

JAERI-M  
87-132

JRR-2の配管破損の位置と規模の  
想定に関する材料工学的検討

1987年8月

佐藤 猛・辻 宏和

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。  
入手の問合わせは、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）にて、  
お申しこしください。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）で複写による実費領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, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-  
ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 日青工業株式会社

JRR-2 の配管破損の位置と規模の想定に関する材料工学的検討

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部

佐藤 猛・辻 宏和<sup>+</sup>

( 1987 年 7 月 30 日 受理 )

JRR-2 原子炉設置許可申請書の変更作業の一環として、想定すべき配管破損の位置と規模について材料工学的に検討し、次のような結果を得た。

(1) 配管破損に加えて、安全系の 1 つである自然循環弁 DV-5 が故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約 6.8 m にある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、孔食によって生じる  $\pi t^2$  ( $t$  は管の肉厚)，即ち約 3.4 cm<sup>2</sup> の貫通口を想定しておくのが妥当である。

(2) 配管破損に加えて、安全系の 1 つである自然循環弁 DV-6 もしくは DV-7 のいずれかが故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約 6.2 m なる SUS 304 製の主重水ポンプ出口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、腐食疲労によって生じる  $\frac{1}{4} Dt$  ( $D$  は管径， $t$  は管の肉厚)，即ち約 6.3 cm<sup>2</sup> の貫通き裂を想定しておくのが妥当である。

Material Engineering Aspects of Postulated Locations  
and Scale of Piping Failures on JRR-2

Takeshi SATO and Hirokazu TSUJI<sup>+</sup>

Department of Research Reactor Operation,  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 30, 1987)

As a part of modification of JRR-2 licensing review of nuclear facilities, postulated locations and scale of piping failures were examined in material engineering aspects. The conclusions are summarized as follows:

- (1) In the case of the failure of the natural circulation system valve, DV-5, which is one of the safety systems, adding to the piping failure, the failure of the inlet pipe, which is located about 6.8m below a constant D<sub>2</sub> O level and is made of aluminum base corrosion resistant alloy, will cause the largest scale of leakage of coolant. At the inlet pipe the through-wall leakage hole due to pitting should be assumed as 2t in diameter (t:pipe wall thickness, the area is  $\pi t^2$ , i.e. about 3.4cm<sup>2</sup>).
- (2) In the case of the failure of the natural circulation system valve, DV-6 or DV-7, which is one of the safety systems, adding to the piping failure, the failure of the outlet pipe of the main D<sub>2</sub> O circulating pump, which is located about 6.2m below a constant D<sub>2</sub> O level and is made of SUS304, will cause the largest scale of leakage of coolant. At the outlet pipe of the main D<sub>2</sub> O circulating pump the through-wall leakage crack due to corrosion fatigue should be assumed as 1/2·D in length and 1/2·t in width (D:pipe diameter, t:pipe wall thickness, the area is 1/4·Dt, i.e. about 6.3cm<sup>2</sup>).

Keywords: JRR-2, Research Reactor, Piping Failure, Through-Wall Leakage Hole, Through-Wall Leakage Crack, Pitting, Corrosion Fatigue, Stress Corrosion Cracking

---

<sup>+</sup> Department of Fuels and Materials Research

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. JRR-2 の主重水系 .....	2
2.1 主重水系の概要 .....	2
2.2 主重水系配管の使用材料 .....	2
2.3 主重水系配管の使用環境 .....	3
2.4 重水漏えい検知システム .....	3
2.5 主重水系配管の検査 .....	3
3. 重水系統配管破損の位置の選定 .....	5
3.1 自然循環弁 DV-5 の故障 .....	5
3.2 自然循環弁 DV-6 の故障 .....	5
3.3 自然循環弁 DV-7 の故障 .....	6
4. 重水系統配管破損の規模の想定 .....	10
4.1 応力評価 .....	10
4.2 配管破損の形態の想定 .....	15
4.3 配管破損の規模の想定 .....	17
5. 結 言 .....	23
謝 辞 .....	23
付 録 .....	23
参 考 文 献 .....	26

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Main heavy water system .....	2
2.1 Outline .....	2
2.2 Piping materials .....	2
2.3 In-service conditions .....	3
2.4 D <sub>2</sub> O leak detection system .....	3
2.5 Inspection .....	3
3. Selected location of piping failures .....	5
3.1 Failure of the natural circulation system valve DV-5 .....	5
3.2 Failure of the natural circulation system valve DV-6 .....	5
3.3 Failure of the natural circulation system valve DV-7 .....	6
4. Postulated scale of piping failures .....	10
4.1 Stress evaluation .....	10
4.2 Piping failure mode .....	15
4.3 Scale of piping failures .....	17
5. Conclusions .....	23
Acknowledgements .....	23
Appendix .....	23
References .....	26

## 1. 緒 言

原子炉施設の設置に当っては、当該施設において想定される事故に対して、その発生原因を検討するとともに防止対策を明確に示し、その経過と結果の解析を行い、原子炉の安全性が確保されることを確認しなければならない。JRR-2においては、炉心の冷却能力低下に至る事故として次の事象を想定して解析、評価を行った。

- (1) 炉心流路閉塞事故
- (2) 重水流出事故
- (3) 主重水ポンプ軸固着事故
- (4) 二次冷却水ポンプ軸固着事故

本報は、上記想定事故のうち、「重水流出事故」の解析、評価を行う際に用いる条件（配管破損の位置と規模）について、材料工学的に検討したものである。

## 2. JRR-2の主重水系

### 2.1 主重水系の概要

JRR-2は、定格出力10MW（熱出力）、タンク型重水減速冷却炉である。昭和32年7月に原子炉の建設を開始し、昭和35年10月に臨界に達した後、25年以上の運転を経て今日に至っている。

主重水系の主な配管を第2.1図に示す。

重水炉心タンク内の重水は、冷却材のほか減速材及び反射材として用いられている。定格出力運転時、重水は、重水炉心タンク出口管2本から主重水ポンプ（DP-1及びDP-2）と非常用重水ポンプ（DP-4）により2台の重水熱交換器（DE-1及びDE-2）に送り込まれ1本にまとめ、重水入口管を通じて重水炉心タンクに戻る。これが主重水系である。

定格出力運転時における重水の流量は、約1340 m<sup>3</sup>/hであり、炉心出口平均温度は56℃以下である。

また、原子炉で発生した熱は、重水熱交換器で二次冷却水（軽水）に伝達され冷却塔を介して大気に放出される。

### 2.2 主重水系配管の使用材料

主重水系に使用されている材料は、化学的にも核的にも安定な耐食アルミニウム合金及びステンレス鋼である。使用箇所別に材料及びその寸法をまとめると次のようになる。

#### (1) 炉心入口管

材料：耐食アルミニウム合金 6061-T6

外径，厚さ：323.9 mm，10.3 mm

#### (2) 炉心出口管

材料：耐食アルミニウム合金 6061-T6

外径，厚さ：273.1 mm，9.25 mm

#### (3) 主重水ポンプ入口管

材料：ステンレス鋼 SUS304

外径，厚さ：318.5 mm，6.5 mm

#### (4) 主重水ポンプ出口管

材料：ステンレス鋼 SUS304

外径，厚さ：267.4 mm，9.3 mm

#### (5) 伸縮管継手

材料：ステンレス鋼 SUS304L

継手部の板の厚さ：2.0 mm

基数：3基



### 2.3 主重水系配管の使用環境

定格出力運転時における主重水系配管の使用環境は、次のとおりである。

- (1) 重水 pH : 6.0 ~ 7.0
- (2) 温度範囲 : 20 ~ 56°C
- (3) 溶存酸素 : 1 ppm 以下
- (4) 重水濃度 : 96.3 mol %
- (5) 主重水ポンプ出口圧力 : 3.5 kgf / cm<sup>2</sup>
- (6) 電気伝導度 : 1  $\mu$ S / cm

### 2.4 重水漏えい検知システム

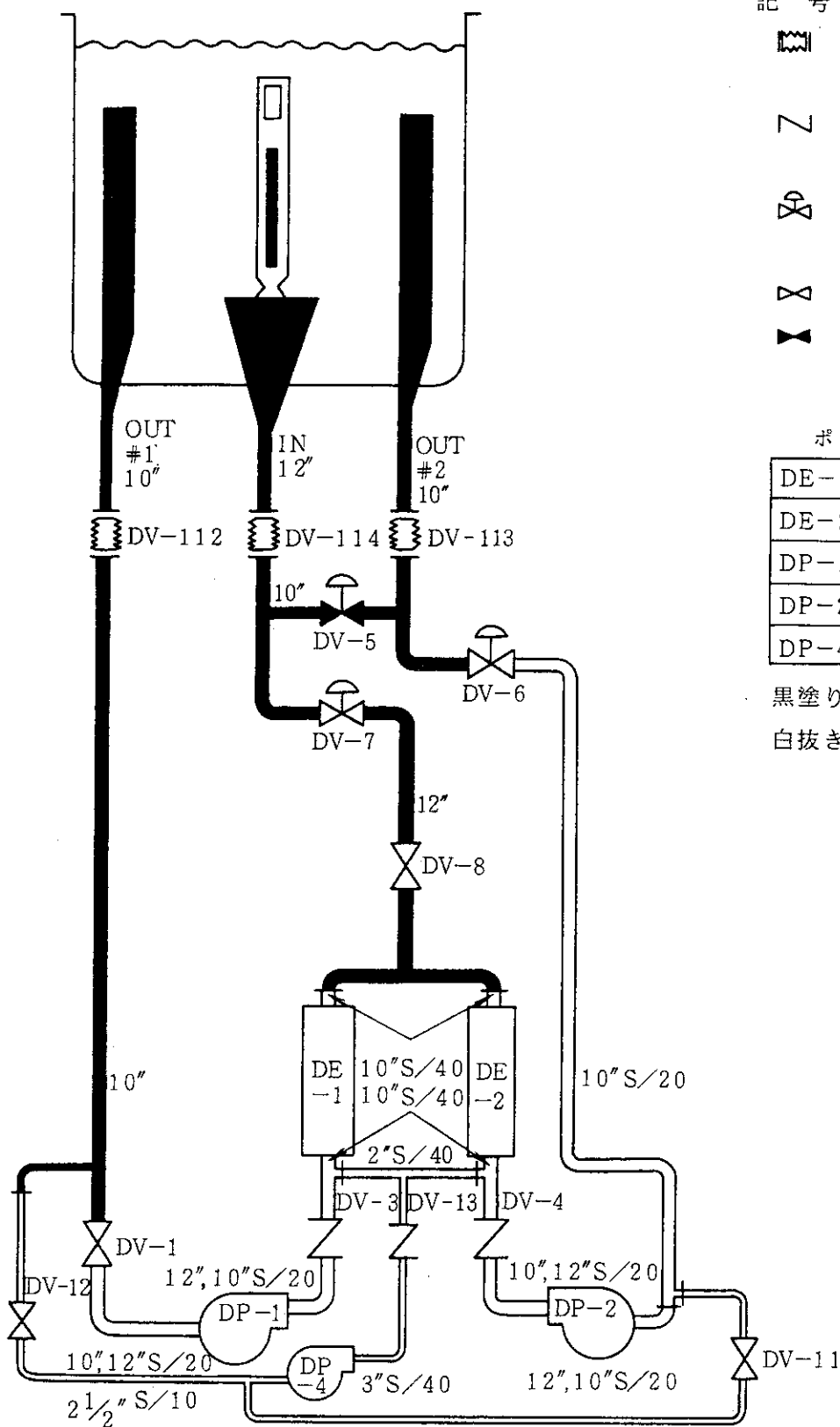
JRR-2は、重水減速冷却の研究炉であり、重水漏えいの早期発見には十分考慮を払っている。すなわち、重水系統機器及び配管下に抵抗変化を利用した電極式重水漏えい検出器を32個配置し重水が漏えいすると速やかに検出することができる。また、配管部から漏えいした重水は、事故時においても重水炉心出口温度が87°C以下であるので液体状のまま落下し、重水漏えい検出器で十分検知できる。


さらに、重水冷却機器室には、気体状の重水漏えいを検出するためのサンプリング配管が設置され空気中の重水蒸気の微量のトリチウムを検出することにより重水漏えいの場所を検知することができる。これらの重水漏えい検知システムにより、主重水系配管の破損は、小リークでさえも十分検知することができる。

### 2.5 主重水系配管の検査

昭和55年5月から同年10月の間に、重水系統出入口管の大型バルブ及び伸縮管継手の交換工事を行った。その際、ステンレス鋼製のバルブ及び伸縮管継手は、金属光沢を有し、局部侵食や割れなどの欠陥は、認められなかった。

なお、JRR-2における冷却系統施設の配管について供用期間中毎年1回外観検査及び耐圧漏えい検査を実施するとともに10年に1回配管の内面検査の実施を計画している。



- 記号 凡例
-  伸縮管継手  
(DV-112~114)
  -  逆止弁  
(DV-3, 4, 13)
  -  空気作動弁  
(DV-5~7)
  -  手動弁
  -  弁閉状態

ポンプ等の記号の説明

DE-1	重水熱交換器 # 1
DE-2	重水熱交換器 # 2
DP-1	主重水ポンプ # 1
DP-2	主重水ポンプ # 2
DP-4	非常用重水ポンプ

黒塗り：耐食アルミニウム合金管

白抜き：ステンレス鋼管

第 2.1 図 JRR-2 の主重水系の主な配管

### 3. 重水系統配管破損の位置の選定

既に、第1章で述べたように、JRR-2において想定される事故の1つとして、「重水流出事故」の解析、評価を行った。この事故は、定格出力運転中に、実際には予測し難い原因で重水系統配管に破損が生じたことにより、重水が漏えいして炉心重水水位の低下が生じ、その結果、炉心の冷却能力が低下し、燃料の温度が上昇する恐れのある事故を想定したものである。事故の解析に当たっては、想定された事象（ここでは重水系統配管に破損が生じたという事象）に加え、作動を要求される安全系のうち、結果を最も厳しくする単一故障を仮定することが要求されている<sup>1)</sup>。ここでは、自然循環弁DV-5、DV-6及びDV-7（第2.1図）のそれぞれの故障を仮定し、結果を最も厳しくする方向で、重水系統配管破損の位置を選定した。

原子炉の運転中に重水の漏えいが生じると、炉心重水水位が低下し、正常水位より12cm低下時点で「重水レベル低下」の信号が出る。この信号で原子炉はスクラムし、主重水ポンプは停止するが、非常用重水ポンプは運転を継続する。「重水レベル低下」の信号が出てから1分後に、非常用重水ポンプが停止し、かつ自然循環冷却回路を構成する3つの弁（自然循環弁DV-5、DV-6及びDV-7）が自動作動する。即ち、通常時に閉状態にあるDV-5は開状態となり、通常時に開状態にあるDV-6及びDV-7は閉状態となる。このようにして、炉心タンク→DV-113→DV-5→DV-114→炉心タンクという自然循環冷却回路が構成されることになる。なお、水位信号によって非常用重水補給ポンプを運転、停止させることにより、非常用重水貯蔵タンクの貯留重水を炉心に補給し、炉心重水水位は正常水位-50cm～-12cmの範囲に保たれる。

#### 3.1 自然循環弁DV-5の故障

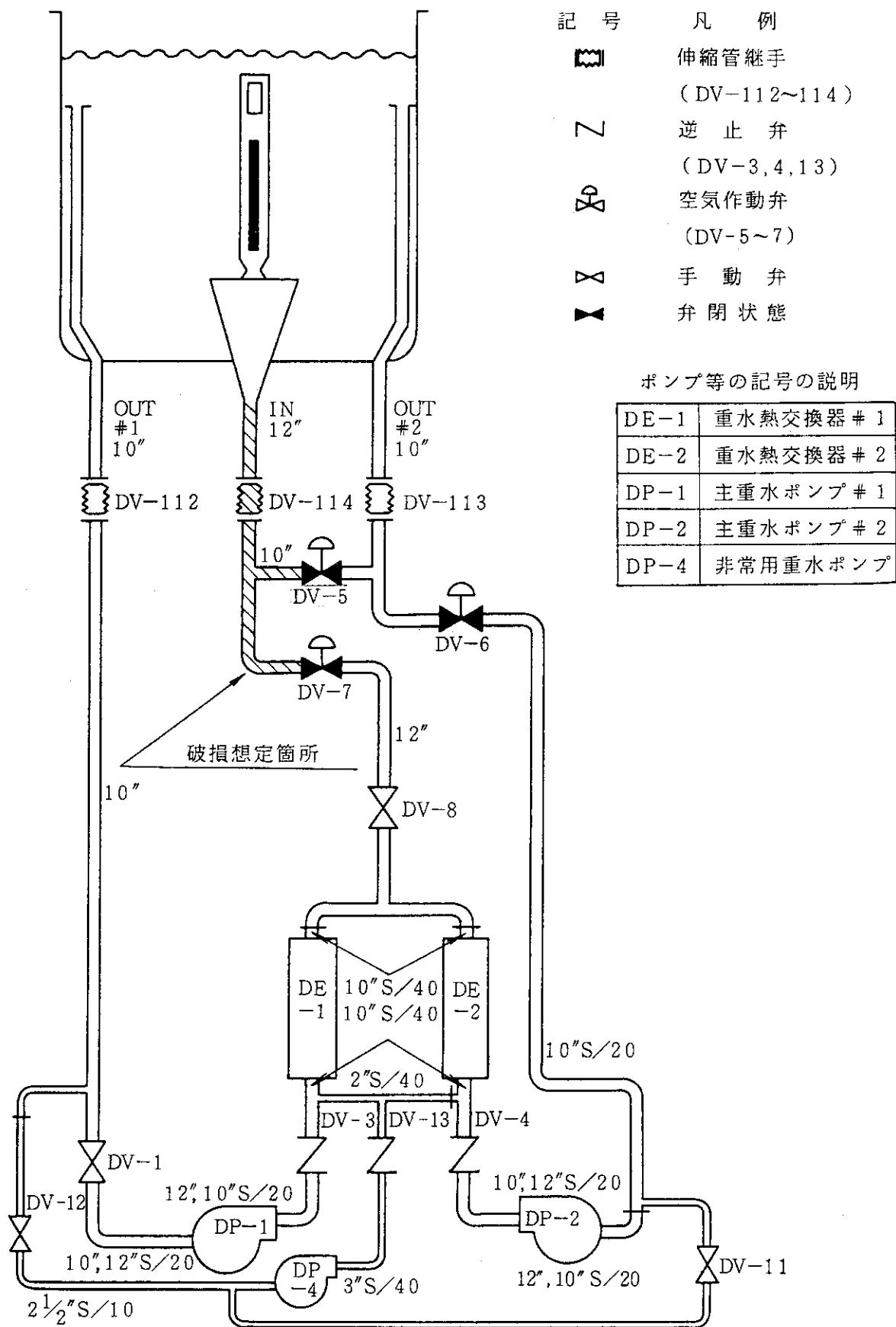
DV-5の不作動の場合、冷却水喪失を生じる可能性のある配管破損領域は、第3.1図に示すように、炉心からDV-5とDV-7の間の領域である。この領域で炉心への影響が最も厳しくなる配管の破損位置は、水頭圧が最大の所、即ち、炉心正常水位の下方約6.8mにある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管である。

#### 3.2 自然循環弁DV-6の故障

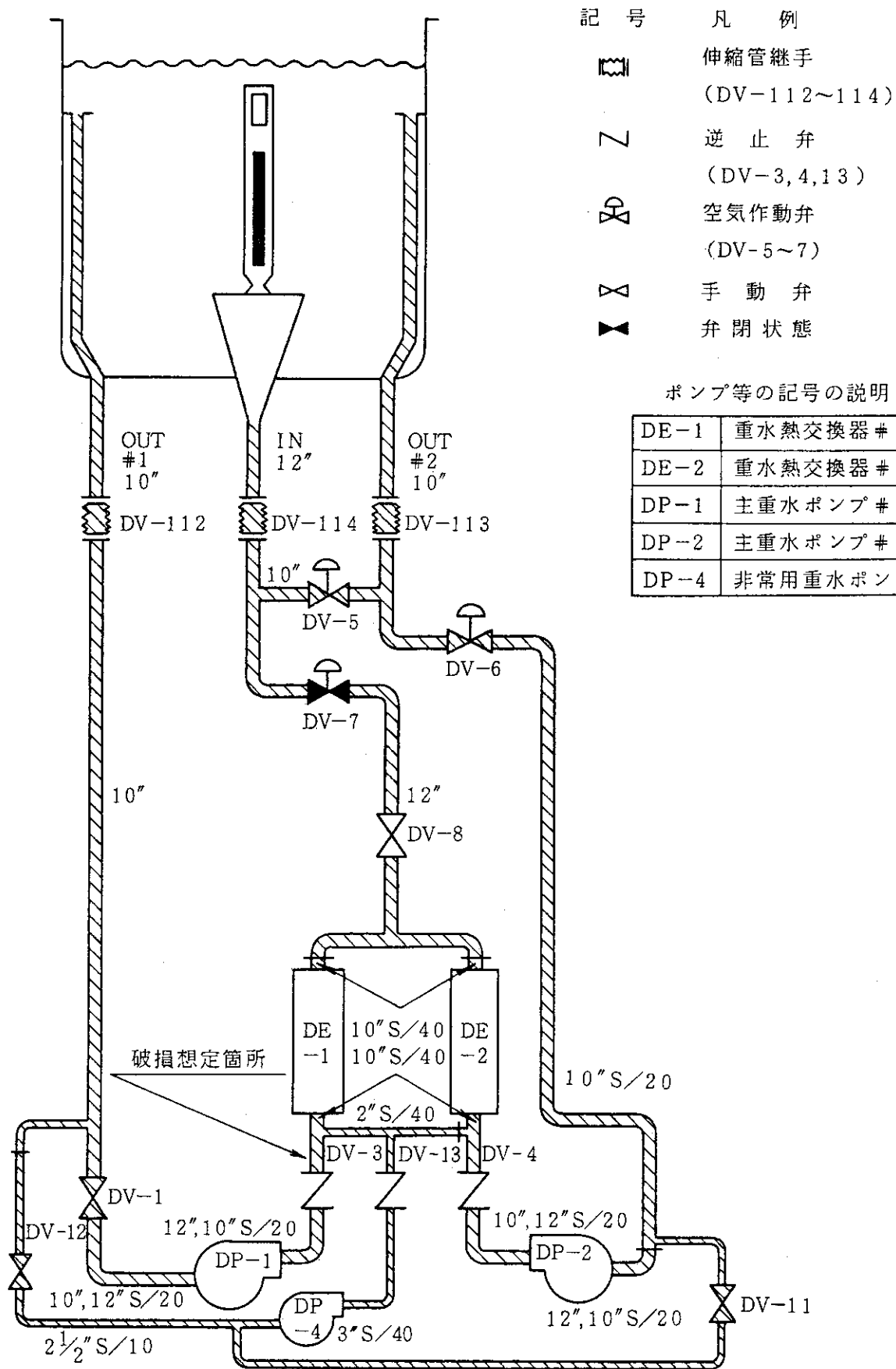
DV-6の不作動の場合、冷却水喪失を生じる可能性のある配管破損領域は、第3.2図に示すように、重水系統配管全体である。重水系統配管全体で炉心への影響が最も厳しくなる配管の破損位置は、水頭圧が最大値近傍となる2ヶ所、即ち、炉心正常水位の下方約6.8mにある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管及び炉心正常水位の下方約6.2mにあるSUS 304製の主重水ポンプ出口管のうち、破損規模の大きくなる可能性を有している方である。

### 3.3 自然循環弁DV-7の故障

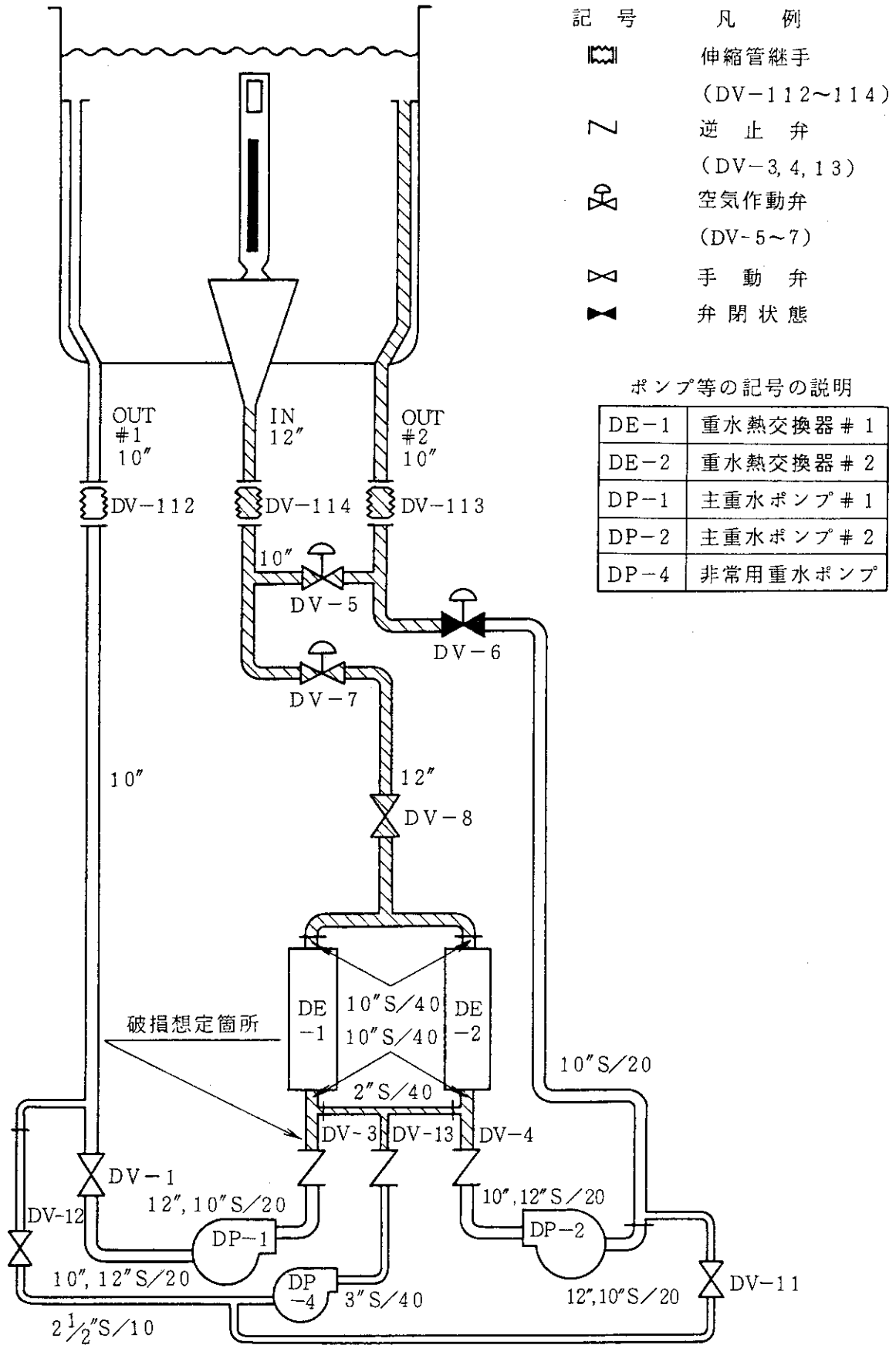
DV-7の不作動の場合、冷却水喪失を生じる可能性のある配管破損領域は、第3.3図に示すように、炉心からDV-6までの領域と炉心から重水熱交換器を通過して逆止弁DV-3, DV-4, DV-13までの領域である。この領域で炉心への影響が最も厳しくなる配管の破損位置は、DV-6の故障の場合と同じで、炉心正常水位の下方約6.8 mにある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管及び炉心正常水位の下方約6.2 mにあるSUS 304製の主重水ポンプ出口管のうち、破損規模の大きくなる可能性を有している方である。



第 3.1 図 DV-5 の故障



第 3.2 図 DV-6 故障



第 3.3 図 DV-7 の故障

## 4. 重水系統配管破損の規模の想定

### 4.1 応力評価

前章で、結果を最も厳しくする方向で破損位置を選定した重水系統配管における応力評価結果について述べる。

#### 4.1.1 炉心入口管（耐食アルミニウム合金 6061-T6 製）

##### (1) 水圧による応力

内圧を受ける円筒では、周方向応力（フープ応力）が最大であり、その値は次式で求まる。<sup>2)</sup>

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta} &= \frac{Pr}{t} \\ &= \frac{3.5 \times 10^{-2} \times \frac{323.9}{2}}{10.3} \\ &\approx 0.55 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}\end{aligned}$$

ただし  $\sigma_{\theta}$  : 周方向応力, P : 内圧（ここでは、主重水ポンプの吐出圧力 3.5kgf / cm<sup>2</sup>）, r : 管の半径, t : 管の肉厚

##### (2) 熱応力

第 2.1 図に示したように、炉心入口管の軸方向熱膨張は、伸縮管継手 DV-114 で吸収される構造になっている。従って、熱応力としては、軸方向に拘束されていない円筒の内外表面温度差によるものを考慮することになる。この場合、その最大値は内外表面に生じ、その値は次式で求まる。<sup>3)</sup>

$$\begin{aligned}\sigma_{t11} = \sigma_{tz1} &= \frac{E\alpha(T_1 - T_2)}{2(1-\nu)} \left( \frac{1}{\ln R_0} - \frac{2R_0^2}{R_0^2 - 1} \right) \\ &= \frac{7000 \times 23.6 \times 10^{-6} \times (56 - 55)}{2 \times (1 - 0.33)} \times \left( \frac{1}{\ln 1.0679} - \frac{2 \times 1.0679^2}{1.0679^2 - 1} \right) \\ &\approx -0.13 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}\end{aligned}$$

$$\sigma_{t12} = \sigma_{tz2} = \frac{E\alpha(T_1 - T_2)}{2(1-\nu)} \left( \frac{1}{\ln R_0} - \frac{2}{R_0^2 - 1} \right)$$



$$= \frac{7000 \times 23.6 \times 10^{-6} \times (56 - 55)}{2 \times (1 - 0.33)} \times \left( \frac{1}{\ln 1.0679} - \frac{2}{1.0679^2 - 1} \right)$$

$$\approx 0.12 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}$$

ただし  $\sigma_{tt}$  : 周方向熱応力,  $\sigma_{tz}$  : 軸方向熱応力,  $E$  : 縦弾性係数,  $\alpha$  : 線膨張係数,  $T$  : 温度,  $\nu$  : ポアソン比,  $R_0$  : 外径の内径に対する比, 添字 1 : 内表面, 添字 2 : 外表面

### (3) 地震による応力

静的地震力は, 以下の①, ②のいずれか大きい方の地震力を採用する。

① 水平地震力 0.6 G, 鉛直地震力 0.3 G。

② 水平地震力は, 地上部分では「建築基準法施行令」より求まる層せん断力係数に重要度に応じた係数 3.0 を乗じて得られる値。また, 地下部分では「建築基準法施行令」より求まる水平震度に重要度に応じた係数 3.0 を乗じて得られる値。鉛直地震力は, 震度 0.3 を基準とし, 建物の振動特性, 地盤の種類などを考慮して求めた鉛直震度より算定した値。

両方の値を比較すると, ①の方が大きく, 結局, 配管系における 20% 割増しの分を加味して, 水平加速度 720 Gal, 鉛直加速度 360 Gal を用いて応力評価を行うこととする。なお, 水平加速度及び鉛直加速度は, 同時に不利な方向に働くものとする。

水平地震力における計算モデルを第 4.1 図に, はりモデル<sup>4)</sup>せん断力分布図<sup>4)</sup>曲げモーメント分布図<sup>4)</sup>を第 4.2 図~第 4.4 図にそれぞれ示す。第 4.1 図に示した計算モデルに基づいて, 配管と内部重水の自重を求めると約 480 kgf となる。最大せん断応力は, 第 4.3 図に示すように上端支持部に発生し, その値は次式で求まる<sup>4)</sup>

$$\tau_{\max} = \frac{F_{\max}}{A}$$

$$= \frac{\frac{5}{8} w \ell}{\frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2)}$$

$$= \frac{\frac{5}{8} \times 0.72 \times 480}{\frac{\pi}{4} (323.9^2 - 303.3^2)}$$

$$\approx 0.02 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}$$

ただし  $\tau_{\max}$  : 最大せん断応力,  $F_{\max}$  : 最大せん断力,  $A$  : 管の断面積,  $w$  : 等分布荷重 (0.72 W/ℓ),  $W$  : 自重,  $\ell$  : 支持点の長さ,  $d_2$  : 管の外径,  $d_1$  : 管の内径

また, 最大曲げ応力も, 第 4.4 図に示すように上端支持部に発生し, その値は次式で求まる<sup>4)</sup>

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{Z}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\frac{1}{8} w \ell^2}{\frac{\pi}{32} \cdot \frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}} \\
&= \frac{\frac{1}{8} \times 0.72 \times 480 \times 4270}{\frac{\pi}{32} \times \frac{323.9^4 - 303.3^4}{323.9}} \\
&\approx 0.24 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

ただし  $\sigma_{\max}$  : 最大曲げ応力,  $M_{\max}$  : 最大曲げモーメント,  $Z$  : 管の断面係数  
鉛直地震力により上端支持部に発生する圧縮応力は次式で求まる<sup>4)</sup>

$$\begin{aligned}
\sigma_c &= \frac{F_v}{A} \\
&= \frac{W(1 + 0.36)}{\frac{\pi}{4}(d_2^2 - d_1^2)} \\
&= \frac{480 \times 1.36}{\frac{\pi}{4}(323.9^2 - 303.3^2)} \\
&\approx 0.06 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

ただし  $\sigma_c$  : 鉛直地震力による圧縮応力,  $F_v$  : 上端支持部にかかる鉛直地震力  
上に求めた水平地震力による最大せん断応力, 最大曲げ応力と鉛直地震力による圧縮応力が同時に不利な方向に働くとして, 地震による応力は

$$\begin{aligned}
\sigma &= \tau_{\max} + \sigma_{\max} + \sigma_c \\
&= 0.02 + 0.24 + 0.06 \\
&\approx 0.32 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

以上に求めた水圧による応力, 熱応力及び地震による応力の全てが同時に不利な方向に働くと  
して, 炉心入口管に生じる応力の最大値は

$$\begin{aligned}
\sigma_{\text{total}} &= 0.55 + 0.13 + 0.32 \\
&= 1.0 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

となる。

## 4.1.2 主重水ポンプ出口管

## (1) 水圧による応力

炉心入口管の場合と同様に

$$\sigma_{\theta} = \frac{Pr}{t}$$

$$= \frac{3.5 \times 10^{-2} \times \frac{267.4}{2}}{9.3}$$

$$\approx 0.50 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}$$

## (2) 熱 応 力

主重水ポンプ出口管は短管 (1755.5 mm) であることから軸方向熱膨張は継ぎ目に使用しているネオプレンパッキンで吸収される。(起動, 停止に伴う温度差約35°Cで生じる熱膨張量は約1 mm。)従って, 熱応力としては, 軸方向に拘束されていない円筒の内外表面温度差によるものを考慮することになる。そこで, 炉心入口管の場合と同様に

$$\sigma_{t11} = \sigma_{t21} = \frac{E\alpha(T_1 - T_2)}{2(1-\nu)} \left( \frac{1}{\ln R_0} - \frac{2R_0^2}{R_0^2 - 1} \right)$$

$$= \frac{20400 \times 16.56 \times 10^{-6} \times (56 - 55)}{2 \times (1 - 0.3)} \times \left( \frac{1}{\ln 1.0748} - \frac{2 \times 1.0748^2}{1.0748^2 - 1} \right)$$

$$\approx -0.25 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}$$

$$\sigma_{t12} = \sigma_{t22} = \frac{E\alpha(T_1 - T_2)}{2(1-\nu)} \left( \frac{1}{\ln R_0} - \frac{2}{R_0^2 - 1} \right)$$

$$= \frac{20400 \times 16.56 \times 10^{-6} \times (56 - 55)}{2 \times (1 - 0.3)} \times \left( \frac{1}{\ln 1.0748} - \frac{2}{1.0748^2 - 1} \right)$$

$$\approx 0.24 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}$$

## (3) 地震による応力

炉心入口管の場合と同様に考えることとする。

水平地震力における計算モデルを第4.5図に示す。この計算モデルに基づいて, 配管と内部重水の自重を求めると約200kgfとなる。最大せん断応力は, 炉心入口管の場合と同様に

$$\tau_{\max} = \frac{F_{\max}}{A}$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{\frac{5}{8} w \ell}{\frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2)} \\
&= \frac{\frac{5}{8} \times 0.72 \times 200}{\frac{\pi}{4} (267.4^2 - 248.8^2)} \\
&\Rightarrow 0.01 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

また、最大曲げ応力も、炉心入口管の場合と同様に

$$\begin{aligned}
\sigma_{\max} &= \frac{M_{\max}}{Z} \\
&= \frac{\frac{1}{8} w \ell^2}{\frac{\pi}{32} \cdot \frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}} \\
&= \frac{\frac{1}{8} \times 0.72 \times 200 \times 1755.5}{\frac{\pi}{32} \times \frac{267.4^4 - 248.8^4}{267.4}} \\
&\Rightarrow 0.07 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

鉛直地震力により上端支持部に発生する圧縮応力も、炉心入口管の場合と同様に

$$\begin{aligned}
\sigma_c &= \frac{F_v}{A} \\
&= \frac{W(1 + 0.36)}{\frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2)} \\
&= \frac{200 \times 1.36}{\frac{\pi}{4} (267.4^2 - 248.8^2)} \\
&\Rightarrow 0.04 \text{ (kgf / mm}^2\text{)}
\end{aligned}$$

上に求めた水平地震力による最大せん断応力、最大曲げ応力と鉛直地震力による圧縮応力が同時に不利な方向に働くとして、地震による応力は

$$\sigma = \tau_{\max} + \sigma_{\max} + \sigma_c$$

$$= 0.01 + 0.07 + 0.04$$

$$\approx 0.12 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}$$

以上に求めた水圧による応力，熱応力及び地震による応力の全てが同時に不利な方向に働くとして，主重水ポンプ出口管に生じる応力の最大値は

$$\sigma_{\text{total}} = 0.50 + 0.25 + 0.12$$

$$\approx 0.9 \text{ (kg f / mm}^2\text{)}$$

となる。

以上に求めたような応力水準で使用される耐食アルミニウム合金製及び SUS 304 製の配管で想定される破損の形態について，次節で検討を加える。

## 4.2 配管破損の形態の想定

前章で，結果を最も厳しくする方向で破損位置を選定した重水系統配管における破損の形態について検討してみた結果について述べる。

一般に，圧力壁材料が損傷を受けてその機能を失い，その内容物を保持できなくなる機構は第 4.1 表のように分類できる。前節で検討したように，応力値は極めて小さいことや，既に 25 年以上の運転実績があることから短期荷重による機械的損傷は無視してもよい。また，使用温度域が非クリープ温度域であることから，結局，機械的損傷としては疲労，化学的損傷として孔食（局部侵食），その両方の相乗による損傷としての腐食疲労，応力腐食割れについて検討しておけばよい。

### 4.2.1 孔 食

#### (1) 炉心入口管（耐食アルミニウム合金 6061-T6 製）

100℃未満の純水中のアルミニウムの腐食は均一腐食であり，著しい水の汚染がないかぎり孔食の発生はほとんど考えられない。実際，20年以上の運転を経験した JRR-2 の構造材料の内壁を検査した際，均一な保護膜形成の状況を確認してある。従って，炉心入口管における孔食の発生の可能性は極めて低いと考えられるが，孔食は確率事象であり，その発生確率の定量的評価は困難であることから，極めて保守的な立場からは，孔食（通常直径は数 mm 以内）の発生を仮想しておくことも妥当性を有していると考えられる。

#### (2) 主重水ポンプ出口管（ステンレス鋼 SUS 304 製）

ステンレス鋼は，通常水に不溶な  $\text{Cr}_2\text{O}_3$  からなる防護膜を形成するため，100℃未満の純水に対して極めて高い耐食性を示す。つまり，不動態にあるためほとんどみるべき表面反応を持たないと考えられる。実際，20年以上の運転を経験した JRR-2 の SUS 321 製伸縮管継手<sup>※</sup>が，製作当初と同様の金属光沢を有していることを確認してある。従って，主重水ポンプ出口管における孔食その他の局部傷食を想定する必要はないと考えられる。

※ SUS304，SUS321等の鋼種の50℃程度の純水中での耐食性の差は無視できる。

#### 4.2.2 応力腐食割れ

##### (1) 炉心入口管（耐食アルミニウム合金 6061-T6製）

6061-T6は、いわゆる耐食アルミニウム合金で、抗張力 $\sigma_{UTS} = 32 \text{ kgf / mm}^2$ 付近の中強度材である。一般に、アルミニウム合金は応力腐食割れ感受性が低く、わずかに高抗張力材（規格番号7000台の $\sigma_{UTS} \geq 40 \text{ kgf / mm}^2$ ）にのみ応力腐食割れ感受性がみられる。その高抗張力材でも、極めて割れ誘発性の強い人工海水（3.5% NaCl溶液）中で、応力腐食割れの進行には相当な高応力水準（ $K_{ISCC} = 65 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 程度<sup>5)</sup>）を要することから、50°C程度の純水中で炉心入口管に応力腐食割れの発生を想定する必要はないと考えられる。なお、参考までに、各種アルミニウム合金の応力腐食割れ性の比較表を第4.2表<sup>6)</sup>に示すが、この表において、6061-T6の応力腐食割れ感受性は極めて低いことがわかる。

##### (2) 主重水ポンプ出口管（ステンレス鋼 SUS304製）

SUS304製の軽水炉の配管においては多数の応力腐食割れ発生事例がみられる<sup>7)~9)</sup>ことから、主重水ポンプ出口管においても、応力腐食割れは注意を要する損傷形態であるといえる。しかしながら、鋭敏化処理を施したSUS304の288°C高温高圧純水中における $K_{ISCC}$ が $50 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 程度<sup>10)</sup>であることを考えると、50°C程度の純水中で前節に示したような応力水準で使用される主重水ポンプ出口管に応力腐食割れの発生を想定する必要はないと思われる。極めて保守的な立場をとれば、溶接部において材料が鋭敏化しており、しかも比較的高い溶接残留応力が存在しているような場合に、応力腐食割れの発生を想定しておくことも妥当性を有していると考えられるが、本来この種の応力は局所に限定されるので、割れが発生すれば残留応力は解放され、応力腐食割れという損傷形態で肉厚を貫通するに至るまで割れが進展していくことはありえないと考えられる。

#### 4.2.3 疲労、腐食疲労

##### (1) 炉心入口管（耐食アルミニウム合金 6061-T6製）

前節で検討した通り、炉心入口管に加わる応力は高々 $1.0 \text{ kgf / mm}^2$ 程度であり、この値はアルミニウム合金の疲労限度 $\sigma_w = 9.8 \text{ kgf / mm}^2$ <sup>11)</sup>を大きく下回っていることから疲労破壊は起こり得ないと判断できる。また、既に述べたようにJRR-2の炉心入口管においては、応力腐食割れによるき裂発生の可能性もないことから、極めて現実性には欠けるが、仮に炉心入口管内壁に、深さ $t/4$ 、長さ $3t$ <sup>12)</sup>（ $t$ は管肉厚）の半楕円形表面き裂（軸方向き裂）の存在を仮定してみても、定格出力運転時における管周方向応力による応力拡大係数は $K = 2.0 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 程度となり、この値は、アルミニウム合金において疲労き裂が成長するための下限値 $\Delta K_{th} = 7 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ <sup>13)</sup>を下回っていることから疲労き裂が成長することはない。なお、ここで仮定したようなき裂の存在する状態で、設計条件を逸脱する大変動応力を仮定してみた場合には、第4.6図に示すように疲労き裂が成長することになる。この場合、大気中のき裂成長速度 $da/dN$ は $10^{-7} \text{ mm/cycle}$ 程度となり、2週間を1サイクルとするJRR-2の運転モードを考えると1mmのき裂の成長に約38万年を要することになる。

さらに、純水の存在を考慮して腐食疲労を考えると、このアルミニウム合金の配管において、上で仮想したき裂の先端の鋭さを保持し続けるかどうかの問題となる。

純水中の腐食データ<sup>14)</sup>によると、70°Cでアルミニウム合金の外表面での腐食速度は $1.3 \times 10^{-5}$

mm/h 程度であり、1 サイクル2 週間の腐食量は約  $4.4 \times 10^{-3}$  mmと算定される。(この推定は、クレビス効果の与えるき裂先端より控えめな値となるが、一方、腐食の放物線速度則を考えた場合には、長時間側で過大な評価となる。)上に述べた  $10^{-7}$  mm/cycle とこの  $4.4 \times 10^{-3}$  mm を比較すると、侵食速度がき裂の成長の  $4.4 \times 10^4$  倍となっており、実験誤差等を十分に考慮に入れても侵食の方がはるかに大きく、き裂の先端の鋭さを保持し続けるとは考えられない。即ち、第4.7 図に示すように、たとえき裂の存在と設計条件を逸脱した大変動応力を仮定してみても、JRR-2 の炉心入口管において、腐食疲労が起こることはないと判断できる。

#### (2) 主重水ポンプ出口管(ステンレス鋼 SUS304製)

前節で検討した通り、主重水ポンプ出口管に加わる応力は高々  $0.9 \text{ kgf/mm}^2$  であり、この値は SUS304 の疲労限度  $\sigma_w = 20 \text{ kgf/mm}^2$ <sup>15)</sup> を大きく下回っていることから疲労破壊は起こり得ないと判断できる。仮に主重水ポンプ出口管内壁に、深さ  $t/4$ 、長さ  $3t$ <sup>12)</sup> ( $t$  は管肉厚) の半楕円形表面き裂(軸方向き裂)の存在を仮定してみても、定格出力運転時における管周方向応力による応力拡大係数は  $K = 1.7 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$  程度となり、この値は、SUS304 において疲労き裂が成長するための下限値  $\Delta K_{Ih} = 9 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ <sup>16)</sup> を下回っていることから疲労き裂が成長することはない。なお、ここで仮定したようなき裂の存在する状態で、設計条件を逸脱する大変動応力を仮定してみた場合には、疲労き裂が成長することになる。

さらに、純水の存在を考慮して腐食疲労を考えてみても、 $50^\circ\text{C}$  程度の純水では SUS304 の疲労を加速するとは考えにくい<sup>15)</sup> ので、上で述べた大気中での疲労データを基準とした推論がそのまま成立する。なお、アルミニウム合金製の炉心入口管で評価してみたように、侵食速度を求めようとしても、SUS304 にとっては腐食環境が穏やかすぎるため、き裂先端における侵食による鈍化ということは想定できない。即ち、ここで仮想したき裂は、先端の鋭さを保持し続けることになり、設計条件を逸脱する大変動応力に対しては、疲労損傷を生じる潜在的な可能性を有していることになる。

以上の検討の結果、重水系統配管において最も注意を要する破損の形態として、炉心入口管では孔食、主重水ポンプ出口管では腐食疲労を想定するのが妥当と思われる。

### 4.3 配管破損の規模の想定

#### 4.3.1 炉心入口管

前節における検討の結果、アルミニウム合金製の炉心入口管においては、最も注意を要する破損の形態として孔食を想定するとの結論を得た。

ところで、一般に孔食の発生と成長の機構は、次のように考えられている。アルミニウム合金のように防護被膜を形成する材料の表面で被膜の健全性が局所的に失われるような状態(例えばハロゲンイオンの吸着)がもたらされると、その部分の防護性が失われて局所的な侵食が起こる。通常は侵食反応の結果、すぐに新しい酸化膜によってこの損傷部は補修されるが、稀に侵食の底部の水質が外表面と大きく異なる状態(pHの低下、ハロゲンイオン等の停留)を保ち、防護性被膜の再生を妨げることがある。このような状況で局所的に侵食が継続し、やがて貫通に至ること

がある。ここで重要なことは、孔食の底部が外表面と大きく異なる化学条件を保つことが侵食の進行の条件であるということである。このような機構を考えると、孔食とは本質的に深く細い成長径路をたどるべきものである。従って、半球状の孔食を想定しておくことが、最大限の保守的想定となる。

上に述べたような考察に基くと、JRR-2の炉心入口管で孔食によって生じる重水流出事故の最大規模のものとして、管壁に $\pi t^2$  ( $t$ は管の肉厚、ここでは10.3 mm)、即ち約3.4 cm<sup>2</sup>の貫通孔を想定しておくのが妥当と思われる。(第4.8図参照)

#### 4.3.2 主重水ポンプ出口管

前節における検討の結果、SUS304製の主重水ポンプ出口管においては、最も注意を要する破損の形態として腐食疲労を想定するとの結論を得た。

ところで、U.S. NRC Standard Review Plan NUREG-0800, Section 3.6.1<sup>12)</sup>において、原子炉の配管系は、高エネルギー流体系<sup>\*1</sup>配管と中エネルギー流体系<sup>\*2</sup>配管に区別し、中エネルギー流体系配管においては、破損口の最大面積として、 $\frac{1}{4}Dt$  ( $D$ :管径、 $t$ :管の肉厚)を想定するという方法を示している。これは、管壁に深さ $t/4$ 、長さ $3t$ の半楕円形表面き裂の存在を仮定し、疲労によるき裂成長過程を解析することにより、壁厚貫通き裂の規模の上限として求められたものであることから、JRR-2の主重水ポンプ出口管の破損の規模を想定する際に、そのまま採用することができる。従って、主重水ポンプ出口管で腐食疲労によって生じる重水流出事故の最大規模のものとして、管壁に $\frac{1}{4}Dt$ 、即ち約6.3 cm<sup>2</sup>の破損口を想定しておくのが妥当と思われる。

上に述べたように、炉心入口管と主重水ポンプ出口管では、想定破損口の最大面積が大きく異なり、主重水ポンプ出口管における方が想定破損規模が大きくなることから、前章で配管破損位置を特定できなかったDV-6もしくはDV-7の故障の場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約6.2 mにある主重水ポンプ出口管であることがわかった。

---

※1 通常運転時、最高運転温度が93.3℃を超えるか又は最高運転ゲージ圧力が19.3 kgf/cm<sup>2</sup>を超えて運転又は維持される流体系

※2 通常運転時、最高運転温度が93.3℃以下でかつ最高運転ゲージ圧力が19.3 kgf/cm<sup>2</sup>以下で運転又は維持される流体系



第4.1表 材料の損傷機構の分類

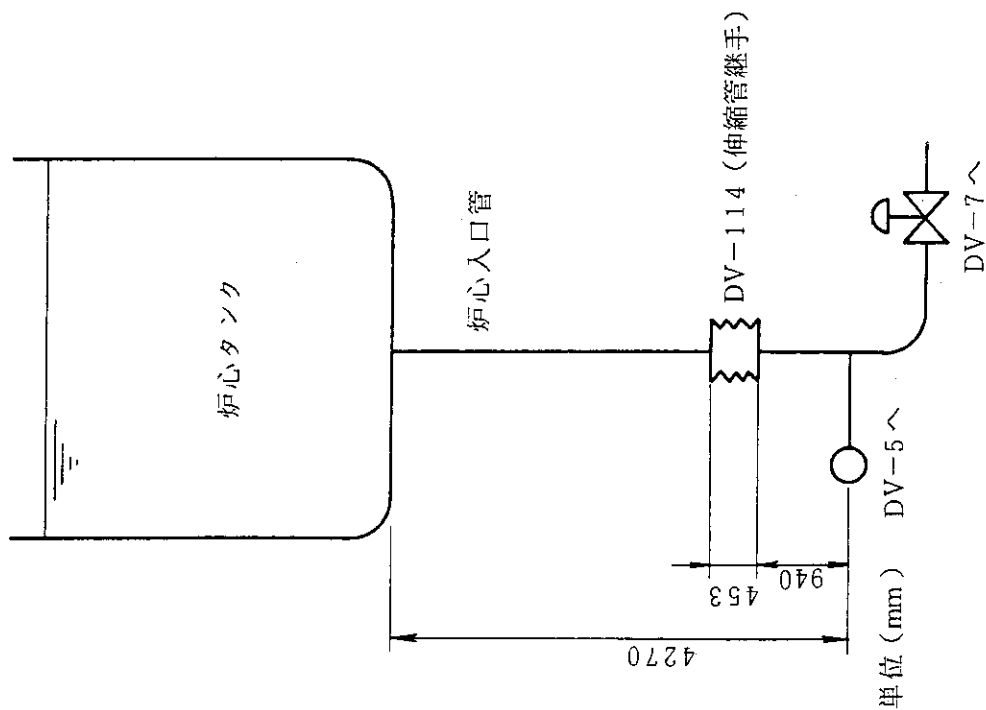
	損傷機構	進行形態	主な支配因子
A	機械的損傷	き裂発生 — 成長 ————— 破断 変形 ————— 断面減少 ————— 破断	材料の機械的性質 応力水準と負荷モード
B	化学的損傷	局部侵食 — 拡大 ————— せん孔 全面侵食 — 断面減少 ————— 破断	材料の化学的性質 環境の化学条件
C	A、Bの相乗による損傷	き裂発生 — 成長 ————— 破断	A、Bの両方

第4.2表 アルミニウム合金の応力腐食割れ性比較<sup>6)</sup>

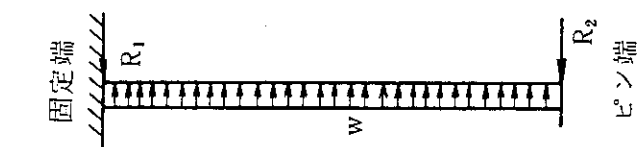
	合金系	合金	質別	応力腐食割れ速度	
非熱処理型合金	純アルミニウム	1100, 1200	全質別	1	
	Al-Mn	3003	"	1	
	Al-Mg	5005, 5050, 5154	"	1	
	Al-Mg	5056, 5356	加工硬化材	4	
	Al-Mg-Mn	3004, 3005, 5454	全質別	1	
	Al-Mg-Mn	5086	"	2	
	Al-Mg-Mn	5083, 5456	安定化处理材	2	
	合せ板	3003, 3004	全質別	1	
	熱処理型合金	Al-Mg-Si	6063	全質別	1
		Al-Mg-Si-Cu	6061	T4	2
Al-Mg-Si-Cu		"	T6	1	
Al-Si-Mg		6151, 6351	T4	2	
Al-Si-Mg		" "	T6	1	
Al-Si-Mg-Cu		6066, 6070	T6	2	
Al-Cu		2219, 2017	T3, T4	3	
Al-Cu		2219	T6, T8	2	
Al-Cu-Si-Mn		2014	T3, T6	3	
Al-Cu-Mg-Mn		2024	T3	3	
Al-Cu-Mg-Mn		"	T8	2	
Al-Cu-Li-Cd		2020	T6	2	
Al-Cu-Fe-Ni		2618	T61	3	
Al-Cu-Pb-Bi		2011	T3	4	
Al-Cu-Pb-Bi		"	T6, T8	2	
Al-Zn-Mg		7005	T53	3	
Al-Zn-Mg		7039	T6	3	
Al-Zn-Mg-Cu		7075, 7079	T6	3	
Al-Zn-Mg-Cu		T73	2		
合せ板		全質別	1		

注. 実用上および実験室的(3.5%食塩水中に溶液交互浸漬)にみて下記4段階に評価。

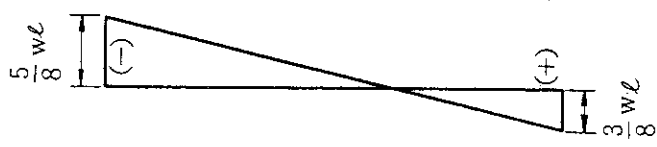
1. 実用上および実験室的にみて何ら問題なし。
2. 実用上は問題ないが実験室的試験では板厚方向にいくらか問題あり。
3. 実用上板厚方向に引張応力が作用すると割れを生ずるおそれがあり、実験室的には幅方向に割れが起る。
4. 実用上からみても圧延方向、幅方向に割れが生じやすい。



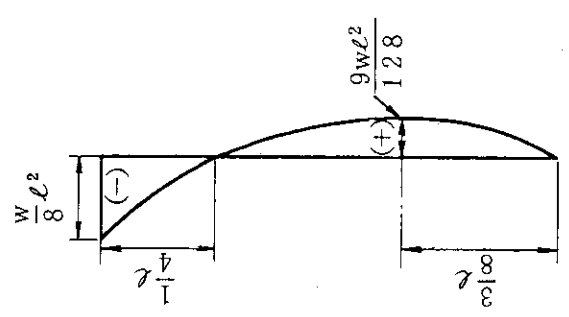
第 4.1 図 炉心入口管の水平地震力における  
計算モデル



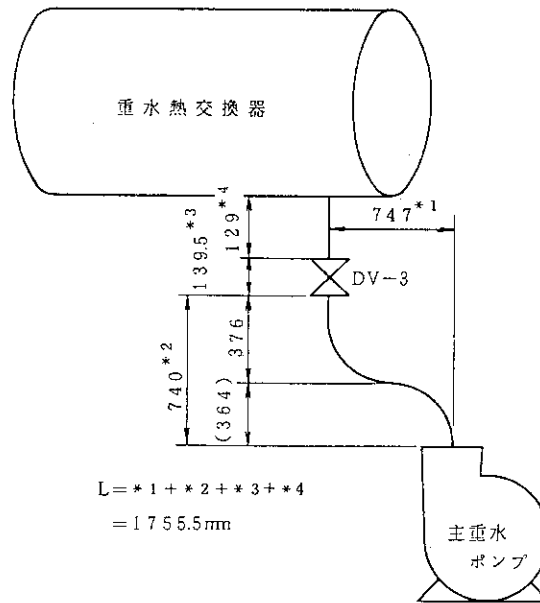
第 4.2 図<sup>4)</sup>  
はりモデル



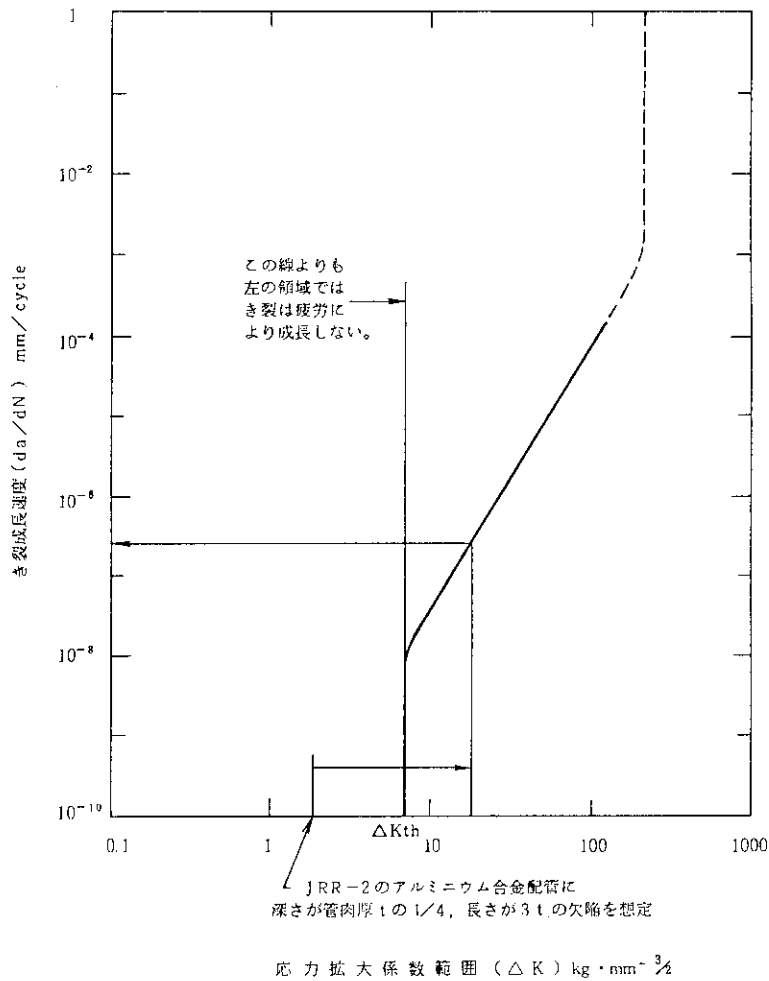
第 4.3 図<sup>4)</sup>  
せん断力分布図



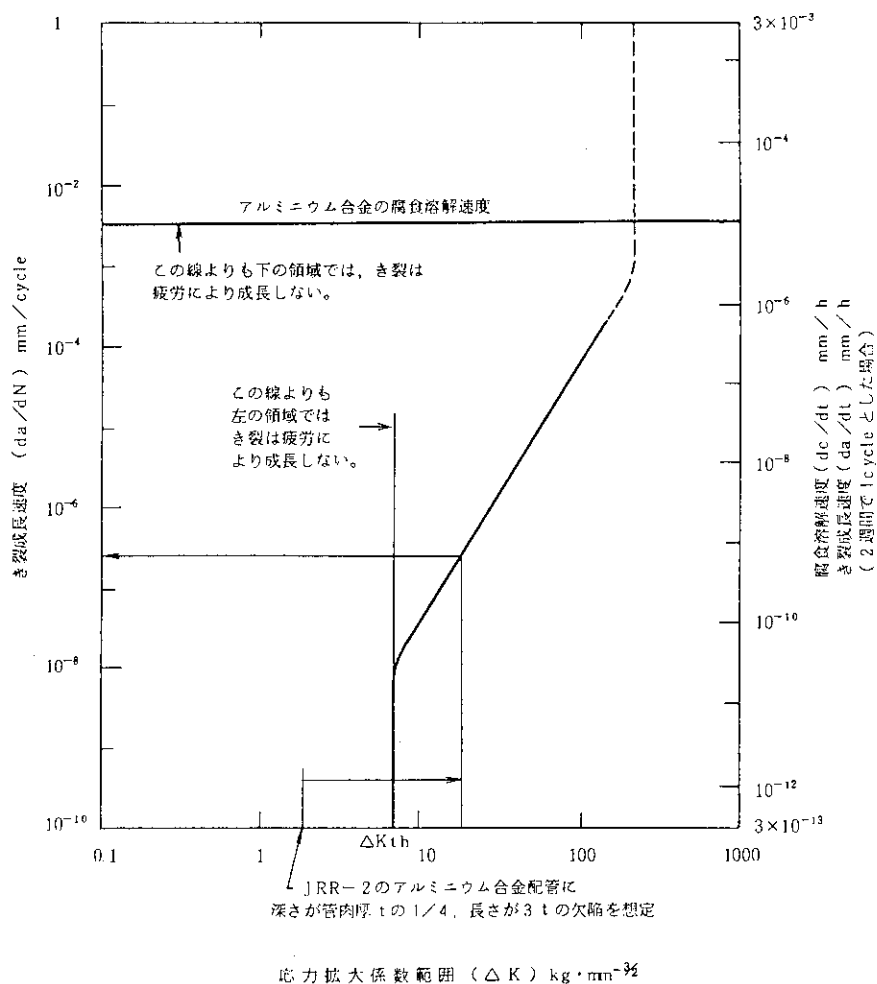
第 4.4 図<sup>4)</sup>  
曲げモーメント分布図



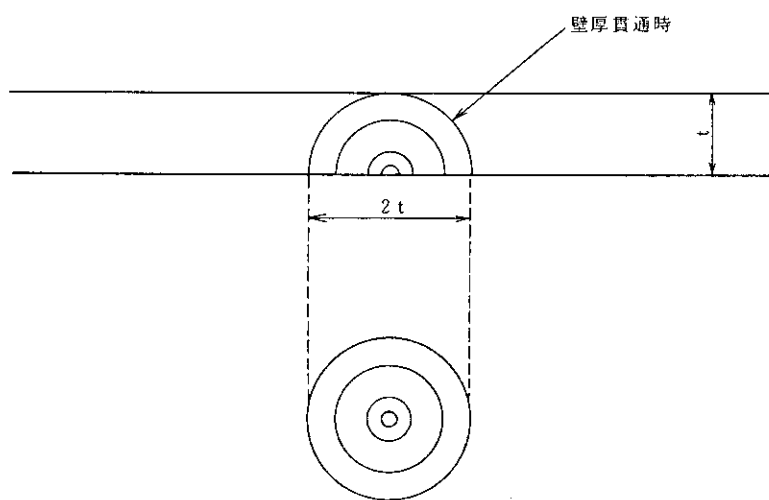
第 4.5 図 主重水ポンプ出口管の水平地震力における計算モデル



第 4.6 図 アルミニウム合金の典型的な大気中き裂成長に関するデータと JRR-2 の応力条件の関係に 10 倍の係数を与えた場合の例



第 4.7 図 腐食溶解速度と腐食の無い条件下の疲労き裂成長速度の比較



第 4.8 図 孔食による貫通の場合の貫通孔の形状

## 5. 結 言

JRR-2における炉心の冷却能力低下に至る想定事故の1つである「重水流出事故」の解析、評価を行う際に用いる条件（配管破損の位置と規模）について検討し、次のような結果を得た。

- (1) 配管破損に加えて、安全系の1つである自然循環弁DV-5が故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約6.8 mにある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、孔食によって生じる $\pi t^2$ 、即ち約3.4 cm<sup>2</sup>の貫通口を想定しておくのが妥当である。
- (2) 配管破損に加えて、安全系の1つである自然循環弁DV-6もしくはDV-7のいずれかが故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約6.2 mにあるSUS 304製の主重水ポンプ出口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、腐食疲労によって生じる $\frac{1}{4}Dt$ 、即ち約6.3 cm<sup>2</sup>の貫通き裂を想定しておくのが妥当である。

なお、ここで想定したような破損口が生じた場合においても、「炉心は冠水が維持され、燃料芯材最高温度はブリスト発生温度に比べ十分低く、炉心は大きな損傷に至ることがなく、かつ、十分な冷却が可能である。また、十分に厳しい結果を与える仮定をしても、トリチウムの大気への放出量は小さく、周辺の公衆に著しい放射線被爆のリスクを与えることはない。」との解析、評価結果が得られている。

## 謝 辞

本報告書に示したJRR-2で想定すべき配管破損の位置と規模についての検討は、JRR-2原子炉設置許可申請書の変更作業の一環として行われたものであり、同変更作業に携わった多くの人々の御協力を頂いた。とりわけ、燃料工学部長近藤達男氏、燃料工学部材料工学研究室長中島甫氏、研究炉管理部長二村嘉明氏、研究炉管理部JRR-2管理課長角田準作氏、研究炉管理部JRR-2原子炉主任技術者小金沢卓氏の各位には、多くの御尽力を頂いた。ここに深く感謝の意を表する。

## 付録 研究炉の配管破損解析に関する調査

本報で示した、JRR-2の配管破損解析と対照させるため、国内及び海外で行われている研究炉の配管破損解析に関する調査を行った。調査結果を付表1、2<sup>17)~25)</sup>に示す。この調査結果からわかるように、研究炉の配管破損の形態や規模に関して、本報で示した程度に詳細な検討を行った例は見当たらない。

## 5. 結 言

JRR-2 における炉心の冷却能力低下に至る想定事故の1つである「重水流出事故」の解析、評価を行う際に用いる条件（配管破損の位置と規模）について検討し、次のような結果を得た。

- (1) 配管破損に加えて、安全系の1つである自然循環弁DV-5が故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約6.8 mにある耐食アルミニウム合金製の炉心入口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、孔食によって生じる  $\pi t^2$ 、即ち約3.4 cm<sup>2</sup>の貫通口を想定しておくのが妥当である。
- (2) 配管破損に加えて、安全系の1つである自然循環弁DV-6もしくはDV-7のいずれかが故障した場合、結果が最も厳しくなる配管破損位置は、炉心正常水位の下方約6.2 mにある SUS 304 製の主重水ポンプ出口管である。この配管においては、破損口の最大のものとして、腐食疲労によって生じる  $\frac{1}{4}Dt$ 、即ち約6.3 cm<sup>2</sup>の貫通き裂を想定しておくのが妥当である。

なお、ここで想定したような破損口が生じた場合においても、「炉心は冠水が維持され、燃料芯材最高温度はブリスト発生温度に比べ十分低く、炉心は大きな損傷に至ることがなく、かつ、十分な冷却が可能である。また、十分に厳しい結果を与える仮定をしても、トリチウムの大気への放出量は小さく、周辺の公衆に著しい放射線被爆のリスクを与えることはない。」との解析、評価結果が得られている。

## 謝 辞

本報告書に示した JRR-2 で想定すべき配管破損の位置と規模についての検討は、JRR-2 原子炉設置許可申請書の変更作業の一環として行われたものであり、同変更作業に携わった多くの人々の御協力を頂いた。とりわけ、燃料工学部長近藤達男氏、燃料工学部材料工学研究室長中島甫氏、研究炉管理部長二村嘉明氏、研究炉管理部 JRR-2 管理課長角田準作氏、研究炉管理部 JRR-2 原子炉主任技術者小金沢卓氏の各位には、多くの御尽力を頂いた。ここに深く感謝の意を表する。

## 付録 研究炉の配管破損解析に関する調査

本報で示した、JRR-2 の配管破損解析と対照させるため、国内及び海外で行われている研究炉の配管破損解析に関する調査を行った。調査結果を付表1、2<sup>17)~25)</sup>に示す。この調査結果からわかるように、研究炉の配管破損の形態や規模に関して、本報で示した程度に詳細な検討を行った例は見当たらない。

付表1 国内における配管破損解析の調査結果

原子炉名 (申請 受理年)	熱出力	炉型	冷却材	圧力 (kgf/cm <sup>2</sup> (G))	炉心出口 温度 (°C)	LOCAに関する記述			備考
						記述 なし	記述あり		
							解析 なし	解析あり	
		破損形態	破損部材質						
JRR-2 (1986年)	10MW	タンク型	重水	約 3.5	約 56		$\pi l^2$ $\frac{1}{4} Dt$	耐食アルミニウム 合金 オーステナイト系 ステンレス鋼	炉心入口管 主重水ポンプ 出口管
JRR-3(M) (1984年)	20MW	プール型	軽水	約 8	約 42		$\frac{1}{4} Dt$	オーステナイト系 ステンレス鋼	1次系ポンプ 出口配管
JMTR (1983年)	50MW	タンク・ プール型	軽水	約 14	約 56		両端破断	オーステナイト系 ステンレス鋼	1次系ポンプ 出口配管

付表2 海外における配管破損解析の調査結果

原子炉名 (国名)	熱出力	炉型	冷却材	圧力 (kgf/cm <sup>2</sup> (G))	炉心出口 温度 (°C)	LOCAに関する記述			備考
						記述 なし	記述あり		
							解析 なし	解析あり	
		破損形態	破損部 材質						
17) Democritos 研究炉 (ギリシャ)	5MW	プール型	軽水				両端破断		Story及び設 備対応につい てのみ記載
17) Saphir 研究炉 (スイス)	10MW	プール型	軽水				設備対応のみ記 載		
17) HFR (Petten) (オランダ)	45MW	タンク・ プール型	軽水				設備対応のみ記 載		
18) DIDO及び PLUTO (イギリス) Harwell	25.5MW	タンク型	重水				大配管の破断は 考えられない。 母管への枝管の 溶接欠陥を考慮 している。		Story及び設 備対応につい てのみ記載

付表2 海外における配管破損解析の調査結果(続き)

原子炉名 (国名) 申請受理年	熱出力	炉型	冷却材	圧力 (kgf/cm <sup>2</sup> ) (G)	炉心出口 温度 (°C)	LOCAに関する記述				備考
						記述 なし	記述あり			
							解析なし	解析あり		
		破損形態	破損部 材質							
19) CP-5 (アメリカ) 1969年	5MW	タンク型	重水	約5	約60			設備対応のみ記載		
20) UVAR (アメリカ) 1979年	2MW	プール型	軽水		約41			両端破断 (ステンレス鋼)		Story及び設備対応についてのみ記載
21) NBSR (アメリカ) 1980年	10MW	タンク型	重水		約44			設備対応のみ記載		
22) ALRR (アメリカ) 1968年	5MW	タンク型	重水		約53	○				
23) MURR (アメリカ) 1980年	10MW	タンク・ プール型	軽水	約5	約53 (炉心入口) 約38 (プール 水温)			両端破断		核沸騰は生じるがDNBや燃料へのダメージは起らない。
24) HFBR (アメリカ) 1979年	40MW	タンク型	重水	約14	約66	○				
25) MITR-II (アメリカ) 1970年	4.9MW	タンク型	軽水		約50 (炉心入口)			設備対応のみ記載		



## 参 考 文 献

- 1) 科学技術庁原子力安全局原子力安全調査室編：「原子力安全委員会安全審査指針集」P. 267 (1984)
- 2) 例えば平修二監修：「現代材料力学」(オーム社) P.191 (1970)
- 3) 日本機械学会：「伝熱工学資料 改訂第3版」 P.178 (1978)
- 4) 日本機械学会：「機械工学便覧 改訂第6版」 P.4-56 (1977)
- 5) 遠藤吉郎, 駒井謙治郎, 山本郁也：日本機械学会論文集A, Vol. 46, No.412, P.1344 (1980)
- 6) 住友軽金属：「住友のアルミニウムハンドブック 第3版」P. 52 (1985)
- 7) 近藤達男：日本材料強度学会誌, Vol.14, No.4, P.141 (1979)
- 8) K.Frank, et al.: USNRC Report, NUREG-0679 (1980)
- 9) PIPE CRACK STUDY GROUP: USNRC Report, NUREG-0531 (1979)
- 10) 大谷隆一, 駒井謙治郎共編：「総合材料強度学講座7 環境・高温強度学」P.162 (1984)
- 11) 軽金属協会編：「アルミニウムハンドブック」(朝倉書店) P.230 (1963)
- 12) USNRC: USNRC Report, NUREG-0800 (1981)
- 13) 小林英男, 小島誠治, 中村春夫, 中沢一：材料, Vol.31, No.346, P.675 (1982)
- 14) M. Kawasaki et al.: "Corrosion of Reactor Materials" (IAEA)P.427 (1962)
- 15) 長谷川正義編：「ステンレス鋼便覧」(日刊工業新聞社) P.246 (1961)
- 16) 日本材料学会：「DATA BOOK on Fatigue Crack Growth Rates of Metallic Materials」P.444~P.483 (1983)
- 17) IAEA: "Research reactor core conversion from HEU to LEU fuels, Guidebook draft #7", P.90~166 (1985)
- 18) J. Wolters: Analysis of loss-of-coolant of the FRJ-2 (DIDO), P.1~7 (1978)
- 19) Argonne National Laboratory: CP-5 Safety evaluation report, P IV-20~IV-24 (1969)
- 20) University of Virginia: Safety analysis report, P.114~187 (1979)
- 21) U.S. Department of Commerce: Final safety analysis report on the National Bureau of Standards Reactor, P.3-14~P.3-18 (1980)
- 22) Ames Laboratory: Preliminary hazards summary report, (1968)
- 23) Takashi Enomoto: Analysis loss of flow accident at MURR, (1980)
- 24) Assoc. Universities INC.: Safety analysis report, (1979)
- 25) Massachusetts Institute of Technology: Safety analysis report for the MIT research reactor (MITR-II), (1970)