeführt und ist im folgenden dargestellt.

## 2. Methoden und Lösungsweg

Die Verfügbarkeit einer Redundanzgruppe des Not- und Nachkühlsystems /1/ bei einem Kühlmittelverlust-Störfall wurde mit einem Simulationsprogramm /2/ abgeschätzt. Dabei wurden zuerst zwei vereinfachte Fehlerbäume /3/ aufgestellt, die in Abb. 1 und Abb. 2 dargestellt sind. Die zu den einzelnen Eingängen gehörigen Ausfall- und Reparaturdaten sind in Tabelle 1 zu finden. Da die Berechnung der Verfügbarkeit einfacher Systeme keine Schwierigkeiten bietet, sei hier nur noch erwähnt, daß der Eingang in den Fehlerbaum in Abb. 1 "Bruch der heißen Einspeiseleitung (HE) als Folge des Kühlmittelstörfalles" kein zeitabhängiger Fehler ist. Die Eintrittswahrscheinlichkeit dieses Eingangs muß also separat abgeschätzt werden.

Den Bruch einer vollständig materialfehlerfreien Rohrleitung aufgrund bestimmter extremer Belastungen wahrscheinlichkeitstheoretisch zu untersuchen erscheint nicht sinnvoll, da ja die betrachteten Rohrleitungen für sämtliche

auftretenden Belastungen - noch dazu mit einem entsprechend hohen Sicherheitsfaktor - ausgelegt sind /4/. Von nennenswerter Wahrscheinlichkeit könnte bei einer heißen Einspeiseleitung dagegen ein Bruch an den Schweißnähten und deren Wärmeeinflußzone sein, oder ein Bruch, der aufgrund der Erweiterung kleiner Anfangsrisse durch zyklische Belastung erfolgt.

In dieser Untersuchung soll die Wahrscheinlichkeit eines Bruches eines Rohrstückes in einer heißen Sicherheitseinspeiseleitung zwischen dem Hauptkühlkreislauf und der davorliegenden letzten Rückschlagklappe abgeschätzt werden, der von der Erweiterung flacher Oberflächenrisse über die Lastzyklen herrührt. Dabei ist bekannt, daß auch die heißen Einspeiseleitungen bis zur zweiten Absperrarmatur vor der Inbetriebnahme des Reaktors, wie alle Komponenten der Abnahmeklasse 1 /5/, 100 % Ultraschall- und Oberflächenriß-geprüft werden und somit Anfangsrisse auf sehr kleine Abmessungen beschränkt sind oder nur durch Fehlprüfung unentdeckt bleiben können /6/.

Für das Rißwachstum stützen wir uns auf die experimentell ermittelte Formel/7/:

$$\frac{db}{dN} = M(\Delta k)^n \quad (1)$$

Wobei  $\frac{db}{dN}$  die Rißwachstumsrate pro Lastzyklus darstellt;  $\Delta k$  ist die Spannungsintensitätsänderung pro Zyklus, M und n sind Materialkonstanten.

Aus den Spannungsintensitätsänderungen  $\Delta k$  für Längs- und Umfangsrisse nach/8/

$$\Delta k = \left[ \frac{2S}{r \cdot b} \tan\left(\frac{\pi \cdot b}{2S}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot 1.12 (\pi \cdot b)^{\frac{1}{2}} \frac{\Delta p \cdot R}{S} \quad (2)$$

$$\Delta k = \left[ \frac{2S}{r \cdot b} \tan\left(\frac{\pi \cdot b}{2S}\right) \right]^{\frac{1}{2}} \cdot 1.12 (\pi \cdot b)^{\frac{1}{2}} \frac{\Delta p \cdot R}{2S} \quad (3)$$

sieht man, daß die für den Längsriß bestimmende Spannungsintensitätsänderung (Gl. 2) um den Faktor 2 größer ist als beim Umfangsriß. Dies gilt allerdings bekanntermaßen nur dann, wenn man Biegespannungen, Wärmespannungen, Spannungen aus Rohrverschiebungen, aus Erdbebenbeschleunigungen, die vorwiegend nur im Falle des Umfangsrisse (Gl. 3) einen Einfluß hätten, vernachlässigt. Im speziellen Fall der heißen Einspeiseleitung (Werkstoff Nr. 1.4541) scheint aufgrund der Verlegung und der Temperaturverhältnisse diese Vernachlässigung auch zulässig.

Daraus kann man zusammen mit dem Wissen, daß n bei austenitischem Stahl etwa zwischen 3 und 4,5 liegt, schließen, daß die Wahrscheinlichkeit eines Rohrbruchs aufgrund des Wachstums eines longitudinalen Anfangsrisse um mindestens eine Zehnerpotenz größer ist als die entsprechende Wahrscheinlichkeit bei Umfangsrisse. Aus diesem Grund beschränken sich die im folgenden dargestellten Untersuchungen auf longitudinale Anfangsriss, also Längsriss.

Eine weitere Vorabschätzung zur Einschränkung des Gesamtkomplexes für die vorliegende Arbeit betrifft die zu untersuchenden Lastwechsel (siehe Tabelle 2).

Hier sieht man mit Hilfe von Formel (1) und (2) schnell, wenn man berücksichtigt, daß  $n$  größer als 3 ist, daß im normalen und anormalen Betrieb des Reaktors nur zwei wesentliche zyklische Druck-Belastungen für dieses Rohr berücksichtigt werden müssen, nämlich das An- und Abfahren (etwa 6mal pro Jahr) und das Abfahren zum Nachkühlbetrieb für kurze Reparaturen (etwa 2mal pro Jahr) da diese Lastwechsel bei weitem die größten Druckdifferenzen bringen.

Im folgenden soll hier nur das An- und Abfahren ausführlich behandelt werden, wobei jedoch das Abfahren zum Nachkühlbetrieb im Endergebnis berücksichtigt wird. Grundsätzlich haben sich Art und Häufigkeit dieser Lastwechsel durch Betriebserfahrungen bereits bestätigt /17/. Zuletzt sei noch erwähnt, daß Spannungsintensitätsänderungen aufgrund von zyklischen Temperaturänderungen von  $50^{\circ}\text{C}/\text{h}$  beim An- und Abfahren für die heiße Einspeiseleitung vernachlässigt werden können. Wärmespannungen, die mit der folgenden Formel (4) aus /9/ berechnet werden, erreichen nämlich nur maximale Werte von  $0,3 \text{ kp}/\text{mm}^2$  beim An- und Abfahren.

$$\sigma_w = \pm \frac{5}{10^{10}} \cdot E \cdot W_y \cdot S^2 \quad (4)$$

Die Formeln (1) mit (3) bilden bereits den einen Teil der Grundlagen für die Berechnung der Wahrscheinlichkeit eines Bruchs der heißen Einspeiseleitung aufgrund eines Kühlmittelverlust-Störfalls. Der andere Teil betrifft die maximale Tiefe, die ein Riß aufweisen darf, ohne daß das betrachtete Rohrstück aufgrund der auftretenden Spannungen versagt, also die sog. Bersttiefe  $h$ .

Diese ergibt sich bei Längsrissen, deren Tiefe nicht größer als die Hälfte d. Wanddicke  $S$  ist, nach /8/ zu:  $h = \frac{1}{\sigma^* + 2\sigma_w} (\sigma^* \cdot S - p \cdot R + S \cdot \sigma_w)$  mit

$$\sigma_w = \frac{\beta_w \cdot E \cdot \Delta T}{2(1-\nu)} \quad \text{und} \quad \sigma^* = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2,4} \quad /10/ \quad (5)$$

mit  $\sigma^*$ ... flow stress,  $\sigma_y$ ... yield stress,  $\sigma_u$ ... ultimate stress

Zur Bestimmung der Bruchwahrscheinlichkeit wird nun die Wahrscheinlichkeit abgeschätzt, mit der ein Riß der Länge  $a$  die Bersttiefe  $h$  übersteigt, die durch den beim Kühlmittelverlust auftretenden Temperaturschock (Einspeisung kalten Wassers durch diese in einem begrenzten Bereich auf Betriebstemperatur von ca.  $310^{\circ}\text{C}$  sich befindende Leitung) im wesentlichen bestimmt wird.

Um ein quantitatives Ergebnis zu erzielen, werden dabei für sämtliche Größen, die in den Gleichungen (1), (2) und (5) auftreten, Wahrscheinlichkeitsverteilungen festgelegt, deren Art, Mittelwert und Varianz für alle wichtigen Größen in Tabelle 3 zu finden sind. Dabei konnte man sich leider nur ungenügend auf experimentelle Daten beziehen, die noch dazu nicht selten von einander abweichen. Als Beispiel seien nur die Materialkonstanten  $M$  und  $n$  in verschiedenen Veröffentlichungen genannt /8/, /11/.

Bei der Verteilung der Anfangsrisse stützt man sich sinnvollerweise nur auf die größten Risse; die angegebenen Parameter in Tabelle 3 gelten also für die m tiefsten Anfangsrisse der heißen Einspeiseleitung, wobei natürlich berücksichtigt werden muß, daß die Rohre mit Hilfe von Ultraschall und einer Oberflächenriß-Nachweismethode geprüft sind. Da jedoch praktisch nur die "nicht mehr erlaubten" Risse protokolliert werden, ist die Verteilung der Anfangsrisse nicht ausreichend gesichert /11/.

Da also die Parameter vieler Größen experimentell nicht genügend belegt sind, wird in dieser Arbeit die gesuchte Wahrscheinlichkeit einmal für mehr optimistische und einmal für mehr pessimistische Annahmen abgeschätzt. Es soll betont werden, daß die Verteilungen auch im pessimistischen Fall so gewählt werden, daß die Wahrscheinlichkeit, daß ein Riß von Anfang an durch die gesamte Wanddicke reicht oder daß die Bersttiefe h größer als die halbe Rohrwanddicke ist, nicht wesentlich in das Endergebnis eingeht.

Die Berechnung wurde mit zwei Methoden durchgeführt, einmal mit der Monte-Carlo-Methode, wobei "importance sampling" /12/ verwendet werden mußte, da die gesuchten Wahrscheinlichkeiten sehr klein waren, und daher ohne varianzreduzierende Methoden die Rechenzeiten zu lang gewesen wären. Außerdem wurde mit Hilfe der Momentenmethode /13/ die gesuchte Wahrscheinlichkeit abgeschätzt, wobei weitgehende Übereinstimmung in den Ergebnissen erzielt wurde.

### 3. Annahmen und Ergebnisse

Bei Gleichung (1), die das Rißwachstum beschreibt, sind, wie bereits erwähnt, die experimentell ermittelten Werte M und n in verschiedenen Veröffentlichungen unterschiedlich. Dies hängt sicher von nicht völlig identischen Versuchsbedingungen ab, des weiteren von Schwankungen der Materialeigenschaften aufgrund geringer Legierungs- und Wärmebehandlungsunterschiede etc. und den Streubreiten der Ergebnisse in einer Versuchsserie (siehe auch /14/). Allerdings erscheinen die Unterschiede auf den ersten Blick teilweise höher, als sie in Wirklichkeit sind. So ist bei /8/ für M der Wert  $9 \cdot 10^{-21}$  und für n der Wert 3,5 zu finden; bei /11/ dagegen für M der Wert  $5,5 \cdot 10^{-26}$  und 4,45 für n (Dimensionen hier in psi und inch). Unter den später genauer spezifizierten Bedingungen ergibt sich so nach /8/ ein  $\frac{db}{dN}$  von  $2,5 \cdot 10^{-6}$  mm/Zyklus, nach /11/ von  $5 \cdot 10^{-8}$  mm/Zyklus, also nur mehr ein Unterschied um den Faktor 20.

Wie man aus dem obigen Beispiel sieht, sind M und n nicht unabhängig voneinander. Weitgehende Unabhängigkeit der beiden Größen ist gewährleistet, wenn der Wert M in einen Wert  $M^* = M(\bar{\Delta k})^n$  übergeführt wird mit  $\bar{\Delta k}$  als Mittelwert von  $\Delta k$ .

Aus (1) wird dann:

$$\frac{db}{dN} = M^* \left( \frac{\Delta k}{\bar{\Delta k}} \right)^n \quad (1')$$

In diesem Fall kann eine Variation von  $n$  vernachlässigt werden. Die Verteilung von  $\frac{db}{dN}$  für die optimistische Abschätzung ist in Abb. 3 zu finden. Zugrundegelegt wurden die in Tabelle 3 angegebenen Mittelwerte der einzelnen Parameter. Dabei spielen, wie man aus Gleichung (6) entnehmen kann, für den Wert  $\frac{db}{dN}$  schließlich nur die Verteilungen von  $M^*$  und der Anfangsrißtiefe  $b$  eine wesentl. Rolle

$$\begin{aligned} \text{Var}\left(\frac{db}{dN}\right) &= \sum_{i=1}^m \left(\frac{\partial(\frac{db}{dN})}{\partial X_i}\right)^2 \cdot \text{Var}(X_i) \\ &= M^{*2} \sum \left(\frac{\text{Var}(M^*)}{M^{*2}} + \frac{\text{Var}(b)}{b^2} \cdot \frac{49}{16} + \dots\right) \end{aligned} \quad (6)$$

mit  $M^* \approx$  Mittelwert von  $\frac{db}{dN}$

Die mittlere Anfangsrißtiefe wurde dabei einmal zu 1 mm und einmal zu 2 mm gewählt. Als Standardabweichung  $s$  der  $10 \log b$  vom Mittelwert 0 bzw.  $10 \log 2$  wurde in beiden Fällen 0,1 gewählt. Damit ist gewährleistet, daß ein durch die Ultraschallprüfung nicht entdeckter Anfangsriß, der durch die volle Rohrwanddicke reicht, eine Wahrscheinlichkeit von nicht mehr als  $10^{-20}$  besitzt - eine Größenordnung, die selbst bei Sicherheitsbetrachtungen keine Rolle spielt.

Weiterhin wurden mit den Annahmen der Mittelwerte  $\bar{b}$  die Vorschriften des ASME Code, Section III /14/ beachtet, die besagen, daß eine erlaubte Rißtiefe mal Rißlänge im Referenzbauteil nicht mehr als 5 % der Wanddicke mal Einheitslänge betragen darf. (Die entsprechenden Richtlinien aus dem sich in Überarbeitung befindlichen ASME Code, Section XI waren den Verfassern zur Zeit dieser Ausarbeitung noch nicht bekannt /6/).

Da es sich bei diesen Betrachtungen um das Wachstum eines "flachen" Risses handelt, muß zusätzlich gewährleistet sein, daß die Anfangsrißtiefe nicht größer als  $5 \div 10$  % der Wanddicke ist. Dies ist durch obige Annahme bei einer mittleren Wanddicke  $\bar{S} = 20$  mm erfüllt.

Für die Bersttiefe  $h$  ergibt sich bei je 20 % Standardabweichung von  $\sigma_w$  und  $\sigma^*$  ein Erwartungswert von 12 mm und eine Standardabweichung von etwa 0,66 mm. Wie mit der Momentenmethode berechnet wurde, ist  $\mu_3(h) \approx 0$  und die Kurtosis  $\beta_2(h) = 2,9$ , so daß in guter Näherung  $h$  als Gauß-verteilt angenommen werden kann - bei Gaußverteilungen ist ja bekanntlich  $\mu_3 = 0$  und  $\beta_2 = 3$ . Bemerkenswert ist, daß Werte von  $h$  unter 10 mm, also kleiner als die halbe Wanddicke, recht unwahrscheinlich sind, somit die Anwendung der Formel (5) völlig gerechtfertigt ist.

Als interessantes Zwischenergebnis erscheint vielleicht noch die Aussage, daß bei einem Anfangsriß von 1 mm das Rißwachstum  $\frac{db}{dN} = 1,7 \cdot 10^{-2}$  mm/Zyklus betragen muß, damit nach insgesamt 60 mal An- und Abfahren und 20 mal Abfahren zur Nachkühlung der Riß 12 mm Tiefe besitzt (Fall 1).

Wie man aus den obigen Zahlen für die Lastzyklen bereits entnehmen kann, wird als Problemzeit 10 Jahre angesetzt. Es wird also angenommen, daß nach etwa 10 Jahren eine Ultraschall-Wiederholungsprüfung /4/ stattfindet und kurz vorher ein Störfall "Kühlmittelverlust" eintritt.

Wie groß ist nun die Wahrscheinlichkeit eines aus einem Kühlmittelverluststörfall resultierenden Bruchs der heißen Einspeiseleitung? Diese Werte können nur ungefähr angegeben werden, da schon geringfügige Änderungen der Varianzen bzw. Mittelwerte starke Veränderungen in der Eintrittswahrscheinlichkeit des untersuchten Ereignisses hervorrufen.

Im Fall 1 (Daten in Tabelle 3) beträgt die Ausfallwahrscheinlichkeit

$$w \approx 10^{-18}$$

im Fall 2 (Daten in Tabelle 3) dagegen

$$w \approx 2 \cdot 10^{-7}$$

Es ist also zu sehen, welchen immensen Einfluß Änderungen der angenommenen Parametern haben. Man muß sich deshalb bewußt sein, daß diese angegebenen Wahrscheinlichkeiten nur "Wahrscheinlichkeitsbereiche" kennzeichnen, in denen solche Rohrleitungsversager auftreten können.

Bevor diese Ergebnisse nochmals zusammenfassend diskutiert werden, soll kurz die Nichtverfügbarkeit einer Redundanzgruppe angegeben werden, die mit dem Simulationsprogramm CRESSI 2 /2/ berechnet wurde

$$w^* = 4 \cdot 10^{-2}$$

Man sieht daraus, daß sowohl die aufgrund optimistischer als auch aufgrund pessimistischer Annahmen gerechneten Ausfallwahrscheinlichkeiten der heißen Einspeiseleitungen gegenüber der Nichtverfügbarkeit der übrigen Redundanzgruppe vernachlässigt werden kann.

#### 4. Diskussion der Ergebnisse

Bei der Diskussion der Ergebnisse sollte man sich bewußt sein, daß wegen der verhältnismäßig kurzen Anwendungsperiode von wahrscheinlichkeitstheoretischen Beurteilungen auf dem Kernkraftwerkssektor vor allem auf dem Gebiet statistischer Daten einzelner Komponenten Kenngrößen Lücken bestehen, die vorerst nur durch Annahmen umgangen werden können.

Des weiteren ist zu bedenken, daß bei den bis jetzt aufgetretenen Rohrleitungsversagern ein beträchtlicher Prozentsatz im Bereich einer Schweißnaht und ihrer Wärmeeinflußzone lagen. In diesen Bereichen wird die Festigkeitsbeurteilung weitgehend von einem detaillierten Qualitätssicherungsprogramm getragen,

das wiederum nicht zuletzt aufgrund der Möglichkeit menschlichen Versagens nur äußerst schwer in ein Zuverlässigkeitsmodell übertragbar sein dürfte.

Die bei dieser Arbeit erzielten Ergebnisse lassen andererseits erkennen, daß es durchaus möglich und auch im Sinne einer Entscheidungshilfe nutzbringend ist, durch "Herausgriff" eines Beurteilungskriteriums für die Festigkeit eines mechanischen Bauteils und durch dessen Durcharbeit mit den Methoden der Statistik sich ein Bild über die Versagenswahrscheinlichkeit zu machen (siehe auch /15/, /16/).

So kann als wesentliches Ergebnis dieser Arbeit folgendes gesagt werden:

Die Wahrscheinlichkeit, daß Oberflächenrisse von einer mittleren Anfangstiefe von  $5 \pm 10\%$  der Wanddicke nach Durchlauf von 10 Jahren Reaktorbetrieb im betrachteten geraden Rohrteil einer Einspeiseleitung eine solche Tiefe erreichen, daß im Falle der Sicherheitseinspeisung dieses Rohr versagt, liegt in einer Größenordnung, die zur Nichtverfügbarkeit des Not- und Nachkühlsystems keinen Beitrag liefert. Diese Aussage ergibt sich deshalb, da die Versagenswahrscheinlichkeit einer Einspeiseleitung als Folge der Kaltwasser-Einspeisung durch dieses Rohr im Falle eines Kühlmittelverluststörfalles auch bei pessimistischen Annahmen um ca. 5 Zehnerpotenzen unter der Nichtverfügbarkeit einer zugehörigen Redundanzgruppe des Not- und Nachkühlsystems zu diesem Zeitpunkt liegt.

Die zusätzliche Beurteilung der Versagensart dieses Rohres bei kontinuierlicher Innendrucksteigerung über die zulässigen Grenzen mit einem wie oben spezifizierten Anfangsriß nach /10/ auf der Basis der dort gemachten Experimente liefert die Versagensart "Leck". Das heißt, diese Aussage führt bei der gewählten relativen Beurteilung zur sicheren Seite, da ein "Leck" in dieser Leitung keinen kompletten Systemausfall bedeuten würde.

Als Empfehlung aus der bei dieser Untersuchung gemachten Erfahrung und den dabei aufgetretenen Schwierigkeiten kann man sagen, daß eine Ausdehnung der wahrscheinlichkeitstheoretischen Durcharbeit solcher Rohre auf noch andere Festigkeits-Beurteilungen (z.B. Rohrschwingungen) und eine Verfeinerung bzw. Kontrolle vorhandener Abschätzungen auf der Basis verbesserter theoretischer Formalismen und neuer, experimenteller statistischer Daten für Zuverlässigkeitsbetrachtungen zu Kernkraftwerkssystemen sinnvoll wäre.



5. Formelzeichen - Dimension - Benennung

R	mm	Mittlerer Rohrradius
S	mm	Rohr-Wanddicke
p	kp/mm <sup>2</sup>	Druck des Mediums innerhalb des Rohres
t	°C	Temperatur des Mediums innerhalb des Rohres
Δp	kp/mm <sup>2</sup>	Druckschwankung im Medium
Δt	°C	Temperaturschwankung im Medium
E	kp/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul
v	-	Querkontraktionszahl
σ <sub>r</sub>	kp/mm <sup>2</sup>	Radialspannung
σ <sub>B</sub>	kp/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit
σ <sup>*</sup>	kp/mm <sup>2</sup>	Fließspannung
σ <sub>w</sub>	kp/mm <sup>2</sup>	Wärmespannung
Δk	kp/mm <sup>2</sup> ·√mm	Spannungsintensitätsfaktor
β <sub>w</sub>	1/°C	Längenausdehnungskoeffizient
θ <sub>i</sub>	°C	Rohrwassertemperatur innen
θ <sub>a</sub>	°C	Rohrwassertemperatur außen
Δθ	°C	Temperaturdifferenz über die Rohrwand (radial)
w <sub>θ</sub>	°C/h	Temperaturänderungsgeschwindigkeit
α <sub>i</sub>	kcal/m <sup>2</sup> h°C	Wärmeübergangszahl Rohrwand innen
N	-	Lastwechselzahl <sup>1</sup>
$\frac{db}{dN}$	mm/Lastwechsel	Rißwachstum/Lastwechsel
a <sub>1</sub>	mm	Anfangsrißgröße
a	mm	Rißgröße nach N Lastwechsel
b	mm	Rißtiefe
h	mm	Bersttiefe
M		Materialkonstante zur Bestimmung des Rißwachstums
n		Exponent zur Bestimmung des Rißwachstums
s		Standardabweichung
Var		Varianz, zweites Moment
μ <sub>3</sub>		drittes Moment
β <sub>2</sub>		Kurtosis
w		Wahrscheinlichkeit
w <sup>*</sup>		Nichtverfügbarkeit
M <sup>*</sup>		normierte Materialkonstante M
$\bar{x}$		Mittelwert einer Größe x

6. Literatur

- / 1/ "Sicherheitsbericht", Kernkraftwerk Biblis, Block A Band 1, Band 2, 1969
- / 2/ DRESSLER, E., "Die Programme SAFTL und CRESSI", MRR in Vorbereitung
- / 3/ "Fehlerbaumanalyse, Methode und Bildzeichen", DIN-Normentwurf in Vorbereitung
- / 4/ "Rohrleitungen in kerntechnischen Anlagen; Auslegung, Herstellung, Prüfung", Normvorlage des FNKE in Ausarbeitung, Juli 1972
- / 5/ "Prüf- und Abnahmevorschriften für Rohrleitungen in Druckwasserreaktoranlagen", Spezifikation der Fa. Siemens vom 3.11.1970, für den TÜV freigegeben
- / 6/ "Periodic Inspection of Pressure Vessel", Proceedings of the Conference, London, 9-11 May 1972
- / 7/ PARIS, P.C., "The Fractive Mechanics Approach to Fatigue", Tenth Sagamore Army Materials Research Conference, August 1963, pp 107-132
- / 8/ SZY SLOW SKI, J.J., SALVATORI, R., "Determination of Design Pipe Breaks for the Westinghouse Reactor Coolant System", WCAP-7503, Rev. 1, February 1972
- / 9/ "Stahlrohre, Berechnung der Wanddicke gegen Innendruck", DIN 2413, Juni 1972
- /10/ EIBER, R.J., MAXEY, W.A., DUFFY, A.R., ATTENBURY, TH.J., "Investigation of the Initiation and Extent of Ductile Pipe Rupture", BMI 1866, July 1969
- /11/ WILSON, S.A., "Estimating Pipe Reliability by the Distribution of Time-to-Damage Method", GEAP 10452, March 1972
- /12/ HANDSCOMB, D.C., "Monte Carlo Techniques Theoretical", in The Design on Computer Simulation Experiments, Durham, Duke University Press 1969
- /13/ HAHN, G.J., SHAPIRO, S.S., "Statistical Models in Engineering", J. Wiley & Sons, New York 1967
- /14/ "ASME Boiler and Pressure Vessel Code", Section III, 1971, Addendas 1971, 1972
- /15/ KECECIOGIU, D., "Reliability Analysis of Mechanical Components and Systems", Nuclear Engineering and Design, Volume 19 (1972) No. 2
- /16/ VANDENBERG, S.R., "Reactor Primary Coolant System Rupture Study", Quarterly Progress Report No. 20, January-March 1970, GEAP 11069
- /17/ "Operating Experience with Nuclear Power Stations in Member States in 1971", IAEA-150

Tabelle 1 : Zusammenstellung von Daten für die Fehlerbaumauswertung einer Redundanzgruppe

Komponente	Testintervall TI [h]	Reparaturzeit RZ [h]	Fehlerart	Ausfallrate [h <sup>-1</sup> ]
Hochdruck Einspeisepumpe 1	580	16	a Komponente	1.10 <sup>-5</sup>
			b Steuerung	5.10 <sup>-5</sup>
			c Energievers.	1.10 <sup>-6</sup>
Niederdruck Einspeisepumpe 2	580	16	d Komponente	5.10 <sup>-6</sup>
			e Steuerung	5.10 <sup>-5</sup>
			f Energievers.	1.10 <sup>-6</sup>
Druckspeicher + zugeh. Armaturen 3	580	16	g Komponente	1.10 <sup>-6</sup>
			h Steuerung	1.10 <sup>-8</sup>
Nachkühler + zugeh. Armaturen 4	580	16	i Komponente	Abfahren
			j Steuerung	1.10 <sup>-8</sup>
Flutbehälter + zugeh. Armaturen 5	580	16	k Komponente	1.10 <sup>-8</sup>
			l Steuerung	1.10 <sup>-8</sup>
Dreiwegeventil Einspeiseleitungen 6	580	16	m Steuerung	5.10 <sup>-6</sup>
Sumpfarmatur 7	580	16	n Steuerung	3.10 <sup>-8</sup>
Rückschlagventil vor HKL 8	7000	-	o Komponente	1.10 <sup>-6</sup>
Absperrarmat. Querverbindung 9	580	16	p Steuerung	5.10 <sup>-9</sup>
Absperrarmatur Pumpenimpulsleit. 10	580	16	q Steuerung	3.10 <sup>-8</sup>
10 kV-Schiene 11	-	16	r Komponente Steuerung	3.10 <sup>-7</sup>
Heiße Einspeiseleitung 12	580	16	s Lock	

Tabelle 2: Zusammenstellung der Anzahl und Größe der verschiedenen Belastungszyklen einer heißen Einspeiseleitung nahe am Hauptkühlkreislauf

Fall	Normaler bzw. Anormaler Betrieb	Biblis Spezialifikation $N \sqrt{40a-1} \sqrt{a-1}$	verwend. Werte $\sqrt{a-1}$	Änderungen in heißer Einspeiseleitung	
				$\frac{\Delta p}{\max \Delta t}$	$\frac{\Delta t}{\max \Delta t}$
1	Betrieb Druck	10 <sup>6</sup>	10 <sup>5</sup>	± 2	-
2	Anfahren aus dem kalten drucklosen Zustand mit $\sqrt{50^\circ/\text{h}}$	240	6	+ 158	+ 290
3	Abkühlen und nachkühlen bis drucklos mit $\sqrt{50^\circ/\text{h}}$	240	6	- 158	-- 270
4	Abkühlen bis Übernahme Nachkühlsystem mit $\sqrt{50^\circ/\text{h}}$		2	- 133	- 176
5	Anfahren vor Nachkühlbetrieb mit $\sqrt{50^\circ/\text{h}}$		2	+ 133	+ 176
6	Lastrampe + 15%/min Lastrampe - 15%/min	$2,5 \cdot 10^4$	300 300	- 2 + 2	-
7	Lastsprung + 15% Lastsprung - 15%	10 <sup>5</sup>	1250 1250	- 4 + 6	-
8	Reaktorschnellschaltung	400	10	+ 10	-
9	Turbinenschnellschluß	80	2	+ 10	-
10	Turbinenausfall (1 Sek)		0,1	+ 2	-
11	Turbinenausfall (4 Sek)	80	2	+ 8	-

Tabelle 3: Verteilungstypus und Parameter für die wichtigsten Größen

Verteilungstypus:  
 Gaußverteilung (C) Wahrsch.dichte  $f(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} s} \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2s^2}\right]$   
 Lognormalverteilung (L) Wahrsch.dichte  $f(x) = \frac{10 \cdot \log^2}{\sqrt{2\pi} s x} \exp\left[-\frac{10 \cdot \log^2(x-\mu)^2}{2s^2}\right]$   
 mit  $\mu = 10 \log \bar{x}$

	Mittelwert	Fall 1 Varianz	$\mu$	s	Mittelwert	Fall 2 Varianz	$\mu$	s
$\Delta p$ (C)	1.58	0.02	ident.	ident.		wie 1)		
S (L)	20.2	0.16	1.31	0.005		wie 1)		
R (C)	120	1.8	ident.	ident.		wie 1)		
b (L)	1.0	0.15	0	0.1	2.10	0.3	0.3	0.1
N <sup>*</sup> (L)	2.5 · 10 <sup>-6</sup>	2 · 10 <sup>-6</sup>	-5.6	0.4	8.5 · 10 <sup>-6</sup>	14.7 · 10 <sup>-6</sup>	-5.9	0.4
$\Delta S$ (C)	130	26	ident.	ident.	130	39	ident.	ident.
p (C)	1.58	0.02	ident.	ident.		wie 1)		
$\sigma$ (C)	37.1	7.4	ident.	ident.	37.1	11.2	ident.	ident.

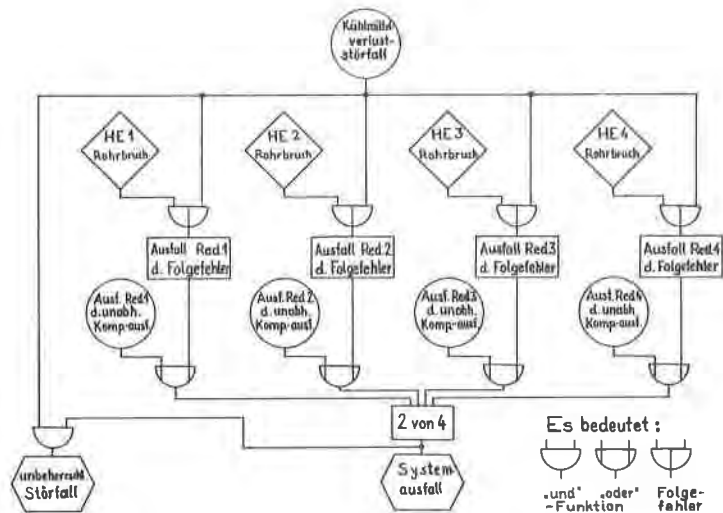


Abb. 1 Vereinfachte Logik zum Ausfall der Not- und Nachkühlung bei Bruch im kalten Teil des Hauptkühlkreislaufes

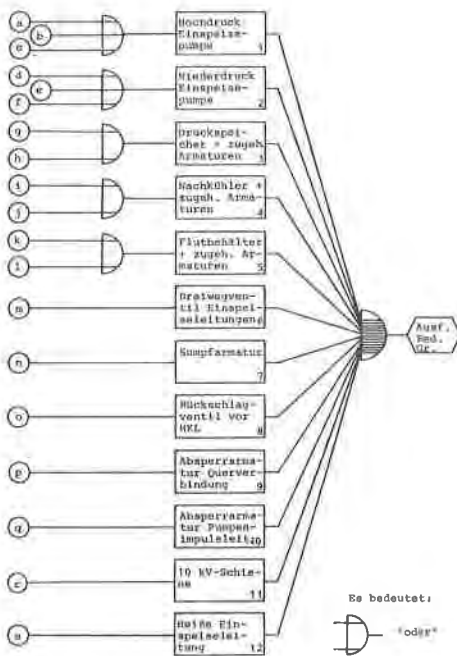


Abb. 2 Vereinfachter Fehlerbaum einer Redundanzgruppe, Flutphase; Bruch im kalten Teil des Hauptkühlkreislaufes

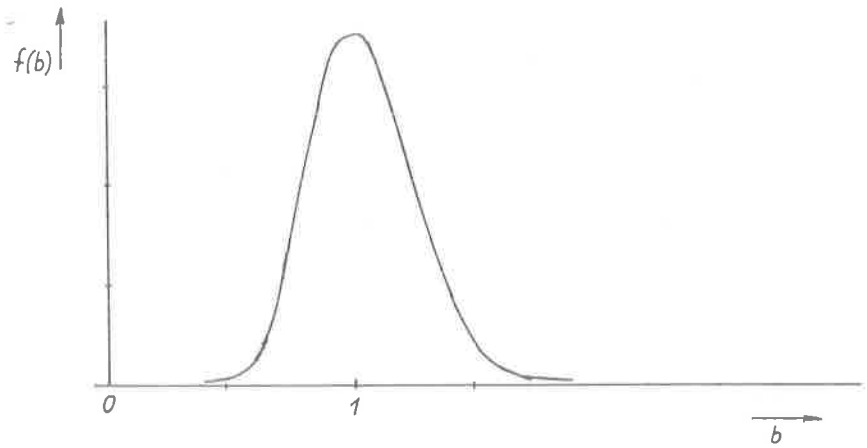


Abb. 3 Wahrscheinlichkeitsdichte für die Anfangsrißtiefe  $b$

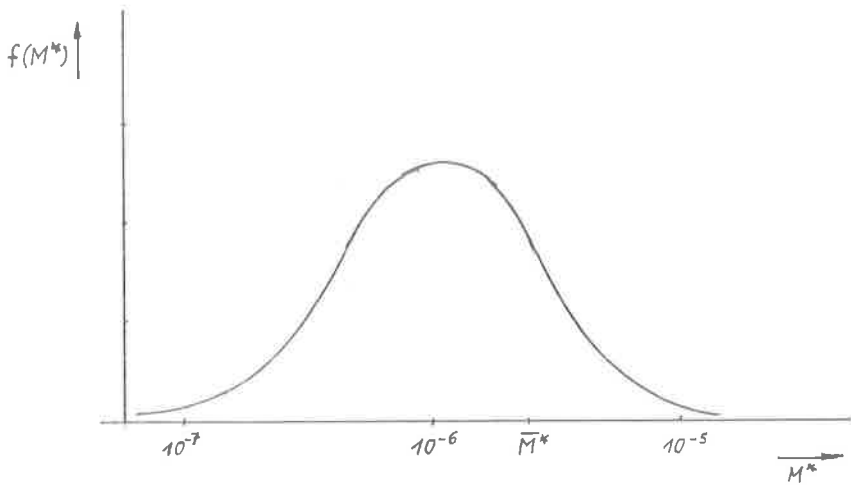


Abb. 4 Wahrscheinlichkeitsdichte für  $M^*$