

JAERI-M
85-001

JMTRにおけるLOCAの熱水力解析

1985年2月

桜井 文雄・小山田六郎

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

JMTRにおけるLOCAの熱水力解析

日本原子力研究所大洗研究所材料試験炉部

桜井 文雄・小山田六郎

(1985年1月8日受理)

JMTR (Japan Materials Testing Reactor) 炉心の高濃縮燃料 (濃縮度: 93%) から中濃縮燃料 (濃縮度: 45%) への転換に係る安全審査において, LOCA (Loss-of-Coolant Accident) の再評価が求められた。そして, 1次冷却系配管の両端破断によるLOCAの熱水力的検討の結果, 以下の事項が確認された。

- ① 燃料は炉心の冠水が維持されれば焼損しない。
- ② 1次冷却系配管の両端破断によるLOCAにおいて炉心が空気中に露出するのを防ぐためには, 1次冷却系配管の小破損を想定して設置されている現行のサイフォンブレイク弁 (ϕ 25 mm) を大口径のもの (ϕ 60 mm以上) に交換する必要がある。

サイフォンブレイク弁のサイズを検討するために, 計算コードSBAC (Siphon Breaker Analysis Code) を作成した。本コードの精度は5%以内であることが検証実験により確認できた。

Thermal-Hydraulic Analysis of Loss-of-Coolant
Accident in the JMTR

Fumio SAKURAI and Rokuro OYAMADA
Department of JMTR Project,
Oarai Research Establishment, JAERI

(Received January 8, 1985)

The reevaluation of the Loss-of-Coolant Accident (LOCA) was required through the process of a safety review for the Japan Materials Testing Reactor (JMTR) core conversion from the high-enriched uranium fuel (Enrichment : 93%) to the medium-enriched uranium fuel (Enrichment : 45%). The following were concluded by thermal-hydraulic analysis of a LOCA caused by a double-ended pipe break in the JMTR primary cooling system.

- (1) The fuel in the core does not burn-out as long as it is covered with water.
- (2) A larger siphon break valve (larger than $\phi 60\text{mm}$) should be installed instead of the present one ($\phi 25\text{mm}$) on the primary cooling system in order to prevent the core from being uncovered with water in case of a LOCA caused by a double-ended pipe break. The present siphon break valve was installed to keep the core covered with water in case of a LOCA caused by a small pipe rupture.

In this analysis, the Siphon Breaker Analysis Code (SBAC) was written in order to analyse the size of the siphon break valve and its accuracy was confirmed to be within 5% through a verification experiment.

Keywords: Loss-of-Coolant Accident, Reactor Safety, Siphon Breaker,
Double-Ended Pipe Break, JMTR, Core Conversion, Accuracy.

目 次

1. はじめに	1
2. JMTR 1次冷却系の概要	2
3. LOCA時におけるJMTR炉心の健全性	5
4. サイフォンブレイク弁の解析コード	7
4.1 1次冷却水の流出現象	7
4.2 配管破断モデル	7
4.3 解析法	8
5. SBACの検証	18
5.1 検証実験系	18
5.2 検証実験	20
5.3 結 果	21
6. 必要なサイフォンブレイク弁の口径	27
6.1 解 析	27
6.2 結 果	27
7. LOCAに対するJMTR 1次冷却系の改造	32
8. 結 論	32
謝 辞	33
参考文献	33

Contents

1. Introduction	1
2. Outline of JMTR primary cooling system	2
3. Integrity of core in LOCA	5
4. Siphon breaker analysis code	7
4.1 Phenomena of water loss from the primary cooling system	7
4.2 Pipe break model	7
4.3 Analytical Methods	8
5. Verification of SBAC	18
5.1 System for verification experiment	18
5.2 Verification experiment	20
5.3 Results	21
6. Necessary size of siphon break valve	27
6.1 Analysis	27
6.2 Results	27
7. Modifications on JMTR primary cooling system against LOCA	32
8. Conclusions	32
Acknowledgement	33
Reference	33

1. は じ め に

JMTRでは燃料のウラン濃縮度を現行の93%から45%へ低減させる計画を進めている。この濃縮度低減化に係る原子炉設置変更許可申請手続きの過程でLOCAの再評価を求められた。

変更前の原子炉設置の許可申請書においては、LOCAの原因となる1次冷却系配管破損の規模として、次に示す理由により最大開口部面積を 100 cm^2 と想定している。

- ① JMTRの1次冷却系は、その構造上及び運転状況からみて、大きな破断を生ずることは殆んど考えられない。
- ② 1次冷却水噴出の原因として考えられるものは、パッキング破砕又はバルブヘッドが抜け出す程度のものである。

そして、最大開口部面積 100 cm^2 の配管破損が発生した場合にサイフォン現象による1次冷却水の流出を阻止し炉心の冠水を維持するために、現在の1次冷却系には口径 25 mm のサイフォンブレイク弁が設置されている。

しかし、1次冷却系配管の破断の可能性を靱性破壊理論により検討した結果、溶接部の残留応力の評価が困難であるなどの理由により、破断の可能性を否定することは不可能であるとの結論を得た。従って、今回の原子炉設置変更許可申請においては、1次冷却系配管破損の規模として、大口径配管(最大 $900\text{ mm } \phi$)に配管の断面積の2倍の面積の破断が瞬時に生ずる両端破断を想定した。このため、小破断を想定した現行の口径 25 mm のサイフォンブレイク弁によって炉心の冠水を維持できるか否かを検討する必要がある。しかし、サイフォンブレイク弁の口径の適否を実験的に検討することは極めて困難であるため、解析によった。この場合、既存の軽水型動力炉用LOCA解析コードは、次の理由により使用できない。

- ① JMTRと軽水型動力炉では、LOCA時の1時冷却水の流出現象が異なる。
- ② 軽水型動力炉では、LOCA時において作動の要求される安全系にサイフォンブレイク弁が含まれていない。

以上の理由から、計算コードSBACを作成し、1次冷却系の最大口径配管の両端破断によるLOCAにおいて炉心の冠水を維持するために必要なサイフォンブレイク弁の口径について検討した。

本報告書は、LOCA時の炉心の健全性、配管破断時におけるサイフォンブレイク弁を含む1次冷却系からの冷却水流出現象の解析手法、及び解析結果等について示す。

2. J M T R 1 次冷却系の概要

J M T R の 1 次冷却系は、炉心の熱除去のために 1 次冷却水を炉心と熱交換器との間に循環させる主循環系統及び 1 次冷却水の脱気並びに水質の維持を行う精製系統から構成される。配管の破損が直接炉心の冷却に影響を及ぼすのは主循環系統である。

主循環系統は Fig. 1 及び Fig. 2 に示すように、圧力容器、主循環ポンプ、緊急ポンプ、熱交換器、圧力サージタンク、配管及び弁などから構成される。炉心からの 1 次冷却水は主循環ポンプによって吸引され、圧力容器胴下部から立ちあがっている内径 900 mm の原子炉出口配管を通り同じく内径 900 mm の主循環ポンプ入口ヘッドへ導かれる。主配管はここから 4 本の内径 500 mm の分枝管に分かれ 4 基の主循環ポンプに至る。主循環ポンプは 4 基を備え、炉心で発生する熱を除去するために必要な流量 ($6000 \text{ m}^3/\text{hr}$) を確保するために常時 3 基を運転し、1 基は予備である。1 次冷却水は主循環ポンプで昇圧されて内径 900 mm の熱交換器入口ヘッドに導かれた後、内径 500 mm の分枝管 3 本で 3 基のシェルアンドチューブ型の熱交換器に分流され冷却される。熱交換器を出た 1 次冷却水は再び内径 900 mm の熱交換器出口ヘッドに集められ、そして内径 900 mm の原子炉入口配管を通して圧力容器内へと導かれる。緊急ポンプは主循環ポンプが停止した場合に原子炉の崩壊熱除去のため、また圧力サージタンクは原子炉運転中に起こる圧力変動の吸収及び 1 次冷却系統加圧時及び出力上昇時に起こる体積変化に対処するために設置されている。

Fig. 2 からわかるように主循環ポンプヘッド、熱交換器出口ヘッド等は圧力容器の出口配管取付位置より低い。このため、これらの破損によって 1 次冷却水が流出し炉心が空気中に露出することのないように、次のような設計となっている。すなわち、出口配管は炉プール内で上がった後に主循環器室内で下げられており、また配管の頂部にサイフォンブレイク弁 (V-21-37) を設け、1 次冷却系配管破損時にこの弁を開放する。さらに緊急時には連通弁 (V-21-33, 35) を開とすることによって、炉プール水を圧力容器内に注入できる構造となっている。

MP: Main circulating pump
 EP: Emergency pump
 PS: Purification system

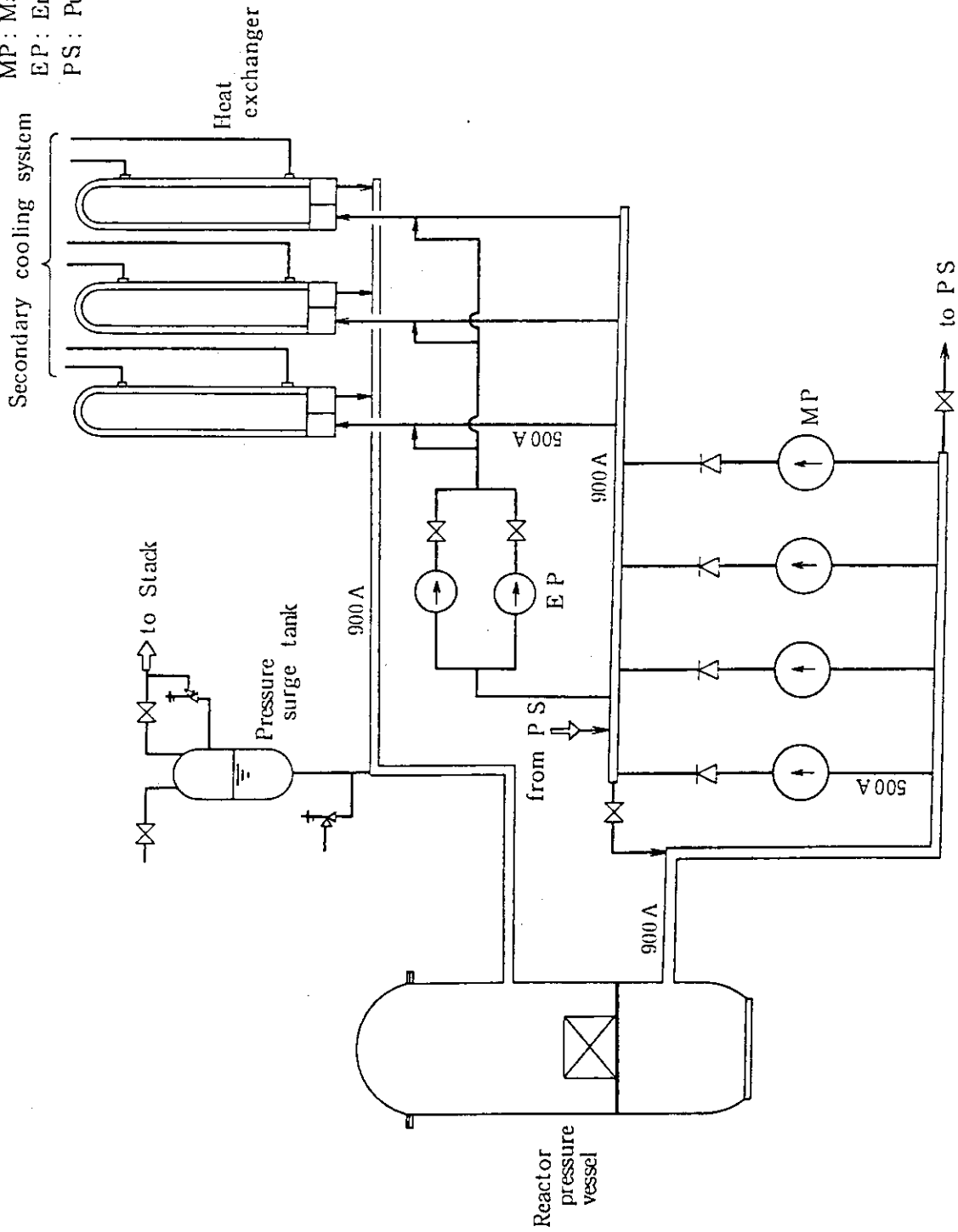


Fig. 1 Flow sheet of JMTR primary cooling system

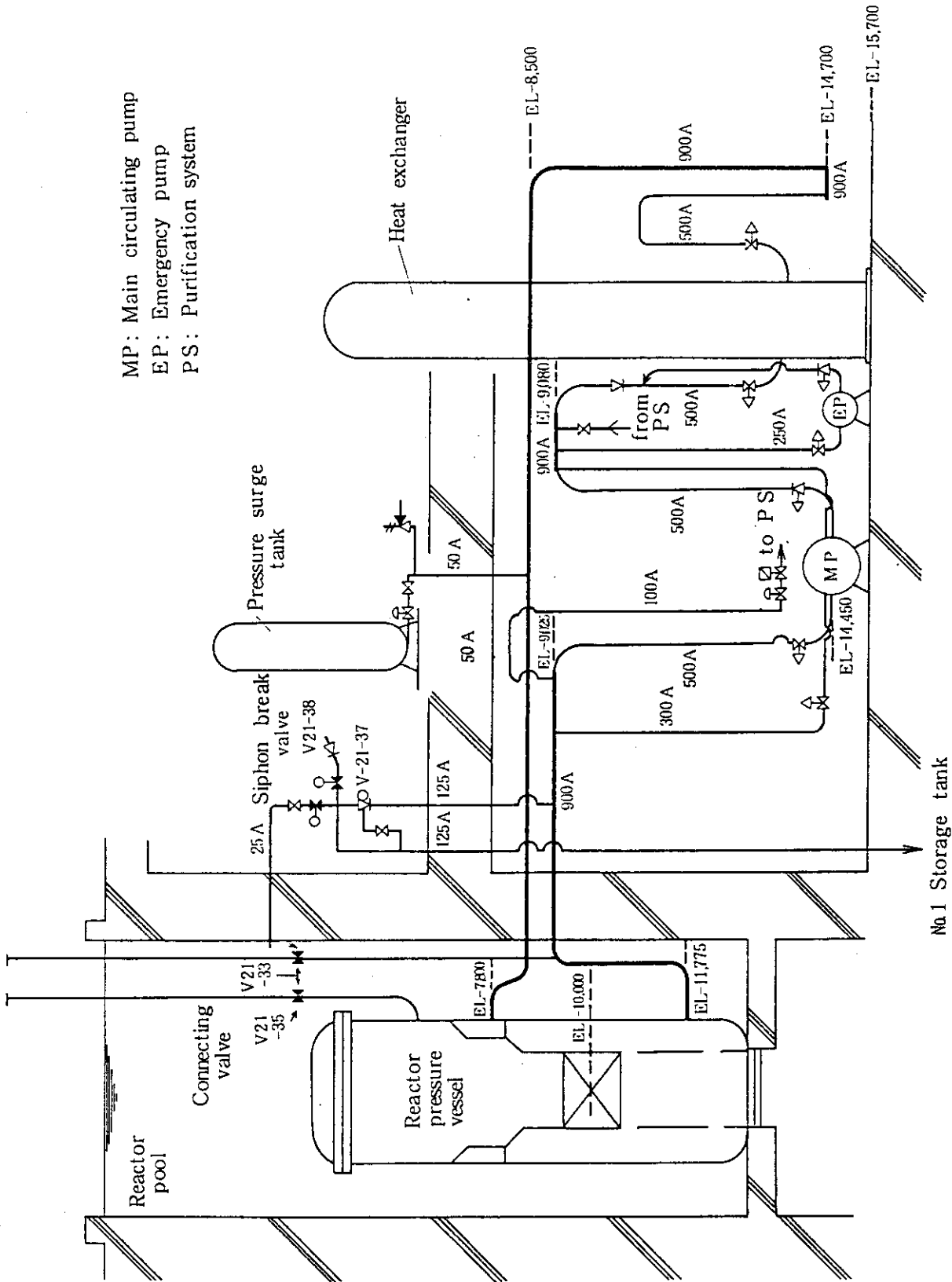


Fig. 2 Vertical geometry of JMTR primary cooling system

3. LOCA時における炉心の健全性

1次冷却系配管の破断によってLOCAが発生した場合について、JMTR炉心の熱的健全性を燃料破損の観点から検討する。

JMTRの燃料はウランとアルミニウムの合金であり熱伝導度が大きいこと、及び燃料ミート厚が0.5mmと薄いことから、原子炉の運転時に燃料板に蓄積されるエネルギーは僅少である。従って、原子炉停止後の燃料板表面の熱流束は崩壊熱によって決定される。崩壊熱は式(1)に示すShureの式⁽¹⁾により計算される値に誤差を考慮して1.2を乗じた値を用いた。更に熱流束歪因子として3.8を考慮した。原子炉停止後の燃料板表面の熱流束をFig.3に示す。

$$\frac{P_d(t_s)}{P_0} = A t_s^{-a} \quad (1)$$

ここで

- P_d : 崩壊熱 (MW)
 P_0 : 原子炉熱出力 (MW)
 t_s : 原子炉停止後時間 (sec)

A及びaは以下のような値である。

時間間隔 (sec)	A	a
$10^{-1} \leq t_s \leq 10^1$	0.0603	0.0639
$10^1 \leq t_s \leq 1.5 \times 10^2$	0.0766	0.181
$1.5 \times 10^2 \leq t_s \leq 4 \times 10^6$	0.130	0.283
$4 \times 10^6 \leq t_s \leq 2 \times 10^8$	0.266	0.335

7章で述べるように配管破断信号(原子炉入口圧力低下)により原子炉は自動停止するが、原子炉自動停止後の燃料の冷却条件として次のような安全側の仮定を行う。

- 1) 原子炉自動停止と同時に1次冷却水流速は零となるとする。実際は、1次冷却水流速は原子炉自動停止と同時に主循環ポンプが停止しても、破断口からの1次冷却水流出が続く限り零となることはなく、燃料は強制冷却される。しかし、過酷な条件として、原子炉自動停止と同時に1次冷却水流速は零となり、燃料は原子炉圧力容器内冷却水の自然対流によって冷却されるとする。

- 2) 1次冷却水は、流量が零となると同時に飽和沸騰温度に到達するとする。

以上の条件の下に燃料板表面の限界熱流束を、式(2)で示す飽和プール沸騰に対するKutateladzeの式⁽²⁾を用いて求めると 1.0×10^6 Kcal/m²・hrとなる。

$$q'_{BQS} = 0.14 L (g r_v)^{1/2} \{ \sigma (r_l - r_v) \}^{1/4} \quad (2)$$

ここで

- q'_{BQS} : 限界熱流束

- L : 蒸発熱
- g : 重力加速度
- r_v : 蒸気の比重量
- r_l : 水の比重量

Fig. 3から明らかなように、原子炉の自動停止直後が熱的に最も厳しく、ホットチャンネルにおける燃料板表面の熱流束は 3.2×10^5 Kcal/m²・hr であり、最小限界熱流束比は 3.1 となる。すなわち、1次冷却系配管に両端破断事故が発生しても、炉心の冠水が維持されれば、燃料の焼損は発生せず J M T R 炉心の健全性は保たれる。

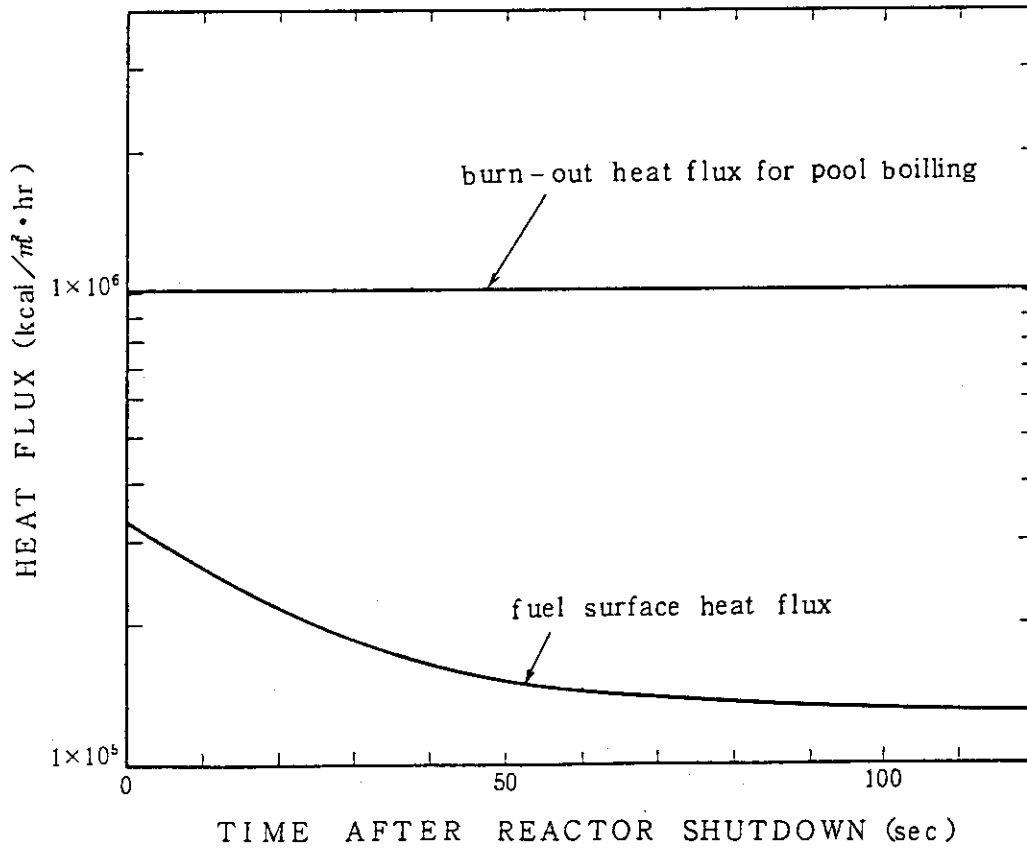


Fig. 3 Comparison of heat flux after reactor shutdown with burn-out heat flux for pool boiling

4. サイフォンブレイク弁の解析コード

4.1 1次冷却水の流出現象

1次冷却系配管両端破断事故の模式図をFig. 4に、またJMTRの設計諸元をTable 1に示す。1次冷却系の大口徑配管に両端破断事故が発生すると、1次冷却水は直ちに圧力が低下し原子炉は自動停止する。しかし、Table 1に示すように、JMTRの1次冷却水の運転中の最高温度は58℃であるため、1次冷却水圧力が大気圧まで低下しても、1次冷却水配管内に飽和沸騰は発生しない。従って、JMTRの1次冷却系配管破断事故においては、軽水型動力炉のように圧力容器内の蒸気圧によって1次冷却水が噴出するというのではない。

Fig. 4に示す1次冷却系配管の両端破断により、1次冷却水が流出して圧力容器内水位が ℓ_1 まで低下する間の1次冷却水の流出現象は、破断口から圧力容器内に吸入される空気により圧力容器内の1次冷却水が置換されることによって進行する。圧力容器内水位が ℓ_1 まで低下すれば、圧力容器内は大気開放となり、その後、1次冷却水は破断口と圧力容器内水位との間の位置水頭差によって流出する。

一方、1次冷却水の流れによる圧力損失によって、サイフォンブレイク弁配管の付根部の1次冷却水圧力が大気圧以下になると、サイフォンブレイク弁から空気が1次冷却配管内に吸い込まれる。サイフォンブレイク弁から十分な空気が配管内に吸入されれば、1次冷却水のサイフォン現象による流出は、圧力容器内水位 ℓ_2 で停止する。

以上の1次冷却水流出の現象は、高温高压水を対象とした既存の軽水型動力炉のLOCA解析コードでは解析できない。このため、サイフォンブレイク弁を含む1次冷却系からの冷却水流出現象を解析し、サイフォン現象を防止するに必要なサイフォンブレイク弁の口径を決定するための計算コードSBACを作成した。SBACは、圧力容器内水位が ℓ_1 まで低下し、圧力容器内が大気開放となった後の1次冷却水の流出現象を取扱うことができる。

4.2 配管破断モデル

1次冷却系配管に両端破断が発生した場合の1次冷却水流出に対するサイフォンブレイク弁の効果を解析するため、Fig. 5及びTable 2に示す水力モデル⁽³⁾を採用した。ここで、配管は実際の配管と等しい圧力損失及び等しい体積を持つ等価配管で表わす。また位置③-④間の等価水位 H_{eq} は、サイフォンブレイク弁から吸入された空気が混入している1次冷却水を、完全に空気と水に分離した場合の水位を示す。

位置①-④間、及び①-③間のエネルギーの関係をBernoulliの非定常流に対する運動方程式で示すと次のようになる。

$$\frac{u_1^2}{2g} + \frac{P_1}{\gamma} + H_1 = \frac{u_4^2}{2g} + \frac{P_4}{\gamma} + \frac{1}{g} \int_1^4 \frac{\partial u}{\partial t} d\ell + h_{14} + \frac{Q_G}{A_{eq}} \quad (3)$$

$$\frac{u_1^2}{2g} + \frac{P_1}{\gamma} + H_1 = \frac{u_3^2}{2g} + \frac{P_3}{\gamma} + H_3 + \frac{1}{g} \int_1^3 \frac{\partial u}{\partial t} d\ell + h_{13} \quad (4)$$

ここで

γ : 水の比重量

h_{14} : 位置①-④間の損失水頭

h_{13} : 位置①-③間の損失水頭

$\int \frac{\partial u}{\partial t} d\ell$: 流体加速度の流線に沿っての積分

また、式(3)中の Q_G は、位置③-④間に存在する空気の体積を示し、次式で与えられる。

$$Q_G = c \int_0^t Q_g dt \quad (5)$$

ここで

c : 定数

Q_g : サイフォンブレイク弁から吸入される空気の流量⁽⁴⁾

$$Q_g = 24 \times C_g \times \sqrt{\frac{P_0^2 - P_3^2}{2}} \quad \text{m}^3/\text{hr} \quad \frac{P_3}{P_0} \geq \frac{1}{2} \quad (6)$$

$$= 14.7 \times C_g \times P_0 \quad \text{m}^3/\text{hr} \quad \frac{P_3}{P_0} < \frac{1}{2} \quad (7)$$

C_g : 流量係数 (gas sizing coefficient)

式(3)~(7)を用いて配管内の空气体積、1次冷却水流出流量、圧力容器内水位、及び位置③-④間の等価水位等を求める。圧力容器内水位 H_1 及び位置③-④間の等価水位 H_{eq} が次の条件を満足した場合、サイフォン現象による1次冷却水の流出は停止する。

$$H_3 - H_1 \geq H_{eq} \quad (8)$$

4.3 解析法

4.2で示したモデルにより、圧力容器内が大気開放となった後の1次冷却水流出現象を解析するため、SBACでは次の3つの仮定を導入した。

- (1) 位置③-④間の配管内に存在するサイフォンブレイク弁から吸入された空気の圧力は、位置③の水圧 P_3 に等しい。

(2) サイフォンブレイク弁から吸入された空気は、位置③-④間の配管全体を被うまでは配管外に流出しない。

(3) 1次冷却水中にサイフォンブレイク弁から吸入された空気が混入している場合(2相流)の配管内の損失水頭は、空気が混入されていない場合(单相流)と同様に流量の2乗に比例する。

また、式(3)~(7)はS B A Cにおいて以下のように取扱った。流量 v における位置①-③間の損失水頭 h_{13} 、及び位置①-④間の損失水頭 h_{14} は次のように示すことができる。

$$h_{13} = \frac{1}{\gamma} \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{13}^R \quad (9)$$

$$h_{14} = \frac{1}{\gamma} \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{14}^R \quad (10)$$

ここで

v^R : 実測した流量 (rated flow rate)

P_{13}^R : rated flow rate, v^R , における位置①-③間の圧力損失

P_{14}^R : rated flow rate, v^R , における位置①-④間の圧力損失

また、各配管位置における流速は次式によって示される。

$$u_i = \frac{v}{A_i} \quad (11)$$

ここで

u_i : 位置①における流速

A_i : 位置①における流路断面積

v : 流量

式(9)~(11)を用いて式(3), (4)を示すと,

$$\frac{dv}{dt} = \frac{g}{\int_1^4 \frac{d\ell}{A}} \left[H_1 - \frac{Q_G}{A_{eq}} - v^2 \left\{ \frac{P_{14}^R}{\gamma (v^R)^2} + \frac{1}{2g} \left(\frac{1}{(A_4)^2} - \frac{1}{(A_1)^2} \right) \right\} \right] \quad (12)$$

$$P_3 = P_1 + \gamma (H_1 - H_3) + \frac{\gamma}{2g} v^2 \left(\frac{1}{(A_1)^2} - \frac{1}{(A_3)^2} \right) - \left(\frac{v}{v^R} \right)^2 P_{13}^R - \frac{\gamma}{g} \frac{dv}{dt} \int_1^3 \frac{d\ell}{A} \quad (13)$$

となる。さらに、式(5)は次のように示される。

$$Q_G = \frac{\theta_w P_0}{\theta_0 P_3} \int_0^t Q_g dt \quad (14)$$

ここで

θ_w : 1次冷却水温度

θ_0 : 基準温度 (= 15℃)

なお式(2)の計算は Lunge - Kutta 法による。S B A Cの流れ図を Fig. 6 に示す。

Table 1 Design features of JMTR

1. 本体施設			反応度効果		
原子炉出力	定格 (MW)	50	制御棒反応度効果 全制御棒 (‰Δk/k)	20 ~ 25	
	出力運転時変動 (MW)	±1	(第Ⅱ期炉心5本制御棒)		
中性子束 (最大)	燃料領域 ϕ_{th} ($n/cm^2 \cdot s$)	$\sim 4 \times 10^{14}$	過剰反応度 (最大) (‰Δk/k)	15	
	ϕ_f	$\sim 4 \times 10^{14}$	反応度バランス (50 MW-12日運転)		
	反射体領域 ϕ_{th}	$\sim 4 \times 10^{14}$	キセノン・サマリウム吸収効果 (平衡) (‰Δk/k)	4.1	
	ϕ_f	$\sim 1 \times 10^{14}$	燃焼効果 (‰Δk/k)	4.8	
使用材料	冷却水および減速材	軽水	温度および運転余裕 (‰Δk/k)	0.8	
	反射材	軽水	合計 (‰Δk/k)	9.7	
		ベリリウム	過剰反応度 (‰Δk/k)	12 ~ 13	
	燃料ミート	U-Al 合金	反応度温度係数 ($^{\circ}C^{-1}$)	1.1×10^{-4}	
	燃料被覆材	Al 合金	炉心		
	キャプセルホルダ	アルミニウム	有効高さ (mm)	750	
		ベリリウム	容積 (l)	102	
	炉心構造材	ステンレス鋼	等価炉心径 (mm)	416	
	原子炉圧力容器	ステンレス鋼	水/金属体積比 (燃料要素)	3.45	
	冷却系配管	ステンレス鋼	Al/ ^{235}U 原子数比 (燃料要素)	75.7	
機械的設計因子	標準燃料要素	型式	改良 ETR 型	燃料燃焼 ($g^{235}U/50 MWd$)	62.7
		形状 (mm)	$76.2 \square \times 1,200$	中性子寿命 (s)	7.5×10^{-5}
	燃料板	枚数	平板 19枚	炉内装荷 ^{235}U 量 (kg)	6.6
		板厚 (mm)	1.27		
		長さ (mm)	778		
	ミート	被覆厚さ (mm)	0.385		
		厚さ (mm)	0.50		
		有効長 (mm)	750		
	^{235}U 含有量	最大巾 (mm)	61.6		
		合金重量比 (w/o)	21.5		
要素当たり (g)		279			
濃縮度 (%)		93			
炉心装荷本数*		22			
	型式	下方挿入駆動方式, 燃料フォロア付き			
制御要素	員数	最大 7			
吸収体	材質	ハフニウム			
	形状 (mm)	$63.5 \square \times 800$			
燃料フォロア	型式	ETR 型			
		形状 (mm)	$63.6 \square \times 890$		
	燃料板	枚数	平板 16枚	一次冷却水温度	
		板厚 (mm)	1.27	冷却水入口温度 ($^{\circ}C$)	最高 49
		長さ (mm)	769	冷却水出口温度 ($^{\circ}C$)	最高 58
	ミート	被覆厚さ (mm)	0.38	燃料表面温度 ($^{\circ}C$)	約 150
		厚さ (mm)	0.51	飽和温度 ($^{\circ}C$)	約 200
		有効長さ (mm)	750	流量	
	^{235}U 含有量	合金重量比 (w/o)	21.5	流路断面積 (標準燃料要素) (m^2)	3.75×10^{-3}
		要素当たり (g)	195	燃料板間流速 (m/s)	10
濃縮度 (%)		93	標準燃料要素当たり流量 (m^3/h)	140	
			炉心当たり流量 (m^3/h)	6,000	
			標準燃料要素 (m^3/h)	2,800	
			燃料フォロア (m^3/h)	900	
			キャプセルホルダ (m^3/h)	2,300	
			冷却水圧力		
			炉心入口 ($kg/cm^2 G$)	15	
			出入口圧力差 (kg/cm^2)	3.3	
			冷却水流路		
			標準燃料要素燃料板間隔 (mm)	$12 \times 2.67, 2 \times 2.92$	
				4×3.02	
			燃料板巾 (mm)	66.6	
			燃料フォロア燃料板間隔 (mm)	2.59	
			燃料板巾 (mm)	54	
			冷却水純度		
			比抵抗 (Ωcm)	$> 5 \times 10^5$	
			pH	5.5 ~ 7.0	
			伝熱面積		
			標準燃料要素当たり (m^2)	1.76	
			燃料フォロア当たり (m^2)	1.21	
			全燃料 (m^2)	41.46	
			出力密度		
			炉心平均 (kW/l)	492	
			最高熱負荷条件 (kW/l)	621	
			一次冷却水保有量 (m^3)	約 140	
			原子炉圧力容器内 (m^3)	約 60	

* 照射需要に応じて、炉心配置が決定されるので、それによって燃料要素の装荷本数には若干の増減がある。

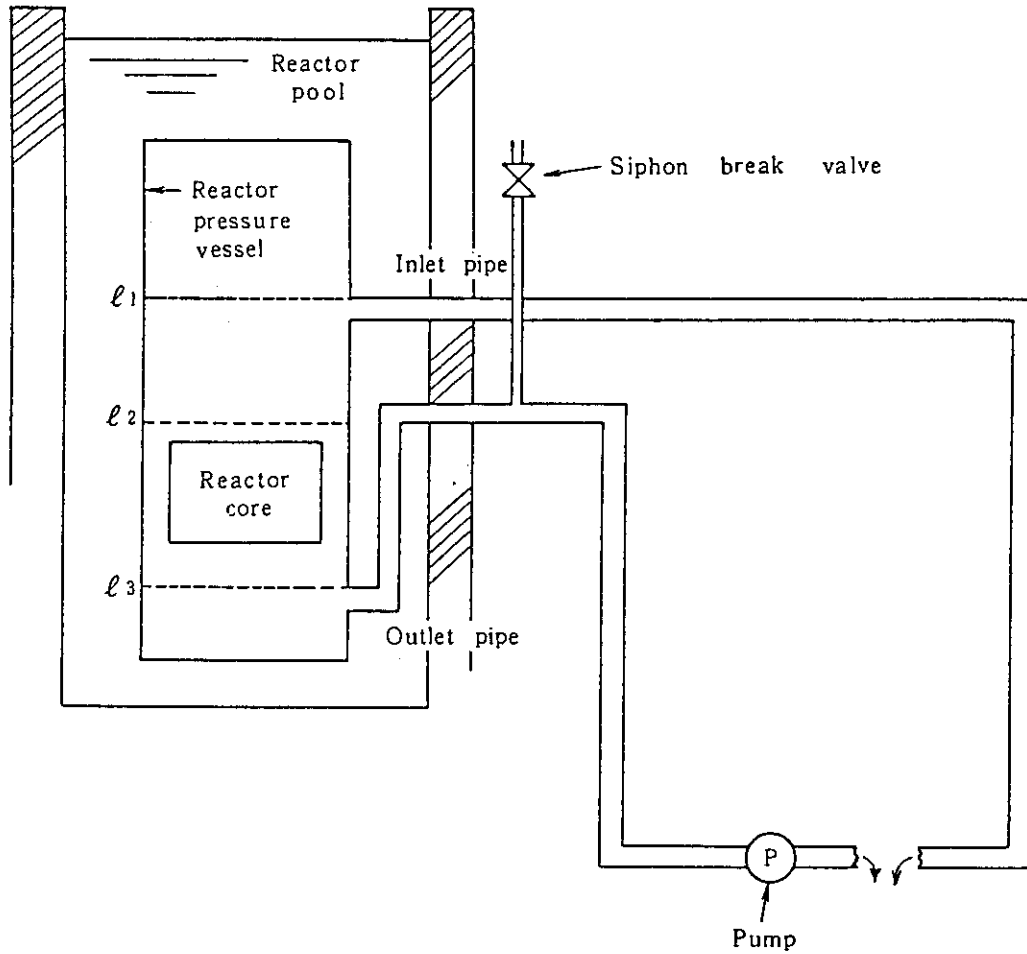


Fig. 4 Modeled primary cooling system with double-ended break

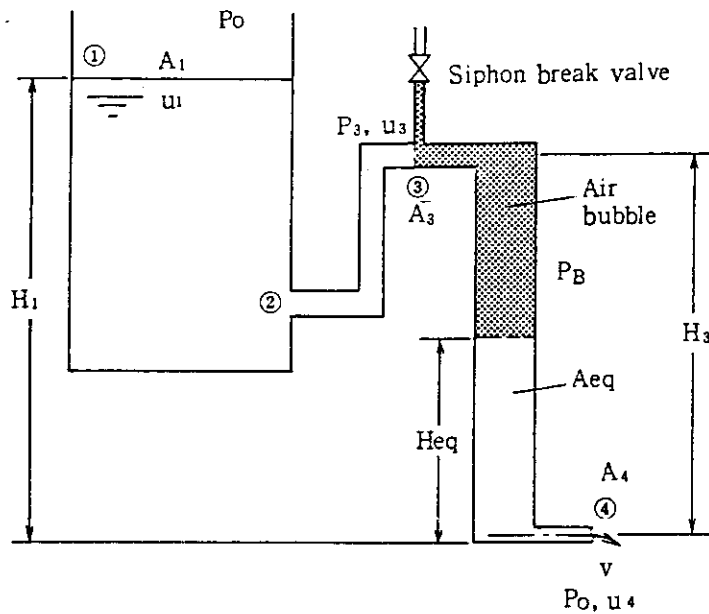


Fig. 5 Pipe break model

Table 2 Nomenclatures used in pipe break model

Variable	
P_0	Atmospheric pressure
P_3	Water pressure at point ③
P_B	Air bubble pressure
A_1	Flow area between points ① and ②
A_3	Flow area at the siphon break connection
A_4	Break flow area
A_{eq}	Equivalent flow area between points ③ and ④
H_1	Water level in pressure vessel above break
H_3	Siphon break valve connection level above break
H_{eq}	Equivalent water level above break
u_1	Water flow velocity in pressure vessel
u_3	Water flow velocity between points ② and ③
u_4	Water flow velocity at break
v	Water flow out from break

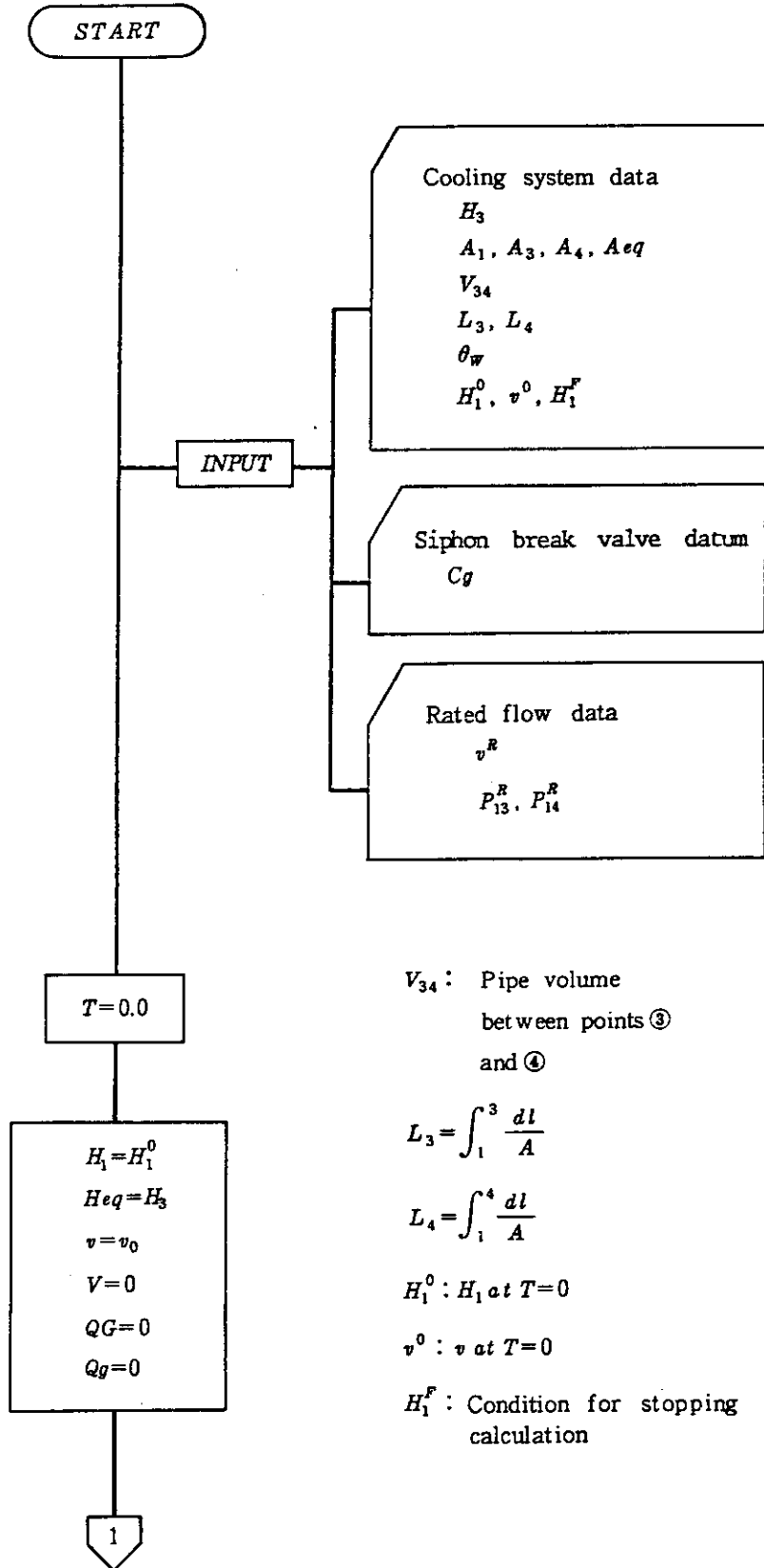


Fig. 6 Flow diagram of SBAC

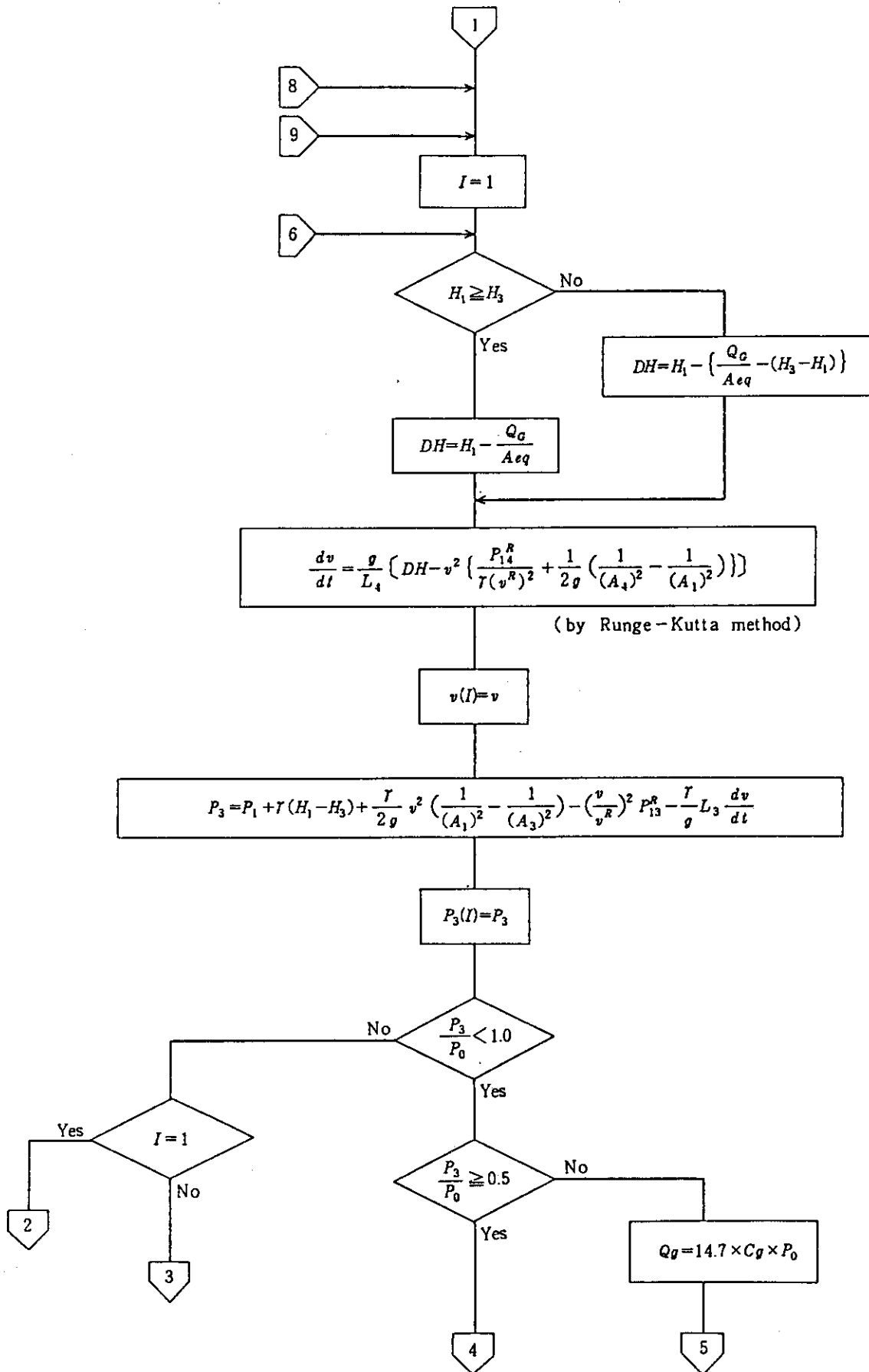


Fig. 6 (Cont'd)

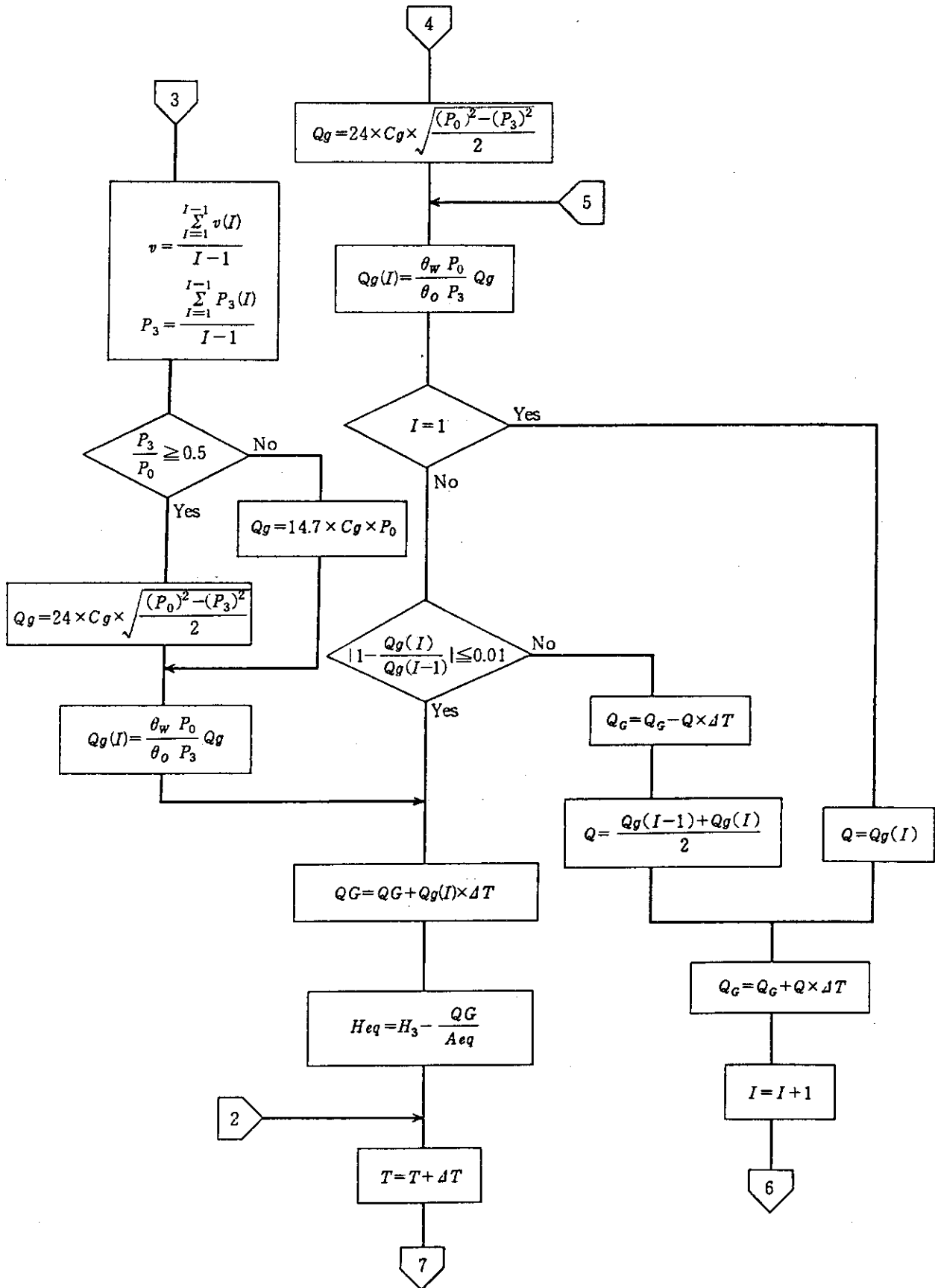


Fig. 6 (Cont'd)

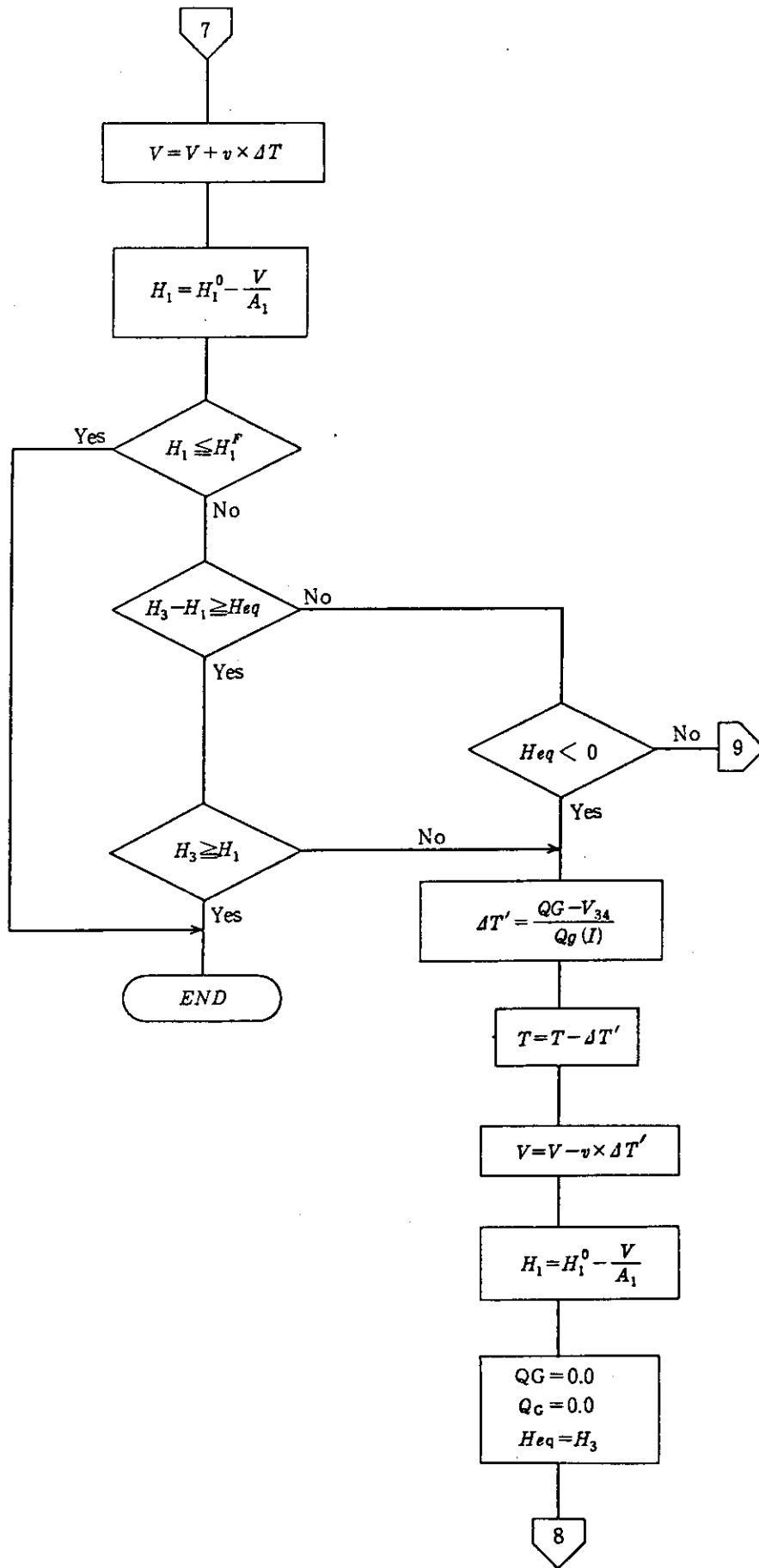


Fig. 6 (Cont'd)

5. S B A C の 検 証

5.1 検 証 実 験 系

S B A C の 妥 当 性 を 調 べ る た め ， J M T R の 臨 界 実 験 装 置 (C F) の プール 循 環 系 を 用 い て 実 験 を 行 っ た 。 C F プール 循 環 系 に は ， 内 径 40mm の サイ フ ォ ン ブレ ー ク 弁 が 設 置 さ れ て お り ， 最 大 口 径 配 管 (内 径 150 mm) の 両 端 破 断 時 に も ， サイ フ ォ ン 現 象 に よ る プール 水 流 出 は サイ フ ォ ン ブレ ー ク レベル で 停 止 す る こ と が 確 認 さ れ て い る 。 C F プール 循 環 系 の う ち 検 証 実 験 に 使 用 し た 部 分 の 概 略 図 を Fig. 7 に 示 す 。

S B A C の 妥 当 性 を 実 験 に よ り 調 べ る た め に は ， 式 (12) 及 び (13) か ら わ か る よ う に ， あ る 流 出 流 量 (rated flow rate, v^R) に お け る 実 験 系 の 圧 力 損 失 P_{13}^R , P_{14}^R を 予 め 知 っ て お く 必 要 が あ る 。 し か し ， C F プール 循 環 系 の う ち 今 回 の 実 験 で 使 用 し た 部 分 に お い て は ， 流 量 及 び 各 部 の 圧 力 を 直 接 測 定 で き な い た め ， v^R , P_{13}^R , P_{14}^R を 以 下 の よ う に し て 求 め た 。

(1) 位 置 ① - ④ 間 の 圧 力 損 失 (P_{14}^R)

サイ フ ォ ン ブレ ー ク 弁 V-210-34 を 閉 じ た 状 態 で 弁 V-210-24 を 開 と し た 場 合 ， Bernolli の 定 理 よ り 配 管 内 の 流 速 は

$$u = C_u \sqrt{2g H_1} \quad (15)$$

こ こ で

C_u : 速 度 係 数

H_1 : プール 水 位

で 与 え ら れ る 。 式 (15) を 用 い て プール 水 位 $H_1 = 1940$ cm 及 び $H_2 = 1880$ cm に お け る 流 速 を 比 較 す る と

$$\frac{u (H_1 = 1880 \text{ cm})}{u (H_1 = 1940 \text{ cm})} = 0.98 \quad (16)$$

で あ る 。 従 っ て ， プール 水 位 1940 cm ~ 1880 cm の 間 の 流 速 は プール 水 位 に 依 存 せ ず 一 定 ， す な わ ち 時 間 に 依 存 せ ず 一 定 で あ る と 見 な し て 良 い 。 ま た ， プール 内 流 速 u_1 と プール 水 流 出 部 の 流 速 u_4 を 比 較 す る と

$$\frac{u_1}{u_4} = \frac{A_4}{A_1} = 1.2 \times 10^{-3} \quad (17)$$

こ こ で

A_1 : プール の 流 路 断 面 積

A_4 : 配 管 の 流 路 断 面 積

で あ り ， u_1 は u_4 に 比 較 し て 非 常 に 小 さ い 。 以 上 よ り ， サイ フ ォ ン ブレ ー ク 弁 を 閉 と し た 状 態

でCFプール水を水位1940 cmから1880 cmまで排水する場合、式(3)は次式のように示せる。

$$H_1 = \frac{u_4^2}{2g} + h_{14} \quad (18)$$

また、位置①-④間の損失水頭 h_{14} は流量 v の2乗に比例するので

$$h_{14} = C_h v^2 \quad (19)$$

ここで

C_h : 損失水頭係数

と示すと、式(18)は更に次のように示せる。

$$H_1 = \left(\frac{1}{2g} \frac{1}{(A_4)^2} + C_h \right) v^2 \quad (20)$$

CFプール水位 H_1 が、微小時間 dt の間に dH_1 だけ下がったとすれば、連続の式によって

$$-A_1 \cdot dH_1 = v \cdot dt \quad (21)$$

が得られ、CFプール水位 H_1 が $(H_1)_1$ から $(H_1)_2$ まで下がるに要する時間 t は

$$t = - \int_{(H_1)_1}^{(H_1)_2} \frac{A_1}{v} dH_1 \quad (22)$$

で与えられる。

式(20)、(22)より損失水頭係数 C_h を求めると

$$C_h = \frac{t^2}{4(A_1)^2 (\sqrt{(H_1)_1} - \sqrt{(H_1)_2})^2} - \frac{1}{2g(A_4)^2} \quad (23)$$

となる。

サイフォンブレーク弁V-210-34を閉じた状態でV-210-24を開とし、プール水位 H_1 が $(H_1)_1 = 1940$ cmから $(H_1)_2 = 1880$ cmまで下がる時間 t を測定し、式(23)より実験系の圧力損失係数 C_h を決定する。この間の流量 v^R は

$$v^R = \frac{A_1 \cdot ((H_1)_1 - (H_1)_2)}{t} \quad (24)$$

により得られる。従って、位置①-④間の圧力損失 P_{14}^R は式(23)及び(24)を使用して次式で与えられる。

$$P_{14}^R = \gamma h_{14}^R = \gamma C_h (v^R)^2 \quad (25)$$

(2) 位置①-③間の圧力損失 (P_{13}^R)

CFプール循環系においては、流量 v_R における位置①-③間の圧力損失 P_{13}^R を実験により決

定できないので、次式により求めた。

$$P_{13}^R = r h_{13}^R = r (\zeta_1 + \zeta_2 + \zeta_3) \frac{(v^R)^2}{2g} \quad (26)$$

ここで

ζ_1 : 位置②における管路入口圧力損失係数 (= 0.03)⁽⁵⁾

ζ_2 : 管摩擦による圧力損失係数

$$= \lambda \frac{\ell}{d}$$

但し、 λ : 流体摩擦係数 (= 0.03)⁽⁵⁾

d : 配管内径

ℓ : 配管の長さ

ζ_3 : ベンドの圧力損失係数 (= 0.21)⁽⁵⁾

5.2 検証実験

配管系の rated flow rate, v^R , 及びこの v^R における配管系の圧力損失 P_{13}^R , P_{14}^R を式(24), (25)及び(26)により求めるため、まずCFプール水を水位 $H_1 = 1950$ cm から 1880 cm までサイフォンブレイク弁 V-210-39 を閉じた状態で排水し、その経過時間を測定した。次にCFプール水位 $H_1 = 1880$ cm でサイフォンブレイク弁 V-210-39 を開とし、その効果によりCFプール水の流出がサイフォンブレイクレベル 1750 cm で停止するまでの時間を測定した。

実験はサイフォンブレイク弁から吸入される空気の量及びそのふるまいがS B A Cの解析精度に与える影響を調べる目的で、次の2ケースについて実施した。

実験 I

弁 V-210-24 を 1/2 開とする。

プール水の排水流量が少ないため、位置①-③間の圧力損失は小さい。従って、式(6)からわかるようにサイフォンブレイク弁からの空気吸入量は少ない。

実験 II

弁 V-210-24 を全開とする。

プール水の排水流量が多いため、位置①-③間の圧力損失は大きい。従ってサイフォンブレイク弁からの空気吸入量も多い。また、排水流量が多いため、サイフォンブレイク弁から吸入された空気は、位置③-④間の配管全体を覆う前にプール水に巻き込まれて配管外に流出する可能性がある。

測定結果を Table 3 に示す。さらに、Table 3 の測定結果を用いて式(24), (25)及び(26)から決定した v^R , P_{13}^R , P_{14}^R を Table 4 に示す。また、実験を S B A C を用いて解析するに当たり使用した諸データを Table 5 及び Fig. 8 に示す。

5.3 結 果

実験結果及びS B A Cによる解析結果の比較をFig. 9, 10に示す。

サイフォンブレイク弁V-210-39を閉じた状態でCFプール水位 H_1 が1940 mmから1880 mmとなるまでの時間は、弁V-210-24を1/2開とした実験Iにおいて、及び全開とした実験IIにおいても計算値は実測値と非常に良く一致した。これは、両実験ケースにおいて v^R , P_{14}^R 及び P_{13}^R を精度良く評価できたことを示す。

サイフォンブレイク弁V-210-39をCFプール水位 $H_1 = 1880$ cmで開としてからサイフォンブレイクレベル $H_1 = 1750$ cmにおいて流出停止となるまでの時間は、実験Iの場合計算値と実測値との差は3%, 実験IIの場合18%であった。実験IIが実験Iに比較して計算値と実測値との差が大きくなった主たる原因は、計算値が実測値より大きいことから判断して、弁V-210-40を全開とすると流出流量が非常に大きくなり、サイフォンブレイク弁V-210-39から吸入された空気は位置③-④間の配管全体を覆う前にCFプール水に巻き込まれて配管外に出てしまったためと思われる。

実験I及びIIについて、サイフォンブレイク弁を開としてからサイフォンブレイクレベルでCFプール水の流出が止まる間の配管③-④間の平均流速 \bar{u} を次式より求めると、

$$\bar{u} = \frac{(H_1^0 - H_3) \times A_1}{A_{eq} \times T} \quad (27)$$

ここで

H_1^0 : サイフォンブレイク弁を開とした時点のCFプール水位

T : サイフォンブレイクレベルでCFプール水流出が停止するまでの時間

実験Iの場合 $\bar{u} \approx 60$ cm/sec, 実験IIの場合 $\bar{u} \approx 80$ cm/secとなる。従って、S B A Cの誤差は $\bar{u} \leq 60$ cm/secにおいては約5%, 60 cm/sec $\leq \bar{u} \leq 80$ cm/secでは約20%である。

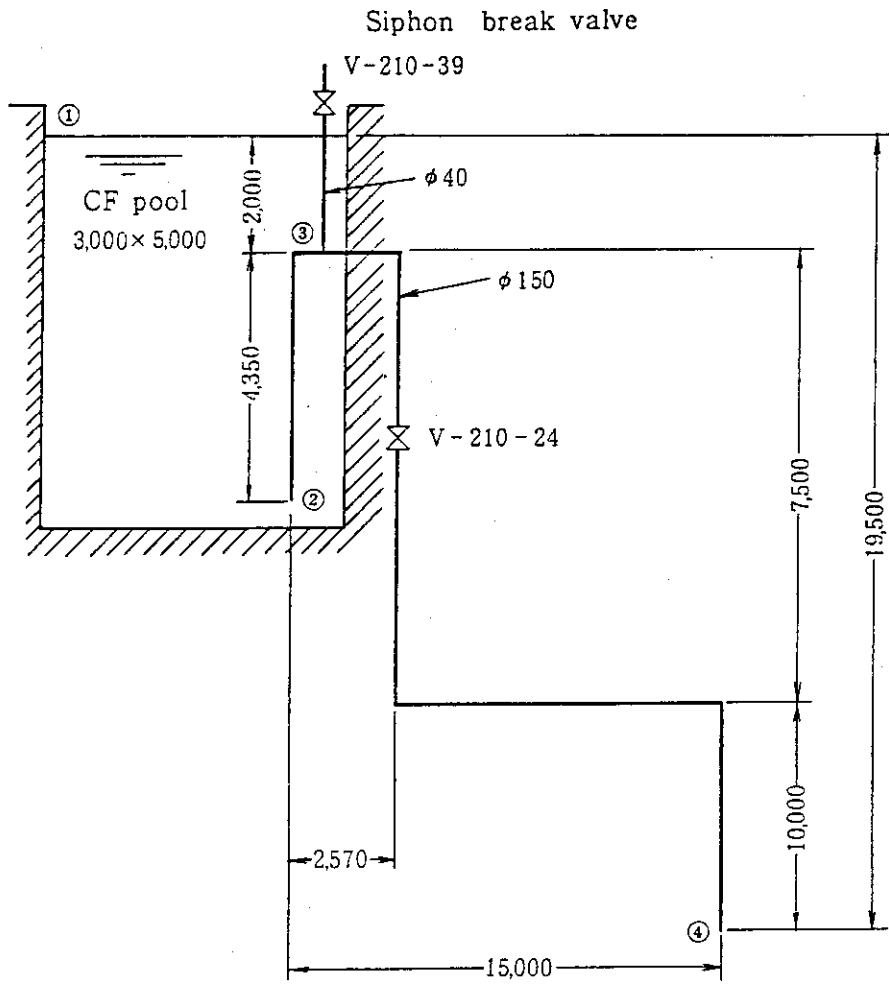


Fig. 7 System for verification experiment

Table 3 Data measured in verification experiments

CF pool water level (cm)	Experiment I (Valve V-210-24) 1/2 open	Experiment II (Valve V-210-24) fully open	Siphon Break Valve V-210-24 Condition
	Time (sec)	Time (sec)	
1950	0	0	
1940	54	40	
1930	85	53	
1920	117	70	
1910	149	85	
1900	181	101	
1980	212	117	
1880	246	135	
1870	281	163	
1860	318	194	
1850	358	227	
1840	398	261	
1830	442	296	
1820	489	322	
1810	538	371	
1800	592	416	
1790	654	459	
1780	717	508	
1770	799	560	
1760	908	618	
1750	1100	688	

Table 4 Rated flow rate and pressure loss for rated flow rate

Experiment No.	Rated flow rate and pressure loss	v_R cm ³ /sec	P_{14}^R kg/cm ²	P_{13}^R kg/cm ²
I (Valve V-210-24) 1/2 open		4.7×10^4	1.9	0.1
II (Valve V-210-24) fully open		9.4×10^4	1.8	0.2

Table 5 Features of system for verification experiment and JMTR primary cooling system

ITEM	Verification experimental system		JMTR primary cooling system
	Experiment I	Experiment II	
Initial water level in RPV or CF pool above break, H_1^0 (cm)	1880		665
Siphon break valve connection level above break, H_3 (cm)	1750		567.5
Flow area in RPV or CF pool, A_1 (cm ²)	1.57×10^5		7.07×10^4
Flow area at the siphon break connection, A_3 (cm ²)	176.7		6.36×10^3
Break flow area, A_4 (cm ²)	176.7		6.36×10^3
Equivalent flow area between points ③ and ④, A_{eq} (cm ²)	352.6		1.22×10^5
Diameter of siphon break valve (mm)	40		25 — 125
Siphon break valve gas sizing coefficient, C_g	1130		440 — 9300
Pipe volume between points ③ and ④, V_{34} (cm ³)	6.17×10^5		6.90×10^7
$L_3 (= \int_1^3 \frac{dl}{A})$ (cm ⁻¹)	2.55		0.12
$L_4 (= \int_1^4 \frac{dl}{A})$ (cm ⁻¹)	19.8		1.36
Rated flow rate, v^R (cm ³ /sec)	4.7×10^4	9.4×10^4	1.69×10^6
Pressure loss for rated flow between points ① and ③, P_{13}^R (kg/cm ²)	0.1	0.2	3.2
Pressure loss for rated flow between points ① and ④, P_{14}^R (kg/cm ²)	1.9	1.8	6.6

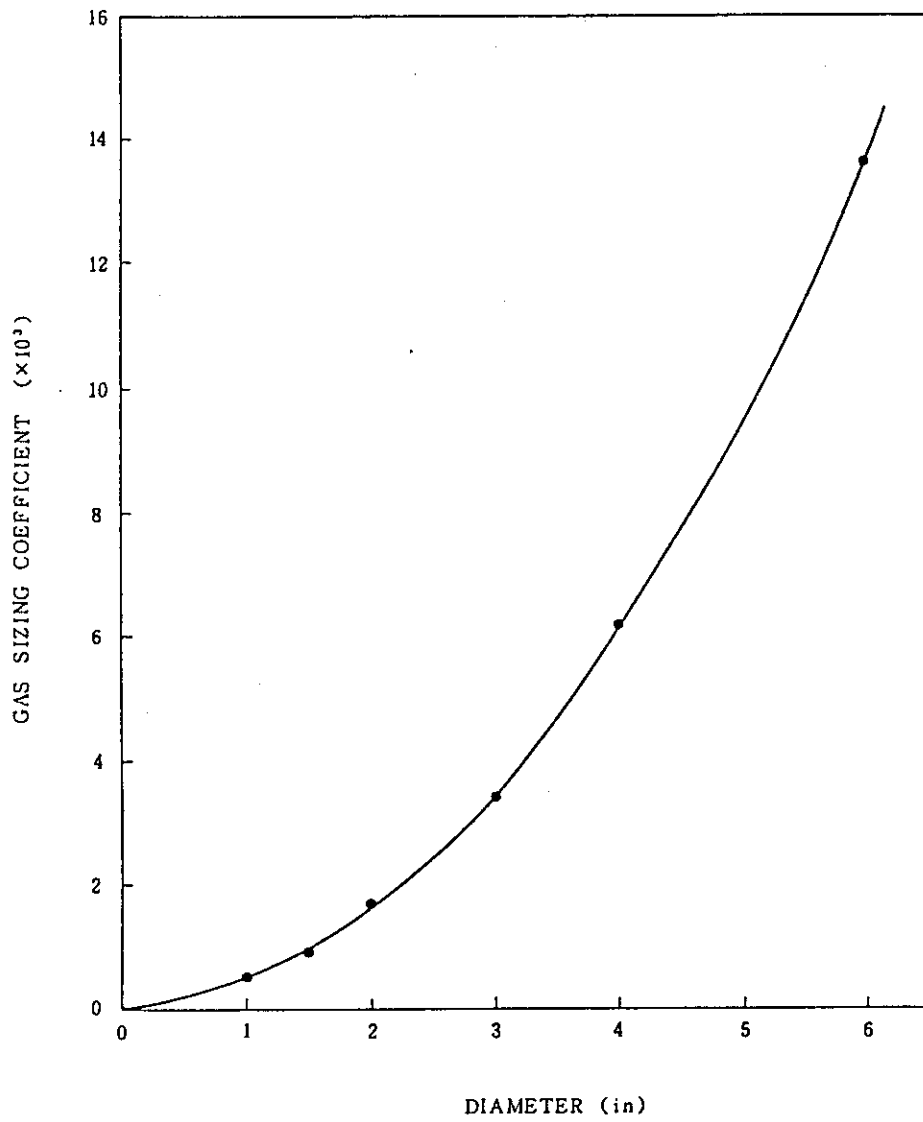


Fig. 8 Gas sizing coefficient of siphon break valve

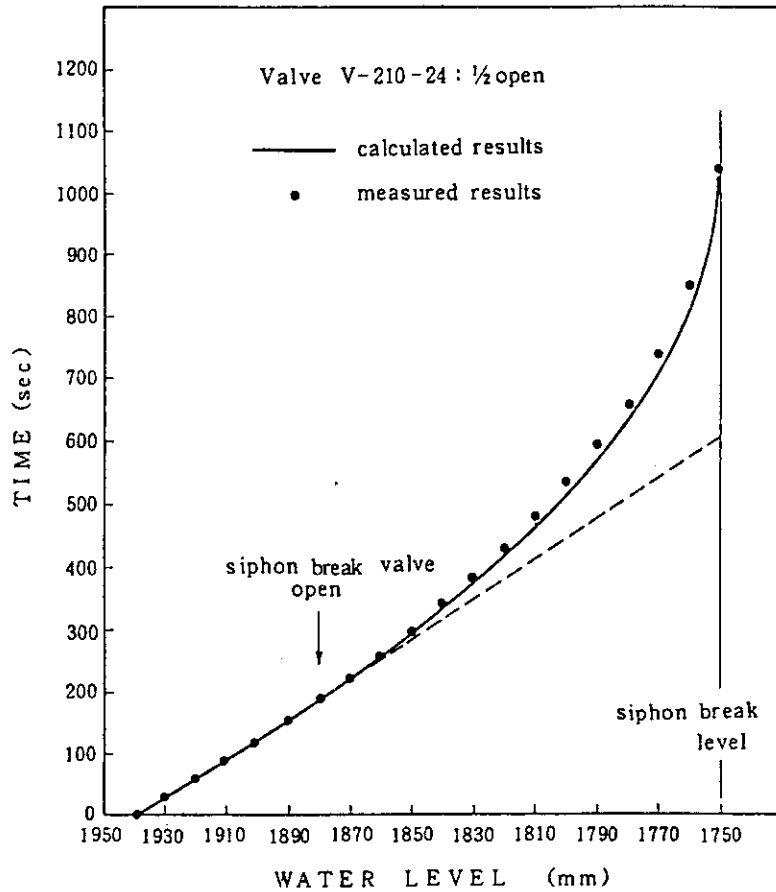


Fig. 9 Comparison of calculated results with measured results from experiment I

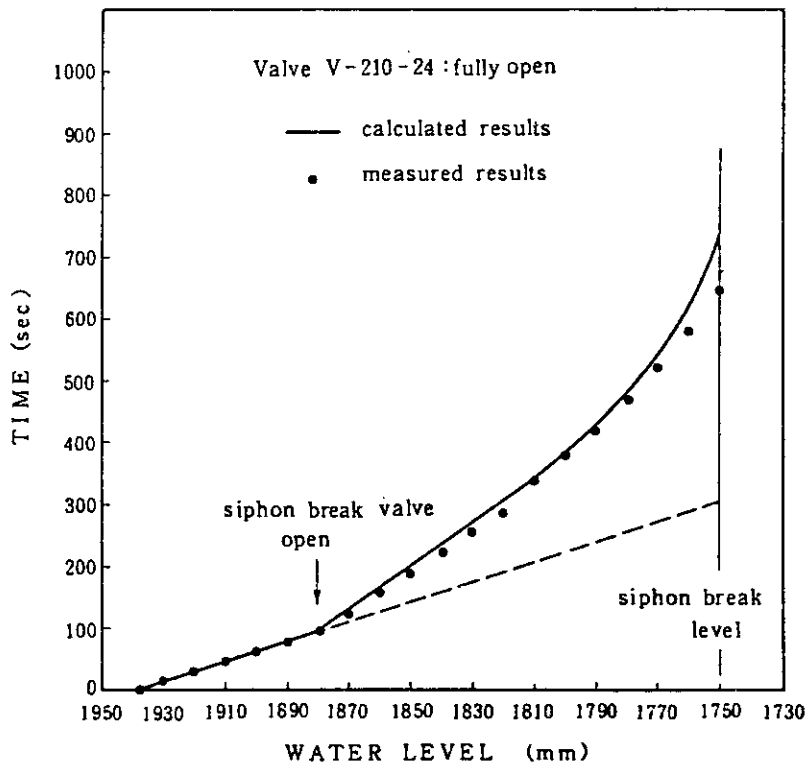


Fig. 10 Comparison of calculated results with measured results from experiment II

6. 必要なサイフォンブレイク弁の口径

6.1 解析

1次冷却系配管に両端破断が発生した場合においても、炉心が露出する以前にサイフォン現象による1次冷却水の流出を停止できるサイフォンブレイク弁の口径をS B A Cを用いて検討する。

Fig. 11に示すように1次冷却系配管の各所に両端破断を想定し、各々の場合における1次冷却水流出について検討した。その結果をTable 6に示す。これからわかるように、位置②すなわち主熱交換器出口ヘッダー部の内径900 mmの配管の両端破断が炉心冠水維持に対して最も悪い影響を及ぼす。以上より、サイフォンブレイク弁の口径を決定するために、最も苛酷な1次冷却系の配管破損として、漏洩量が最大となる、破損箇所が最も低い位置の、最大直径の配管すなわち主熱交換器出口ヘッダー部の内径900 mmの配管が両端破断をした場合を想定する。

原子炉压力容器内の炉心等の高さ位置関係をFig. 12に示す。解析に当たっては以下の通り安全側の仮定をした。

- (1) 作動を要求される安全系の結果を最も厳しくする単一故障として、2個並列に設けているサイフォンブレイク弁のうち、1個のみが働くとする。
- (2) 原子力压力容器内水位が ℓ_1 に到達する時点における1次冷却水流量を原子炉定常運転時の値とする。これは、次の2つの理由により苛酷な仮定である。
 - a. 压力容器が大気開放となるまで(压力容器内水位が ℓ_1 に到達するまで)の冷却水の流出は、入口配管からの空気との交換によって進行するので流れが減速される。
 - b. 配管破断後瞬時に主循環ポンプが停止するため、流量は低下する。

解析は、サイフォンブレイク弁の口径として現在の25 mmからサイフォンブレイク弁配管の直径に等しい125 mmまでの範囲をパラメータとして実施した。解析に使用したデータをTable 5及びFig. 8に示す。ここで、rated flow rate, v^R , 及びこの v^R に対する圧力損失 P_{13}^R , P_{14}^R は定常運転時の測定値である。

6.2 結果

内径25 mm ~ 125 mmのサイフォンブレイク弁を設置した場合の1次冷却水流出現象について解析し、以下の結果を得た。

- ① 压力容器内水位 ℓ_2 で1次冷却水の流出を停止させるためには、口径が60 mm以上のサイフォンブレイク弁が必要である。
- ② 口径125 mmのサイフォンブレイク弁を設置した場合、压力容器内水位 ℓ_1 から、 ℓ_2 で1次冷却水の流出が停止するまでに要する時間は約38秒である。

1次冷却水が圧力容器内水位 ℓ_1 から ℓ_2 まで流出する間の配管内平均流速を式(7)を用いて求めると、内径25 mmのサイフォンブレイク弁の場合 $\bar{u} = 3.8 \text{ cm/sec}$ であり、125 mmのサイフォンブレイク弁の場合 $\bar{u} = 1.5 \text{ cm/sec}$ である。このような流速範囲におけるS B A Cの解析精度は、5章で示したように約5%である。

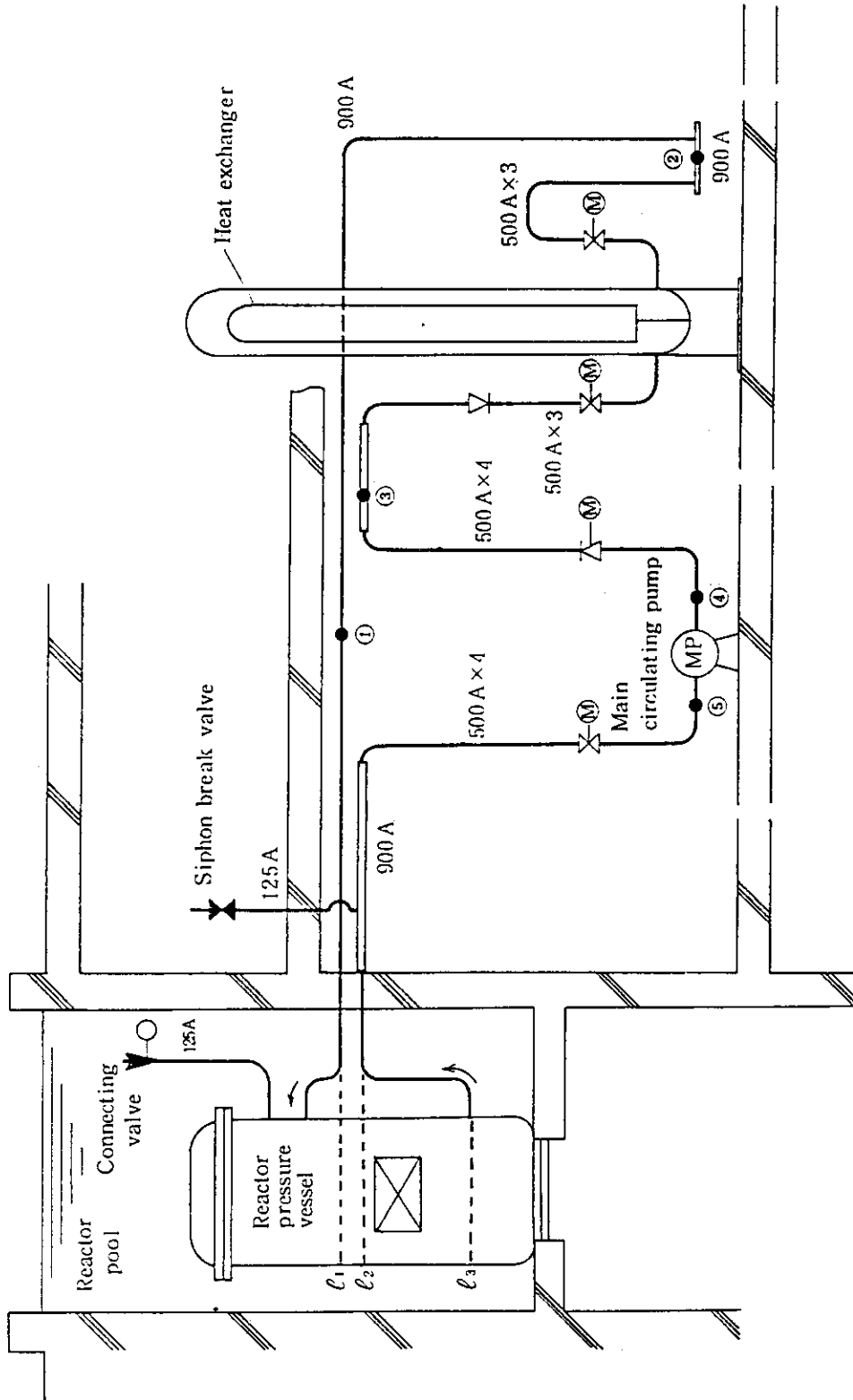
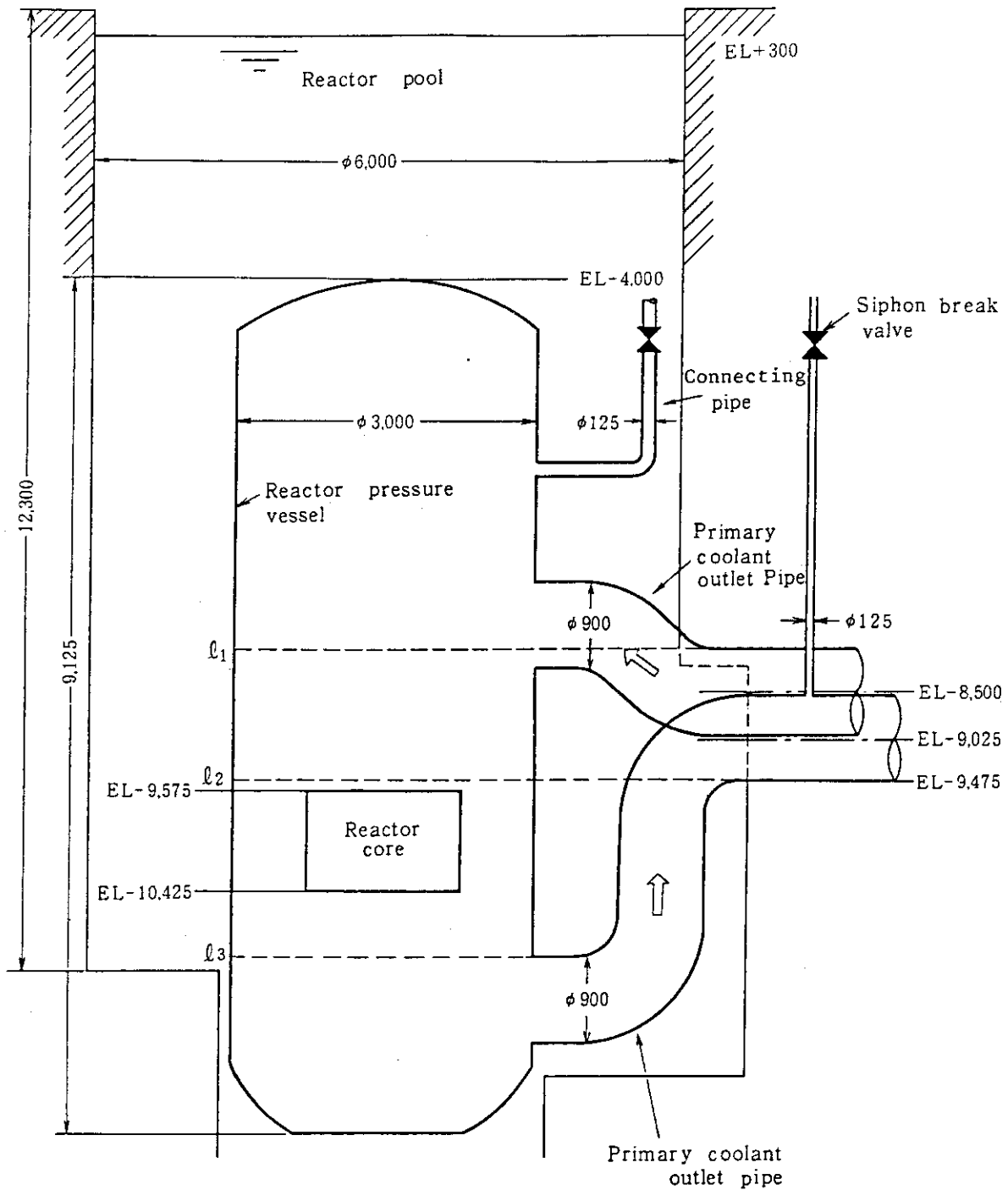


Fig. 11 Location of postulated double-ended break

Table 6 Relation between the rate of water loss and the location of double-ended break

破断箇所 (Fig. 11)	破断配管内径 (mm)	現 象	圧力容器内水位をレベル l_2 で 停止させるためのサイフォンブ レーク弁の効果
①	900	サイフォン現象による冷却水流出はない。冷却水流出はレベル l_1 で停止する。	不 要
②	900	破断箇所レベルが l_3 より低いため、サイフォン現象による冷却水流出が生じる。破断配管の口径が最大のため、サイフォンブレーク弁から十分な空気が吸入されなければ、冷却水はレベル l_3 まで流出する。	要
③	900	破断箇所レベルが l_3 より高いため、サイフォン現象によるレベル l_3 までの冷却水流出はない。冷却水流出はレベル l_2 で停止する。	不 要
④	500	破断箇所レベルが l_3 より低いため、サイフォン現象による冷却水流出の発生する可能性がある。 サイフォンブレーク弁（配管破断信号により開）から吸入される空気により、主循環ポンプはキャビテーションを起こし、ポンプヘッドは直ちに零となる。また、破断箇所と原子炉入口配管との間の逆止弁の効果により原子炉入口配管側からの流出は非常に少ない。従って、圧力容器内の水を排斥するための空気が圧力容器内に非常に入り難く、破断箇所からの冷却水流出量は少ない。	要
⑤	500	破断箇所レベルが l_3 より低いため、サイフォン現象による冷却水流出の発生する可能性がある。 破断箇所から吸入される空気により、主循環ポンプはキャビテーションを起こし、ポンプヘッドは直ちに零となる。また、破断箇所と原子炉入口配管との間の逆止弁の効果により、原子炉入口配管側からの流出は非常に少ない。従って、圧力容器内の水を排斥するための空気が圧力容器内に非常に入り難く、破断箇所からの冷却水流出量は少ない。	要



(unit mm)

Fig. 12 Reactor structure schematic (vertical cross-section)

7. LOCAに対するJMTR 1次冷却系の改造

JMTRにおいては、最も苛酷な場合として、漏洩量が最大となる、破損箇所が最も低い位置の、最大直径配管の両端破断によるLOCAが万一発生した場合でも、その影響を最小限に止めるため、上述の解析結果を踏まえて、1次冷却系の改造を行うことにした。主な改造点を次に示す。

- (1) 現行の口径25mmのサイフォンブレイク弁を口径125mmのものに変更し、更に、動作を要求される安全系のうち結果を最も厳しくする機器の単一故障対策として、これを2個並列に設置する。また、この2個のサイフォンブレイク弁には、それぞれ商用電源及び非常用ディーゼル電源(常時運転)より給電する。
- (2) 原子炉入口圧力低下の信号(2 out of 3)により、
 - ① 原子炉を自動停止する。
 - ② サイフォンブレイク弁を自動開とする。
 - ③ 漏水量をできるだけ低減するため、主循環ポンプを自動停止し、更に多重性を持たせるため同ポンプ出口弁を自動閉鎖する。
 - ④ 事故後の崩壊熱除去を長期にわたって確保するため、炉プール連通弁を自動開とする。

8. 結 論

- (1) LOCA時のJMTR炉心の健全性を事故直後の冷却水条件として苛酷な飽和プール沸騰条件を用いて熱的解析を行った結果、炉心の冠水が維持できれば、燃料の焼損は起こらないことを確認した。
- (2) LOCA時における1次冷却水流出現象を解析し炉心の冠水が維持できるか否かを検討するための計算コードSBACを作成した。JMTRCのプール循環系を用いた検証実験により、SBACの1次冷却水流出現象の評価精度は約5%であることを確認した。
- (3) SBACによる解析の結果、最も苛酷な場合として、漏洩量が最大となる、破損箇所が最も低い位置の、最大直径配管の両端破断が発生した場合においても炉心の冠水を維持するためには、口径60mm以上のサイフォンブレイク弁が必要であることが明らかとなった。
- (4) LOCA対策として現行の口径25mmのサイフォンブレイク弁を口径125mmのものに交換することとした。

7. LOCAに対するJMTR 1次冷却系の改造

JMTRにおいては、最も苛酷な場合として、漏洩量が最大となる、破損箇所が最も低い位置の、最大直径配管の両端破断によるLOCAが万一発生した場合でも、その影響を最小限に止めるため、上述の解析結果を踏まえて、1次冷却系の改造を行うことにした。主な改造点を次に示す。

- (1) 現行の口径25mmのサイフォンブレイク弁を口径125mmのものに変更し、更に、動作を要求される安全系のうち結果を最も厳しくする機器の単一故障対策として、これを2個並列に設置する。また、この2個のサイフォンブレイク弁には、それぞれ商用電源及び非常用ディーゼル電源（常時運転）より給電する。
- (2) 原子炉入口圧力低下の信号（2 out of 3）により、
 - ① 原子炉を自動停止する。
 - ② サイフォンブレイク弁を自動開とする。
 - ③ 漏水量をできるだけ低減するため、主循環ポンプを自動停止し、更に多重性を持たせるため同ポンプ出口弁を自動閉鎖する。
 - ④ 事故後の崩壊熱除去を長期にわたって確保するため、炉プール連通弁を自動開とする。

8. 結 論

- (1) LOCA時のJMTR炉心の健全性を事故直後の冷却水条件として苛酷な飽和プール沸騰条件を用いて熱的解析を行った結果、炉心の冠水が維持できれば、燃料の焼損は起こらないことを確認した。
- (2) LOCA時における1次冷却水流出現象を解析し炉心の冠水が維持できるか否かを検討するための計算コードSBACを作成した。JMTRCのプール循環系を用いた検証実験により、SBACの1次冷却水流出現象の評価精度は約5%であることを確認した。
- (3) SBACによる解析の結果、最も苛酷な場合として、漏洩量が最大となる、破損箇所が最も低い位置の、最大直径配管の両端破断が発生した場合においても炉心の冠水を維持するためには、口径60mm以上のサイフォンブレイク弁が必要であることが明らかとなった。
- (4) LOCA対策として現行の口径25mmのサイフォンブレイク弁を口径125mmのものに交換することとした。

謝 辞

本研究を進めるに当たり有益なご助言、ご指導をいただき、また本報告書を査読していただいた材料試験炉部佐藤雅幸次長に厚く謝意を表します。

また、サイフォンブレイク弁等の改造についてご助言をいただいた原子炉第2課染谷巖課長、及び解析手法についてご助言をいただいた原子炉工学センター原子力安全解析所藤木和男氏に感謝します。更に、計算コードSBACの検証実験にご尽力いただいた原子炉第2課荒井文雄氏、原子炉第1課根本浩喜氏、及び計画課の諸氏に感謝します。

参 考 文 献

- (1) Shure, K : WAPD-BT-24 (1961)
- (2) Kutateladze, S. S. : AEC-tr-3770 (1959)
- (3) General Electric Company : ENDO-12622 (1977)
- (4) 古津靖久 : “空気圧式コントロールバルブ”, オーム社 (1963)
- (5) 日本機械学会編 : “機械工学便覧” (1979)

謝 辞

本研究を進めるに当たり有益なご助言、ご指導をいただき、また本報告書を査読していただいた材料試験炉部佐藤雅幸次長に厚く謝意を表します。

また、サイフォンブレイク弁等の改造についてご助言をいただいた原子炉第2課染谷巖課長、及び解析手法についてご助言をいただいた原子炉工学センター原子力安全解析所藤木和男氏に感謝します。更に、計算コードSBACの検証実験にご尽力いただいた原子炉第2課荒井文雄氏、原子炉第1課根本浩喜氏、及び計画課の諸氏に感謝します。

参 考 文 献

- (1) Shure, K : WAPD-BT-24 (1961)
- (2) Kutateladze, S. S. : AEC-tr-3770 (1959)
- (3) General Electric Company : ENDO-12622 (1977)
- (4) 古津靖久 : “空気圧式コントロールバルブ”, オーム社 (1963)
- (5) 日本機械学会編 : “機械工学便覧” (1979)