

# 第2回ジュネーブ会議総合報告

## 原子力工学編

### 調査報告 No. II

1960年4月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

# 第2回ジュネーブ会議総合報告

## 原子力工学編

まえがき

この総合報告は、第2回ジュネーブ原子力平和利用会議において報告された多くの論文を基礎にし、さらに入手しうる最近の資料を参照して日本原子力研究所が責任編集したものである。部門別分類および担当執筆はつぎのようにおこなわれた。

- 1 原子炉編（原子炉設計研究室，原子炉開発試験室）
- 2 物理編（固体物理研究室，原子核物理研究室）
- 3 原子力工学編（機械装置研究室，計測制御研究室，化学工学研究室）
- 4 金属編（金属研究室）
- 5 化学編（分析化学研究室，物理化学研究室，放射化学研究室）
- 6 保健物理編（保健物理部）

編集の方針としては論文の単なるよせ集めという形ではなく、それぞれの論文を十分消化し各部門の連関にも配慮を加え、一つのまとまった著作としての内容をもつように努力した。

原子力平和利用会議は1956年に開催された第1回の成功につづいて、今回も世界各国から約6,000人が参加し、発表された論文も2,400編の多きに達した。本報告に収めたこれらの論文は、過去2カ年間に各国が原子力平和利用にかたむけた努力の結晶であって、いずれも貴重な成果である。

これらの業績を十分にそしゃくすることこそ、つぎの発展の原動力であると信ずる。

本報告刊行の意義もまたまさにこの点につきるのである。

昭和35年1月30日

日本原子力研究所理事

杉 本 朝 雄

---

原子力工学編の執筆者はつぎのとおりである。

水冷却型原子炉の伝熱と流動（鳥飼 欣一・堀 雅夫・秋山 守），ガス冷却型原子炉の伝熱と流動（岡本 芳三・佐野川 好母・斯波 正誼），熱伝達の基礎的問題（黒柳 利之・佐野川 好母・斯波 正誼・小堀 哲雄・宮尾 次郎），原子炉の圧力容器（木村 義隆），原子力プラントのコンテナ（木村 義隆），原子炉における溶接（藤村 理人），原子炉の循環系（大平 信平・宮尾 次郎），使用済み燃料の再処理（石原 健彦），放射性廃棄物の処理（石原 健彦），原子炉動特性の基礎的諸問題（住田 健二・原沢 進），アナログ計算機による原子力および原子力プラントの動特性解析（須田 信英），沸騰水型原子炉のカイネティクス（三井田 純一），原子炉計装の進歩（住田 健二）

## 第2回ジュネーブ会議総合報告・原子力工学編

### 目 次

#### 水冷却型原子炉の伝熱と流動

|                                     |   |                                    |    |
|-------------------------------------|---|------------------------------------|----|
| 1. 概 説.....                         | 1 | 3. 2 流路の沸騰熱伝達.....                 | 4  |
| 2. 対流熱伝達.....                       | 1 | 3. 2. 1 飽和沸騰熱伝達.....               | 4  |
| 2. 1 自然対流熱伝達.....                   | 1 | 3. 2. 2 表面沸騰熱伝達.....               | 5  |
| 2. 1. 1 垂直平板の自由対流熱伝達.....           | 1 | 4. バーンアウト.....                     | 5  |
| 2. 1. 2 垂直円筒の自由対流熱伝達.....           | 1 | 4. 1 問題の内容.....                    | 5  |
| 2. 1. 3 水平円筒の自由対流熱伝達.....           | 1 | 4. 2 プール沸騰中のバーンアウト.....            | 5  |
| 2. 1. 4 水平平板の自由対流熱伝達.....           | 2 | 4. 3 流れのある時のバーンアウト.....            | 5  |
| 2. 1. 5 流路の自然対流熱伝達.....             | 2 | 4. 4 炉内におけるバーンアウト.....             | 8  |
| 2. 2 強制対流熱伝達.....                   | 2 | 5. 二相流の流動.....                     | 9  |
| 2. 2. 1 円管および二重円管内の強制対<br>流熱伝達..... | 2 | 5. 1 圧力降下.....                     | 10 |
| 2. 2. 2 燃料アセンブリの強制対流<br>熱伝達.....    | 2 | 5. 2 水-水蒸気の相対速度.....               | 11 |
| 3. 沸騰熱伝達.....                       | 3 | 5. 3 自然循環における振動現象.....             | 11 |
| 3. 1 プール沸騰熱伝達.....                  | 3 | 5. 4 噴霧流による原子炉の冷却<br>「水冷却」の記号..... | 15 |
| 3. 1. 1 核沸騰熱伝達.....                 | 3 | 文 献.....                           | 16 |

#### ガス冷却型原子炉の伝熱と流動

|                                                |    |                             |    |
|------------------------------------------------|----|-----------------------------|----|
| 1. 概 説.....                                    | 18 | の実験方法.....                  | 25 |
| 2. フィンに関する理論的考察.....                           | 19 | 5. 4 結 論.....               | 26 |
| 3. 円管中の縦フィンの熱流動.....                           | 20 | 5. 4. 1 圧力降下.....           | 26 |
| 3. 1 圧力降下.....                                 | 20 | 5. 4. 2 熱伝達.....            | 26 |
| 3. 2 熱伝達公式.....                                | 20 | 5. 5 機械工学的考察.....           | 27 |
| 4. 円管内の横フィンの熱流動.....                           | 21 | 5. 5. 1 熱接触抵抗.....          | 27 |
| 4. 1 圧力降下.....                                 | 21 | 5. 5. 2 機械的強度.....          | 27 |
| 4. 2 熱伝達.....                                  | 21 | 5. 5. 3 結 論.....            | 27 |
| 5. 合成らせんフィンの熱流動.....                           | 22 | 6. 正方形通路内における各種フィンの熱流動..... | 28 |
| 5. 1 流動の原理.....                                | 22 | 6. 1 実験装置.....              | 28 |
| 5. 2 実験の概要.....                                | 24 | 6. 2 実験結果.....              | 28 |
| 5. 3 実験方法および結果.....                            | 25 | 6. 3 結 論.....               | 30 |
| 5. 3. 1 HUGHES(BABCOCK and WILCOX)<br>の方法..... | 25 | 7. 将来の燃料体の形式.....           | 30 |
| 5. 3. 2 RITZ (C. A. PARSONS の資料)               |    | 文 献.....                    | 31 |

## 熱伝達の基礎的問題

|                     |    |                       |    |
|---------------------|----|-----------------------|----|
| 1. 概説               | 33 | 4. 充てん層の熱伝達           | 36 |
| 2. 液体金属の熱伝達         | 33 | 5. 円管路および二重円管路における熱伝達 | 36 |
| 2. 1 円管における乱流熱伝達    | 33 | 6. 熱流束分布と温度分布との関係     | 39 |
| 2. 2 不純物が熱伝達におよぼす影響 | 34 | 7. 燃料棒とその被覆間隙の接触熱伝達   | 41 |
| 3. 流動層の熱伝達          | 34 | 文献                    | 43 |

## 原子炉の圧力容器

|              |    |            |    |
|--------------|----|------------|----|
| 1. 概説        | 44 | 3. 3 各種貫通孔 | 46 |
| 2. 材料        | 44 | 3. 4 漏洩防止法 | 47 |
| 3. 構造設計      | 45 | 4. 製作と試験   | 47 |
| 3. 1 許容温度の調節 | 45 | 5. 結語      | 48 |
| 3. 2 支持法     | 46 | 文献         | 48 |

## 原子力プラントのコンテナ

|                       |    |           |    |
|-----------------------|----|-----------|----|
| 1. 概説                 | 50 | 集中荷重      | 53 |
| 2. 荷重の種類と設計との関連       | 50 | 2. 6 外部荷重 | 53 |
| 2. 1 冷却機の放出と膨張による内圧荷重 | 51 | 3. 構造設計   | 53 |
| 2. 2 化学反応による内圧荷重      | 52 | 4. 製作と試験  | 55 |
| 2. 3 破砕物による集中荷重(圧力波)  | 52 | 5. 結語     | 55 |
| 2. 4 内部ミサイルによる集中荷重    | 52 | 文献        | 56 |
| 2. 5 各種構造設備との接合部における  |    |           |    |

## 原子炉における溶接

|                      |    |                       |    |
|----------------------|----|-----------------------|----|
| 1. 概説                | 57 | 要素と材料                 | 58 |
| 2. 新しく開発された溶接技術      | 57 | 3. 2 照射試験方法および機械的試験方法 | 58 |
| 3. 構造用材料および溶接部の中性子照射 | 58 | 3. 3 照射による機械的性質の変化    | 59 |
| 3. 1 中性子照射により問題となる構造 |    | 文献                    | 67 |

## 原子炉の循環系

|                   |    |                 |    |
|-------------------|----|-----------------|----|
| 1. 概説             | 68 | 4. ダクト・膨張継手     | 74 |
| 2. 熱交換器           | 68 | 5. 液体金属循環ポンプ    | 75 |
| 2. 1 概説           | 68 | 5. 1 メカニカル遠心ポンプ | 75 |
| 2. 2 シノン型の構造と特徴   | 70 | 5. 2 交流誘導電磁ポンプ  | 76 |
| 2. 3 コールダー改良型について | 71 | 5. 3 直流電磁ポンプ    | 77 |
| 2. 4 高温化の傾向と熱交換器  | 72 | 文献              | 78 |
| 3. 送風機            | 73 |                 |    |

## 使用済み燃料の再処理

|       |    |        |    |
|-------|----|--------|----|
| 1. 概説 | 79 | 2. 前処理 | 79 |
|-------|----|--------|----|

|                       |                   |
|-----------------------|-------------------|
| 3. 燃料の溶解.....81       | 7. 再処理プラント.....90 |
| 4. 溶媒抽出.....83        | 文 献.....100       |
| 5. 後処理.....85         | 追 記.....101       |
| 6. 再処理装置の工学的問題.....87 |                   |

## 放射性廃棄物の処理

|                                     |                               |
|-------------------------------------|-------------------------------|
| 1. 概 説.....102                      | 4. 廃棄物の海洋処分.....124           |
| 2. 廃棄物処理系一主として低レベル廃液<br>の処理.....102 | 5. 廃棄処理と大気放出処分.....126        |
| 3. 再処理廃液の処理と終局的処分.....114           | 6. 特定同位元素の回収除去<br>文 献.....139 |

## 原子炉動特性の基礎的諸問題

|                                      |                                     |
|--------------------------------------|-------------------------------------|
| 1. 概 説.....142                       | 2. 4 動特性方程式の数値解.....147             |
| 2. 動特性の基礎論と適用.....142                | 3. 原子炉の動特性実験とその解析.....149           |
| 2. 1 炉内中性子束の時間的变化を表わ<br>す一般式.....142 | 3. 1 概 説.....149                    |
| 2. 2 動特性方程式の解.....144                | 3. 2 原子炉の固有安全性に関する実験<br>文 献.....158 |
| 2. 3 特殊な場合の取扱い.....146               |                                     |

## アナログ計算機による原子炉および原子力プラントの動特性解析

|                            |                    |
|----------------------------|--------------------|
| 1. 緒 言.....160             | 6. 管路の模擬.....17    |
| 2. アナログ計算機による解析の特色.....161 | 7. 熱交換器の模擬.....175 |
| 3. 原子力プラントの概念.....162      | 8. 回転機械の模擬.....176 |
| 4. 原子炉の核的動特性の模擬.....164    | 9. 解析の実例.....177   |
| 5. 原子炉の熱的動特性の模擬.....167    | 10. 結 語.....178    |
| 5. 1 PWRおよびGCRの場合.....167  | 文 献.....178        |
| 5. 2 BWRの場合.....170        |                    |

## 沸騰水型原子炉のカイネティクス

|                                                      |                                                                             |
|------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------|
| 1. まえがき.....180                                      | 5. 1 伝達関数の測定.....187                                                        |
| 2. 初期の実験.....181                                     | 5. 2 フィードバック伝達関数 $H_1(s)$<br>の計算.....188                                    |
| 3. BORAX 実験(Boiling Reactor Experiments)<br>.....182 | 5. 3 伝達関数の高出力時への外挿.....190                                                  |
| 3. 1 BORAX-I の実験.....182                             | 6. BWR の性能計算に必要な実験的お<br>よび理論的基礎づけ.....191                                   |
| 3. 1. 1 反応度をステップ状に加えた場合.....182                      | 6. 1 基礎的な関係.....191                                                         |
| 3. 1. 2 定常運転時の実験.....182                             | 6. 1. 1 すべり比 $V_g/V_f$ .....192                                             |
| 3. 1. 3 圧力を上げた場合の実験.....183                          | 6. 1. 2 蒸気と水の流量比 $x$ とすべり<br>比 $V_g/V_f$ およびボイドの割合<br>$\alpha$ との関係.....192 |
| 3. 1. 4 破壊実験.....183                                 | 6. 1. 3 蒸発を起している長さ $L_B$ と<br>チャンネルの長さ $L_T$ との比.....192                    |
| 3. 2 BORAX-II および III の実験.....183                    |                                                                             |
| 3. 3 BORAX-IV .....184                               |                                                                             |
| 4. BWR の振動機構および伝達関数.....185                          |                                                                             |
| 5. EBWR の出力増加時の安定性 .....187                          |                                                                             |

|                          |                      |     |
|--------------------------|----------------------|-----|
| 6. 1. 4 循環流速 $V_0$ をきめる式 | 7. 2 Void Box による方法  | 194 |
| 6. 2 性能計算の手順             | 7. 3 Styrofoam による方法 | 194 |
| 6. 3 実験値との比較             | 8. 結 言               | 195 |
| 7. ボイド係数を実験的に求める方法       | 文 献                  | 195 |
| 7. 1 水の中にガスの気泡を吹きこむ方法    |                      | 193 |

## 原子炉計装の進歩

|                  |                     |     |
|------------------|---------------------|-----|
| 1. 中性子検出器        | 3. 破損燃料の検出装置        | 202 |
| 1. 1 $r$ 線補償型電離箱 | 3. 1 遅発中性子による方法     | 203 |
| 1. 2 高温用検出器      | 3. 2 $\beta$ 線による方法 | 204 |
| 1. 3 その他         | 3. 3 $r$ 線による方法     | 207 |
| 2. 電子管回路——対数回路—— | 文 献                 | 210 |

# 水冷却型原子炉の伝熱と流動

## 1. 概 説

この型の原子炉は加圧水型と沸騰水型とに分けられるが、両者いずれにも伝熱と流動に関して問題になっているのは、燃料棒の表面から冷却水への熱伝達率を大きくとりたいこと、この冷却水をなるべくポンプ動力を少なくして流すことおよび燃料棒内の熱伝導を良好にして、燃料の中心温度を下げ、熱負荷を大きくとることである。この方面の開発的、かつ基礎的努力が世界各国でなされている。

また沸騰水型においては、このほかに冷却水の流動の安定性が問題になっている。

熱負荷を大きくすることは同一燃料要素または原子炉よりの熱出力、すなわち動力を大きく取り出せることである。単位出力当りのコストの低下を来すことになるからである。すなわち経済ベースに乗せるための努力である。

流れの安定性をよくすることは、沸騰水型原子炉の出力が不安定であるのを改善することであり、この不安定の原因となるものはいろいろあるが、最近おもに流動（すなわち沸騰のための気泡発生による）の不安定によるとみられるようになった。

## 2. 対流熱伝達

### 2.1 自然対流熱伝達

2.1.1 垂直平板の自由対流熱伝達 [124] 熱流束は垂直方向に一様分布しているとすれば

$N_{Ra} < 10^4$  で McADAMS のグラフ<sup>1)</sup>参照

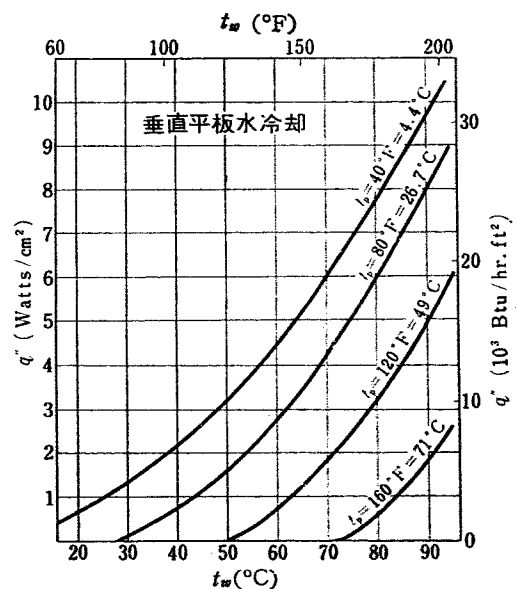
$$N_{Ra} < 5 \times 10^8 \text{ で } N_{Nu} = 0.55 (N_{Pr} N_{Gr})^{1/4} \quad (1)$$

$$N_{Ra} > 5 \times 10^8 \text{ で } N_{Nu} = 0.12 (N_{Pr} N_{Gr})^{1/3} \quad (2)$$

第1図は、周囲温度をパラメータとしたときの壁温と熱流束との関係を示す。数学的には温度一定の時<sup>2)</sup>および熱流束一様の時<sup>3)</sup>について取り扱われている。

(1) の係数は人により異なり、JACOB<sup>4)</sup>, BONILLA<sup>5)</sup>, FISHENDEN & SAUNDERS<sup>6)</sup>および McADAMS<sup>1)</sup>によりそれぞれ 0.55, 0.555, 0.56, 0.59 が与えられている。

2.1.2 垂直円筒の自由対流熱伝達 [124] 普通の場合曲率の大小にかかわらず、第1図で与えられる値が大体成り立つと推定できる。現在まだ正確な式はわかっていない。実際の値は第1図よりやや高い。層流の場合の解析<sup>7)</sup>によると曲面からの熱伝達係数は平板のそれよりつねに大で、曲率が増し、長さが長くなるほど、その差は大きくなる。実際上では乱流の場合が興味をひくが、実測値から確かめられた理論的修正因子はまだ発見されていない。



第1図 垂直平板に関する  $q''$  と壁温  $t_w$  との関係図 [124]

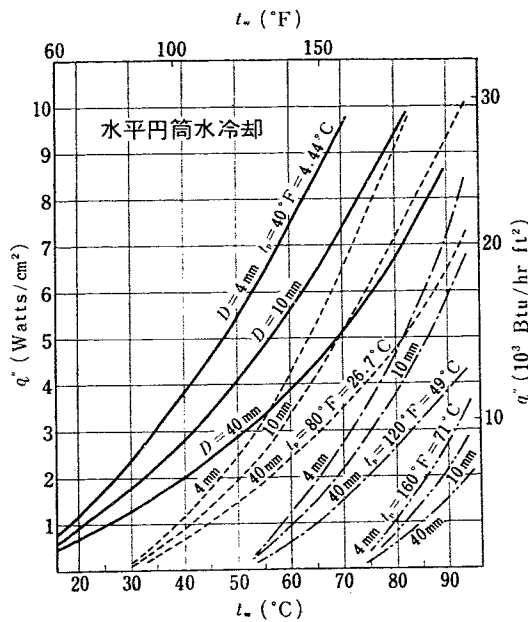
2.1.3 水平円筒の自由対流熱伝達 [124] 水について、代表長さとして円筒直径をとれば、

■  $N_{Ra} < 10^2$  で McADAMS のグラフ<sup>1)</sup>参照

$$N_{Ra} < 5 \times 10^8 \text{ で } N_{Nu} = 0.47 (N_{Pr} N_{Gr})^{1/4} \quad (3)$$

$$N_{Ra} > 5 \times 10^8 \text{ で } N_{Nu} = 0.10 (N_{Pr} N_{Gr})^{1/3} \quad (4)$$

が成り立つ。周囲温度、直径をパラメータとしたとき

第2図 水平円筒に関する  $q''$  と壁温  $t_w$  との関係図 [124]

の壁温と熱流束との関係が第2図にみられる。

#### 2.1.4 水平平板の自由対流熱伝達 [124] 垂直

板の場合と同じような形

$$N_{Nu} = C(N_{Gr}N_{Pr})^{1/4} \quad (5)$$

$$N_{Nu} = C'(N_{Gr}N_{Pr})^{1/3} \quad (6)$$

で与えられる。C, C' は定数である。

#### 2.1.5 流路の自然対流熱伝達 [124] 加熱面近傍

の流体が周囲の流体に対して自由に動くことができないとき、自然対流の流れ特性は一変する。いま、流速分布がパラボラであるとし、熱流束は発熱部分ではほぼ一様であるとすれば、一般に液体に対して

$$q''^2 K_1 + q'' K_2 + K_3 = 0 \quad (7)$$

ただし  $K_1, K_2, K_3$  は温度、物性値などできる数である。

また  $q''$  は熱流束を示す。

円管の場合、次式<sup>9)</sup>が成り立つ。

$$q'' = 1.45 \times K_i = \left( \phi \frac{dt_f}{L} \right)^{0.27} \times (4r_h)^{-0.18} \times dt \quad (8)$$

正方形または正三角形の配列の円筒アセンブリについてもこの式が成り立つと推定できる。

平行平板、二重円管では、次式<sup>4)</sup>が成り立つ。

$$q'' = \frac{70}{17} \Delta t \times \frac{K_i}{a} \quad (9)$$

## 2.2 強制対流熱伝達

### 2.2.1 円管および二重円管内の強制対流熱伝達

[2144] 流れは、発達した乱流であるとする。円管内面で、よく認められている流体の速度分布の式

$$V/V_m = cy^n \quad (10)$$

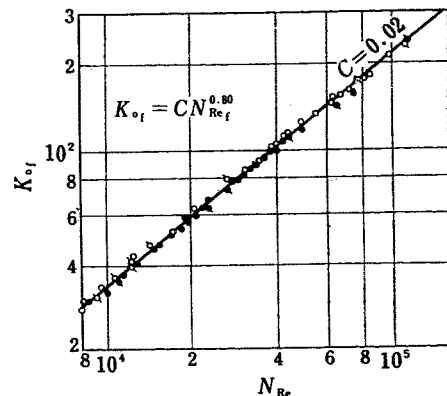
をとると、温度分布は、

$$(t - t_w)/\Delta t = c y^n / N_{Pr} \quad (11)$$

で与えられる。乱流では  $n \leq 1/7$  であり、 $N_{Pr} \approx 1$  なら速度分布と温度分布は一致する。円管について、Mikheyev<sup>10)</sup>によれば、

$$N_{Nu_f} = 0.021 \cdot N_{Re_f}^{0.8} N_{Pr_f}^{0.43} (N_{Pr_f}/N_{Pr_w})^{0.25} \quad (12)$$

が与えられている。次に、代表長さをどう選ぶかという問題に対し、理論的<sup>11)</sup>かつ実験的<sup>12)</sup>に考察されているが、実験によれば、内径 12mm、外径 67mm の二重円管に水を流したとき内壁のみの加熱、外壁のみの加熱、両壁面の加熱の3つの場合について、第3図が得られた。これによれば実験値は完全に(12)を満たしている。

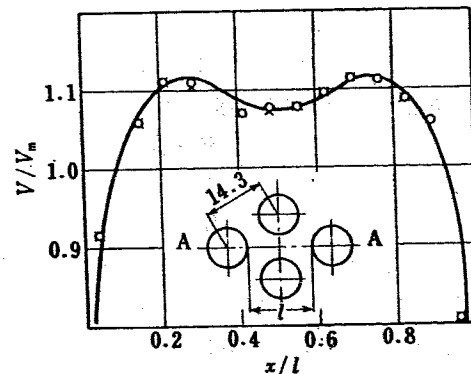


○ 内壁のみ加熱した場合  
● 外壁のみ加熱した場合  
▲ 両壁を加熱した場合

第3図  $K_0 = \frac{N_{Nu_f}}{N_{Pr_f}^{0.43}} \left( \frac{N_{Pr_f}}{N_{Pr_w}} \right)^{0.25}$  と二重円環路の  $N_{Re}$  との関係 [2144]

### 2.2.2 燃料アセンブリの強制対流熱伝達 [2144]

第4図はその一例である。中心チャンネルの平均流速  $V_m = 4.2 \text{ m/sec}$ 、代表長さ  $D = 4A_i/b = 12 \text{ mm}$  であるので  $N_{Re} = 370 \times 10^3$  に達する。流れは発達した乱流である。この場合  $= 0.87$  で、 $N_{Pr} 1$  に近いので速度分布と



第4図 USSR 水冷却型原子炉チャンネルの燃料棒配置図 A-A 断面における水の流速分布  $N_{Pe} = 100 \times 10^3$  [2144]

温度分布とがよく一致する。そこで単純円管の式(12)が適用できる。代表長さの選定に関する実験として、直径 73mm の円管内に直径 12mm の円管が 19 本、均一に配置された装置で、最初小管の一本のみの加熱、ついで全部の加熱をおこなったところ、やはり (12) に従うことがわかった。これから結局、適当な伝熱上の長さを付表長さとしてよいといえる。また、第 4 図における最も狭い場所での  $h$  は  $h_m$  より低い。ごく大ざっぱに考えて、燃料棒と燃料棒との隙間に等し

い幅をもつ流路でおきかえると

$$V_1 = V_m \sqrt{D_1/D}, \quad h_1 = h_m (D_1/D)^{0.2} \quad (13)$$

より今の寸法を入れると、

$$V_1 = 0.83 V_m, \quad h_1 = 0.93 h_m \quad (14)$$

となる。また、一般に原子炉では熱流束は均一でないが、(12) を考えると、

$$\Delta t \propto q''^{0.2} \quad (15)$$

となる。

### 3. 沸騰熱伝達

#### 3.1 プール沸騰熱伝達

**3.1.1 核沸騰熱伝達** [2144] 壁温  $t_w$  は飽和温度  $t_{sat}$  より  $\Delta t_{sat}$  だけ高い。 $q''$  が增大すると  $\Delta t_{sat}$  は大となる。気泡に関して、接触角  $\theta < \pi/2$  のとき、加熱面上で、離れた諸点に気泡が発生する。気泡が発生するとその運動によって起る流体の対流によって熱が奪われ、またある程度は蒸発によっても熱が逃げてゆく。気泡の生成、成長、および加熱面から離れたのちの運動を調べることにによって熱伝達の程度がわかる。沸騰水では、 $q''$ 、 $\Delta t_{sat}$  が大きいほど気泡発生点個数  $Z$  および気泡離散頻度  $U$  が増加し、その結果、 $h$  は大となる。 $h$  は大気圧で  $h_{max} \sim 50 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  に達する。 $\Delta t_{sat}$  大で  $Z$  大ということは、気泡内圧  $P$  が  $P_0(t_{sat})$  より大であるということから説明できる。

LAPLACE によれば

$$P(t_{sat} + \Delta t_{sat}) = P_0(t_{sat}) + 2\sigma/r \quad (16)$$

展開して

$$r \cong 2\sigma/P_0' \Delta t_{sat} \quad (17)$$

が得られる。しかし THOMPSON によれば、

$$P(t_{sat} + \Delta t_{sat}) = P_0(t_{sat} + \Delta t_{sat}) - 2\sigma\rho_g/P_0(\rho_f - \rho_g) \quad (18)$$

$$\therefore r = 2\sigma\rho_f/P_0' \Delta t_{sat}(\rho_f - \rho_g) \quad (19)$$

となる。ここで  $P_0' \equiv (dP/dt)_{sat} = h_{fg}\rho_g/JT_{sat}(\rho_f - \rho_g)$  である。 $T_{sat}$  は絶対温度を示している。高压においては、 $\rho_f/(\rho_f - \rho_g)$  は省略できる。他の条件が等しければ  $\Delta t_{sat}$  の増大につれて、 $r$  小の部分で発泡を開始する。圧力が高くなれば、 $P_0'$ 、 $\rho_f/(\rho_f - \rho_g)$  が増大し、 $\sigma$  が減少するので、その結果  $Z$  は多くなる。 $r$  の大きさは、たとえば第 1 表でみられる。

一般に自然対流下で、

$$h = Cq''^{0.7} \quad (20)$$

第 1 表

| $P_0$            | 1 kg/cm <sup>2</sup>             | 100 kg/cm <sup>2</sup>             |
|------------------|----------------------------------|------------------------------------|
| $\Delta t_{sat}$ | 10°C                             | 10°C                               |
| $\sigma$         | $6 \times 10^{-3} \text{ kg/m}$  | $1.19 \times 10^{-3} \text{ kg/m}$ |
| $P_0'$           | 358 kg/m <sup>2</sup> °C         | 13700 kg/m <sup>2</sup> °C         |
| $r$              | $3.37 \times 10^{-3} \text{ mm}$ | $1.88 \times 10^{-5} \text{ mm}$   |

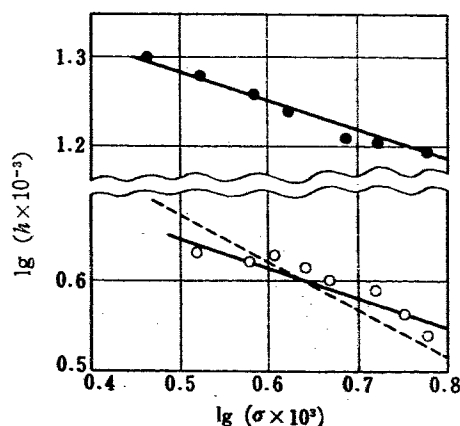
が実験で確認されている。 $C$  に影響する因子のうちで単独にとり出せるのは、 $\sigma$ 、 $\mu$  程度である。 $\sigma$  に関して、KRUSHILIN ほか<sup>14)</sup>によれば

$$h = C_1 q''^{0.7} \sigma^{-1/3} \quad (21)$$

である。実験範囲は  $q'' = 10^5 \sim 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$ 、 $\sigma = 6 \times 10^{-3} \sim 2.9 \times 10^{-3} \text{ kg/m}$  である。JACOB, LINKE<sup>15)</sup>、CICHELLI, BONILLA<sup>16)</sup> など同様の実験をしている。第 5 図は  $q'' = 0.2 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  のときの  $h$  と  $\sigma$  との関係を示す。[2144] によると、

$$h \sim \sigma^{-0.5} \quad (22)$$

が得られた。これは (21) とほとんど一致している。



○ 実験 (16) による

● 実験 (14) による

.....  $h \sim \sigma^{-0.5}$

第 5 図 沸騰熱伝達係数に対する表面張力の影響 [2144]

つぎに  $\mu$  に関して KRUSHILIN 他<sup>13)</sup> によると  $q''=4 \times 10^4 \sim 16^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$ ,  $\mu=28.8 \times 10^{-6} \sim 340.7 \times 10^{-6} \text{ kgsec/m}^2$  の範囲で,  $h \sim q''^{0.7}$  が正確に成り立ち,  $q''=0.2 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  のとき,

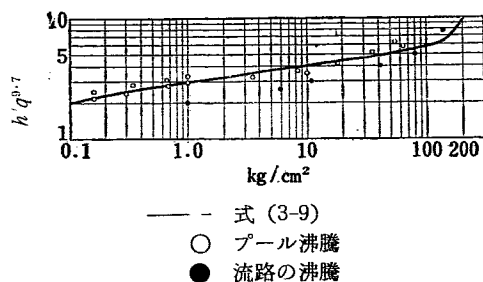
$$h \sim \mu^{-0.45} \quad (23)$$

となった。くわしい式は,

$$h = 6.9 \times 10^{-3} \frac{k^{0.75} q''^{0.7}}{\mu^{0.45} c^{0.12} T_s^{0.37}} \left( \frac{\rho_g h_{fg}}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.033} \left( \frac{\rho_f}{\sigma} \right) \quad (24)$$

kcal/m<sup>2</sup>h°C

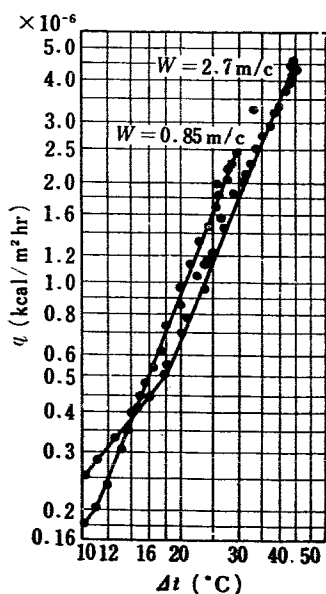
となることが示された。第6図に、この式と実験値との比較を示す。



第6図 熱流束と圧力との関係 [2144]

### 3.2 流路の沸騰熱伝達

**3.2.1 飽和沸騰熱伝達** [2144] 流路では熱伝達、流体力学的条件が共に変る。  $h$  については、Аверин 他<sup>16)</sup>の実験によれば、垂直ステンレス管、外面加熱、アニュラススペース 8 mm、入口温度飽和、圧力 1.033 ~ 9.0 kg/cm<sup>2</sup>、入口流速 0.85 ~ 5.5 m/sec,  $q''=0.2 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h} \sim q_c''$  で、たとえば第7図に示す結果が得られた。これによれば熱流束が低いときは、入口流



● 流速 0.85 m/sec  
○ 流速 2.7 m/sec  
第7図 圧力 5 kg/cm<sup>2</sup> における熱負荷と温度差との関係 [2144]

速が少しふえると  $h$  は少しふえるが、熱流束が高くなると逆の現象が起る。しかし実際上は流速が変わっても  $h$  は無関係であるといえる。また注目すべきことは、同じ熱流束を与えたとき、熱伝達係数についていえば、流路の場合の方が、プールの場合より低い値をとる。近似的に

$$h(\text{流路}) = 0.7h(\text{プール}) \quad (25)$$

と書ける。次に  $h$  と蒸気重量比  $x$  との関係は  $q''=270 \times 10^3 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  のとき,  $x \leq 0.7$  までは  $h$  は  $x$  に無関係であることがわかっている。この条件で  $x$  がふえれば  $h$  は低下する。また、内径 8 mm、圧力 170 kg/cm<sup>2</sup>、熱流束  $0.2 \times 10^6 \sim 0.8 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  の場合,  $x < 0.15$  までは影響なく、ついで少しふえる傾向を示し,  $x > 0.3$  になると,  $q''=0.4 \times 10^6 \text{ kcal/m}^2\text{h}$  で  $h$  は減少の傾向をおびてくる。発熱量と蒸気量との関係は [124] で一般的に取り扱われている。発熱量は長さ方向に一樣であるとする単純な理論式

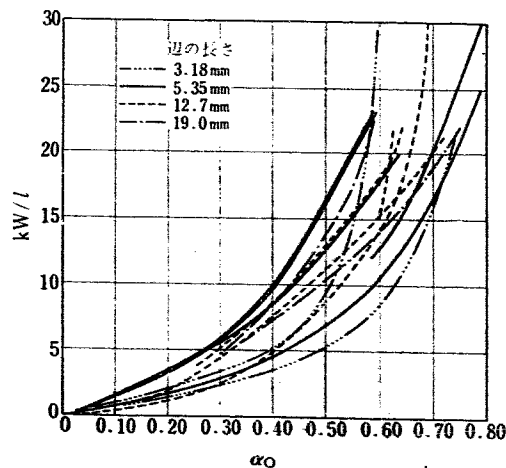
$$q''' = \frac{V_i}{V} \left[ \frac{h_{fg}}{x_0 L_{bc}} + \frac{H_{sat} - H_i}{L_{nbc}} \right] \quad (26)$$

ただし

$$x = \frac{1}{1 + \frac{1}{\xi} \left( \frac{v_g}{v_f} \right) \left( \frac{1}{\alpha} - 1 \right)}, \quad \xi \equiv \frac{V_{gm}}{V_{fm}} \quad (27)$$

が与えられる。

実際上では  $x \sim \xi$  と考えてよい。(27) の  $\xi$  は,  $q'''$  を計算する上に重要であるが, DIETRICH ら<sup>17)</sup>, JAMESON ら<sup>18)</sup>および WIMUNC ら<sup>19)</sup>の実験からは,  $\xi$  の計算はできない。



第8図 各種流路における  $q'''$  と  $\alpha_0$  との関係 [124]

実験としては矩形断面をもつ垂直管路を用いた大気圧下の実験<sup>17,18,19)</sup>があるが結果は第8図のように示される。また LOTTES および FLINN<sup>20)</sup>は,  $q'''$  と  $\alpha_0$  に関して一般的な研究をおこなっている。実験データをまとめる上からは,  $\xi_0=5$  ととればよい。

3.2.2 表面沸騰熱伝達 [2144] McADAMS<sup>18)</sup> に  
よれば  $\Delta t_{\text{sub}}=0\sim 83^{\circ}\text{C}$ ,  $V=\sim 3.6\text{ m/sec}$ ,  $P=2.1\sim$   
 $6.3\text{ kg/cm}^2$  の範囲で

$$h\sim q''^{0.74} \quad (h\equiv q''/\Delta t_{\text{sat}}) \quad (28)$$

であり、プール沸騰の際の (20) とよく一致する。

Апальев<sup>22)</sup>らによれば内径 7.4 mm ステンレス管,

内面冷却で  $\Delta t_{\text{sub}}=1.0\sim 140^{\circ}\text{C}$ ,  $V=0\sim 10\text{ m/sec}$ ,  
 $P=1.033\sim 180\text{ kg/cm}^2$ ,  $q''=\sim 3\times 10^6\text{ kcal/m}^2\text{h}$  で

$$h\sim q''^{0.7} \quad (29)$$

が、流速に無関係に成り立つ。また、プール沸騰の場合との比較が第 6 図に見られる。

## 4. バーンアウト

### 4.1 問題の内容

液体中で燃料棒または加熱体の出力を漸次増加していくと沸騰をはじめ、これは液体が飽和温度に平均として達してなくても表面近傍が達しておれば、沸騰をはじめ、ただし気泡はただちにつぶれるので蒸気は発生しない。加圧水型の燃料棒はこの状態で使用されている。また液体全体が飽和温度に近くなれば蒸気を発生するようになる。沸騰水型の燃料棒周囲はこの状態である。

さらに出力を増加してゆくと、突然加熱体または燃料棒の温度は上昇し、それ以上の出力では冷却水側に熱が十分に伝達されず、加熱体自体を加熱するようになる。その結果発熱体が高温となり、遂に焼切れる。これをバーンアウトといっているが、この時の熱負荷が燃料棒のそれを決定することすなわち原子炉の出力を決定することになる。したがって、このバーンアウトがいかなる条件のもとでいかなる熱負荷の時になるかということが、重要な問題となってくるわけである。

このことについて、原子炉自体で実験をするのは困難であり、また有効な方法ともかぎらないので、一般に大気圧下で基礎的な実験をおこない、そのちに原子炉と放射線を除いてはほとんど同じ状態で原子炉外でループをつくり実験している。さらにこのループでの実験結果をもとに原子炉内を通るループを作り、それで原子炉と同じ状態にして実験している。

### 4.2 プール沸騰中のバーンアウト

以上のやり方でまず基礎実験は、米国のマサチューセッツ工科大学の RHOSHENOW<sup>23)</sup>, カリフォルニア大学の FORSTER<sup>24)</sup>, CHANG<sup>25)</sup> および ZUBER<sup>26)</sup> のようなバーンアウトのメカニズムをはっきりさせるためいろいろの提案をおこなっているが、ジュネーブ会議にあらわれた論文では、ソ連の G. KRZHILIN および V. SUBBOTIN 両氏が述べている[2144].

この時の熱負荷  $q''_{B,O}$  は圧力により大きく変化し、臨界圧力の 0.35 倍の時に最大になる。また幾何学的形状や表面の材質および粗滑度は  $q''_{B,O}$  にあまり影響しない。この  $q''_{B,O}$  の実験式を自然対流プール沸騰の場合  $q''_{B,O,P}$  とすると、無次元式に整理されて、(30) 式に示すようになる。

$$q''_{B,O,P} = 4700 \frac{\Delta t_{\text{sat}}^{0.32} \cdot \sigma^{0.21} \cdot (\rho_l - \rho_v)^{0.48} (\rho_l \rho_v)^{0.36} k^{0.40}}{\rho_l^{0.31} C_p^{0.08} \mu^{0.14}} \quad (\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h}) \quad (30)$$

この式は沸騰中の熱伝達の問題を 1) 1つの発泡点での伝熱量と、2) 発泡点の数に分けて考え、総伝熱量を 1) と 2) の積と仮定して導いたものである。

また S. KUTALELADZE<sup>27)</sup> は沸騰加熱面で蒸気でおおわれてしまっている沸騰状態、すなわち膜沸騰（沸騰で出力を増加していった、バーンアウトする熱負荷を通り越すと、加熱面を蒸気がおおってしまう。そこで伝熱が悪くなり、バーンアウトする。そのとき急に入力量を少なくするとバーンアウトせず膜沸騰をつづける。）の状態を求め、膜の厚さが 0 になったときの熱流束を  $q''_{B,O,P}$  として (31) 式を導いた。

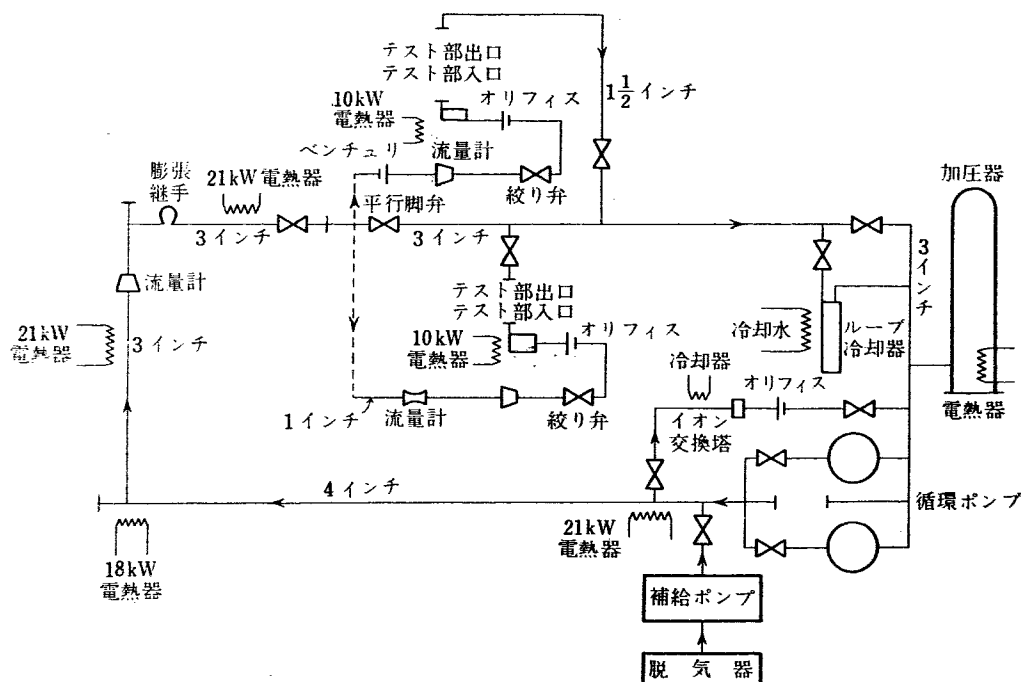
$$\rho_l \sqrt{\frac{q''_{B,O,P}}{\rho_l g}} \sqrt[4]{\sigma (\rho_l - \rho_v)} = \text{const.} = 0.14 \quad (31)$$

このほかにも ADOMS による式 (28) などがあるが、いずれも最高熱負荷  $q''_{B,O,P}$  に対する物性値の影響は形のちがった式であらわされているが、この点はまだ説明できないようである。

### 4.3 流れのある時のバーンアウト

実際の原子炉は運転中は、自然対流循環であれ、強制対流循環であれ、いずれも流れているわけで、この場合は、一般に発熱面が垂直で、流速の影響が入ってくる。これについてはやはりソ連もおこなっているが、米国での研究は相当盛んである。

[453] の実験は高圧水のループをつくり、実験している。米国の Westinghouse Electric Co. の Bettis



第9図 高圧焼切実験ループ系統図 [453]

Plant において A. E. C. 監理のもとでおこなわれた実験の装置は下記のようなものである。

12,000A×40V および 2,500A×100V の電動発電機式2台で加熱用電力を直流で出し、バーンアウト寸前に高速しゃ断器で 6~50 msec で作動するようにしてある。

高圧ループは 2,000 psia, 625°F, 600 gpm (流量) で加熱体にはジルカロイおよび不銹鋼を用いて試みたが、結局経済的で耐久性のある不銹鋼を採用した。このループの系統図を第9図に示す。

サーモカップルはテスト部に溶接した。これは応答を早くするためである。精度を要求する場合は、1 mil のマイカをテスト部との間においた。第10, 11図にテスト部を示す。

高速しゃ断はサーモカップルにより、温度急上昇したときに作用する。

テスト部の内面はなめらかで、6~25μインチの荒さで2つに割れるようにできている。

静圧孔がテスト部についており、電圧は ±0.5%、電流は ±0.16% のスケールの読みを持つ。

水銀マンノメーターは、高圧 2000 psia で差圧の範囲 80"Hg で、±0.01"Hg の精度をもつ。これは、圧力降下、オリフィスおよびベンチュリに用いられる。

記録計、指示計および計器類は、ときどき計画的スケジュールにより検定され、テストの前後では ±1% の差以内にある。また温度計の検定では ±2°F、圧力計では ±2 psi、電圧計では ±0.5%、電流計では ±

0.5% 以内の誤差がある。

また測定は、二重にもまた三重にも同時に測定し、2つの計器が別々に同時に測定して異なれば、その原因がわかるまで実験をおこなった。

この実験の結果は第2表の条件で次のような実験式を得ている。

第2表 流れある時のバーンアウト実験条件 [453]

|            |                                                 |
|------------|-------------------------------------------------|
| 角 管:       | 0.101"×1"×6" 長                                  |
| (均一加熱)     | 0.097"×1"×12"                                   |
|            | 0.050"×1"×12"                                   |
|            | 0.097"×1"×27"                                   |
|            | 0.059"×1"×27"                                   |
|            | 0.070"×2 1/4"×72"                               |
| 角 管:       | 0.057"×2"×27" 長                                 |
| (コサイン発熱分布) |                                                 |
| 円 管:       | 0.187"φ×12" 長                                   |
| 棒のあつまり:    | 0.413"φ×9 1/4" 長, 0.458" ピッチ, 9本                |
| 静 圧:       | 600, 800, 1200, 2000 psia                       |
| 流 速:       | 0.02~4.8×10 <sup>6</sup> lb/bt <sup>2</sup> hr  |
| 熱負荷:       | 0.13~2.3×10 <sup>6</sup> BTO/ft <sup>2</sup> hr |
| 入口温度:      | 100~625°F                                       |

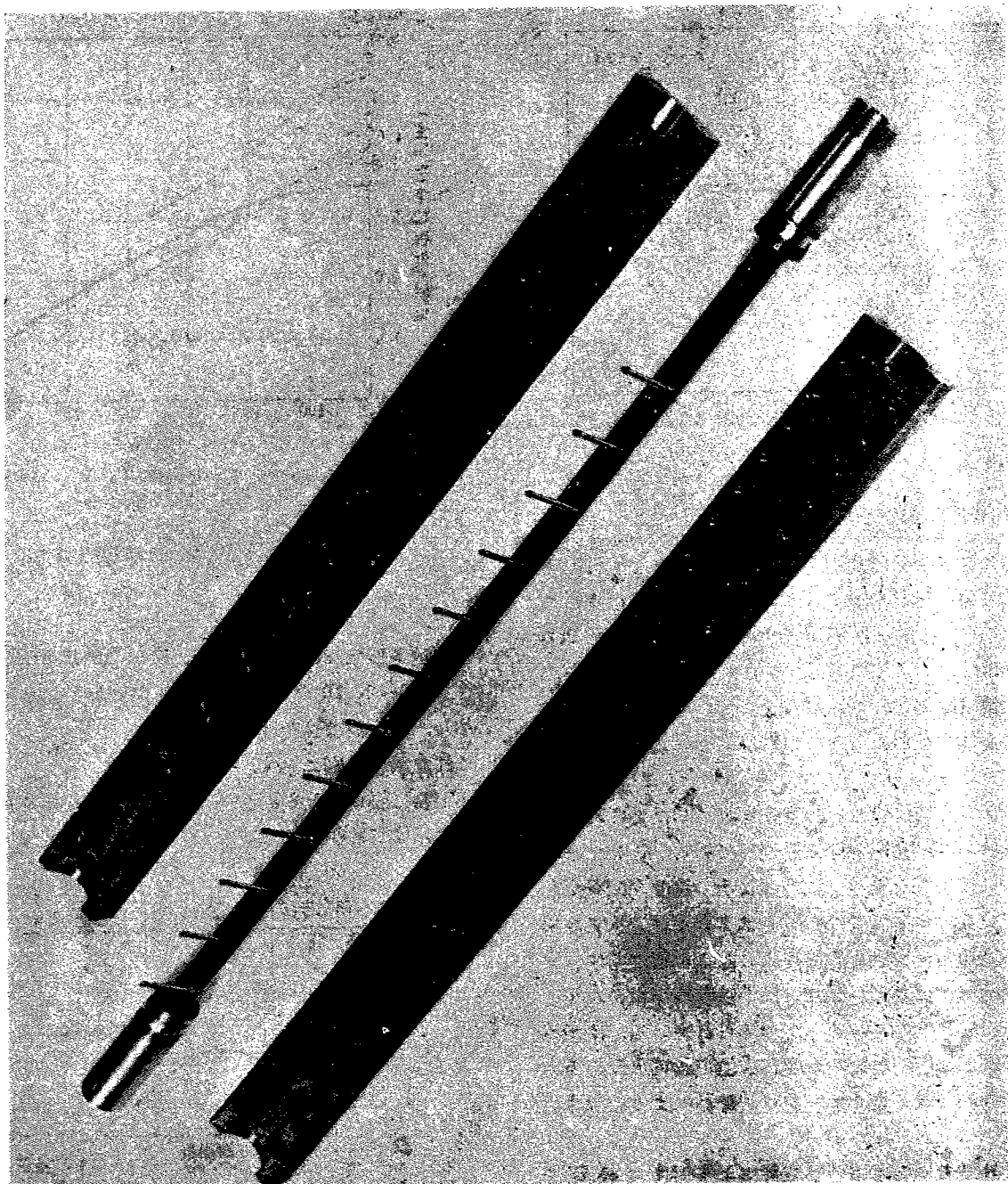
出口および焼切条件: 70°F の飽和温度不足より 100% 蒸気

$$\frac{q''_{B,O}}{16^6} = 0.23 \left( \frac{H_{B,O}}{10^3} \right)^{-2.5} \left( 1 + \frac{G}{10^7} \right)^2 \exp \left( -0.0012 \frac{L}{D} \right) \quad (32)$$

(円管について)

$$\frac{q''_{B,O}}{10^6} = 0.37 \left( \frac{H_{B,O}}{10^3} \right)^{-2.5} \left( 1 + \frac{G}{10^7} \right)^2 \exp \left( -0.0012 \frac{L}{b} \right) \quad (33)$$

(角管について、かつ  $G \geq 1.6 \times 10^6$  lb/ft<sup>2</sup>h)



第 10 図 電気抵抗加熱によるテスト部とカバー[453]

$$\frac{q''_{B,O}}{10^6} = 0.50 \left( \frac{H_{B,O}}{10^3} \right)^{-2.5} \exp \left( -0.0012 \frac{L}{b} \right) \quad (34)$$

(角管について, かつ  $G < 1.6 \times 10^6 \text{ lb} \cdot \text{ft}^2/\text{h}$ )

ただし,

$$500 \leq H_{B,O} \leq 1,000 \text{ BTU/lb}, \quad 0.2 \leq \frac{G}{10^6} < 6 \text{ lb} \cdot \text{ft}^2/\text{h}$$

$$\frac{L}{D} = 5 \sim 400, \quad \frac{L}{b} = 60 \sim 1,000,$$

$q''_{B,O}$  (BTU/ft<sup>2</sup>h),  $L$  (ft),  $H_{B,O}$  (BTU/lb),  $b$  (ft) である.

上式は 15% 誤差で, 流れの方向, 表面の荒さ, 加熱体の材質に関係なく成立した.

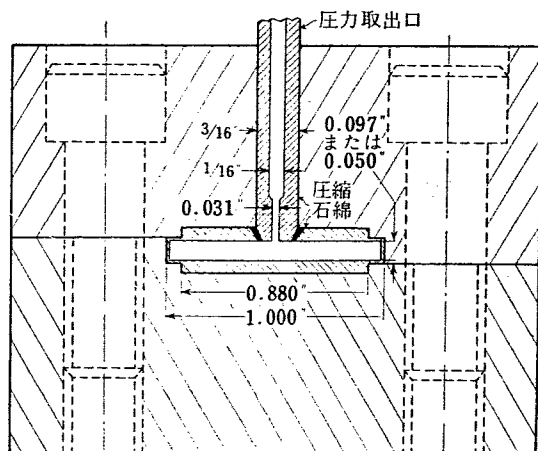
ソ連における [2144] の実験は, 間隔 8 mm の環状

垂直上昇流でおこない, 次式を得ている.

$$q''_{B,O} = 1.68 \times 10^6 V^{0.5} P^{0.33} \text{ (kcal/m}^2\text{h}_2) \quad (35)$$

$V = 0.7 \text{ (m/sec)}$  の入口流速の時に自然対流プール沸騰の時の値と一致する. 高圧になると流速の影響が異なり  $80 \sim 160 \text{ (kg/cm}^2)$  の圧では  $q''_{B,O}$  は流速  $V$  の 0.2 乗に比例する. 圧力の影響は第 12 図に示すように  $q_0 \text{ (kg/cm}^2)$  以上では圧力増加とともに  $q''_{B,O}$  は減少する.

また飽和温度に液温平均が達しない時, すなわち表面沸騰の場合は  $q''_{B,O}$  は流速の増加および液温の低下とともに増加し, 圧力の影響はプール沸騰のときと同



第11図 テスト部断面図 [453]

じ関係がある。

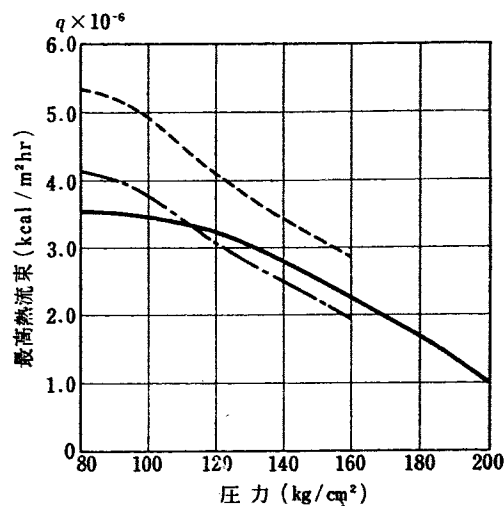
#### 4.4 炉内におけるバーンアウト

炉内に中性子分布測定用ワイヤーを入れて燃料要素の各部の発生熱量を測定しているが、この実験をおこなったのは、米国の Westinghouse Electric Co. の Bettis Plant においてであって、これに使用した試験用燃料は第14図のような管になっている。そして炉心で一番高熱負荷になるところに、2つのこの管がおかれた。

このテスト管は特に燃料濃度を高くしたところを2箇所設け、次に熱電対をとりつけている。そしてその両側には燃料板を置き、このところの温度勾配を少なくしている。そしてこの熱電対はクロメルアルメル線で、不銹鋼のチューブの中に入れ、この管内のすきまに電気絶縁物として、また中性子吸収の少ないジルコニウムの酸化物フィルターが詰められている。冷接点は、 $150^{\circ}\pm 1/4^{\circ}\text{F}$  に比例温度制御器で維持され起電力は増幅されてペン書きオシロ記録計により記録される。

また熱電対は標準局の熱電対により炉外で検定され、炉内では0パワーにおいて抵抗温度計により検定される。精度は $\pm 1\sim 2^{\circ}\text{F}$  内にあった。熱電対は、燃料板に溶接はされないで、小孔につめ込まれる。この接触熱抵抗は、過渡的現象の応答に問題が生じ、その水温度測定に対しては時定数は $200\sim 300\text{ m sec}$ 、燃料温度測定に対しては、 $400\sim 700\text{ m sec}$  であった。

流量の測定は、管路の差圧により、炉外の流量測定の結果からおこなった。これによると、 $\pm 10\%$  の精度であった。圧力は、炉外のストレインゲージ型の圧力変換器により、オシログラフにより記録された。圧変動の時定数は $0.5\sim 2.5\text{ sec}$  であった。なお圧の変化は、ガラス容器を圧変化する水中に入れておいて調



—— プール沸騰  $W_0=0$   
 .....  $W_0=4000\text{ kg/m}^2\text{sec}$   
 — · —  $W_0=1000\text{ kg/m}^2\text{sec}$

第12図 圧力と最高熱流束の関係 [2144]

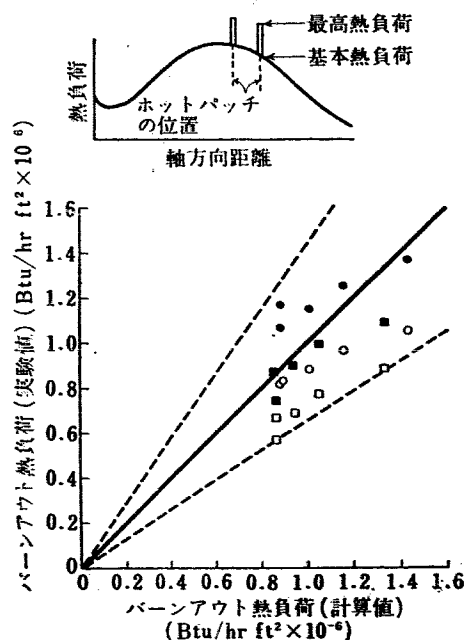
べた。

実験条件は  $369\sim 2000\text{ psia}$ 、 $5.6\times 10^6\text{ lb/hrft}^2$  および  $0.25\sim 2\times 10^6\text{ BTU/hrft}^2$  の条件でおこなった。しかし、熱負荷は高精度で測定することはむずかしい。これを第13図に示す。

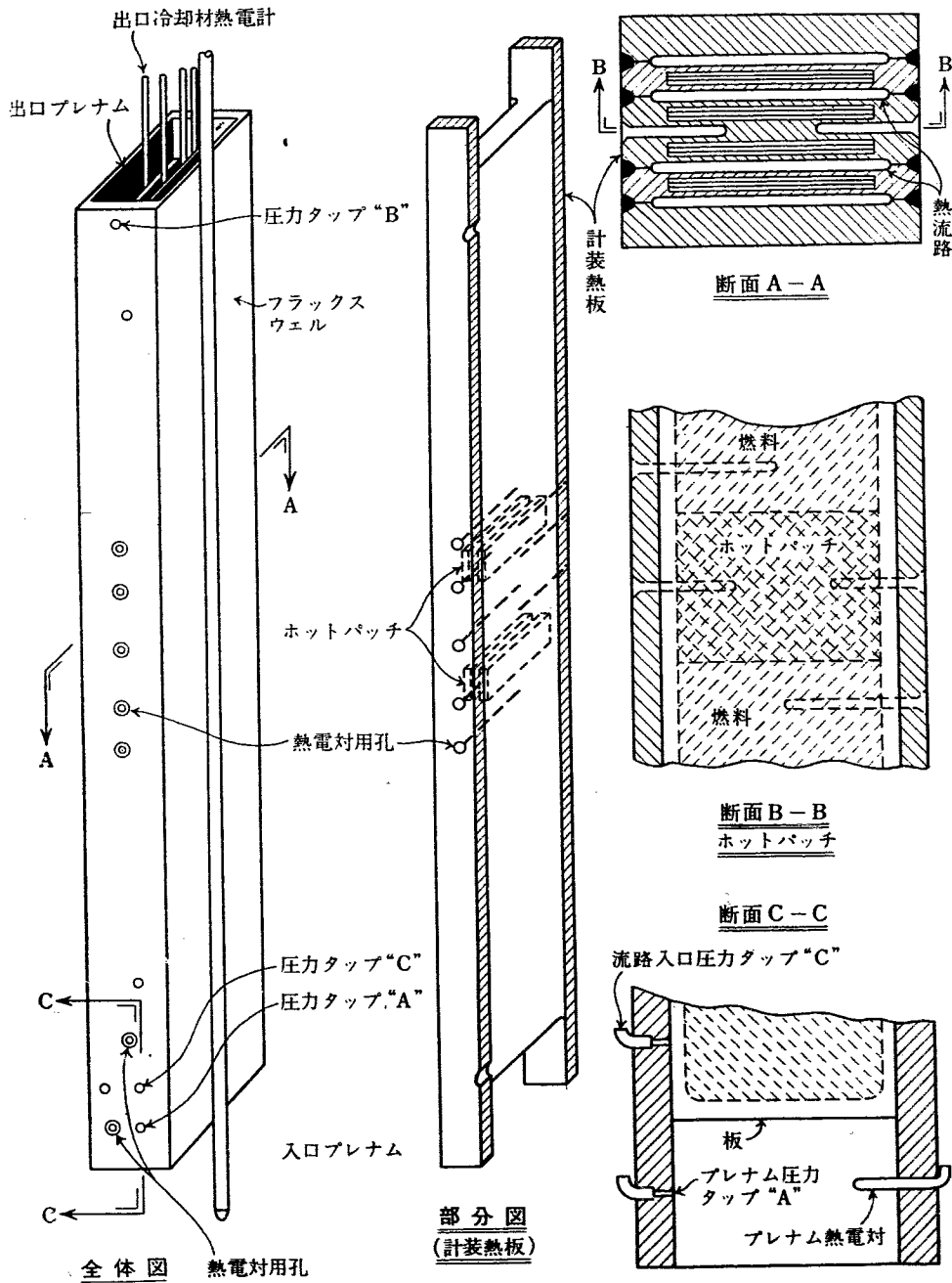
実験は燃料温度を同時に3点でとり、それを第15図に示すが、炉外でおこなわれた実験結果とまったく

| 流量測定方法 | ホットパッチの基本熱負荷 | ホットパッチの最高熱負荷 |
|--------|--------------|--------------|
| 最低     | □            | ■            |
| 最高     | ○            | ●            |

----- 炉外実験データのばらつき



第13図 焼切時熱負荷 [453]



第 14 図 炉内実験装置，テスト管路[453]

同様であった。一般に焼切近くなると、不安定な流れになるようであった。

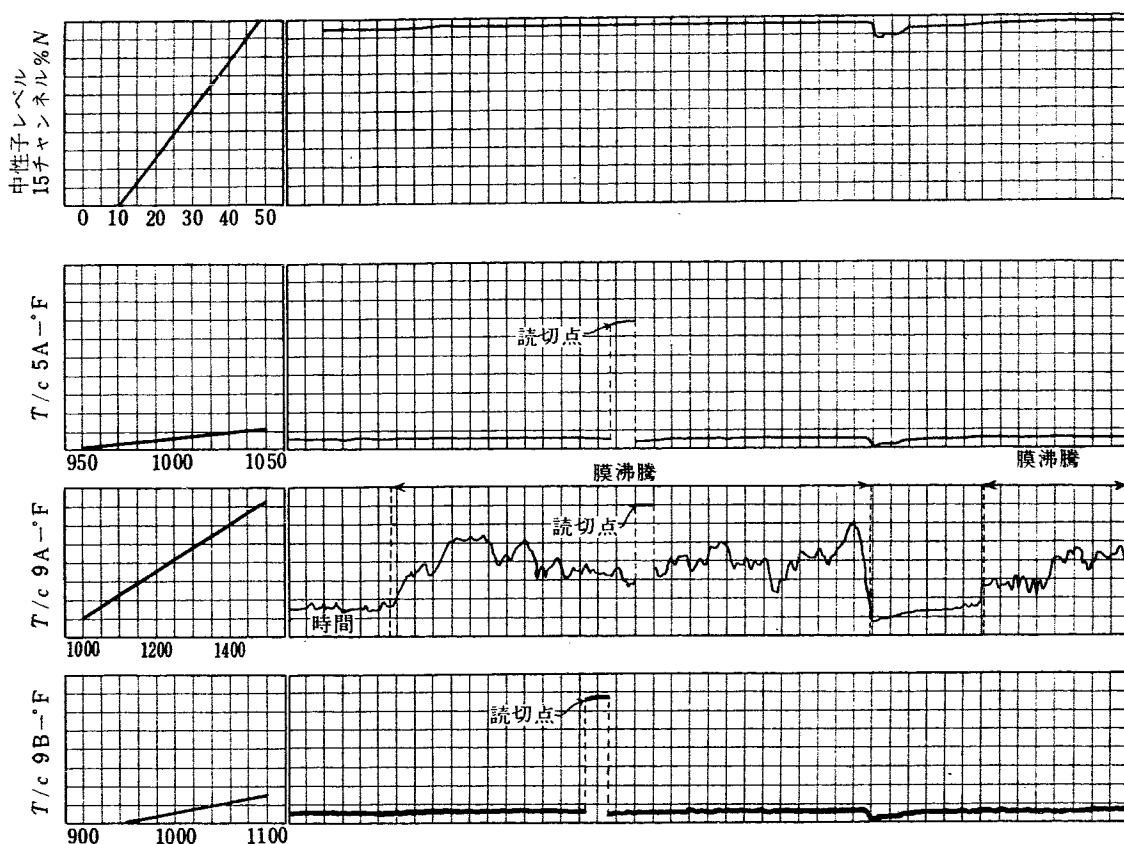
このほか、ポンプがとまり流量が激減した場合についての実験では、460~2000 psia,  $0.25 \sim 1.7 \times 10^6$ ,

BTU/hrft<sup>2</sup> で、流速を  $2.8 \sim 5.6 \times 10^6$  lb/hrft<sup>2</sup> から急に落した。その結果 600 psia で燃料の温度は最高熱負荷のところで 1000°F, 2000 psia では 1500°F まで上昇してから下った。これらの 1 例を第 16 図に示す。

## 5. 二相流の流動

水冷却型原子炉で、BWR のように炉内で直接蒸気が発生する場合には、バーンアウトなどの熱的問題と

ともに水-水蒸気の二相流の流動が問題になる。これについては BWR に関連して ANL から広範な研究



第15図 燃料棒表面の焼切時の温度 [453]

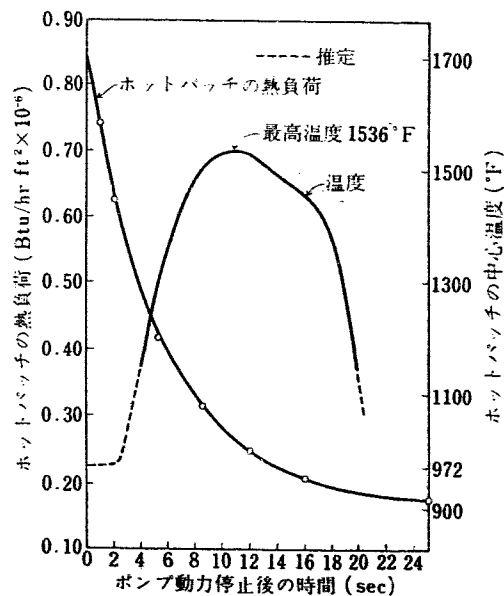
報告 [1983] が出されているが、そのほかに Westinghouse の PWR に関する実験 [453], ソ連の水冷却炉の実験 [2144], スウェーデンの二相流の圧力降下の実験 [157] などに部分的に報告されている。また水滴が水蒸気（またはその他の気体）の中に分散した噴霧流を冷却材として用いる新しい蒸気発生方法については Harwell [1451] とイタリーの CISE [1367] からの報告がある。

### 5.1 圧力降下

一定断面積の流路における定常流の全圧力降下は、静水圧の降下、加速による圧力降下および摩擦による圧力降下の和に等しい。二相流の圧力降下を計算する場合に問題になるのは摩擦による圧力降下  $\Delta P_{TPF}$  で、これは一般に飽和水のみの圧力降下  $\Delta P_f$  に補正係数  $R$  を乗じた式であらわされる。

$$\Delta P_{TPF} = (f_t G^2 / 2g_c \rho_f D) \int_0^L R dL = \bar{R} \Delta P_f \quad (36)$$

この係数  $R$  については MARTINELLI<sup>[29]</sup> をはじめとして多くの研究<sup>[30, 31]</sup> があるが、個々の場合について信頼できる値を求めることは困難である。ANL では簡単な均一加熱の環状流のモデルを考えて  $\bar{R}$  を出口の蒸気体積比  $\alpha_e$  で表わす式を導いた [1983]。



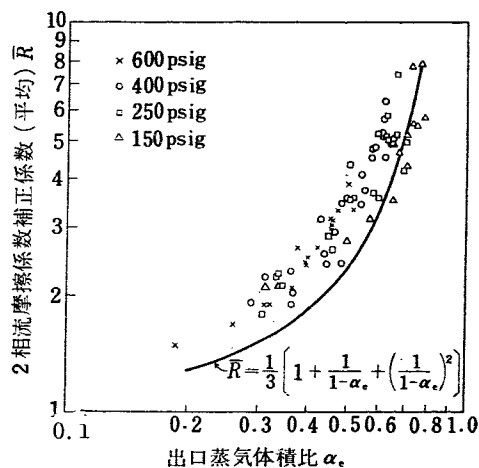
第16図 2000psia でポンプ停止時の燃料温度 [453]

$$\bar{R} = \frac{1}{3} \left[ 1 + \frac{1}{1 - \alpha_e (1 - \phi)} + \left( \frac{1}{1 - \alpha_e (1 - \phi)} \right)^2 \right] \quad (37)$$

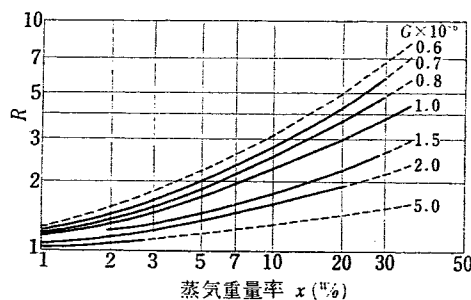
ただし  $\phi = (V_g / V_f) (\rho_g / \rho_f)$

(37) 式の実験との比較を第17図に示す。この実験は単一矩形流路で圧力 150~600 psig の状態でおこなっている。

Westinghouse では同じく単一矩形流路で圧力 2000



第 17 図 二相流圧力降下の実験値との比較 [1983]



| 蒸気重量率<br>X | 質量速度 lb/hrft <sup>2</sup> , $G \times 10^{-6}$ | 0.7  | 0.8  | 1.0  | 1.5  | 2    | 5    |
|------------|------------------------------------------------|------|------|------|------|------|------|
| 0          | 1.00                                           | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 | 1.00 |
| 1          | 1.23                                           | 1.20 | 1.16 | 1.10 | 1.07 | 1.05 | 1.05 |
| 3          | 1.65                                           | 1.55 | 1.46 | 1.31 | 1.24 | 1.13 | 1.13 |
| 7          | 2.37                                           | 2.14 | 1.92 | 1.59 | 1.47 | 1.24 | 1.24 |
| 10         | 2.87                                           | 2.56 | 2.23 | 1.78 | 1.61 | 1.31 | 1.31 |
| 20         | 4.31                                           | 3.80 | 3.11 | 2.30 | 1.96 | 1.44 | 1.44 |
| 30         | 5.59                                           | 4.83 | 3.84 | 2.69 | 2.20 | 1.55 | 1.55 |
| 40         | 6.85                                           | 5.80 | 4.49 | 3.00 | 2.41 | 1.61 | 1.61 |

第 18 図 二相流圧力降下の補正係数 [453]

psia, 出口蒸気重量率 40% までの実験をおこなっている [453]. 実験結果を第 18 図のように  $R$  を質量速度と蒸気重量率で整理している.

AB Atomenergi では内径 4 mm 長さ 3 m の発熱管を 12 区分してサイン状の発熱をさせて圧力降下の測定をしている [157].  $R$  は MARTINELLI の実験値よりはるかに大きな値を示しており, また蒸気泡の発生による圧力損失  $\Delta P_{TPF} - \Delta P_f$  は流量に関係しないという結果を得ている.

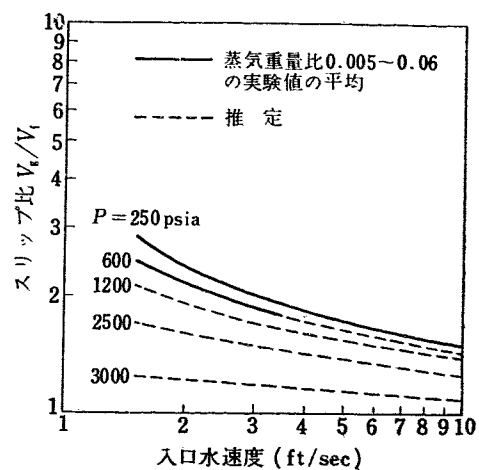
## 5.2 水-水蒸気の相対速度

一般に二相流では気相の流速は液相より大きく, この差を相対速度と呼んでいる. 水-水蒸気の二相流の流れに直角な断面における質量収支から次式が導かれる.

$$V_g - V_f = V_f \left[ \frac{x}{\alpha} \frac{\rho_f}{\rho_g} - \frac{1-x}{1-\alpha} \right] \quad (38)$$

$$V_g/V_f = \left( \frac{x}{1-x} \right) \left( \frac{1-\alpha}{\alpha} \right) \frac{\rho_f}{\rho_g} \quad (39)$$

相対速度  $V_g - V_f$  およびスリップ比  $V_g/V_f$  は (38) (39) 式からわかるように蒸気重量比  $x$  から蒸気体積比  $\alpha$  を求める時に必要になる. すなわち相対速度が既知ならば熱出力からボイド量を計算することができるのである. ANL での相対速度の実験結果を原子炉での計算に応用しやすい形にあらわしたのが第 19 図である.



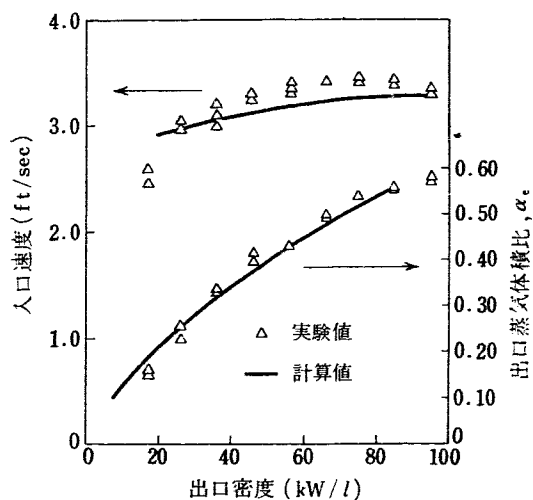
第 19 図 相対速度の実験結果 [1983]

## 5.3 自然循環における振動現象

自然循環ループでは  $\oint dP = 0$  の条件が満たされねばならない. すなわち閉回路をなしている上昇管, 下降管, 横管, 継手など各部の圧力降下の総和が 0 になることである. ANL では上に述べた各部について水圧頭, 摩擦による圧力降下, 加速による圧力降下を求め出力密度から入口速度および出口蒸気体積比を計算する一連の式を導いた [1983]. この方法で計算した値と実験値を比較すると第 20 図のようになり, よく一致している.

自然循環ループで水力学および熱的条件によっては不安定な振動現象がおきることがある. これを不安定性 (instability) という. ANL での 600 psia の単流路沸騰実験では, 出力密度と出口蒸気体積比があるきまった値になると, 流速と蒸気体積比の振動が始まっている. この実験結果をまとめると, つぎのようになる [1983].

- 流れの不安定性は  $\alpha_c = 0.74$  以上で始まる.
- 流速と蒸気体積比の振動は下降管を絞ることでより防ぐことができる.



第20図 600psia,  $\frac{1}{4} \times \frac{1}{2} \times 60$  流路の場合の計算と実験の比較 [1983]

- c. 上昇管の上の水面の高さを 5"~9" の間で変化させても、振動の始まる出力密度と  $\alpha_e$  には変化がない。

ANL では、上にのべたような自然循環ループの循環および振動の研究をもとにして、BORAX 炉の振動現象を解析している[1983]。低圧では相対速度を正確に求めることができないので、蒸気体積比の推定は困難であるが、第3表に示すような大体の比較はできる。表からわかるように BORAX II での2つの実験では圧力が変化し、さらにボイドの反応度も3倍に変化しても振動の始まる時の  $\alpha_e$  は約 50% である。また BORAX IV でも  $\alpha_e$  は BORAX II と異なるが、ボイドの反応度に対しては同じように影響されていない。

第3表 小振動の開始点

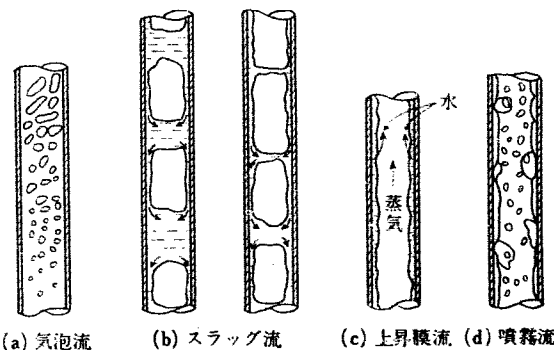
| 原子炉      | 圧力<br>psig | ボイドの<br>反応度<br>% | 炉心の出力<br>密度<br>(kW/l) | 最大出力の流路に<br>おける推定出口蒸<br>気体積比 $\alpha_e$ |
|----------|------------|------------------|-----------------------|-----------------------------------------|
| BORAX I  | 0          | 1.4              | 6.14                  | 90%                                     |
| BORAX II | 150        | 1.2±0.4          | 7.9±2.6               | 50%                                     |
| BORAX II | 300        | 3.2              | 21                    | 48%                                     |
| BORAX IV | 0          | 0.4              | 8.41                  | 80%                                     |
| BORAX IV | 70         | —                | 21                    | 80%                                     |

BORAX II と BORAX IV とは上昇管の寸法などが異なっているために出口の蒸気体積率が変わってくるのであって、結局 BORAX における振動の機構は炉外の実験で観察されたものと等しいことを示している。すなわち BORAX の振動現象は水力学的振動が原因になっていると考えられる。

これら一連の実験により、自然循環系統の設計パラメータ、すなわち系の圧力、出力密度、平均炉心冷却材密度、流路の水力学的直径、炉心の高さ、上昇管の

高さ、再循環量、出口蒸気体積比などが原子炉の運転に及ぼす影響を知ることができた。その結果 ANL では自然循環沸騰水型原子炉は、以前考えられていたより安全で有望であると、次のような結論を下している。

- 強制循環は高い流速を得るためなら必ずしも必要でない。自然循環でも普通の設計の強制循環よりも高い流速を出すことができる。
- 高圧では高い出力密度での運転が可能である。
- 低圧の設計では出力密度が主な制限因子になるが、高圧の設計ではバーンアウトをおこす時の熱流束が最も重要な制限値になる。
- 原子炉における振動現象は蒸気体積比と熱出力の間にフィードバック関係があるため普通の自然循環ループよりも複雑である。しかし自然循環沸騰水炉では炉の不安定性は水力学的振動と密接な関係がある。すなわち最初に流れと蒸気体積比の振動がおき、その結果出力変動が始まるという機構が考えられる。一般に安定性を増すには、圧力および流速を増加させ蒸気体積比を小さくすればよい。入口の抵抗を大きくすることも効果がある。

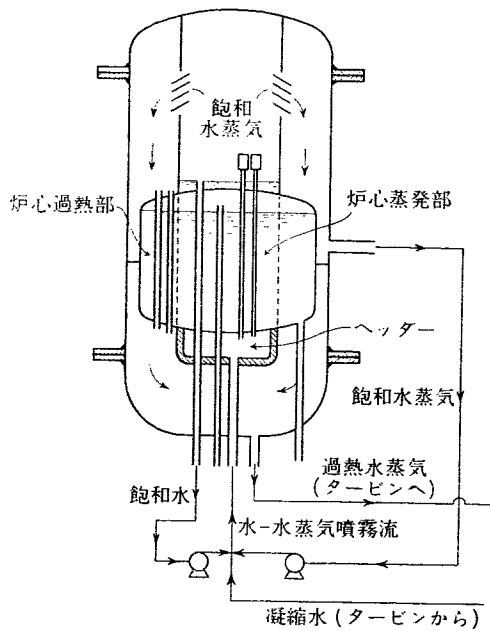


第21図 二相流の流動型式 [1451]

#### 5.4 噴霧流による原子炉の冷却

一般に垂直管における気液二相流では、第21図に示すような数種類の流動型式が観察される。実際の BWR の流路では気泡流あるいはスラッグ流がおきているが、この場合には炉内で相当大きな密度変化が生じるため前節で述べたように核的にも水力学的にも不安定になる。上昇膜流および噴霧流では、密度変化がすくないためこのような不安定性はおきず、普通型の BWR の欠点を除いた新しい蒸発方法として有望視されている<sup>32)</sup>。

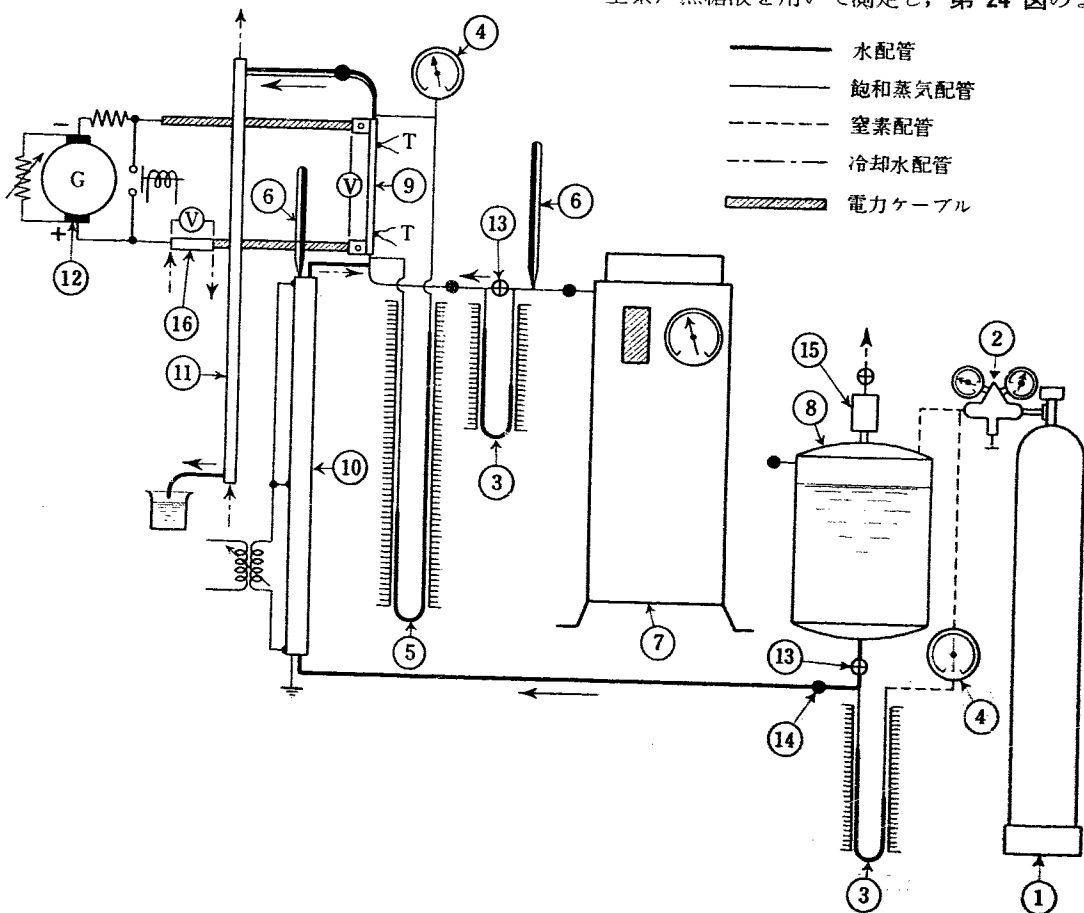
空気-水系を用いた予備実験によると上昇膜流の存在する条件の範囲は比較的せまいため、主として噴霧流についての実験がおこなわれている[1367, 1451]。一般に二相流の見掛けの熱容量  $G$  は次のようにあら



第 22 図 噴霧流を用いた炉心の一例 [1451]

わされる。

$$C_t = \frac{1}{G_t} (G_g C_g + G_f C_f + G_v C_v) + \frac{G_v h_{fg} P}{G_t h_{fg} P - \dot{p}} \frac{d\dot{p}/dt}{\dot{p}}$$



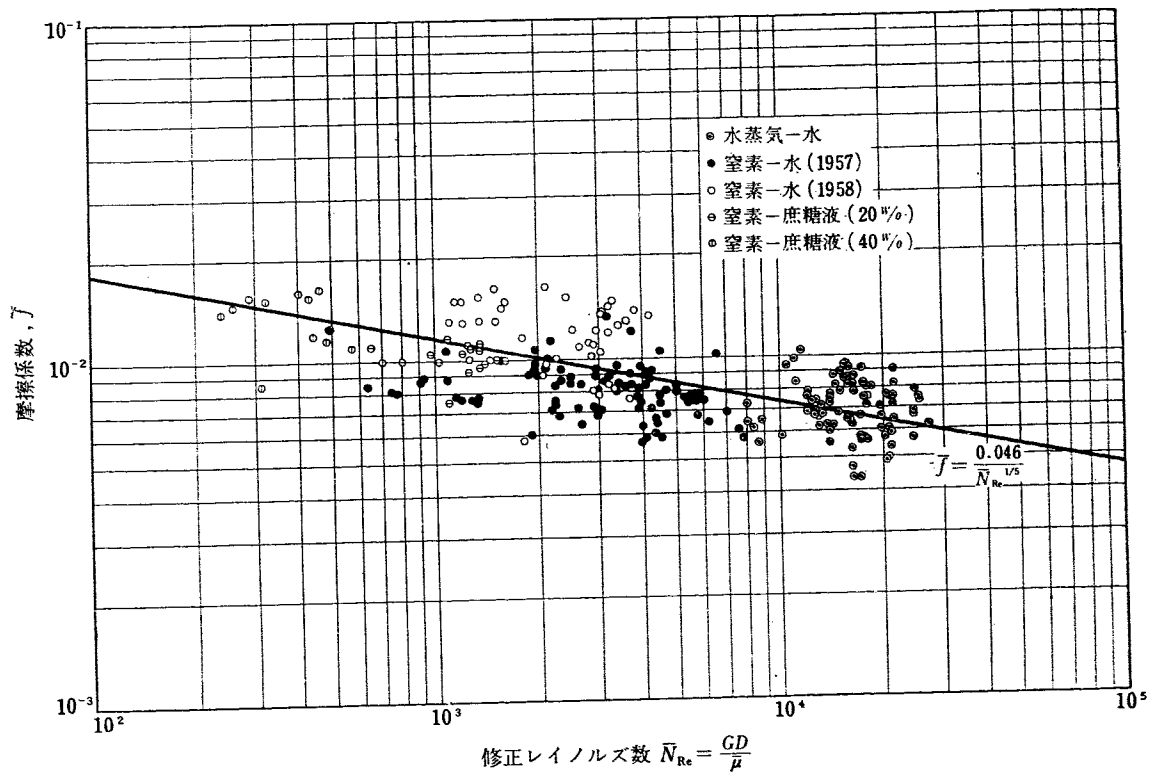
1. N<sub>2</sub> タンク 2. 圧力調整器 3. 流量計 4. ブルドン管圧力計 5. 差圧水銀マンメータ 6. 温度調整器  
7. 飽和蒸気発生器 8. 給水タンク 9. テスト管 10. 給水予熱器 11. 凝縮器 12. 直流発電機  
13. オリフィス 14. 閉止弁 15. 電磁排気弁 16. ニッケルシヤント

第 23 図 噴霧流の伝熱流動実験装置 [1367]

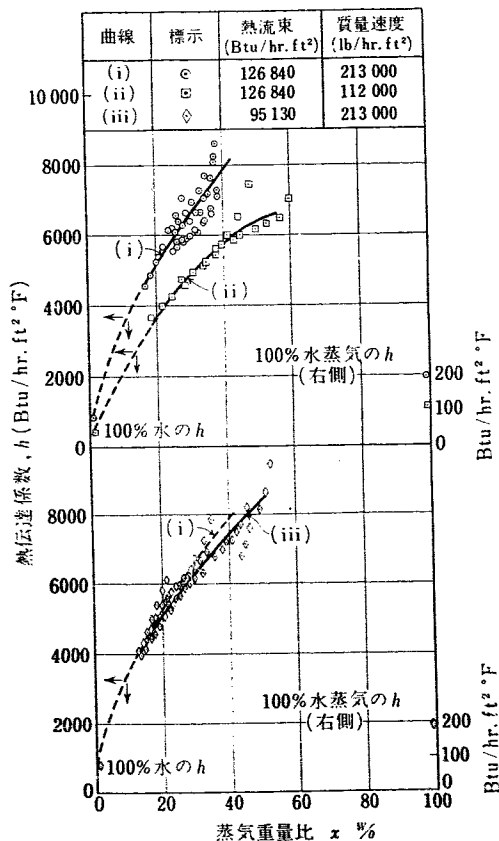
(40)

$P$  は全圧,  $p$  は蒸気圧,  $G$  は質量速度である。二相流が液体とその蒸気のみから成っているときは, (40) 式の  $G_g, C_g$  は省略できる。(40) 式から 40.8 % N<sub>2</sub>, 26.2 % 水蒸気, 33 % 水から成る 70 気圧の噴霧流の熱容量を計算すると約 4.1 kcal/kg°C となり窒素ガスだけのみの場合の約 0.25 kcal/kg°C の十数倍になる。また熱伝達係数もガス冷却より格段とよく一般の沸騰伝熱の場合と同程度で, 熱的にも原子炉冷却材としてすぐれている。この冷却方式を用いた原炉の一例<sup>33)</sup>を第 22 図に示す。これは減速剤として重水, 冷却材として重水あるいは軽水をそれ自身の蒸気に分散させた噴霧流を用いるものである[1451]。

噴霧流に関する実験は圧力損失[1367], 熱伝達[1367, 1451], パーンアウト[1367]についておこなわれているが圧力は大気圧から 8 気圧までで現在のところは基礎実験程度である。実験装置の一例を第 23 図に示す。飽和水および飽和蒸気を別の系統で作リテストセクション入口で混合する。圧力降下は水-水蒸気のほかに窒素, 蔗糖液を用いて測定し, 第 24 図のように摩擦



第24図 噴霧流の摩擦係数 [1367]



ステンレス管直径 0.375" O.D.  
ガラス管直径 0.552" I.D.

第25図 噴霧流の伝熱係数 [1451]

係数を修正レイノルズ数  $\bar{N}_{Re}$  で整理している。結果

は  $\bar{N}_{Re} = 250 \sim 30,000$  で一般流体の乱流の式と同じく  $f = 0.046 \bar{N}_{Re}^{-0.2}$  となった。修正レイノルズ数は

$$\bar{N}_{Re} = \frac{G_t D}{\bar{\mu}}, \quad \text{ただし } \bar{\mu} = \mu_g x + \mu_l (1-x) \quad (41)$$

で定義される。熱伝達係数は第25図の結果が得られたが[1451]、一般に蒸気重量比60%付近で最大になるようである。このほか伝熱係数に影響をおよぼす因子としては、蒸気重量比、流速、圧力、温度、熱流束、管の寸法などが考えられるが、レイノルズ数、圧力、温度を含んだ整理方法としては第26図がある[1367]。

$$\frac{h}{\Delta P / \Delta t} \frac{P / t^{3/2}}{\bar{N}_{Re}^{0.8}} = \psi \quad (42)$$

第26図は(42)式で定義される  $\psi$  を蒸気重量比  $x$  の関数としてプロットしている。ここで  $\Delta p$  は  $\Delta t$  に相当する蒸気圧の差、 $P$  は全圧、 $t$  は流体の温度である。バーンアウト熱流束  $q''_{B,O}$  は噴霧流については(43)式のように書ける[1367]。

$$\frac{q''_{B,O} G_t^{1/3}}{a + bt} = \frac{100 - x}{x} \quad (43)$$

ここで  $a$  および  $b$  はテストセクションの寸法、形状、配置などによる定数、 $t$  は混合流の温度である。この方法で整理した実験結果を第27図に示す。実験は圧力 1.4~5 kg/cm<sup>2</sup> で、内径 5 mm、長さ 10 mm のテストセクションを用いている。

## 「水冷却」の記号

## [無次元数]

|       |          |
|-------|----------|
| レイノルズ | $N_{Re}$ |
| プラントル | $N_{Pr}$ |
| グラズホフ | $N_{Gr}$ |
| レイリー  | $N_{Ra}$ |

## [温度]

|                                                                    |            |
|--------------------------------------------------------------------|------------|
| 温度                                                                 | $t$        |
| 温度差                                                                | $\Delta t$ |
| $T_{\text{wall}} - T_{\text{saturation}} = \Delta t_{\text{sat}}$  |            |
| $T_{\text{saturation}} - T_{\text{fluid}} = \Delta t_{\text{sub}}$ |            |

## [圧力]

|    |     |
|----|-----|
| 圧力 | $P$ |
|----|-----|

## [距離および長さ関係]

|            |     |
|------------|-----|
| 直径         | $D$ |
| 加熱体長さ      | $L$ |
| 曲率半径       | $r$ |
| 壁からの距離     | $y$ |
| 軸方向距離      | $z$ |
| ウェッテドペリメータ | $b$ |
| 表面積        | $A$ |
| アセンブリ要素間距離 | $a$ |

## [角度]

|     |          |
|-----|----------|
| 接触角 | $\theta$ |
|-----|----------|

## [速度]

|      |     |
|------|-----|
| 流速   | $V$ |
| 質量速度 | $G$ |
| 流量   | $W$ |

## [熱量]

|                                  |       |
|----------------------------------|-------|
| 単位長さの熱量                          | $q'$  |
| 熱流束                              | $q''$ |
| 単位体積液中に与えられる熱量 $q'''$            |       |
| (バーンアウト熱量 $q''_{B,O}$ ) サフィックス参照 |       |
| 総熱入量                             | $Q$   |

## [係数]

|       |          |
|-------|----------|
| 熱伝達   | $h$      |
| 粘性(静) | $\mu$    |
| "(動)  | $\nu$    |
| 温度伝導度 | $\alpha$ |
| 膨脹係数  | $\beta$  |
| 熱伝導度  | $k$      |

## 摩擦係数

## [物性値]

|        |          |
|--------|----------|
| 比重     | $\rho$   |
| 比容積    | $v$      |
| 比熱     | $C_p$    |
| 表面張力   | $\sigma$ |
| 蒸発潜熱   | $h_{fg}$ |
| エンタルピー | $H$      |
| 蒸気体積比  | $\alpha$ |
| 蒸気重量比  | $x$      |

## [物性定数]

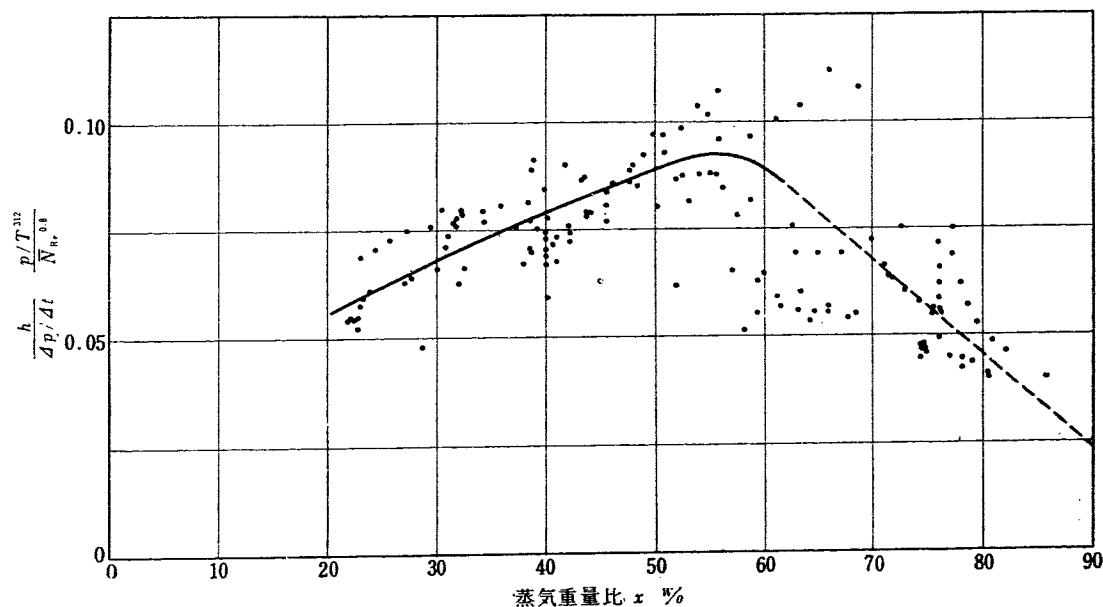
|         |            |
|---------|------------|
| 重力加速度   | $g$        |
| 換算因子    | $g_c$      |
| 輻射能     | $\epsilon$ |
| ボルツマン定数 | $k$        |
| 仕事の熱当量  | $J$        |

## [サフィックス]

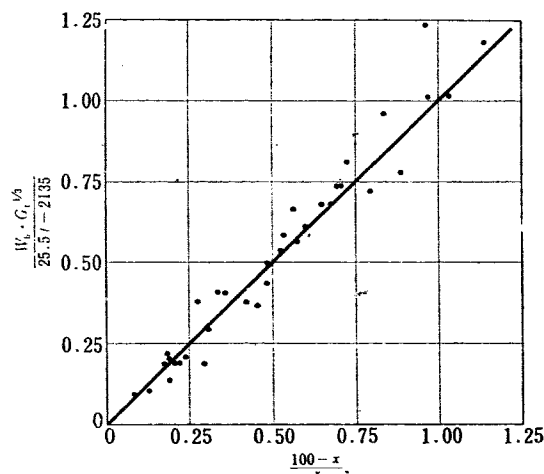
|        |              |
|--------|--------------|
| 液体     | $l$          |
| 蒸気     | $v$          |
| 流体     | $f$          |
| 気体     | $g$          |
| 壁、加熱面  | $w$          |
| 最大     | $\text{max}$ |
| 臨界     | $c$          |
| 沸騰     | $b$          |
| 非沸騰    | $nb$         |
| 入口     | $i$          |
| 出口     | $o$          |
| 平均     | $m$          |
| 飽和     | $\text{sat}$ |
| 内      | $i$          |
| 外      | $o$          |
| プール    | $p$          |
| 大気圧    | $a$          |
| フィルム   | $F$          |
| バーンアウト | $B,O$        |

## [その他]

|            |     |
|------------|-----|
| アセンブリ, 要素数 | $N$ |
| 気泡発生点個数    | $Z$ |
| 気泡離散頻度     | $U$ |



第26図 噴霧流の伝熱係数[1367]



第27図 パーンアウト実験式とデータの比較[1367]

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [124] A. deSTORDEUR, *et al.*: Natural convection cooling of various types of nuclear fuel elements following irradiation.
- [157] L. BRATHALL, *et al.*: Hydraulic stability in reactor fuel elements.
- [453] W.H. ESSELMAN, *et al.*: Thermal and hydraulic experiments for pressurized water reactors.
- [1367] M. SILVESTRI: Gas-liquid and vapor-liquid mixtures as cooling agents.
- [1451] H.R.C. PRATT, J.D. Thornton: Spray evaporation: A New method of steam generation and

its possible application to boiling reactors.

- [1983] P.A. LOTTES, *et al.*: Experimental studies of natural circulation boiling and their application to boiling reactor performance.
- [2144] G. KRZHILIN, V. SUBBOTIN: Cooling of water-water reactors.

### その他

- 1) W.H. McADAMS: Heat Transmission, McGraw Hill (1950)
- 2) S. OSTRACH: NACA Technical Report 1111 (1953)
- 3) E.M. SPARROW, J.L. GREGG: *Trans. ASME*, **78**,

- 435-440 (1956)
- 4) M. JACOB: Heat Transfer, vol. I, John Wiley (1956)
  - 5) C. F. BONILLA: Nuclear Engineering, McGraw Hill (1957)
  - 6) M. FISHENDEN, O. A. SAUNDERS: An introduction to heat transfer, Clarendon Press (1950)
  - 7) E. M. SPARROW, J. L. GREGG: *Trans. ASME*, **78**, 1823-1829 (1956)
  - 8) T. M. HALLMAN: *Trans. ASME*, **78**, 1831-1840 (1956)
  - 9) В. Шваб: К теории теплоотдачи в турбулентном потоке, Труды Ленинградского индустриального института, Раздел физико-математических наук, No 1, 1937 г., выпуск 1, стр. 75.
  - 10) М. Михеев: Теплоотдача при турбулентном движении жидкости в трубах, Известия Академии наук СССР, Отделение технических наук, No 10, 1952 г.
  - 11) H. HOUNSEN: Wärmeübertragung im Gegenstrom, Gleichstrom und Kreuzstrom, 1950.
  - 12) Е. Аверин, А. Инаятов, Н. Кондратьев, В. Куликов, М. Михеев, О. Федьинский.: Теплоотдача при движении жидкости в кольцевых и щелевых каналах, Теплоотдача и тепловое моделирование, выпуск I, 1958 г., Академия наук СССР.
  - 13) Е. Аверин, Г. Кружилин.: Влияние поверхностного натяжения и вязкости на условия теплообмена при кипении воды, Известия Академии наук СССР, Отделение технических наук, No 10, 1955 г.
  - 14) M. JACOB, W. LINKE: Der Wärmeübergang beim Verdampfen von Flüssigkeiten an senkrechten und wagerechten Flächen. *Phys. Ztschr.*, **8**, 1935.
  - 15) M. CICHELLI, C. BONILLA: Heat transfer to liquids boiling under pressure. *Trans. A. I. Ch. E.*, **41**, 6 (1945)
  - 16) Е. Аверин, Г. Кружилин.: Теплоотдача при кипении воды в условиях вынужденной циркуляции. См. ссылку 5.
  - 17) R. DIETRICH, D. C. CLAYMAN, O. A. SCHULZE: The proposed boiling reactor experiment, ANL-4921 (1952)
  - 18) A. S. JAMESON, E. A. WIMUNC: Boiling density test studies, ANL-5060, 59 (1953)
  - 19) E. A. WIMUNC: Burnout tests on rectangular flow channels, ANL-5134, 62 (1953)
  - 20) P. A. LOTTES, W. S. FLINN: A Method of analysis of natural circulation boiling systems, *Nuclear. Sci. & Eng.*, **1**, 461-476 (1956)
  - 21) W. MCADAMS, W. KENNEL, C. MINDEN, C. RUDOLF, P. PICORNELL, G. DEW: Heat transfer at high rates to water with surface boiling, *Ind. Eng. Chem.*, **9**, 1949.
  - 22) И. Аладьев, Л. Додонов, Б. Удалов.: Теплоотдача при кипении недогретой воды в трубах. Теплоэнергетика, No 9, 1957 г.
  - 23) W. M. ROHSENOW, P. GRIFFITH: Correlation of maximum heat-flux data for boiling of saturated liquids. ASME-AICHE, Heat Transfer Symposium (1955)
  - 24) K. E. FORSTER, R. GREIF: Heat transfer to a boiling liquid, *Trans. ASME, Jour. of heat transfer Feb.* (1959)
  - 25) Y. P. CHANG: Wave theory of heat transfer in film boiling, *Trans. ASME., Jour. of heat transfer, Feb.* (1959)
  - 26) N. ZUBER: On the stability of boiling heat transfer, *Trans. ASME*, vol. 80 (1958)
  - 27) С. Кутателадзе: Гидродинамическая модель кризиса теплообмена в кипящей жидкости при свободной конвекции. Журнал технической физики, No. 11, 1950 г.
  - 28) Ссылка/14/, стр. 385.
  - 29) R. C. MARTINELLI, D. B. NELSON: *Trans. ASME*, **70**, 695 (1948)
  - 30) R. W. LOCKHART, R. C. MARTINELLI: *Chem. Eng. Progress*, **45**, 39 (1949)
  - 31) W. F. DAVIDSON, et al.: *Trans. Am. Soc. Mech. Engrs.*, **65**, 553 (1943)
  - 32) H. R. C. PRATT: Climbing film boiling water reactor, Brit. Pat. No. 795,406.
  - 33) H. R. C. PRATT, J. D. THORNTON: Reactor cooled by wet steam, Brit. Pat. No. 15130/57.

## ガス冷却型原子炉の伝熱と流動

### 1. 概 説

ガス冷却原子炉の熱設計をおこなう場合、燃料棒から可能な限り、熱を有効に取り出すことが必要である。

すなわち、炉の比出力を上昇させるためには、冷却材の温度を上げ、熱出力の上昇に比してポンプ動力がそれほど大きくならないような燃料棒の形状配置を考える必要がある。しかしながら炉の冷却の問題は単に伝達のみを切りはなして考えることはできず、核的、金属材料、構造強度の総合的見地から考えていかなければならない。

すなわち炉の熱設計をおこなう場合には核的、材料的な制限により流路の寸法、燃料棒の形状、寸法、配置などの要素が相互に関連して定まってくる。このような考えのもとに、ガス冷却型原子炉の熱特性改善を目的として、燃料棒被覆材表面に各種形状のヒレをとりつけたヒレ付き燃料棒 (finned fuel element) が採用され、イギリス、フランス、ベルギーなどの原子炉に採用されている。本章はヒレ付き管の熱流動特性について、第2回ジュネーブ会議に提出された論文を中心に今日までにおこなわれた研究をまとめてみる。

フィン付き管は現在までに各種の形式のものが熱交換器に利用されている<sup>1)8)</sup>。

これらフィンの果す役割について、考えてみると、

- (1) フィンによる 伝熱面積の増加 (extended surface)
- (2) フィンにより誘起されるうず流れによる伝熱の改善 (turbulence promoter)
- (3) (2)にもとづくポンプ消費動力の増加
- (4) 工作費 (転造ハリツケなど)

などであり、(3)(4)のマイナスの効果に比して、(1)、(2)のプラスの効果の影響がいちじるしい。したがって、全体として著しく熱流動特性が改善される。一方フィンにはいろいろの形式のものがあ、り、この中でおもなものをあげると、縦フィン、横フィン、合成フィン (Bradwell, Hunterstone 型、横羽根つき縦フィン)、らせんフィン、およびスタッドフィンなどがある。つぎに、フィンについての研究概要をまとめてみる。

フィン付き管の伝熱を理論的に取り扱い、各種のフィンについてのフィン効率等の一般特性を求める公式を誘導したものには GARDNER<sup>9)</sup>、DUSIN BERR<sup>11)13)</sup> などがある。

縦フィンについては、古くは LORENZO の研究報告<sup>9)</sup>がある。原子炉用燃料棒として英国ウインズケール型増殖炉に採用され、これに関する開発研究が、AERE とウインズケール伝熱研究室においておこなわれた<sup>4)5)10)</sup>。

一方フランス GCR 型原子炉燃料要素に Zr-Mg 被覆の縦フィンが使用されているが、熱伝達の研究報告はない[1157]。

横フィンについては、KMEDSEN, KATZ の研究がある<sup>2)3)</sup>。英国では横型ヘリカルフィンをコールドー型発電炉燃料要素に採用しており、AERE 研究報告がある<sup>4)5)</sup>。

以上は円管内におけるフィン付き管の研究であるが炉心冷却材通路が角状の場合のフィン付き燃料棒および通路中に燃料棒が接触しておかれた場合の問題点について取り扱ったベルギー BR-I 型原子炉に関する研究報告がある。

これら縦フィン、横フィンの燃料要素への適用の研究の発展にともなって、両者の特質を生かした合成フィンが開発され、改良コールドー型原子炉に採用されている [38] [48] [263] [1523]。

第1表 熱効率の改善についての要素

|               | Calder Hall | Hunterstone | Bradwell | Hinkley-point |
|---------------|-------------|-------------|----------|---------------|
| 被覆材最高温度 °C    | 408         | 454         | 420-450  | 430           |
| 燃料棒 " °C      | 480         | 569         | —        | 600           |
| ガス出口温度 °C     | 336         | 391         | 390      | 373.3         |
| " 入口 " °C     | 140         | 204         | 180      | 178.9         |
| 平均寿命 1/y      | <1          | 5           | —        | —             |
| 最高燃焼度 MWD/ton | <1,500      | 4,500       | >3,000   | 3,000         |

一方ベルギーにおける BR-1 に採用されている横羽根付き縦フィンのような合成型式も考えられている [324].

以上のフィンの燃料棒の採用は第1表に示すように原子炉の比出力の改善, および熱効率の上昇をもたらす<sup>14)</sup>.

ガス冷却型原子炉における熱出力の上昇にともない

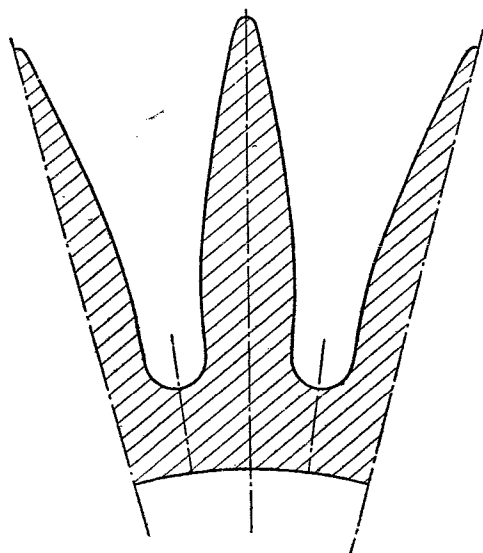
高温高压に対する努力がなされる. しかしながら, このような高温高压下に使用される燃料要素は, 熱的, 核的, 材料的にも著しくきびしい制限が加わり, フィン付き管の使用は不可能となる. このような見地から, フィン型式の応用として斜格子型燃料要素 (spiral ladder fuel element) [48] など, 特殊の燃料要素が考案されている.

## 2. フィンに関する理論的考察

熱伝達率, 表面温度と流体の平均温度との差がいずれも低く熱流束を高くとれない場合, 伝熱面の面積を大きくして伝熱量を増大させる必要がある. 伝熱面の拡張は基面に小さな凸起“フィン”をつけることでなされるが, これは同時に表面温度の平均値を下げる働きをするので, [1145]の前半においてかかる効果の詳細な検討がおこなわれている.

電子計算機による計算により, 主としてフィンに使用される材料の熱伝導率が周囲との熱伝達率に比べ高いため, フィンの形状による表面温度の変化は無視できることが明らかにされた.

後半に残された問題はフィンの枚数, 高さなどにより伝熱量がどう変化するかである. 非均質型原子炉の冷却材が通る環状通路の凸面に通路の軸方向に平行なフィン——縦フィン——をつけた場合, その枚数および高さが熱伝達の向上にいかに関与するかが問題となる (第1図).



第1図 理想的縦フィンの断面図 [1145]

どのような断面の通路についても, その平均摩擦係

数は同じ水力半径をもった円管内の平均速度から得られるものに等しいという水力半径の法則は, プラントルによれば, 境界層の内部周囲長が壁のそれと等しいと考えられる程度のとき正しい. この条件はレイノルズ数 105 以上でおこなわれた実験で完全に満足されることが確認された. さて摩擦と熱伝達との間にアナロジーが成立することから, 水力半径の法則は熱伝達の場合にも適用される. 熱伝達率は代表長さの減少にともなって増大するから, 上記の環状通路の水力半径を減少させるような影響はすべて好結果をもたらす. 通路の形はフィンの歯数と高さの積と凹面とフィンの高さ+凸面の直径との比にのみ関係するから, これらの変数と水力半径との関係から熱伝達率を上げるには, 両者をそれぞれ増大させればよいことが容易に求められる. しかしこれは許された圧力損失の程度, 工作の可能性によって制約をうける.

最後に環状通路の横断面について

$$h_0 = \frac{\rho}{\pi D_0 (t_0 - \theta)} \quad (1)$$

$$h = \frac{\rho}{\pi D (t - \theta)} \quad (2)$$

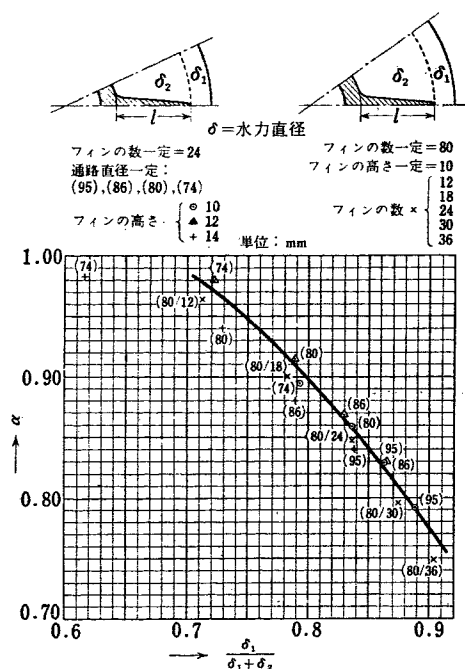
ここに  $\rho$  は燃料棒の単位長当りの熱出力,  $D_0, D$  はそれぞれ燃料棒, フィンの根元の直径,  $t_0, t$  はそれぞれ  $D_0, D$  に対応する温度,  $\theta$  はガス温度である. このように定義された熱伝達率をもとにしたヌセルト数  $Nu_0, Nu$  につき

$$\frac{a}{Nu_0} = \frac{1}{Nu} + b \quad (3)$$

ここに  $a$  および  $b$  は横断面の形にのみ関係する定数で

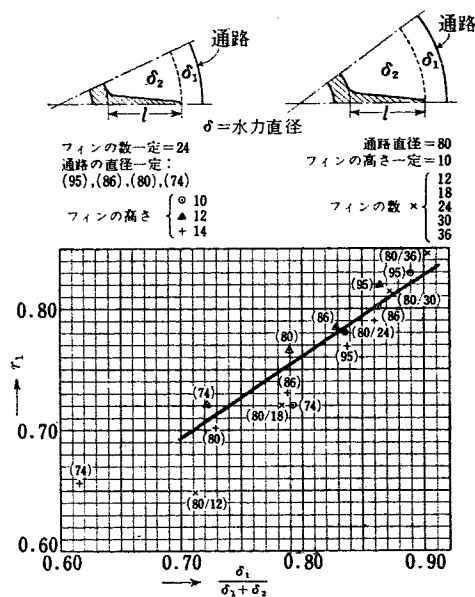
$$a = \frac{C_e}{\pi D_0} \alpha, \quad b = \pi a \frac{l^2}{\sigma} \gamma^2$$

$C_e, l, \sigma$  はそれぞれ周囲長, フィンの高さ, 全断面積である. ここで定義された  $\alpha$  および  $\gamma$  と横断面の形との関係は, 第2, 3図に示してある.



$$Y = -1.154x^2 + 0.781x + 1.006, \text{ ただし } Y = \alpha, \quad x = \frac{\delta_1}{\delta_1 + \delta_2}$$

第2図  $\alpha = f\left[\frac{\delta_1}{\delta_1 + \delta_2}\right]$



$$r = \frac{2}{3} \left[ 0.34 + \frac{\delta_1}{\delta_1 + \delta_2} \right]$$

第3図  $r = f\left[\frac{\delta_1}{\delta_1 + \delta_2}\right]$

### 3. 円管中の縦フィン (longitudinal fin) の熱流動

被覆材表面に半径方向に拡大面の取り付けられた縦フィンの熱流動に関しては、多くの論文が発表されている<sup>2)3)4)9)</sup>。

一方英国ウインズケール増殖炉の燃料棒にこの形式のフィンが採用され、開発のための試験研究が AERE, Windscale 熱試験部門でなされた。縦フィンについては一般には相当直径 (equivalent diameter) の考えを用いて、二重管の結果を適用できることが、明らかになっている<sup>3)</sup>。したがって熱流動に関する結果をまとめる。

#### 3.1 圧力降下

摩擦係数は代表長さ ( $d_e$ ) として濡れぶちの長さを使用することにより、BLASIUS の円管式の適用ができる。HALL による AERE のデータ<sup>4)</sup>によれば

$$f = 0.083 \exp(-0.026n) Re^{-0.2} \quad (4)$$

で表わされる。

#### 3.2 熱伝達公式

LORENZO は縦フィンについて一連の実験をおこない、圧力降下および熱伝達に関して実験式を求めている<sup>9)</sup>。HALL の AERE 資料に基づいて求めた式は、つぎに示すようなものである<sup>4)</sup>。

$$St = 0.04 \exp(-0.055n) Re^{-0.2} \quad (5)$$

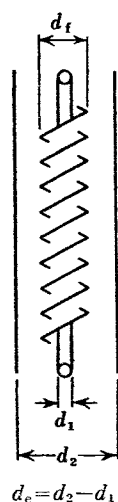
ここに示す HALL の実験式は  $\pm 7\%$  の精度を有している。フィン管につけられるフィンの形状は、一般にフィン間隔に比してフィン高さがあまり大きい値をとると、フィン根元付近のガスが停留し、逆に熱抵抗を上昇せしめる原因となる。一方、フィン根元付近のガスと自由流の間のガスの混合を目的として、フィン入口付近に、乱れ発生機構を取り付ける考案がなされている<sup>2)4)12)</sup>。

## 4. 円管内の横フィン (transverse fin) の熱流動

横フィンについては、板状およびヘリカルフィンがある。後者は、らせん型フィン板により、フィン区画中に2次流れ (secondary flow) が誘起される。これが自由流とフィン区画中の流れとの間の混合を良好にする効果をもたらすので、コールド型原子炉の燃料要素に採用されている。これに関する研究としては、KNUDSEN, KATZ<sup>3)</sup> が水を使用してフィン区画中の流動状態、および熱流動特性についておこなった総括的な研究報告がある。また原子炉に関しては、英国 AERE, Windscale の研究報告がある<sup>4)5)</sup>。

研究結果をまとめると、横フィンによってフィン中に生ずるうず流れ (vortex flow) が、熱流動の特性に影響を与える要素となる。すなわち、フィンによる面積の増加とともに、攪拌の効果により、熱抵抗の改善がおこなわれる。しかし、フィン中に生ずるうず流れは、フィンの形状、高さ、間隔および  $Re$  数によって

フィン概要図



変化する。この状態を  $Re\ 2000\sim1000$  の範囲における高さの間隔の異なった数種のフィンについて明らかにしている。

### 4.1 圧力降下

層流の場合

フィン外径を内径とした二重管のデータが適用できる<sup>2)</sup>。

乱流の場合

$V_f/V_{FF}$  をパラメータとして  $Re\sim f$  の関係を第4図に示すようにまとめている<sup>3)</sup>。AERE における実験結果によれば二重管における結果との比較の型でまとめている<sup>3)</sup>。すなわち二重管およびフィン管の摩擦係数を  $f_0, f$  とすると  $10^5 < Re < 2 \times 10^5$  の範囲内では

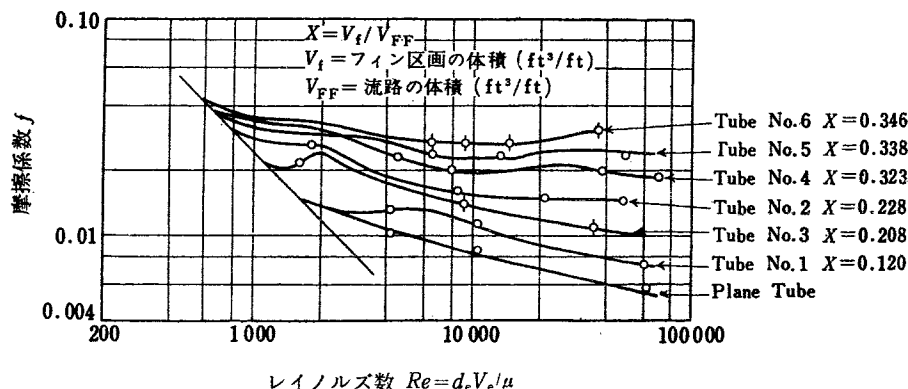
$$f_0 = 0.046 Re^{-0.42} \quad (6)$$

なる式を採用して、 $f/f_0 \sim D_f/D_1$  の関係を第5図に示す<sup>7)</sup>。

### 4.2 熱伝達

KNUDSEN, KATZ<sup>3)</sup> によれば、次元解析に基づいてフィンの形状をファクターに入れた熱伝達の無次元式は、つぎのような形で表わされる<sup>2)3)</sup>。

$$Nu = 0.039 Re^{0.87} Pr^{0.4} (S/de)^{0.4} (w/de)^{-0.19} \quad (7)$$



| 管 番 号         | フィン数<br>fin | フィン<br>外 径<br>$d_f$ | フィン<br>根本径<br>$d_r$ | フィン<br>厚 み<br>$t$ | フィン<br>間 隔<br>$S$ | フィン<br>高 さ<br>$W$ | $\frac{S}{D_e}$ | $\frac{W}{D_e}$ | $\frac{V_f}{V_{FF}}$ |
|---------------|-------------|---------------------|---------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----------------|-----------------|----------------------|
| 板フィン          | 0           | 1.582               | 1.582               | 0                 | 0                 | 0                 | 0               | 0               | 0                    |
| ヘリカルフィン No. 1 | 4.36        | 1.928               | 1.582               | 0.0617            | 0.1628            | 0.1709            | 0.0596          | 0.0455          | 0.115                |
| 2             | 1.568       | 2.667               | 1.687               | 0.0737            | 0.5639            | 0.4902            | 0.1869          | 0.1624          | 0.228                |
| 3             | 3.20        | 2.619               | 1.646               | 0.06604           | 0.2489            | 0.4851            | 0.0812          | 0.1582          | 0.208                |
| 4             | 1.65        | 3.152               | 1.664               | 0.0612            | 0.5436            | 0.7442            | 0.2412          | 0.294           | 0.319                |
| 5             | 2.30        | 3.289               | 1.648               | 0.0648            | 0.3708            | 0.8204            | 0.1548          | 0.345           | 0.338                |
| 6             | 3.16        | 3.350               | 1.623               | 0.0549            | 0.2588            | 0.8661            | 0.1107          | 0.3605          | 0.346                |

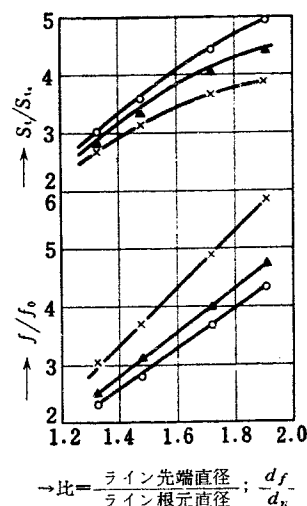
第4図 フィン管の摩擦係数とレイノルズ数の関係

すなわちフィンの形状が伝熱に大きな影響を与えるのはフィン間隔と高さであり、フィン厚み、フィン外径、内径の与える影響は、実験誤差の範囲内に入ること示している。また KNUDSEN, KATZ は各種のフィンについて資料を求めた結果、フィンの形状による熱伝達の結果をつぎの形で表わした場合、 $Re > 6000$  において

$$Nu = C Re^m Pr^{0.4} \quad (8)$$

$W/S = 1 \sim 4$  の範囲では常数  $C$ ,  $m$  は  $C = 0.025 \sim 0.035$ ,  $m = 0.85 \sim 0.95$  の範囲内におさまることを示している<sup>2)</sup>。

また HALL の結果によればフィン外径を内径とした二重管のスタントン数  $St_0$  とフィンのスタントン数  $St$  の割合として、第5図に示すような形にまとめている。



○フィンピッチ=1/16 in    フィン厚さ 0.03 in  
△                    =1/4 in    材質アルミニウム  
×                    =1/3 in

$St, f$  = スタントン数と摩擦係数 (模型フィン付きロッド)

$St_0, f_0$  = スタントン数と摩擦係数 フィンなし丸棒

(テキスト参照)

註 フィン付きロッドの伝熱面積は、フィンの先端直径に等しい直径の円柱面積、すなわちフィンなしの丸棒の面積をとる。フィン付き管路に対する相当直径は  $d_e = d_2 - d_1$ 、すなわち フィンなしの丸棒管路を組み合わせた二重管の相当直径と同じ

第5図 模型フィン付きロッドとこれと同じ外径のフィンなし丸棒との熱伝達および圧力降下の比較

(実験 C LEICHTER AFRE)

## 5. 合成らせんフィン (polysonal spiral fuel element) の熱流動

横フィンと縦フィンの長所を採用した型式のフィンであり、ブラドウェル原子炉型 [32], [48], [26] とハンターストン型 [1523] の2つに大別される。燃料棒の形状を第6, 7図に示す。

第6図はハンターストン原子炉燃料棒に採用された型式のフィンである。30~40枚の縦フィンに4枚のスパイラル型区画板を入れた型式のもので、これに関する熱流動の資料は発表されていない [1523]。

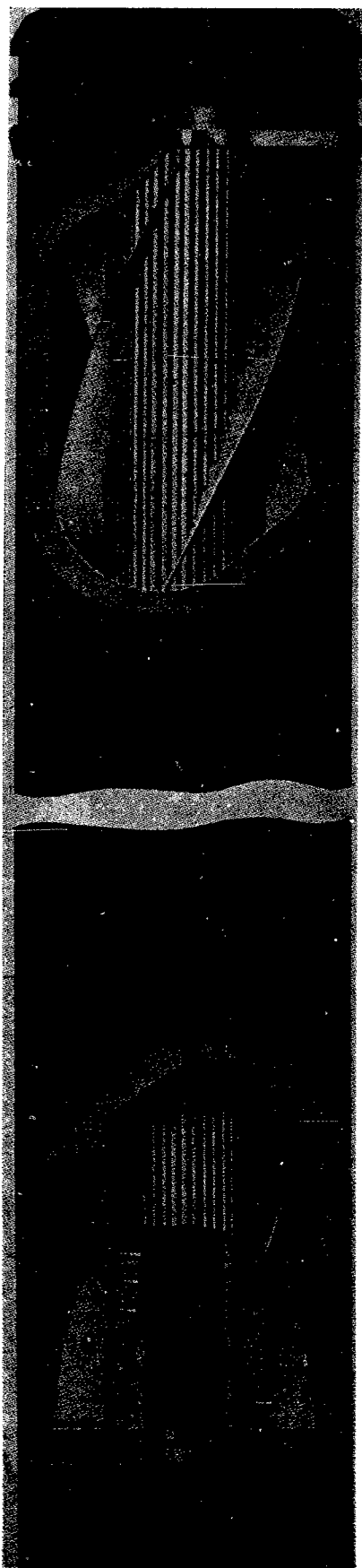
第7図はブラドウェル原子炉燃料棒に採用された型式のものであり、30~40口数の多重ヘリカルフィンと4枚の半径方向に取り付けられた仕切り板とから成っている。この型式のフィンに関しては報告 [32][48] が発表されているので大略を説明する。

### 5.1 流動の原理

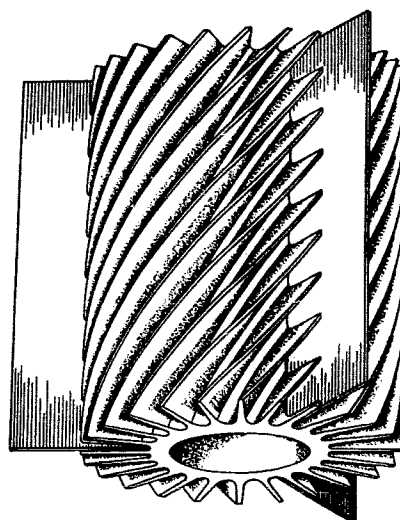
一般に、縦フィンの場合、フィンの本数と高さをあまり大きくすると、フィン根元部におくれた流れが生

じ効果的でない。一方、横型フィンの場合、流れに直角に置かれたフィン板により、フィン区画中に強いうずが生じ、うず流れによる圧力損失の増加に比して、熱伝達の改善が著しい。しかしながら、フィン区画の底付近にはガス流が停留し、フィン外自由流との間の攪拌が十分でない欠点がある。このような両者の欠点を改良したのが、多重ヘリカルフィンを3~4枚の縦型区画板で区画した型式、すなわち合成らせんフィンである。

区画板により区切られた扇形部分の流れはおおのそが独立している。区画板と多重ヘリカルフィンによってフィン中に生ずるうずと同時に、フィンに相似ならせんにそって、強い2次流れが生ずる。すなわちフィンの間に生ずるうずは、自由流につられフィンにそって下流に流れ、区画板に打ち当たり、フィン外側にはねかえり、自由流の冷たいガスと混合し、らせんと反対方向に流れ、ふたたびフィンの間に流れこむようならせ

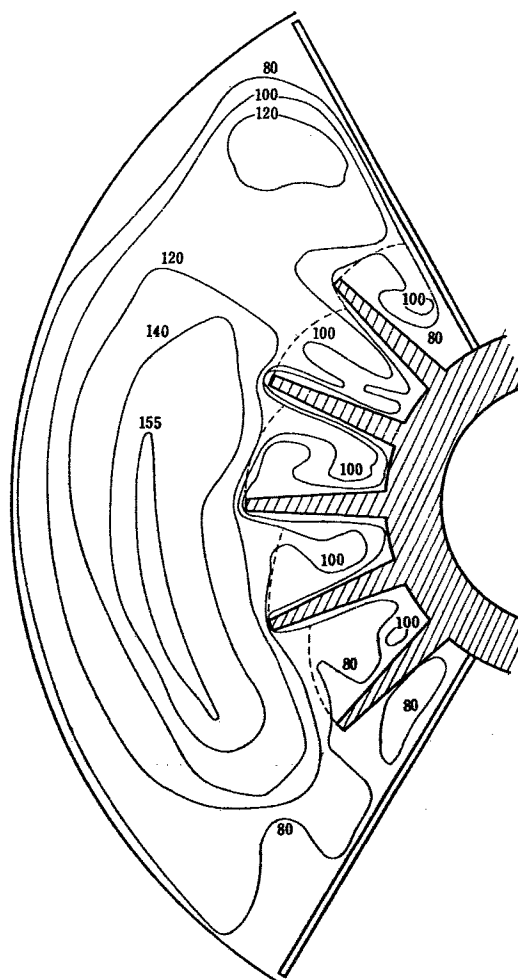


第6図 ハンターストン原子炉用 ヘリカル区画板付き縦フィン型 [1523]

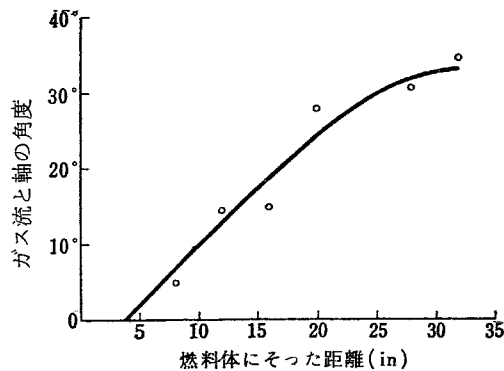


ブラドウェル原子炉用燃料要素

第7図 区画板付ヘリカルフィン形燃料被覆体 [48]



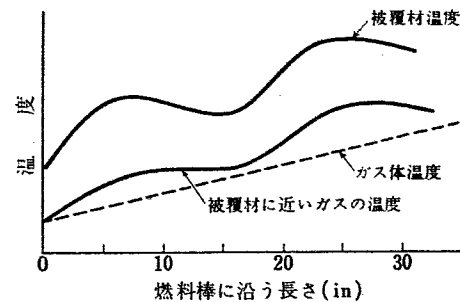
第8図 平均流速に対する割合として表わした通路の流速分布 [38]



第9図 通路壁に近いガスの流れの軸に対する角度

ん運動をくりかえす。このようなフィン区画中の2次流れは第8,9図に示すような軸に垂直な断面内における流速分布, 流れの偏向状態から明らかである。また, この2次流れは, フィン中のガスと自由流のガスの間でガスの交換をおこない, フィン根元にたえず自由流の冷たいガスを吹き込む作用をおこなうために, フィン効率を著しく改善することになる。さらにこのような2次流れは, 燃料棒円相互の温度分布を不均一ならしめる。その結果, 軸にそうガスおよび被覆材の温度上昇は脈動する(第10図)。この点が本型式のフィンの欠点で, 熱応力わん曲等機械的破損の原因となる。

## 5.2 実験の概要

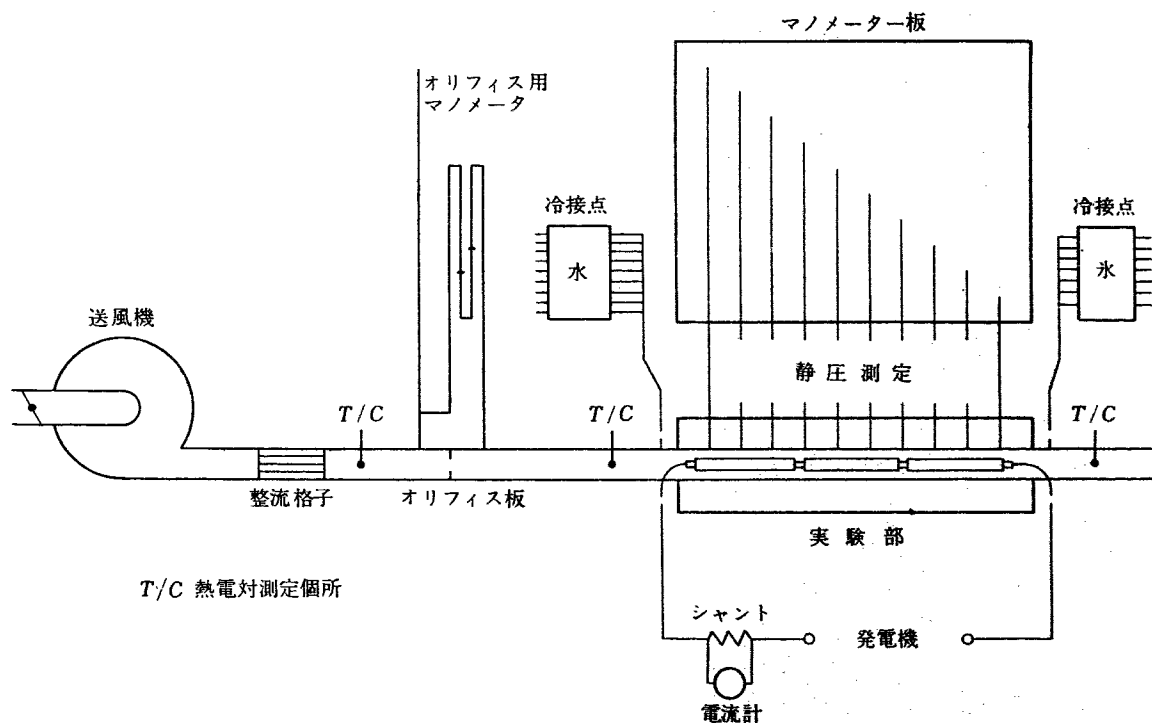


第10図 燃料体の温度分布 [38]

新型合成フィンの熱的流体力学および材料強度的特性を調査するため多くの試験がおこなわれている。

(1) 流動試験装置 [38] [48] フィン区画中の流動状態およびうずのできかたを調べるために, 透明樹脂管にフィンを入れた水流動ループを作成し, 小泡を吹き込むことにより流れを調べている。

(2) 常圧伝熱実験装置 常圧空気による伝熱流動実験装置が作成されている(第11図)。常圧実験では, 実際の原子炉のガス流の3分の1程度の流量しか得られないが, フィンの基礎的 shape を決めるためには大変便利である。発熱燃料棒はステンレス棒の電気抵抗加熱により置き換えられ, 入口出口のガス温度は熱電対を挿入して測られる。ガスの温度上昇は電気入力より検討される。フィン根元には3~4インチおきに熱電対がとりつけられ, 温度分布が測定され, また通路壁に



第11図 常圧伝熱実験装置 [38]

は6インチおきに静圧孔がつけられ、圧力降下が測定される。各流量に対して、フィン表面とガスの温度差が50~90°Cになるように電気入力調整される。同様な実験が蒸気加熱により表面を一定の飽和温度に保つことによっておこなわれている [38] [48]。

(3) 高圧実験ループ 電気抵抗加熱による、フィン実験体の伝熱特性の実験が高圧炭酸ガスループを使用しておこなわれている [48]。

### 5.3 実験方法および結果

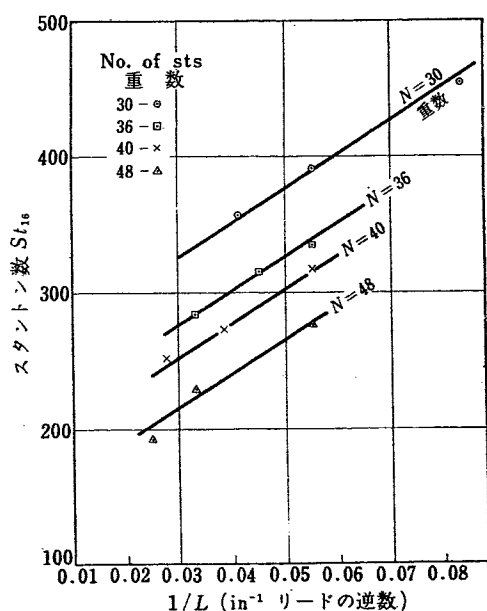
常圧実験装置の結果はレイノルズ数とスタントン数の関係でまとめられている。スタントン数は、各箇所の熱電対における電気熱流束、フィンとガスとの間の温度差より求めた数値の平均値としてまとめている。

摩擦係数はつぎの式より計算する。

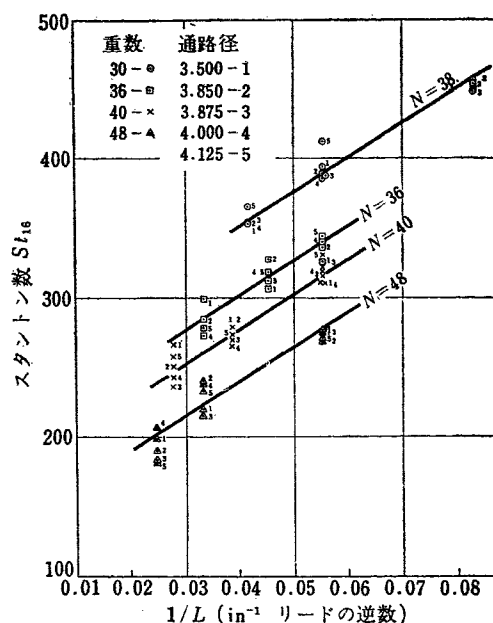
$$\Delta p = \frac{G^2 R T_m}{g p M} \left( \frac{2dl}{d} + \frac{\Delta T}{T_{\text{mean}}} + \frac{4D}{d_{\text{mean}}} \right) \quad (9)$$

フィンが流動伝熱に影響を与える形状要素は、通路径 ( $d_2$ )、フィンリード ( $L$ )、重数 (start number  $N$ )、区画枚数 ( $e$ ) などである。これらのフィン寸法および通路面積を数十種類かえた場合の伝熱流動の結果を示す。結果はふたとおりの形でまとめられてある。

5.3.1 HUGHES (BABCOCK and WILCOX) の方法 [38] フィンおよび通路の寸法を58種類変えた場合の伝熱と圧力降下の関係を示す。レイノルズ数が  $3 \times 10^4$  と  $7 \times 10^4$  の場合の摩擦係数、およびレイノルズ数 (kg/km) が、8と16の場合のスタントン数の実験的關係を第12、13図に示す。



第12図 平均スタントン数 (レイノルズ数 kg/km=16 の場合) と (1/リード) の実験的關係 [38]



第13図 レイノルズ数 15 kg/km の場合の平均スタントン数と (リードの逆数) の実験的關係 [38]

代表寸法はつぎのとおり

通路外径:  $d_2=2$  in, フィン根元径:  $d_1=1.25$  in,

区画板の数:  $e=4$  枚, 区画板の厚さ 0.064 in

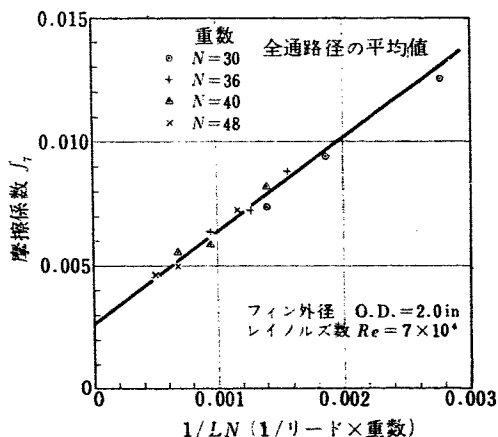
区画板と通路壁の間の隙間  $g'=0.050$  in

フィン材質 マグノックス A12

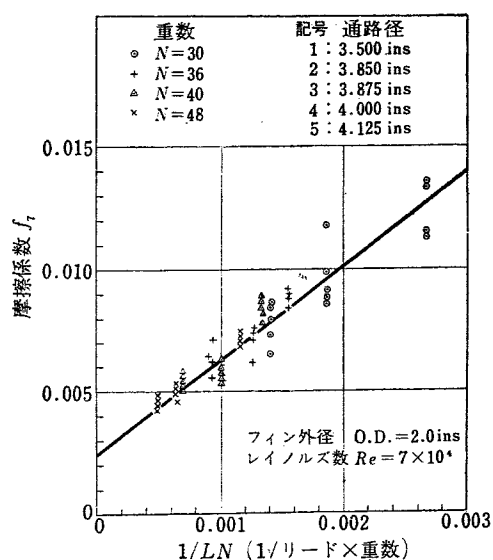
フィン体積 (長さ1 in 当り) 0.48 in<sup>3</sup>

上述の寸法について、 $N$  重数、 $L$  リード、 $d_1$  通路径、 $d_2$  フィンの厚さなどが、数種類ずつ変えられて作られたフィンに関して実験がおこなわれている (第14、15、16、17図)。

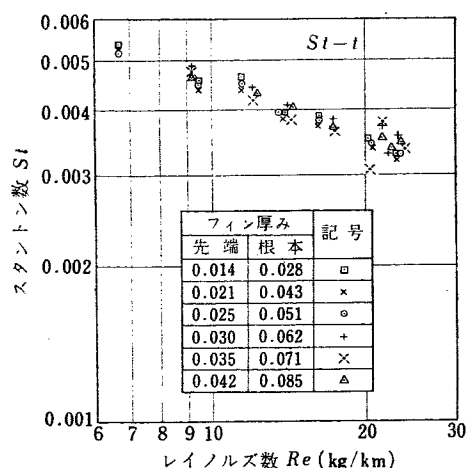
5.3.2 RITZ (C. A. PARSONS の資料) の実験方法 [48] フィンおよび通路形状を示す7つの変数の影響について、レイノルズ数 ( $Re$ )  $10^4 \sim 10^6$  の範囲における摩擦係数、スタントン数の関係が図で示される。こ



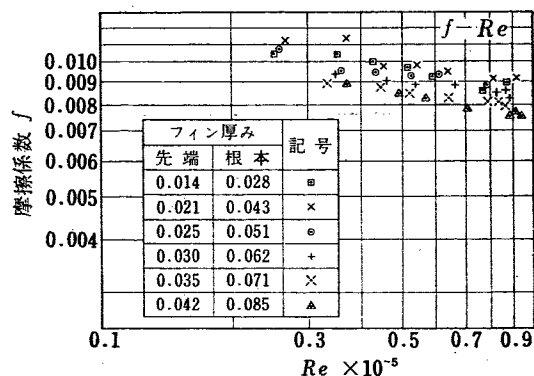
第14図  $Re=7 \times 10^4$  における係摩擦数  $f$  の値 [38]



第15図 レイノルズ数  $7 \times 10^4$  の場合の摩擦係数と (1/リード×重数) との実験的關係 [38]

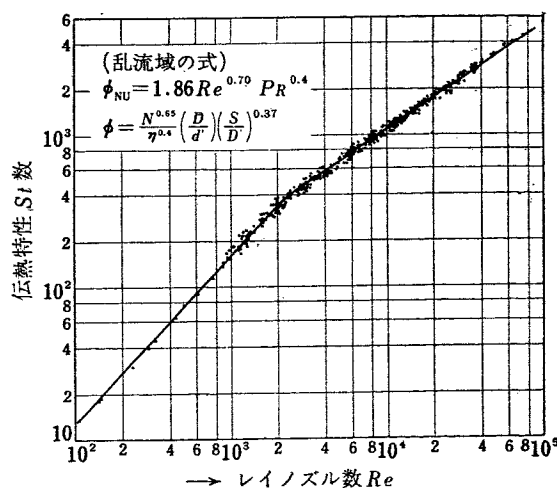


第16図  $Re$  kg/km-St (フィンの厚みの変る場合)  
 $d_t=2.0''$   $d_r=1.25''$   $N=30$  [38]

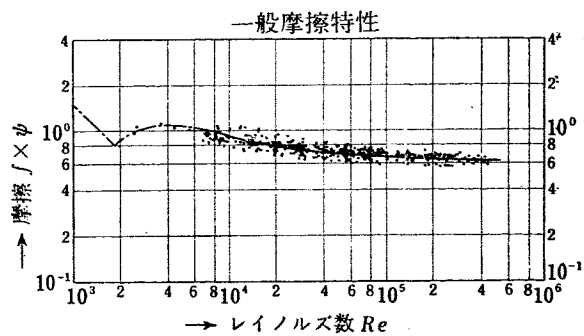


第17図  $Re$  kg/km~f の関係 (フィン厚みの変る場合)  
 $d_t=2.0''$   $d_r=1.25''$   $N=30$  [38]

の結果からレイノルズ数が2000以上の乱流領域におけるスタントン数, 摩擦係数の関係が求められている (第18, 19図)。



第18図 一般伝熱特性  $Re$ -St 数 [48]



第19図 摩擦係数と  $Re$  との関係 [48]

## 5. 4 結論

5.3 の実験結果から求めた実験式は, つぎのようになる。

### 5. 4. 1 圧力降下 (a) HUGHES の式 [38]

$$Re=3 \times 10^4 \text{ に対して } f_3 = \frac{4.10}{LN} + 0.0032 \quad (10)$$

$$Re=7 \times 10^4 \text{ に対して } f_7 = \frac{3.83}{LN} + 0.0026 \quad (11)$$

全レイノルズ領域について

$$f = Re^{-0.137} \left( \frac{17.28}{LN} + 0.0126 \right) \quad (12)$$

$3 \times 10^4 < Re < 7 \times 10^4$

(b) RITZ の式 [48] フィン中に誘起される2次流によって, 摩擦係数にあたる効果の程度を  $\psi$  とし  $\psi = f'/f$  として表わすと,  $10^3 < Re < 10^5$  において

$$\phi = \frac{N^{0.72}}{e^{0.6}} \left( \frac{d_1}{d_t} \right)^{1.136} \left( \frac{d_2}{d_2'} \right)^{0.68} \left( \frac{d_2}{d_1} \right) \left( \frac{1}{\sin \theta} \right) \quad (13)$$

### 5. 4. 2 熱伝達 (a) HUGHES の式 [38]

$$St = 10^{-5} \left( \frac{8800}{N} + \frac{2500}{L} - 44 \right) \times \left( \frac{GR}{16} \text{ kg/km} \right)^{-0.34+0.0063(L-32)} \quad (14)$$

$$3 \times 10^4 < Re < 7 \times 10^4$$

(b) RITZ の式 [48]

$$Nu = \frac{1.86}{\phi} Re^{0.7} Pr^{0.4} \quad (15)$$

$$\text{ただし } \phi = \frac{N^{0.65}}{e^{0.4}} \left( \frac{d_2}{d_1} \right) \left( \frac{L}{d_2'} \right)^{0.37} \quad 10^3 < Re < 10^5$$

## 5. 5 機械工学的考察

この型式における機械工学的見地からのいくつかの問題点を取り上げている。

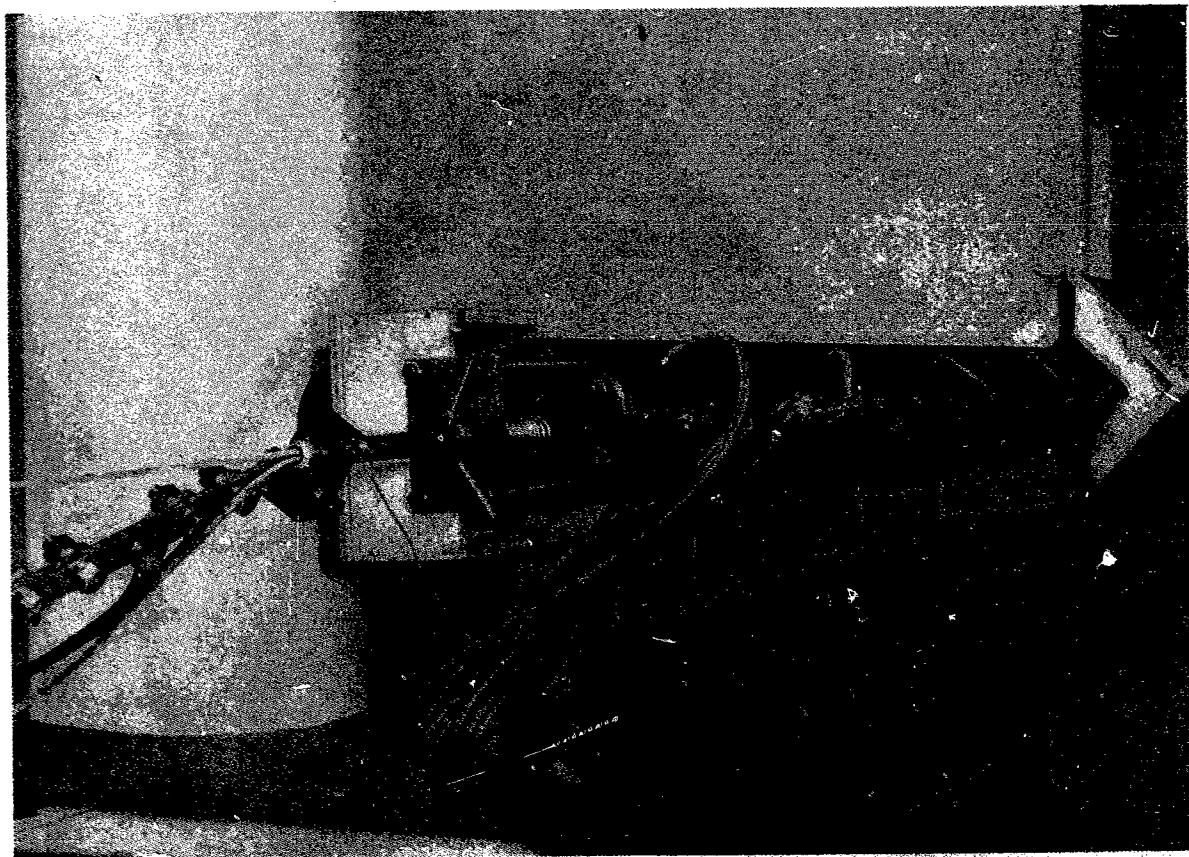
**5. 5. 1 熱接触抵抗** 燃料体と被覆材の間の空隙により生ずる熱接触抵抗をできるだけ小さくするために工作上、いろいろな方法が考えられる。高熱伝導性の不活性ガスの挿入、金属片の挿入、加圧プレスなどのうち、適当な温度で水圧プレスによって密着させる方法が最適である。このようにして作成された燃料被覆体に熱電対を挿入して、フィン内面に生ずる温度差を原子炉と同一条件において試験したところ、約  $60^\circ\text{C}$  であることがわかった [48]。

**5. 5. 2 機械的強度** 燃料被覆は、熱衝撃によるわん曲の原因となり、著しい場合には、被覆が端部よりさけることもある。さらに区画板の根元と先端の温度

差により著しいわん曲を生じ、通路内面に当り、燃料棒の出し入れを困難にする。これに対しては区画板と通路内面に適当な隙間をあげ、端部を適当な形状とする必要がある。さらに燃料棒を垂直通路に積み重ねて挿入すると、下部の棒はクリープを起し過大わん曲を起すために、1本1本を通路壁にフックさせる必要がある。

以上のような問題点を総合的に試験するために、実験装置が作成された。すなわち、数本の垂直ループに、3本ずつの燃料体が挿入され、下部を原子炉最高温度近くまで熱し、上部を冷却して、高圧  $10 \text{ kg/cm}^2$  の炭酸ガスの、自然対流循環をおこなわせる。燃料体には荷重が加えられる。被覆材が棒状の場合は、数時間で破壊してしまったが、区画板付きフィン燃料体の場合は、数千時間後に区画板が、内壁に接触しただけで燃料棒として問題のないものであることがわかった [48]。

**5. 5. 3 結論** 以上に示すように、伝熱流動を主体として、機械強度の面から、合成フィンの特性について試験検討がなされた。この結果、合成フィンはコールダ型横フィンに比して 30~50% の熱特性の改善がなされたことが明らかになっている。



第 20 図 熱伝達実験装置 [324]

## 6. 正方形通路内における各種フィンの熱流動 [324]

BR-1 の原子炉に使用されたフィン付き管についておこなった研究の中で、矩形通路中のフィン特性の研究結果について概略を説明する。

### 6.1 実験装置

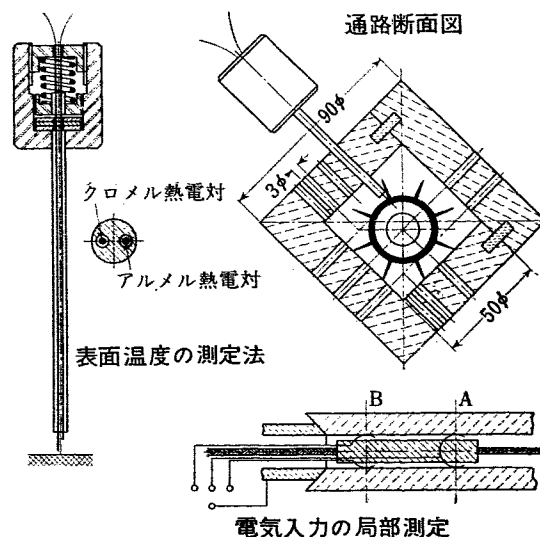
実験装置は第 20, 21 図に示すように黒鉛で作成された BR-1 と同一寸法の、内側  $50 \times 50$  mm 角、外側  $90 \times 90$  mm 角、長さ最大 75 cm、最小 3 cm のピースをつなぎ合わせた水平通路から成り立っている。

実験をおこなったフィンの種類は、つぎのとおりである (第 22 図, 第 2 表)。

### 6.2 実験結果

フィン特性を  $F, H, J$  なる形で表わし、レイノルズ数で整理したものを第 23 図に示す。 ( $R = Re \cdot S'$ ,  $F/F_0, H/H_0, J/J_0$ )

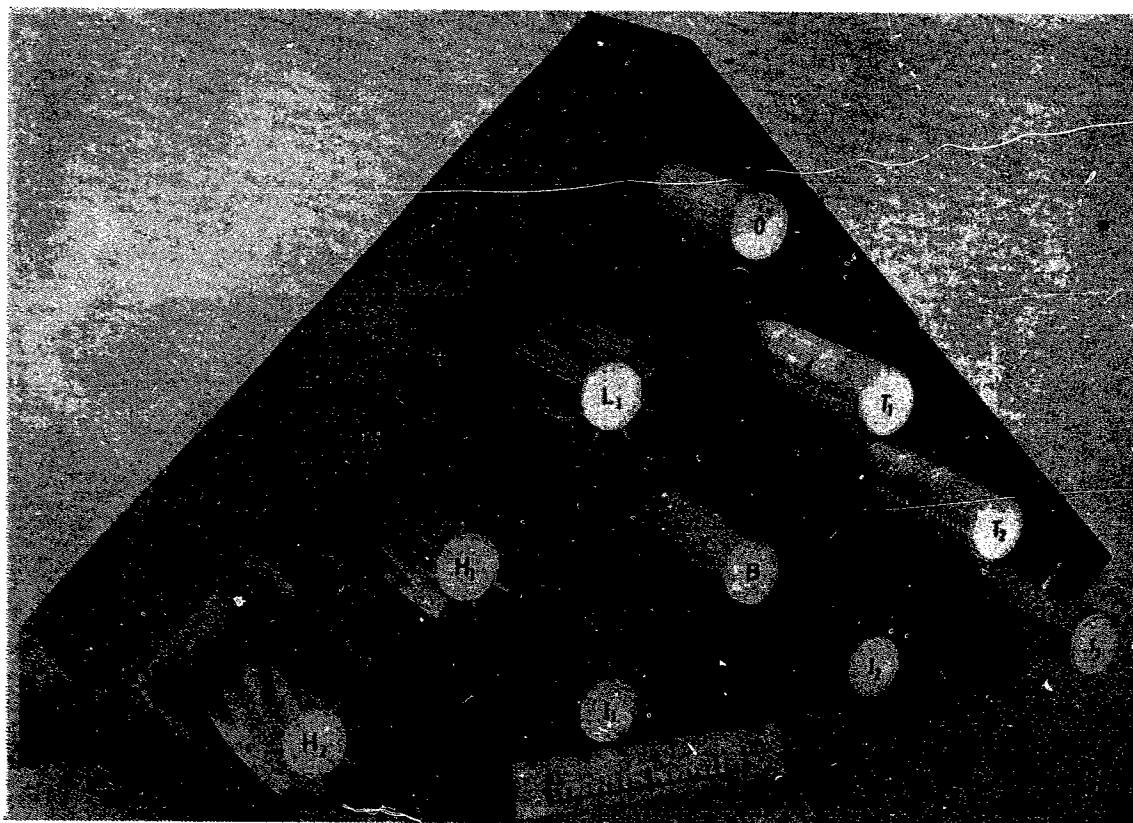
ここで  $F_0, H_0, J_0$  は、フィンなし管を通路中央においた場合における各特性値を示し、 $F_0, H_0, J_0$  を基準として、フィンの値との比較をおこなっている。



第 21 図 実験装置の構造 [324]

$$\text{ここで } F = \frac{fSt}{A^3}$$

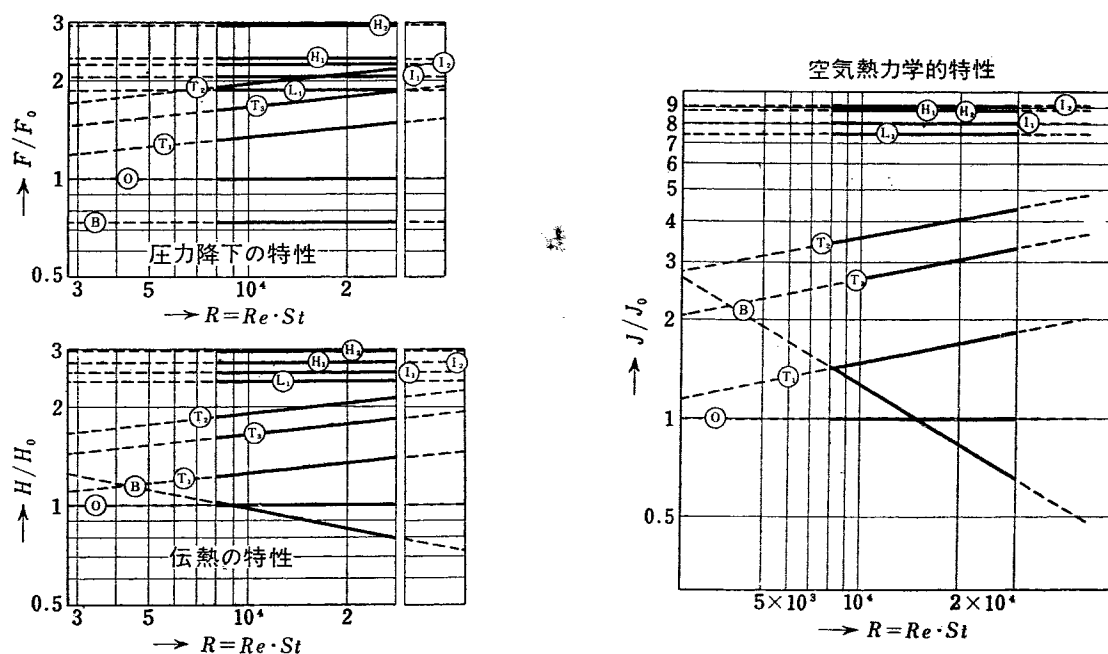
$$= \frac{2}{L} \left( \frac{\Delta t g r}{G^2} - \frac{T_1 - T_2}{A^2 T} - \frac{1}{A^2} \ln \frac{p_1}{p_2} \right) \left( \frac{1}{m^2} \right) \quad (16)$$



第 22 図 フィン実験体 [324]

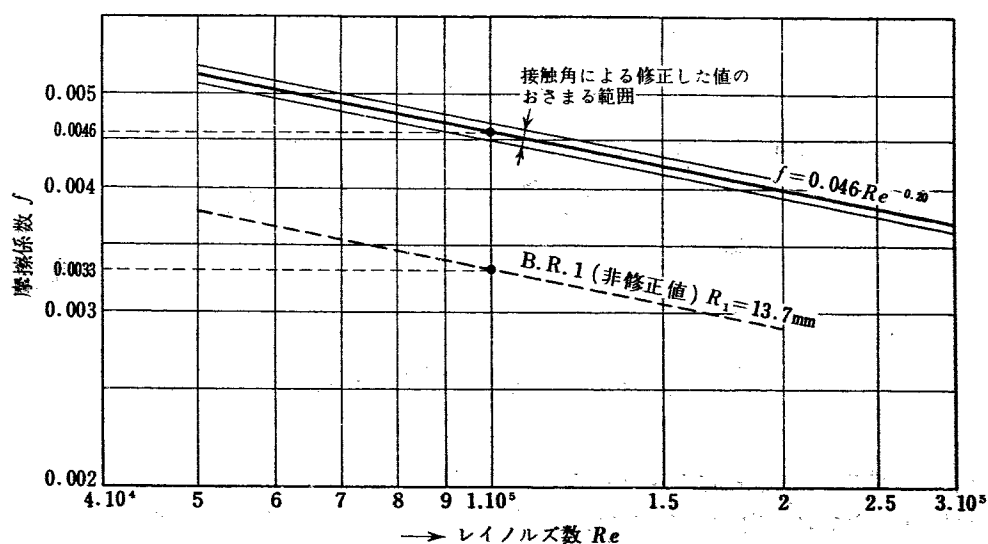
第22図 BR-1用に作成されたフィン寸法および取り付け位置

| 記号             | 種類        | 取り付け位置                                               |
|----------------|-----------|------------------------------------------------------|
| O              | フィンなし     | チャンネルの中央に位置 径 27.4 mm                                |
| B              | フィンなし     | BR-1 と同じくチャンネルに接触 径 27.4 mm                          |
| T <sub>1</sub> | 横フィン      | 高さ 1 mm 間隔 2 mm 厚さ 0.4 mm 径 29.4 mm                  |
| T <sub>2</sub> | 横フィン      | 高さ 2 mm 間隔 4 mm 厚さ 0.6 mm 径 31.4 mm                  |
| T <sub>3</sub> | 横フィン      | 高さ 2 mm 間隔 1.33 mm 厚さ 0.2 mm 径 31.4 mm               |
| L <sub>1</sub> | 縦フィン      | 数 8 高さ 10 mm 厚さ 1.1 mm 径 47.4 mm                     |
| H <sub>1</sub> | らせんフィン    | 数 8 高さ 10 mm 厚さ 1.1 mm ピッチ 800 mm 径 47.4 mm          |
| H <sub>2</sub> | らせんフィン    | 数 8 高さ 10 mm 厚さ 1.1 mm ピッチ 400 mm                    |
| I <sub>1</sub> | 横羽根付き縦フィン | 数 8 高さ 10 mm 厚さ 1.1 mm 50 mm おきの 2 mm の横羽根 径 47.4 mm |
| I <sub>2</sub> | 横羽根付き縦フィン | 数 8 高さ 10 mm 厚さ 1.1 mm 20 mm おきの 2 mm の横羽根 径 47.4 mm |



第23図 二重管と各種フィンの特性の比較 [324]

二重管の資料  $F_0 = F_0 \cdot St_0 / A_0^3 = 1.47 \times 10^6 R^{-0.2} [\text{m}^{-5}]$   $H_0 = St_0 \cdot S_{u0} / A_0 = R^{-0.2} [\text{m}^{-1}]$   $J_0 = 0.68 \times 10^{-6} R^{-0.4} [\text{m}^2]$



第24図 摩擦係数の変化の表示 [324]

$$H = \frac{St \cdot Su}{A} = \frac{q'}{4.186 \cdot G \cdot C_p (T_u - T_a)} \left( \frac{1}{m} \right) \quad (17)$$

$$J = \frac{St^3 Su^3}{f \cdot St} = \frac{4G}{\nu S'} \quad (m^2) \quad (18)$$

$$Re = Re \cdot Su \quad (m) \quad (19)$$

BR-1 は管がチャンネルと接触しているが、このときの相当水力直径の算定方法について検討している。

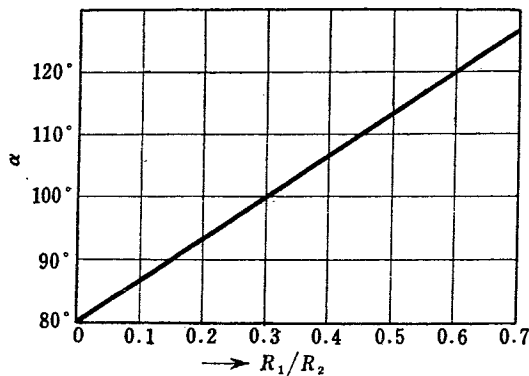
第 24 図に示すように、BR-1 における摩擦係数は円管摩擦係数より低い値をとることを示している。

実際に第 25 図 b, c および第 25 図 d, e における当価水力直径に影響をおよぼさない角度範囲と両管径比の関係は、第 25 図 a に示すようになり、これにより相当直径を差し引いて修正した値は円管摩擦係数

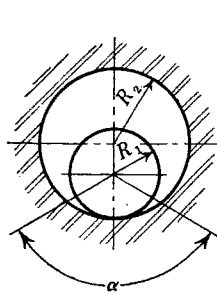
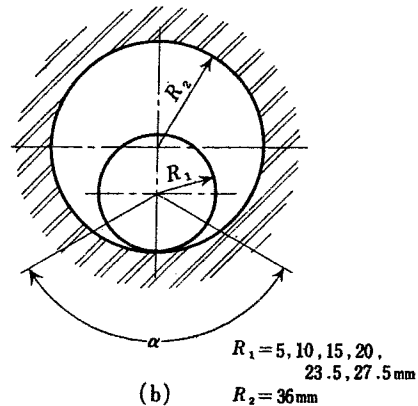
の式と一致する。

### 6. 3 結論

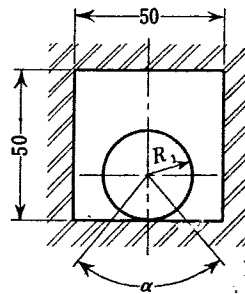
このような実験の結果をもとにして、実際にガス冷却炉のフィンとしてどのような形のものが適切であるかについては、圧力損失はさておき、熱伝達の面でいうと、らせんフィンがいちばんよいことになる。ただし、横羽根付き縦フィンのはらせんフィンと大して変わらず、工作上の点からもらせんフィンよりも簡単で、しかも縦フィンよりも構造上丈夫である。またこの場合、横フィンより縦フィンのがよいが、さらにこれに横羽根をつけたものがよいことが明らかになった。



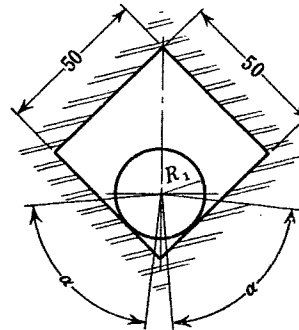
(a) 接触角を適用した場合における修正角



(c)



(d)



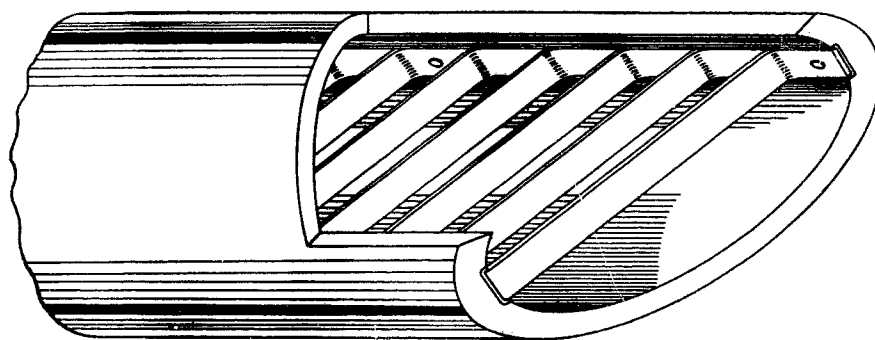
(e)

第 25 図 各種の接触状態における修正角 [324]

## 7. 将来の燃料体の形式

ガス冷却型原子炉の高温、高出力化にともなって、被覆材および燃料体の形状について改善が要求される。高温においては、合成フィンのような複雑な被覆材の

適用は決して適当なものではなく、むしろ燃料棒を簡単な形にし、その配置を適当にして、通路に 2 次流れを誘起し、熱伝達を改善するような形式が考えられる。



第 26 図 斜格子型燃料要素 [48]

このような考え方で、区画板とヘリカルフィン燃料体の本体部分を、フィン根元面を対称面として鏡像を用いて展開したような形でまとめられたものが、第 26

図に示す斜格子型燃料要素である。この形式の燃料要素は将来かなり発展することが予想される[48]。

| (記 号)                                   | (単位)                  | (記 号)               | (単位)            |
|-----------------------------------------|-----------------------|---------------------|-----------------|
| $A$ フィン表面積                              | $m^2$                 | $q'$ 単位長さあたりの放熱量    | $kW/m$          |
| $d_1$ フィン根元径                            | $m$                   | $R$ ガス定数            | $m^3/s^\circ K$ |
| $d_2$ 管内径                               | $m$                   | $Re$ レイノルズ数         |                 |
| $d_2'$ 区画板外径                            | $m$                   | $S$ フィン間隔           | $m$             |
| $d_e$ 相当長さ                              | $m$                   | $S'$ 流体と接しよくする全円周   | $m$             |
| $d_i$ フィン外径                             | $m$                   | $S''$ 熱伝達のおこなわれる全円周 | $m$             |
| $e$ 区画枚数                                |                       | $St$ スタントン数         |                 |
| $f$ 摩擦係数 (fanning friction coefficient) | $kg/m^2$              | $S_u$ むれぶちの長さ       | $m$             |
| $g$ 重力の加速度                              | $m^2/sec$             | $T$ 温度              | $^\circ C$      |
| $g'$ 区画板の隙間                             | $m$                   | $\Delta T$ " 差      | $^\circ C$      |
| $G$ ガス流速                                | $kg/m^2 sec$          | $T_a$ 空気温度          | $^\circ C$      |
| $h$ 熱伝達係数                               | $kcal/m^2 hr^\circ C$ | $T_u$ 表面最高温度        | $^\circ C$      |
| $l$ 長さ                                  | $m$                   | $V_f$ フィン区画中の体積     | $m^3$           |
| $L$ フィンリード                              | $in$                  | $V_{ff}$ 自由流の体積     | $m^3$           |
| $N$ フィン重数                               | $1/in$                | $W$ フィン高さ           | $m$             |
| $n$ フィン数                                |                       | $\theta$ フィンらせん角    | $deg$           |
| $Nu$ ヌッセルト数                             |                       | $\nu$ 動粘性係数         | $m^2/s$         |
| $p$ 圧力                                  | $kg/m^2$              | $\gamma$ 比重         | $kg/m^3$        |
| $4p$ 圧力差                                | $kg/m^2$              |                     |                 |

## 文 献

### 第 2 回ジュネーブ会議報文

- [38] D.F. HUGHES, M.R. SLACKES: A correlation of heat transfer for finned fuel elements for carbon dioxide reactors.
- [48] H. L. RITZ: The polyzonal spiral fuel element.
- [263] R. D. VANGHAN, E. ANDUSON: Bradwell nuclear power station.
- [324] P. MARIEN: The efficiency of different types of finned cans in gas cooled reactors.
- [1145] J. LE FOLL GELIN, S. ROBERT: Thermal exchange in gas cooled reactor.

- [1157] J. AISTOHR, ENGLANDER, GANTHRON: The fuel element in pressurized gas reactor.
- [1523] K. J. WOOLTON, O. BENNIS: The development of the Hunterstone fuel element.

### その他

- 1) KAY, LONDON: Compact heat exchanger.
- 2) S. G. KNUDSEN, DONALD, L. KATZ: Fluid dynamics and heat transfer. *Engng. Research Inst. Univ. of Michigan*, 245 (1954)
- 3) J. G. KNUDSEN, DONALD L. KATZ: Heat transfe and pressure drop annulis. *C. E. P.*, 490~500 (1950r

- 4) W. B. HALL: Reactor heat transfer. *Nuclear Engng. Monograph*, 68 (1958)
- 5) P. FORTESCUE, W. B. HALL: Heat transfer experiments on the fuel elements. *N. E. C.* (1956)
- 6) GARDNER: Efficiency of extended surface. *Trans. ASME*, 621 (1945)
- 7) E. S. DAVIS: Heat transfer and pressure drop in annulis. *Trans. ASME*, 65, 755 (1943)
- 8) 伝熱工学資料, 機械学会 (1959)
- 9) DE LORENZO B., ANDERSON: Heat transfer and pressure drop in double pipe fin tube exchanger. *Trans. ASME*, 67, 697 (1945)
- 10) 原子炉における熱伝達, 東大 Rap 資料 (1958)
- 11) G.M. DUSINBERRE: "Fin Efficiency" *Mech. Engng.*, 78, 570 (1956)
- 12) RUDOLF KOCH: Druckverlust und Wärmeübergang bei verwirbelter Strömung V. D. I. Forschung. 24, 469 (1958)
- 13) DUSINBERRE: Effective and local surface coefficients in fin system. *Mech Engng. Tech. Brief.* 1596 (1958)
- 14) NUCLEAR ENGNG. Nucler fuels 98-103, Sep. (1958)

# 熱伝達の基礎的問題

## 1. 概説

原子炉から熱をとりだすために、各種の冷却材、多様な燃料体の形状が考えられているが、これらのうちで、PWR や BWR における高压高温下の軽水の流動にともなう熱伝達および沸騰熱伝達などの問題、また黒鉛減速型ガス冷却炉におけるヒレつき管の熱伝達の問題については、前章および前々章においてのべられた。

冷却材として、軽水、ガスのほかに、現在までに、有機減速冷却材、液体金属、スラリー、熔融塩金属などを用いる原子炉が考えられている。第2回ジュネーブ原子力国際会議では、これらのうちで、液体金属の熱伝達についての、ソ連における最近の研究の動向を

紹介する論文 [2210] がみうけられた。

また原子炉における熱伝達改善の一つの方式と考えられる流動層の熱伝達 [1288]、および充てん層の熱伝達 [492] についての考察もみうけられた。なお古くからの問題である円管路および二重円管路における熱伝達の詳細な研究 [1149] [1150] [1170] がフランスにおいてなされた。

原子炉においては、熱源が、不均一に分布している。このようなときの熱伝達の問題が、2 平板間、および円管路について解析された [253] [254]。また、燃料棒で被覆材と燃料体との間に生ずる接触熱伝達の実験 [87] が示されている。

## 2. 液体金属の熱伝達

液体金属はプラントル数が非常に小さく、分子熱伝導による熱伝達が乱流中心部においても、大きい影響力をもつので、いままで気体や非金属流体に用いられた熱伝達の式を用いることはできない。

液体金属の熱伝達に関しては、すでに多くの研究がなされており、円管における乱流熱伝達率の最初の理論計算は、MARTINELLI<sup>1)</sup>によってなされた。その後、LYON<sup>2)</sup>は MARTINELLI の式を、壁の熱流束一定の場合について簡単化し、

$$Nu = 7.0 + 0.025 Pe^{0.8}$$

という式を導いている。Nu はヌセルト数、Pe はペクレ数である。しかしながら、多くの実験結果はこれとあまりよい一致を示しておらず、その理由について多くの考察がなされているが、まだ信頼のおけるものがない。

今回のジュネーブ会議で発表された液体金属の熱伝達に関する論文には、ソ連における最近の研究をまとめたもの [2210] がある。

### 2.1 円管における乱流熱伝達

MARTINELLI-LYON の式では、乱流における熱うず拡散率と運動量うず拡散率との比 ( $\epsilon$ ) を 1 と仮定しているが、VOSKRESENSKY<sup>3)</sup>はこの  $\epsilon$  が本質的に 1 より小さいということを示した。このことは LYKOUDES<sup>4)</sup>らの研究によっても確かめられている。

また水銀の乱流における実験で STRIKOVICH<sup>5)</sup>、BROWN<sup>6)</sup>らは、金属流体と非金属流体の運動量伝達の機構は同じであることを明らかにした。BROWN らによるこれらの実験結果は VOSKRESENSKY の方法を、少し改良した次のような式によって表わされる。

$$\epsilon = 0.032 Z(1 - e^{-1/0.032Z})$$

$$Z = Pe \sqrt{(f/32)(1 - y/R_0)(y/R_0)}$$

$y$  は壁からの距離、 $R_0$  は管流路の半径、 $f$  は摩擦係数である。

またプラントル数が 0 のときの極限のヌセルト数が REICHARDT<sup>7)</sup>や KUTATELEDZE [2210] によって計算された。第1表にこれを示す。

第1表

| Re (レイノルズ数) |                     | 10 <sup>4</sup> | 3×10 <sup>4</sup> | 10 <sup>5</sup> | 10 <sup>6</sup> |
|-------------|---------------------|-----------------|-------------------|-----------------|-----------------|
| Nu          | 壁温一定 (REICHARDT)    | 5.05            | 5.25              | 5.43            | 5.5             |
|             | 熱流束一定 (KUTATELADZE) | 6.8             | 6.8               | 6.8             | 7.1             |

円管における乱流熱伝達を、熱伝達が分子熱伝達だけで生ずる層と、流れの乱れだけによって生ずる管中心部とに分けて考えると、温度境界層の厚さが管の中心まで達したときは、分子熱伝達だけが生じている層となり、

$$y_T = R_0 = 1.17 a/v^* = (1.17 a/v) (\sqrt{8/f})$$

である。したがって  $y_T = R_0$  の場合に対応するペクレ数  $Pe_1$  は

$$Pe_1 = 2R_0 v/a = 66f^{-1/2}$$

$$Pe < Pe_1 \text{ に対しては } Nu = Nu_{\min}$$

$$Pe > Pe_1 \text{ に対しては } Nu > Nu_{\min}$$

$y_T$  は熱境界層の厚さ、 $a$  は温度伝導率、 $v$  は流速、 $v^*$  は摩擦速度である。これらの関係はレイノルズ数が、 $5 \times 10^3$  以上の十分発達した管内乱流において成立する。

第2表

| Re              | 0.5×10 <sup>4</sup> | 1×10 <sup>4</sup>   | 5×10 <sup>4</sup>   |
|-----------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| Pe <sub>1</sub> | 3.4×10 <sup>2</sup> | 3.7×10 <sup>2</sup> | 4.5×10 <sup>2</sup> |

第2表に  $Pe_1$  の値を示す。この値以下では、円管における乱流熱伝達の影響は実際上無視できる。

円管における熱伝達の研究はすでに相当発表されて

第3表

| Pe |    | 200 | 1000 | 10000 |
|----|----|-----|------|-------|
| Nu | 上限 | 8   | 13   | 40    |
|    | 下限 | 3   | 6    | 25    |

流動層を利用した熱交換器はその高い伝熱性能によって化学工業において広く使用されており<sup>10)</sup>、原子炉の炉心ないし付属熱交換器に使用することがさきに提案された<sup>11)12)</sup>。

流動層の熱伝達率を調べた従来の実験データは層中を流れる流体が気体の場合に限られていたが、水およ

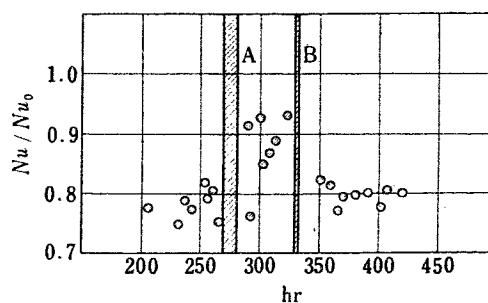
おり、その詳細な展望が KUTATELADZE や LUBARSKY<sup>8)</sup> らによってなされている。多くの実験結果は相当ばらついている。たとえば  $Pe > 100$  に対するこれらの実験値の広がりをヌセルト数で示すと第3表のようになる。

低いペクレ数に対する熱伝達率の急激な減少は、接触熱抵抗の増加、測定温度差の不正確さ、軸方向の熱の流れを無視したことなどによるものである。

## 2.2 不純物が熱伝達におよぼす影響

KIRILLOV ら [2210] は、Na-K 共融合金を用いて、純度が熱伝達率におよぼす影響を調べている。

第1図にその結果を示す。



A: 不純物除去装置  
B: 不純物添加装置  
第1図 [2210]

不純物を含む液体金属の熱伝達率について、MIHEEFF<sup>9)</sup> や BORISHANSKY [2210] らは、つぎのような式を提示した。

$$300 < Pe < 20,000 \quad Nu = 3.3 + 0.014 Pe^{0.8}$$

$$300 < Pe < 15,000 \quad Nu = 5 + 0.0021 Pe$$

$80 < Pe < 300$  に対しては、今後詳細なデータが得られるまでは、 $Nu \cong 0.7 Pe^{0.33}$  を用いることをすすめている。

接触熱抵抗がなく、高純度の液体金属について、実際の熱伝達率は上式より高い値を示す。これらのことを考慮した実験データには、まだ推奨できるものがない。

## 3. 流動層の熱伝達

び油 (プラントル数の平均値 35) に関するデータが紹介された [1288]。

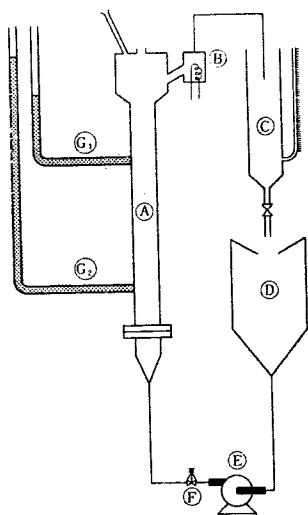
実験装置は第2図のとおりであり、第3図 a, b は供試部分のみを拡大して描いてある。ポンプ G およびバルブ F により適当な流量が供試部分へ送られる。供試部分は直径約 3.8 cm の鉄管中に粒径 0.5 mm 程度

の水晶および塩化バリウムの粒子を充てんし、管壁を外側から電気で加熱するようにしてある。管壁の表面温度および流動層中の温度がそれぞれ電位差計により測定される。供試部分の上部に設けられたセパレーターにより粒子を分離された流体は、流量計を通して貯蔵タンクにかえる。

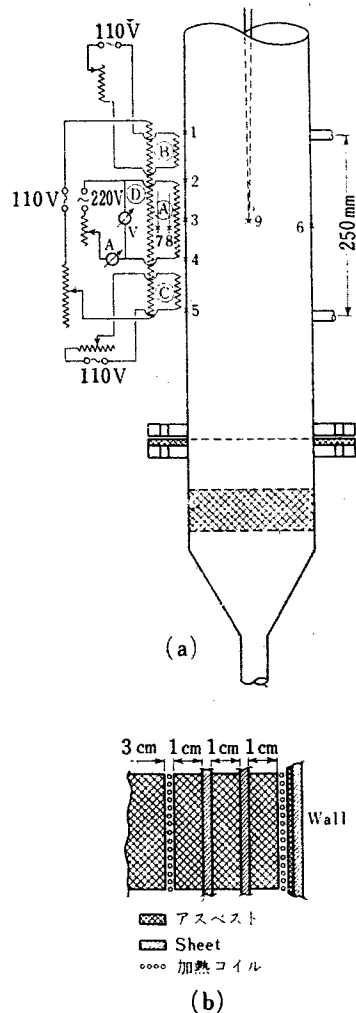
実験結果は修正ヌセルト数  $Nu_r$ 、修正レイノルズ数  $Re_r$  の関係として第4図のように示される。

実験結果を LEVENSPIEL-WALTON の式

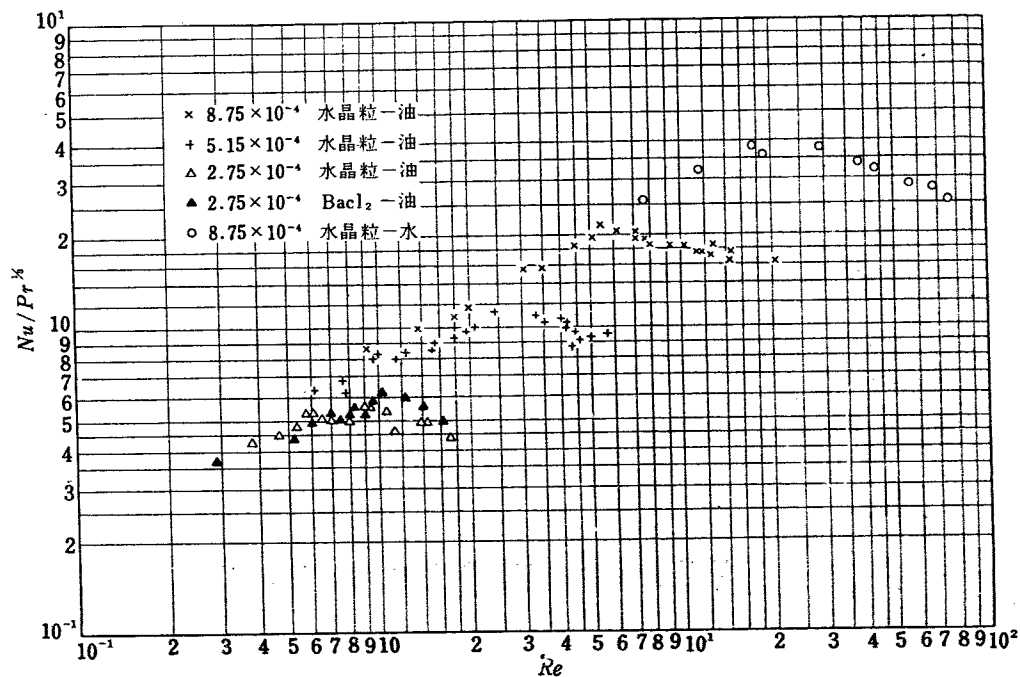
$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0.3 \left( \frac{u_m D_r}{\nu} \right)^{1/2}$$



A: 供試部, B: 冷却器, C: 流量測定部  
D: 容器, E: ポンプ, F: 弁, G<sub>1</sub>, G<sub>2</sub>: 静圧孔  
第2図 流動層の熱伝達を調べる実験装置 [1288]



第3図 供試部分 [1288]



第4図 修正ヌセルト数と修正レイノルズ数との関係 [1288]

$\alpha$ : 熱伝達率       $\lambda$ : 流体の熱伝導率  
 $D_r: \pi D_p/6(1-\epsilon)$      $\nu$ : " 動粘性係数  
 $D_p$ : 粒径       $\epsilon$ : 空隙率  
 $u_m$ : 平均流速

と比較すると,

①  $\alpha$  の実験値が上式より高く出る.

② 修正ヌセルト数  $Nu_r$  は修正レイノルズ数  $Re_r$  のある値で極大値をもつ実験結果がでていますが, 上式によれば  $Nu_r$  は  $Re_r$  の増大により単調に増大する, と

いう2つの矛盾がある.

そこで管壁付近に管の中心付近の流れの方向と反対の流れがあると仮定して(一度吹き上げられた粒子がセパレーターで分離されて落ちてくる)計算した式<sup>15)</sup>

$$\frac{\alpha D_r}{\lambda} = 0.68 \left( \frac{u_m \epsilon}{u_m \epsilon + 2\epsilon_v} \right)^{-1/2} \left( \frac{u_m D_r}{\nu} \right)^{1/2} p_r^{1/4}$$

$v$ : 壁付近の粒子の速度

と比較するとよく合い, 後者の仮定の正しさを暗示する.

#### 4. 充てん層の熱伝達

酸化ウランやウランカーバイドのようなセラミックで高温ガス冷却型動力炉の燃料棒を製作することは, それらの高い耐熱性のゆえに出口温度が上げられ大変よい. しかしこれらの物質の熱伝導率が低いこと, 特に天然ウランを燃料に用いる際は, 核的な要請から燃料棒の直径を10 cm程度にせねばならぬので, 棒の中に相当な温度降下をきたし, それほど表面温度が高くない結果になる.

報文[492]はこのような欠点を除くため, 炉心を充てん層の構造とすることを提案している. すなわち, 燃料を直径1 cm程度の球とし, これを直径10 cmの円管に充てんさせて管の内外をガスで冷却しようというのである. こうすれば表面温度を上昇させることができ, かつ層中を流れるガスの強い攪拌作用により熱伝達係数も高められるとし, 充てん層の最高温度を求めている.

充てん層の構造をした炉心における熱伝達に関して次式が成立すると仮定する.

$$\frac{K_e}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial t}{\partial r} \right) + (1-\epsilon) q_v = q_1 C_p \frac{\partial t}{\partial Z} \quad (1)$$

ただし  $K_e$  は充てん層の見かけの熱伝導率で  $r$  に無関係であるとする.  $(1-\epsilon) q_v$  は充てん層の単位体積当り単位時間当りの発熱量,  $\epsilon$  は空げき率,  $q_1$  は層内を流れる冷却材の質量速度である. 左辺第1項, 第2項, 右辺はそれぞれ側壁を通る伝熱量, 発生熱量, 管の軸

方向への伝熱量を表わしている. さて円管中心における球の表面温度  $t_0$  を求めてみる. (1) の各項を比較することにより  $t$  は  $r$  の二次関数であることがわかる. 境界条件  $r=0, t=t_0, r=D_1/2, t=t_z$  (ただし  $D_1$  は円管の直径) により

$$t = -\frac{4}{D_1^2} (t_z - t_0) r^2 + t_0$$

円管を高さ  $dZ$  の微小環状層に分けて考える. 環状層の側壁を通る単位面積当りの伝熱量  $\frac{dQ_z}{dA}$  は

$$\frac{dQ_z}{dA} = -\frac{K_e}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \frac{\partial t}{\partial r} \right] \frac{dV}{dA} = \frac{4K_e}{D_1} (t_0 - t_z) \quad (3)$$

ただし  $dV$  は環状層の体積である.

しかるに  $\frac{dQ}{dV} = (1-\epsilon) q_v$  とおくと,

$$\frac{dQ_z}{dA} = \frac{Q_z}{Q} (1-\epsilon) q_v \frac{D_1}{4}$$

ただし  $Q_1, Q_z$  はそれぞれ  $dQ_1, dQ_z$  の軸方向の積分したがって,

$$t_0 - t_z = \frac{Q_z}{Q} (1-\epsilon) q_v \frac{D_1}{4} \quad (4)$$

報文ではさらに球の直径が小であるから  $t_{\max} \doteq t_0$ ,  $\frac{Q_z}{Q}$  は円管の内外を流れる冷却材の流量比によって決まるが, 通常はば一定で0.85であるとのべている.

#### 5. 円管路および二重円管路における熱伝達

原子炉の構造で, 冷却用流体が流れて除熱がおこなわれる部分に, 円管および二重円管をなしているところが多い. 特に燃料棒が冷却管に入っていて, その両

間隙を冷却用流体が流れる部分は, 二重円管の構造と

第 4 表

| $T_g$ °C                    | 828  | 847  | 917  | 931  | 948  | 967  | 990  | 1065 | 1086 | 1129 | 1163 |
|-----------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| $\theta_{cal}$              | 365  | 358  | 404  | 396  | 439  | 429  | 421  | 468  | 459  | 459  | 451  |
| $\theta_{mes}$              | 397  | 368  | 442  | 401  | 502  | 463  | 430  | 513  | 471  | 481  | 449  |
| $\theta_{cal}/\theta_{mes}$ | 0.92 | 0.97 | 0.91 | 0.99 | 0.88 | 0.93 | 0.98 | 0.91 | 0.98 | 0.95 | 1.00 |

なる。円管および二重円管路における熱伝達に関しては、用途も多いのでいろいろな研究があり、発達した流れの部分については、いままでの実験結果をまとめた実験式がある。

第2回ジュネーブ会議に提出されたフランスの論文の [1170] は円管路について、[1149] は二重円管路についてのものである。

[1170] では、円管路における COLBURN の実験式

$$M_s = 0.023 Re^{-0.2} Pr^{-\frac{2}{3}}$$

では満足な一致が得られなかったので、つぎのような式を導き、

$$(M_s)_m = \frac{0.056 Re_m^{-0.22} \left( \frac{T_m}{T_f} \right)^{0.78} \left( \frac{\mu_m}{\mu_f} \right)^{-0.22}}{2 - 2(1 - Pr) 11.5 \sqrt{0.028 Re_m^{-0.22} \left( \frac{T_m}{T_f} \right)^{0.78} \left( \frac{\mu_m}{\mu_f} \right)^{-0.22} \frac{T_g}{T_m}}}$$

実験もあわせおこなってこの式の検討をしている。

実験は、内径 10 mm、厚さ 0.5 mm、長さ 1.4 m の管で、つぎのような範囲でおこなった。

入口温度 60~250°C

出口温度 560~900°C

壁温度 750~1200°C

レイノルズ数 6,000~200,000

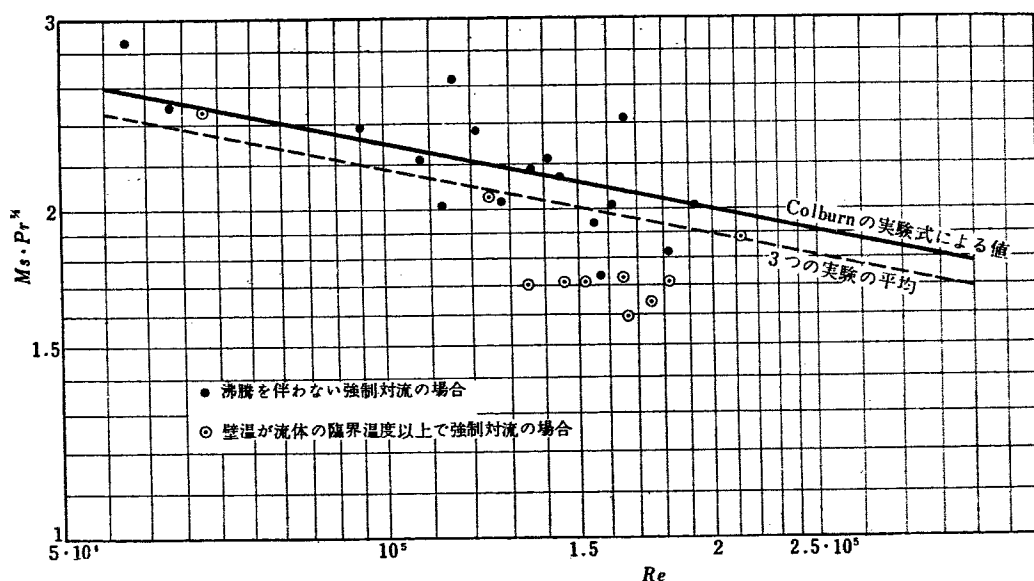
熱束 25~50 Watt/cm<sup>2</sup>

測定結果より、流体と壁の温度差  $\theta_{mes}$  を求め、計算で求められた温度差  $\theta_{cal}$  との値を、それぞれの壁温度  $T_g$  について求めたものを表にしてみると第4表のようになり、 $\theta_{cal}/\theta_{mes}$  が1に近いことにより、この式がよく合っていることを示しているが、どれほど再現性があるものかは、明らかでない。

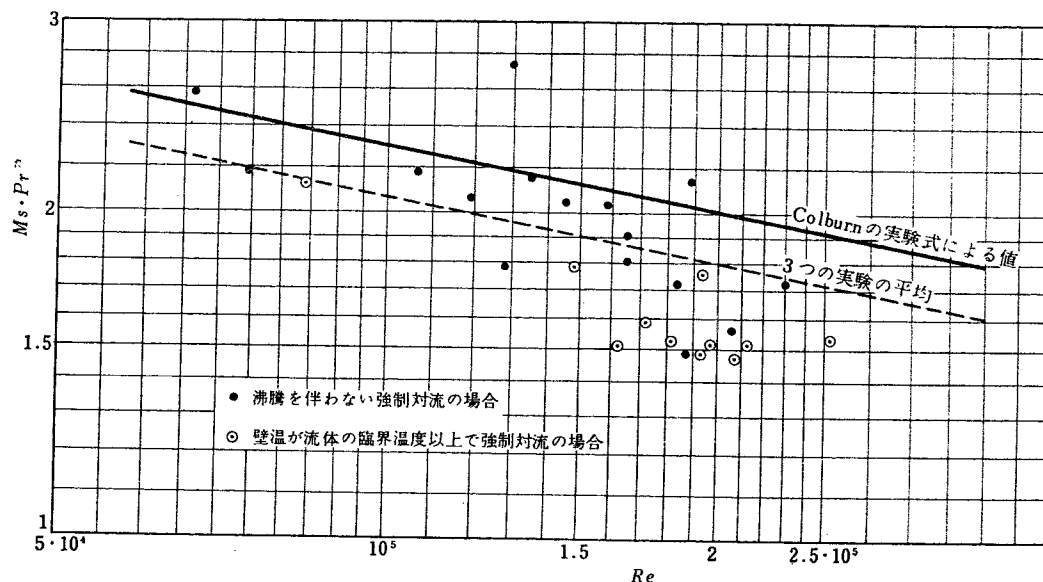
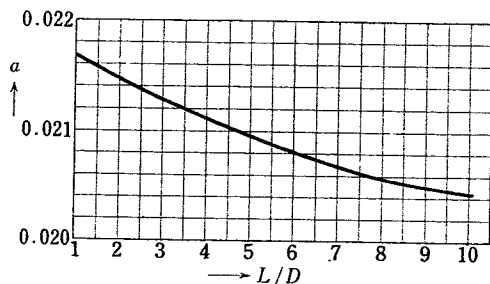
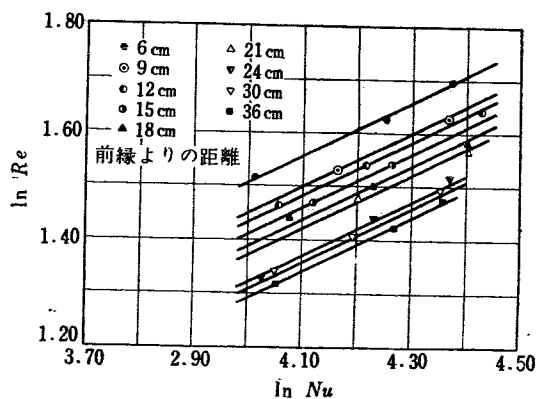
さらに円管路の場合についてはフランスの EL-3 原子炉の開発研究としておこなわれており [1150]、やはり COLBURN の式とわずかずれることが報告されている。たとえば加熱部全長と管内径との比  $L/D$  が 26.6 のときは、COLBURN の式における係数の 0.023 に対して 0.0216 となり、 $L/D$  が 115.4 のときは、0.0205 となって (第5, 6図)、一般にこの係数 ( $a$ ) が  $L/D$  によって変化することを示している (第7図)。

[1149] の二重円管路についての論文は、自然対流の場合の層流、乱流、さらに入口部に格子をおいて人工的に乱れを生じさせた場合についての実験と、heat flux を一様にした場合についても、実験がおこなわれている。

この二重円管の内管の外径は 30 mm で、外管の内径は、たとえば、38 mm, 44 mm, 54.5 mm, 70 mm



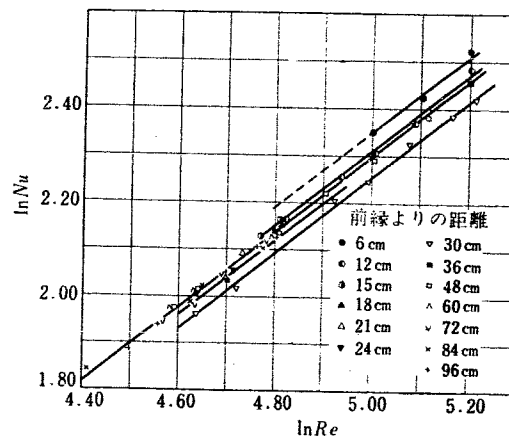
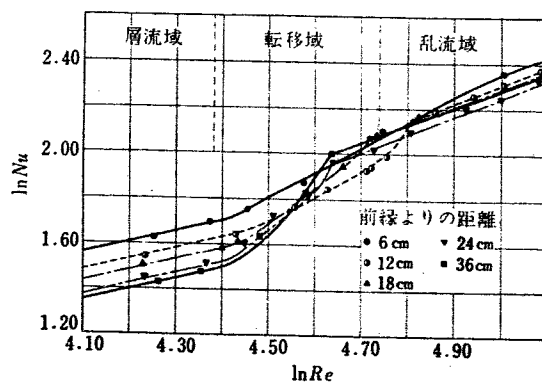
第5図  $L/D=26.8$  の場合の  $Ms \cdot Pr^{1/3}$  と  $Re$  との関係 [1150]

第6図  $L/D=115.5$  の場合の  $Ms \cdot Pr^3$  と  $Re$  との関係 [1150]第7図  $a$  と  $L/D$  との関係 [1150]第8図 層流の場合の  $Re$  と  $Nu$  との関係 [1149]

などいろいろの場合について、特に軸方向に熱伝達率が変化している様子も測定している (第 11, 12, 14 図)。第 8, 9, 10 図から明らかなように、層流では  $Nu$  は  $Re$  の 0.5 乗、乱流では  $Nu$  は  $Re$  の 0.8 乗に比例しており、軸方向の位置も入れてつぎのようにまとめている。

$$\begin{aligned} \text{層流域} \quad x < 24 \text{ cm} \quad Nu &= 0.70 Re^{0.5} x^{-0.23} \\ x > 24 \text{ cm} \quad Nu &= 0.33 Re^{0.5} x^{-0.14} \end{aligned}$$

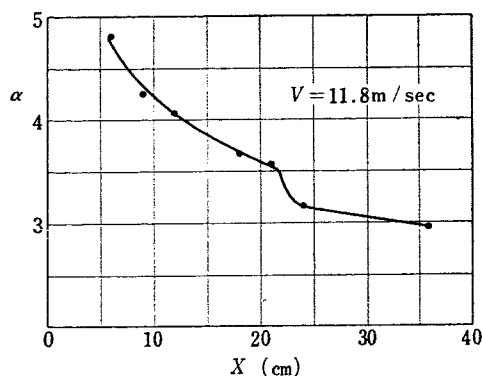
自然対流乱流域

第9図 乱流の場合の  $Re$  と  $Nu$  との関係 [1149]第10図  $Re$  と  $Nu$  との関係 [1149]

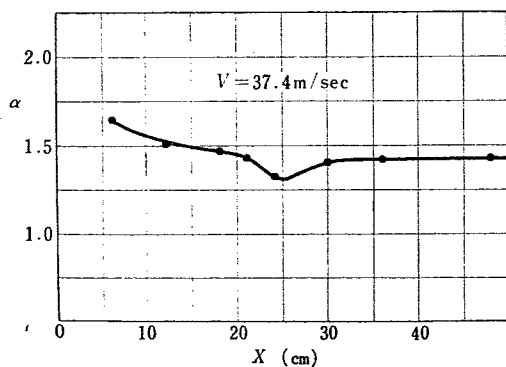
$$\begin{aligned} x < 24 \text{ cm} \quad Nu &= 0.030 Re^{0.8} x^{-0.10} \\ x > 30 \text{ cm} \quad Nu &= 0.0194 Re^{0.8} \end{aligned}$$

人工的に流れを乱した場合

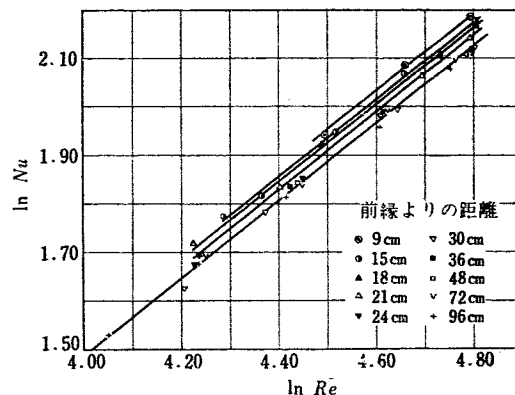
$$\begin{aligned} x < 24 \text{ cm} \quad Nu &= 0.032 Re^{0.8} x^{-0.10} \\ x > 30 \text{ cm} \quad Nu &= 0.0194 Re^{0.8} \end{aligned}$$



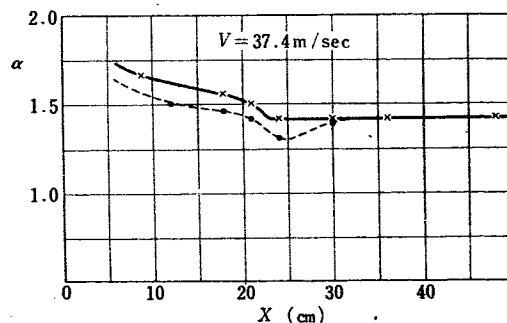
第11図 層流の場合の熱伝達係数と前縁よりの距離との関係 [1149]



第12図 乱流の場合の熱伝達係数と前縁よりの距離との関係 [1149]



第13図 人工的に乱流とした場合の  $Re$  と  $Nu$  との関係 [1149]

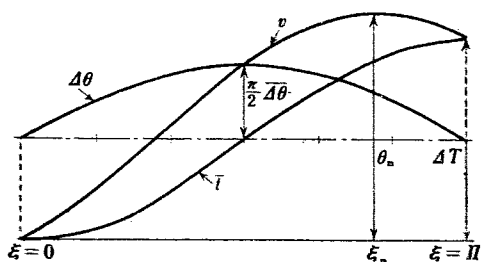


第14図 人工的に乱流とした場合の熱伝達係数と前縁よりの距離との関係 [1149]

## 6. 熱流束分布と温度分布との関係

一般に原子炉では、燃料の単位体積当りの発生熱量は熱中性子束と同様に中心部に近いほど高く、燃料の長手方向に正弦分布をなすと考えられる。

[253] は冷却材が燃料の一端から流入する単流式冷却の場合について、円管内を定常状態で流れている冷却材の速度分布が完全に発達しており、冷却材と壁面との間の熱伝達率や冷却材の粘性係数、温度伝導率などの物性値が一定であると仮定して、壁面や冷却材の温度分布を数学的な解析によって求めている。



第15図 正弦型熱流束分布の場合の温度分布 [253]

第15図に示したように、座標の原点を燃料の一端にとり、冷却材入口温度は0として解析を容易にした。熱伝達率一定としたために、冷却材と壁面との局所的な温度差  $\Delta\theta$  は発生熱量と同じ分布をなし、壁面の温度は中央よりも下流のある点で最大値  $\theta_m$  に達する。

TRIBUS ら<sup>16)17)</sup> は任意の加熱条件の場合の熱伝達の問題を無次元量でとり扱っているが、[253] でも同じような方法で解析をおこなっている。管内流れについてのエネルギー式をつぎのように無次元化した。

$$\frac{\partial}{\partial w} \left[ w g(w) \frac{\partial t}{\partial w} \right] = 2 \phi w f(w) \frac{\partial t}{\partial \xi}$$

ただし  $w$  は半径方向の座標  $r$  と円管半径  $S$  の比、 $f(w)$  は管内の座標  $(w, \xi)$  における冷却材の流速と断面にわたって平均した流速との比、 $g(w) = 1 + (\epsilon_H/a)$ 、 $\phi$  は平均流速や管路全長で定義したグレッツ数の1/2である。

冷却材温度は座標  $w, \xi$  の関数として

$$t = \sum_j N_j R_j(w) e^{i \xi}$$

と表わされる。定数  $N_j$  は壁面での半径方向の温度勾

配が単位長さ当りの熱流束を与えるという境界条件から求められ、上式に冷却材入口温度が0であるという仮定を満たすような補助解が加えられて、完全解となる。半径方向の分布関数  $R(w)$  はエネルギー式に上式を代入して得られる次式の解で

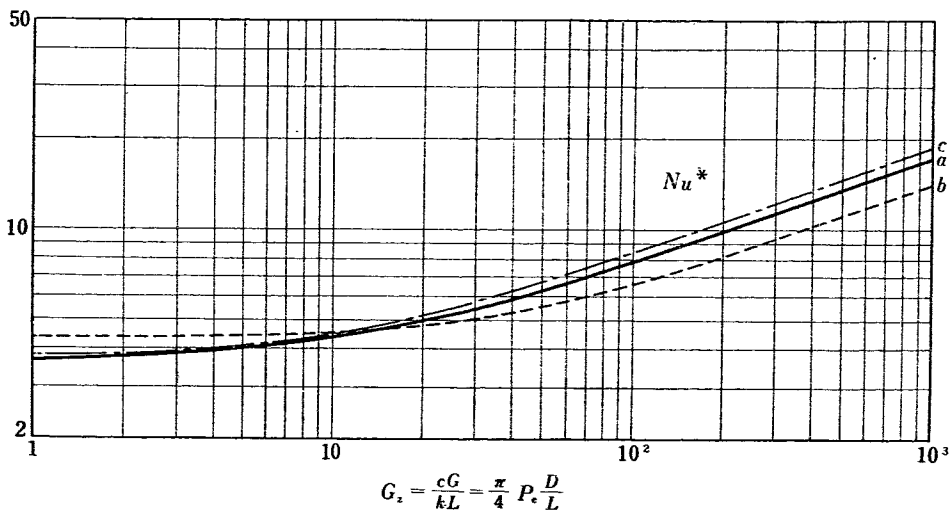
$$(wgR')' + 2\lambda wfR = 0 \quad (\lambda = -j\psi)$$

$\lambda$  が小なるときは反復法を用いて解いているが、 $\lambda$  が大なるときは TRIBUS<sup>16)</sup> が層流の特殊な場合に用いたような方法で漸近解を求め、その定数は流路中央部について  $R(0)=1$ ,  $R'(0)=0$  なる境界条件を満足する第1種のベッセル関数で近似して決定されている。なお、壁温は壁面における冷却材の温度に等しく、局部温度差  $\Delta\theta$  は平均混合流体温度と壁面との差である。

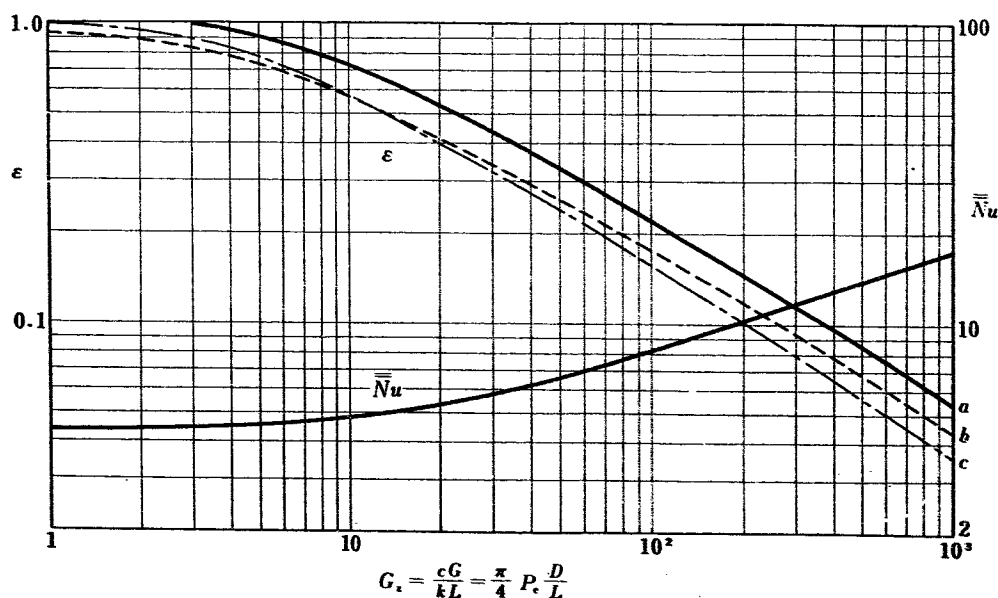
実際の原子炉では、反射材の影響をうけて熱流束は両端切り欠きの正弦分布となるが、最高壁温が出口端

よりも上流にある場合は座標原点を切り欠きのない場合の原点に合致させて前と同じようにして求めている。

この両端切り欠きの極限として熱流束一様な場合が得られる。これらの式の誘導は乱流についてなされたのであるが、乱流ではうず拡散率や速度分布が実験的にしか得られないので数値的に計算するのは困難だとして、層流についてのみ計算をおこなっている。冷却材温度上昇  $\Delta T$  と最高壁温  $\theta_m$  の比を有効度と名づけ、 $\epsilon$  の関数としてのヌセルト数を  $Nu^*$ 、冷却材と管壁との温度差で定義したヌセルト数の流路全面にわたっての平均を  $\bar{Nu}$  で表わして、横軸にグレッツ数をとって第16、17図に示されている。比較のために壁温一定、熱流束一様な場合も含まれているが、平均ヌセルト数が同一曲線で表わされるのは注目すべきである。グレッツ数が大になると、いずれの場合にも  $\bar{Nu}$ 、 $Nu^*$  は  $\phi^{1/3}$  に比例



第16図 ヌセルト数  $Nu^*$  [253] a: 壁温一定, b: 一様熱流束, c: 正弦型熱流束



第17図 平均ヌセルト数  $\bar{Nu}$  と有効度  $\epsilon$  [253] a: 壁温一定, b: 一様熱流束, c: 正弦型熱流束

する。

[254] では [253] で用いられたのと同じ方法で環状流路あるいは平板の間の流路について、完全に発達した流れの熱伝達がとり扱われている。数学的には [253] の結果がそのまま適用されるが、その際片側加熱と両側加熱の場合を同一の式で表わすために、対称数 (symmetry number)  $\sigma$  を定義し、前者は  $\sigma=1$ 、後者

は  $\sigma=2$  としている。さらに式の誘導の便利上、流路に垂直な座標軸の原点を片側加熱では非加熱面に、両側加熱の場合には流路断面中央にとっている。ヌセルト数の特性長として、新しく流路断面積と加熱長さとの比に比例する熱的直径 (thermal diameter) の概念を導入して、両者を一つの式で表わしているが、得られた結果は円管の場合と全く同じである。

## 7. 燃料棒とその被覆間隙の接触熱伝達

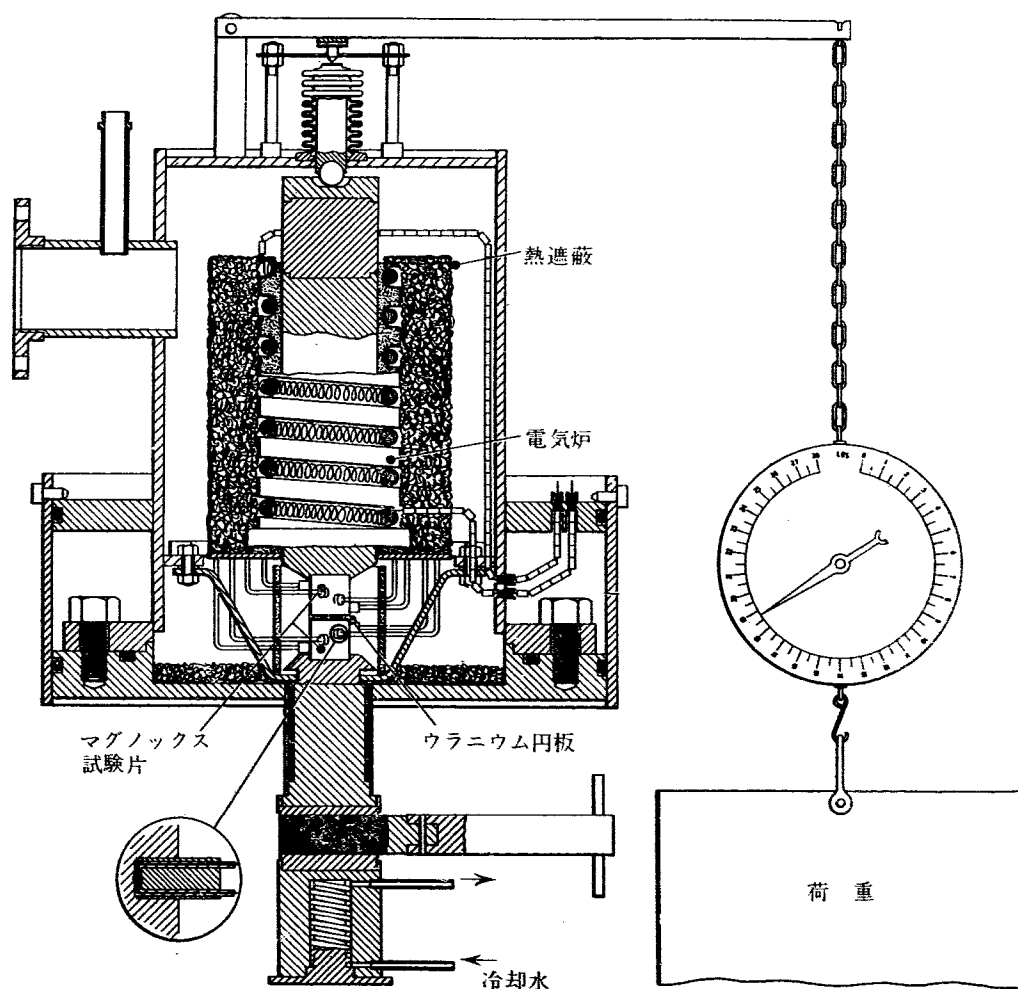
燃料ウランを被覆して燃料棒として使用する場合、被覆部において接触熱抵抗が発生する。これは、このような燃料棒だけでなく、原子炉のその他の構造部分や原子炉にかざらず、すべて熱の伝導をともなう機械構造に起ってくる問題である。しかもこの熱抵抗が無視できないほど大きい場合が多い。特に燃料棒のように、効率よく熱を取り出すことが原子炉全体の熱効率と結びついている場合に、見のがすことのできない問

題となる。

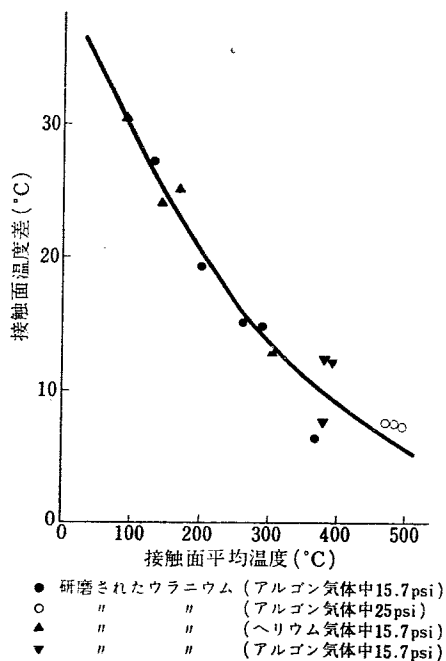
この問題についての、SKIPPER & WOOTON の論文 [87] は、実験データもあまり豊富でなくまだ考察の程度である。

すなわち、接触面の熱抵抗に大きな作用をもたらす因子として考えられるのは、

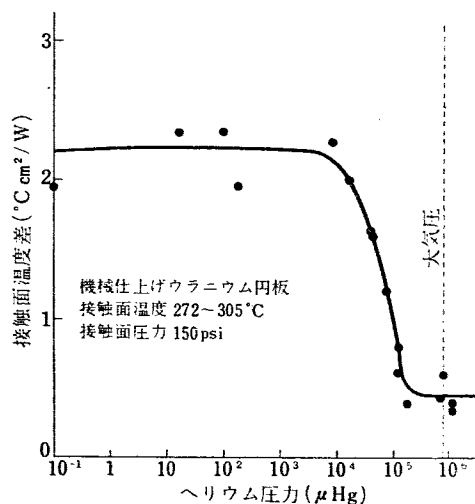
- (a) 接触面間の押しつけ圧力
- (b) 接触面における温度



第 18 図 実験部断面図 [87]



第19図 接触面平均温度と接触面温度差との関係 [87]

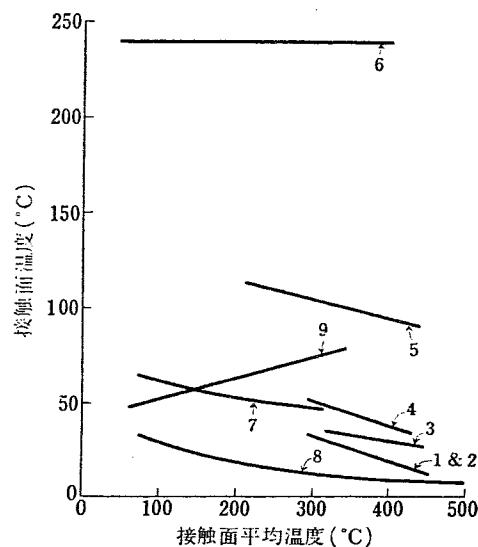


第20図 ヘリウム圧力と接触面温度差との関係 [87]

- (c) 接触面間の介在物質  
(d) 接触面粗度  
(e) 接触面の酸化状態  
(f) 接触面に圧力を加えてからの時間  
(g) 原子炉の作動状態……すなわちウランの核変化を生ずることによる影響

であり、最後の (g) はまだ測定されておらず、(f) は一定時間において、定常状態に達すれば一定になるから考える必要はない。問題は (a) (b) (c) (d) (e) である。

この論文では、第18図のような装置により、実験



第21図 表面酸化膜の影響 [87]

(49.5 Watt/cm² の熱束での)

接触圧力 1.75 psi

1. 酸化されてないテストピース (アルゴン気体中 18.4 psi)
2. 酸化されてないテストピース (アルゴン気体中 17.0 psi)
3. 酸化されたテストピース  
(酸化膜厚さ 0.0004 in, アルゴン気体中 16.1 psi)
4. 酸化されたテストピース  
(酸化膜厚さ 0.0005 in, アルゴン気体中 18.4 psi)
5. 酸化されたテストピース  
(酸化膜厚さ 0.0014 in, アルゴン気体中 16.9 psi)
- 接触圧力 165 psi
6. 酸化されたテストピース  
(酸化膜厚さ 0.0021 in, ヘリウム気体中 15.7 psi)
7. 酸化されたテストピース  
(酸化膜厚さ 0.00114 in, ヘリウム気体中 15.3 psi)
8. 酸化されてないテストピース  
(ヘリウム気体中 14.7~15.7 psi)
9. 酸化されたテストピース (ヘリウム気体中 15.7 psi)

がおこなわれ、接触面平均温度と接触面温度差との関係 (第20図)、介在物質が He の場合のその圧力と接触面温度差との関係 (第20図)、および酸化膜の接触面間温度差におよぼす影響 (第21図) を報告しているが、その理論的説明はおこなわれていない。この問題に関しては、(a) (b) (c) (d) を一部理論的に取り扱い、別に実験をおこなっているイタリアの ASCOLI & GERMAGNOLI<sup>18)19)</sup> の実測値も取り入れて、自己の実験値とも比較検討をおこなっているオランダの BOESCHOTEN & VAN DER HELD<sup>20)</sup> の論文が注目に値するが、表面粗さを解析的に熱伝達の計算に入れることは、未解決のままである。(e) はさておいても、(a) (b) (c) (d) を結びつける統一的な理論の確立が、この問題を解明する第一歩のようである。

## 文 献

## 第2回ジュネーブ会議報文

- [87] R. G. S. SKIPPER, K. J. WOOTON: Thermal resistance between uranium and can.
  - [253] L. S. DZUNG: Heat transfer in a round duct with sinusoidal heat flux distribution.
  - [254] L. S. DZUNG: Heat transfer in a flat duct with sinusoidal heat flux distribution.
  - [492] M. RISTIĆ, Z. ZARIĆ: Packed bed fuel element for a gas cooled heterogeneous reactor.
  - [1149] CH. BORY, H. CORDIE: Contribution a l'etude de la convection forcee de la chaleur dans les espaces annulaires en vue de l'application au refroidissement des canaux de reacteurs.
  - [1150] BUTZBACH, DOMENJOUR, RAIEVSKI, ROLLAND, BOUSQUET, BRAUDEAU: Essais de transmissément de la pile experimentale EL-3.
  - [1170] OLIVIER, LACHMITT: Contribution a l'etude des transferts de chaleur intenses dans les tubes.
  - [1288] RUCKENSTEIN *et al.*: On the heat transfer between a liquid-fluidized and the container wall.
  - [2210] S. S. KUTATELADZE *et al.*: Heat transfer in liquid metal pipe flowing.
- その他
- 1) R. C. MARTINELLI: *Trans. ASME*, **69**, 947 (1947).
  - 2) R. N. LYON: *Chem. Eng. Prog.*, **73**, 803 (1951).
  - 3) K. D. VOSKRESENSKY: 1st Geneva Conf. (1955).
  - 4) P. S. LYKONDIS, J. S. TOULUKIAN: *ASME* 57-HT-16 (1957).
  - 5) M. A. STRIKOVICH, J. E. SEMENOVKER: *Zhurnal Tehnichesky Fysiki* (1940).
  - 6) H. E. BROWN, B. H. AMSTEAD, B. E. SHORT: *Trans. ASME*, **79**, 279 (1957).
  - 7) H. REICHARDT: *ZAMM* (1951).
  - 8) B. LUBARSKY, S. J. KAUFMAN: NACA-TN-3336.
  - 9) M. A. MIKHEYEV: 1st Geneva Conf. (1955).
  - 10) B. MACADAMS: Heat transmission, McGraw-Hill (1954).
  - 11) MORRIS *et al.*: *Trans. Inst. Chem. Engrs.*, **34**, 168. (1956).
  - 12) DU BAUYN *et al.*: 1st Geneva Conf. (1955).
  - 13) " " (1955).
  - 14) LEVENSPIEL *et al.*: (EP Symposium Series 50, Nr. 9 (1954).
  - 15) RUCKENSTEIN *et al.*: 未発表.
  - 16) J. R. SELLERS, M. TRIBUS, J. S. KLEIN: *Trans. ASME*, **78**, 441~448 (1956).
  - 17) C. A. SLEICHER, Jr., M. TRIBUS: *Trans. ASME*, **79**, 789~797 (1957).
  - 18) A. ASCOLI, E. GERMGNOLI: Misura sulla resistenza termica di contatto tra superficie piane di uranio e alluminio.
  - 19) A. ASCOLI, E. GERMGNOLI: Considerazione sulla resistenza termica di contatto tra superficie metalliche piane affacciate.
  - 20) F. BOESCHOTEN, E. F. M. VAN DER HELD: The thermal conductance of contacts between aluminum and other metals.

# 原子炉の压力容器

## 1. 概 説

第2回ジュネーブ会議で压力容器を特にとり扱った論文は EDF-1 に限られているが、原子炉プラントに関する論文のなかで、GCR 関係はかなり具体的に説明しており、その他の原子炉は簡略である。压力容器はガス冷却および水冷却動力炉の場合、特に問題があ

るように思われるので、ここではこれらに重点をおき各論文の内容をできるだけとりあげた。第1表は、代表的原子炉压力容器の要目表である。表中の圧力および温度は冷却材出口状態を示す。( ) 内は設計値である。

第1表 代表的原子炉压力容器要目

| 名 称        | SHIPPING-<br>PORT    | DRESDEN              | CALDER<br>HALL  | HUNTER-<br>STONE | BERKELEY        | GCR-2                      | EDF-1                    |
|------------|----------------------|----------------------|-----------------|------------------|-----------------|----------------------------|--------------------------|
| 炉 型 式      | PWR                  | BWR                  | GCR             | GCR              | GCR             | GCR                        | GCR                      |
| 熱出力 (MW)   | 231                  | 627                  | 182             | 530              | 550             | 687                        | 300                      |
| 型 式        | 円筒                   | 円筒                   | 円筒              | 球                | 円筒              | 球                          | 円筒                       |
| 材 料        | SA302B               | SA302B               | Al-Killed<br>軟鋼 | COLTUF 28        | Si-Killed<br>軟鋼 | SA212B                     | AMMO 鋼<br>(ASTM. SA302A) |
| 寸 法 (ft)   | 9.1φ×31.2            | 12.17φ×40.8          | 37φ×70          | 70φ              | 50φ×80          | 50φ                        | 32.8φ×75                 |
| 板 厚 (in)   | 公称 8 3/8<br>クラッド 1/4 | 母材 5 1/4<br>クラッド 3/8 | 2               | 2 7/8            | 3               | 3.25                       | 4.22                     |
| 圧 力 (psig) | 2000 (2500)          | 1000 (1250)          | 100             | 150              | 125             | 300                        | 355.5                    |
| 温 度 (°F)   | 538 (600)            | 547 (650)            | 636 (752)       | 745 (450)        | 662 (320 ?)     | 1000 (650 <sub>max</sub> ) | 673 (690)                |

## 2. 材 料

GCR の場合要求される事項としては、(a) 現場溶接が容易なこと、(b) 高温におけるクリープ抵抗および(c) 延性-脆性破壊遷移温度が低いことがあるが、ハンターストン [74] では、運転温度における長時間照射の場合の(c) はまだはっきりしない点が多い

ので、(a) および(c) を第一義的に考慮し、高温クリープの問題は設計上の配慮(インナーシェルの設置など)により対策を講じている。

放射線の影響は粒子を粗大化し、前記遷移温度を高める。BARNETT<sup>1)</sup>らが Ducol W. 30 鋼板 (C 0.155,

第2表 中性子照射効果の1例

|         |         | 遷移温度 (50% 剪断破壊) °C                |                                     |                                   |                                     |
|---------|---------|-----------------------------------|-------------------------------------|-----------------------------------|-------------------------------------|
|         |         | 照射温度 50°~60°C                     |                                     | 同 左 130°~140°C                    |                                     |
|         | 照 射 せ ず | $4 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ | $7.6 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ | $4 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ | $7.6 \times 10^{19} \text{ n/cm}^2$ |
| 母 材     | 0       | 35                                | 71                                  | 76                                | 73                                  |
| 溶 着 金 属 | -20     | 58                                | 100                                 | 75                                | 105                                 |

Cr 0.49, Mo 0.28) についておこなった中性子照射の影響の1例を第2表に示す。

コールダー炉の安全性[267]に関して、炉の寿命中の上記効果は特に問題視され、炉内適当位置に多数の試片を入れ定期的に取り出して試験している。このような配慮はエンリコ・フェルミ[1850]およびパークレイ[264]などにも見られる。一般的な実験では約30°Cの上昇結果がでており、したがって炉構造体の熱衝撃低下の必要性和相まって停止時の炉の温度は約100°C以上に保つ必要がある。

コールダーの最小衝撃強度の初期仕様[267]は-10°Cで35 ft·lbであったが、パークレイ[264]では各板材から6箇の試片をとり、そのなかで5箇は-10°Cで15 ft·lb以上、他の1箇は10 ft·lb以上であることを指定している。

さらにこの脆性破壊の危険性を低下させるため、現場製作の条件はできるだけ工場内のそれに近い状態でおこなうのが望ましいとしている。GCR-2<sup>2)</sup>ではある種の合金鋼（たとえばT-1）は使用温度付近で、いわゆる“low-energy ductile fracture”の問題があることを強調している。

米国の水冷却炉はMnおよびMo含有の低合金鋼(SA 302 B)を採用しているが、強度の点を第一義的に考え、合金鋼に関連した溶接性の問題は完全な条件下の工場製作に依存している。ソ連のPWR[2184]は板材として耐熱合金鋼( $\sigma_{0.2}=50 \text{ kg/mm}^2$  300°Cにて)を用いているが、確実な工場製作の可能な容器寸法は、

建設地までの輸送能力により限定されるとし、その限度は容器径3.8 mとしてそのあとに炉心寸法を逐次決定している。

GCRの容器は現場製作され、特に溶接性が問題になり、普通炭素鋼の使用が多い。この中には特に低延性-脆性転位温度をねらった結晶粒度調質軟鋼があるが、シリコン・キルド鋼に比較して、クリープ強度が一般に低い。この現場溶接の問題により、コールダー当時は2インチ板厚に制約されたが、改良型は約3インチとなり、E. D. F. 1 [1199]は約4インチを使用している。これは過去の経験、溶接技術の改善および新しい溶接棒の発展によるものである。

CO<sub>2</sub>による鋼材の酸化は、コールダーの経験[312]では250°CのCO<sub>2</sub>の接触により生じるが、その生成物が分離するかどうかは不詳であった。特に、プラントの停止および加圧にともなう条件下では疑問であるが、2%流量の連続的 by-pass filter 操作では実際上固形粒子の含有はほとんどなかったといわれている。

G2-3 [1134]は、大きな炉心(径14 m, 高さ18 m)と高圧(15 kg/cm<sup>2</sup>)の要請から、容器の機能として気密性、圧力抵抗および放射線防止を考え、鋼製シリンダーは溶接、焼なましおよび多数の開口によりすこぶる困難な問題を提出するので、prestressed cable による補強コンクリート法を採用した。この場合気密性の点は別個に考え、また事故による内圧増加は2倍の耐圧試験圧力によって補償した。

### 3. 構造設計

GCRで特に考慮される点は、(1) 使用材料の許容温度の調節、(2) 容器および内部構造体の支持、(3) 各種貫通孔などであるが、他に水冷却炉では(4) 漏洩防止法などがあると思われる。

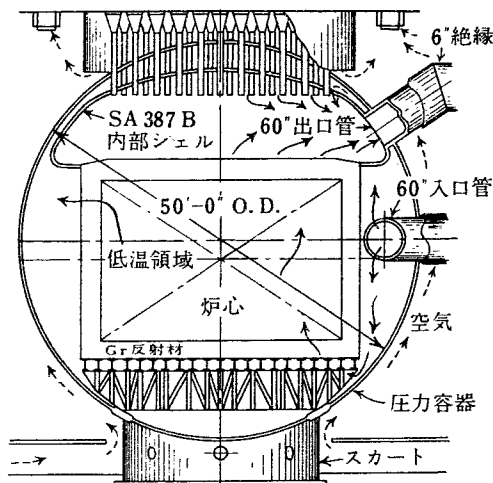
#### 3.1 許容温度の調節

高温のGCRではクリープ抵抗が重要であるが、材料の性能向上が限定されている現在では、絶縁または内部シェルなどの設置により容器材料の使用温度を調節している。一般に普通炭素鋼を用いる高温のGCRは内部シェルを設置しているが、その例は、パークレイ、ハンターストンおよびGCR-2に見られ、そのannuliのところに冷却材入口ガスを流して冷却する。

GCR-2では、外部換気系による外表面の連続冷却法が考えられたが、過大な熱損失と一様温度分布維持困難のため採用されなかった。

コールダー改良型のヒンクレイ[75]の容器材料はシリコンキルド鋼で使用温度が600°~650°Fであるが、(a) 容器頂部の内部絶縁、(b) 容器底部の外側絶縁および(c) 注意深い空冷配置の設計により、クリープ可能性にたいし応力レベルを低下する必要なく、また放射線損傷にたいし自己焼鈍効果のある温度となり、使用圧力(185 psig)の増加が可能となった。内部絶縁材は1/4インチ厚軟鋼で包まれたステンレス鋼シートの頑強な構造で所要コンダクタンスは2 Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°Fである。同じくブラッドウェル[263]の材料

は低合金鋼で設計温度は  $752^{\circ}\text{F}$  ( $p=132\text{ psig}$ ,  $T_0=716^{\circ}\text{F}$ ) であるが、容器各部の中性子束変動を考慮して外部絶縁を注意深く格付けし、内部はガス入口および出口間（炉心側部）のスペース上下にトロイダル状バップルを設け、上下ダクト間の容器の急激な温度変化を避けている。第1図は GCR-2 [450] の压力容器断面図である。



第1図 GCR-2 压力容器断面図 [450]

壁厚の大きい PWR, たとえば SHIPPING PORT<sup>3)</sup>では炉心側面に2層の熱遮蔽を設け、計3層の annuli に入口冷却材を流して冷却している。この場合炉心真下のフローバップル (1.9 インチ径の孔 241 箇所をもつ) は外側熱遮蔽の下部にとりつけられ、冷却材がここを横切る時の圧力差により約 15% の流量が前記 annuli 部に流れるようになる。

原子炉構造各部は、始動および停止のような過渡現象における急激な温度変化は熱衝撃防止上できるだけ避けなければならない。加圧水型压力容器の頂部蓋締付スタッドは炉の冷却または加熱中に容器本体に比較して温度の時間的おくれがあり、したがって容器の許容加熱および冷却速度を制約する。SHIPPING PORT<sup>3)</sup>では許容加熱速度は  $70^{\circ}\text{F/hr}$ 、冷却の方は  $50^{\circ}\text{F/hr}$  とし、短時間の急激な温度変化は 45 秒で  $50^{\circ}\text{F}$  の増加および 45 秒で  $30^{\circ}\text{F}$  の減少で、その前後は前記条件に合致するように適当な待機時間をもつこととしてこれを設計上考慮に入れている。

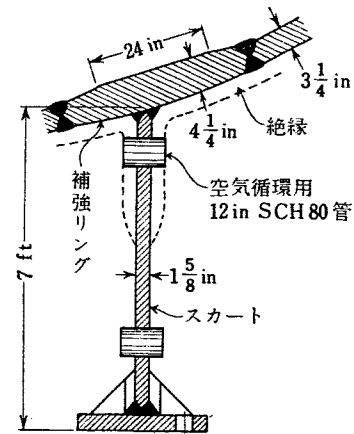
### 3.2 支持法

SHIPPING PORT では、幅  $8\frac{1}{2}$  インチ高さ 15 インチ計 24 箇の支持用取手が胴板（フランジの下近く）に取りつけられ、これが水平方向の radial pin にのって容器の膨縮を可能にしている。内部構造の支持は胴

板内面（出口ダクトの真下）に低合金鋼で肉盛りし、さらにステンレス鋼溶接成型した突起により熱遮蔽を支持し、これがさらにほかの炉構造体を支持するようになっており、一般に取りあげるべき問題は少ない。

GCR では、(a) 連続スカーツおよび (b) 不連続支持 (Ä フレームまたはローラー) のいずれも採用されており、GCR-2、ハンターストンなどはスカーツ法、パークレイは不連続法である。

スカーツ法の利害としてハンターストンでは、その拘束効果により、スカーツおよび容器に一連の曲げとせん断応力を誘起し、その応力の量は容器とスカーツの相対厚み、容器の内圧および容器内容物の重量に関係し、その利点としてスカーツ板厚の適当な選択により不連続支持の時の応力以下にできること、また軸対称荷重のため応力の計算精度が向上し、誤差が 5% 以



第2図 GCR-2 スカーツ設計例

内に収まることを強調している。第2図は GCR-2 のスカーツ部断面であるが、図示のような絶縁により熱応力低下をはかっている。

スカーツ法の時は、一般に内部構造体の支持も外部スカーツの真上に内部スカーツを設けてグリッドを支持するが、ハンターストンおよび GCR-2 はその一例である。

これに対しパークレイなどは、容器の自由膨縮を与える軸受付きの支柱によっており、内部構造体の支持もこの支柱真上の軸受によっている。

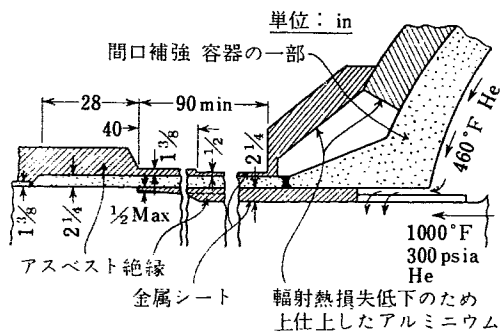
### 3.3 各種貫通孔

ノズル設置による開口部の補強は、規定により除去された断面積をノズル・カラー部に付加する方法がとられている。ノズルの選択によっては応力を高める影響があり、したがって設計圧力が低下する。実験および解析<sup>4)</sup>によると応力集中係数はシェル径と板厚の比

およびノズル径とノズル壁厚の比がそれぞれ増加すると増大した。したがって小口径ノズルは補強が不要になることもあるがこのような考慮は現在の規定に取り入れられていないとしている。

水冷却炉では、冷却材入口ノズル接合部にステンレス鋼製熱遮蔽を設けて、アイドル・ループが運転温度以下の冷水を供給した場合の熱衝撃誘起を防止している。

GCR-2 では主冷却出口管貫通孔の付加問題として、容器内圧と管のエンド・スラストより生ずる不連続応力、および容器と管の間の温度差による熱変形をあげており、解析により内圧による管内軸荷重は容器の場合と同量のシェル応力をつくるので、シェルに付加荷重を与えないようにノズルを外部的に支持する必要があること、継目の不連続応力はシェル応力の2倍程度のオーダーとなり補強が必要であることおよびノズル径減少につれシェル応力はわずかに増大する結果をえた。したがって燃料チャージ用孔のあるところでは隣接孔の影響の重なりもあって板厚が増大する。またシェルの  $460^{\circ}\text{F}$  および出口用主ダクトの  $1,000^{\circ}\text{F}$  の温度差による熱変形は、ダクト内外に適当な絶縁を組合わせて半径方向の熱流束を調節しておさえている。

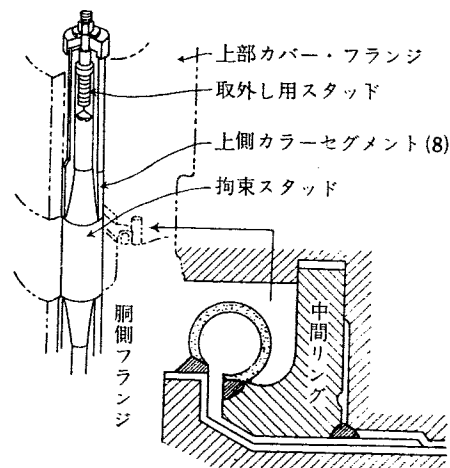


第3図 GCR-2 主出口ダクト設計例

第3図は GCR-2 主ダクト開口部の設計例である。

### 3.4 漏洩防止法

水冷却炉では一般に胴部と頂部フタはボルト締めされ、その接合部の漏洩防止には特別の注意が払われている。ドレスデン<sup>5)</sup> は2本のステンレス鋼製 O-リングを用い、その間に飽和水を導入してさらに完全化している。第4図は SHIPPINGポートに採用されたオメガ・シールと拘束スタッドを示す。オメガ・トロイダル・シールはスタッド締付前に胴側フランジに溶接されるが、一般のガスケット・リング以上にフランジ変位やスタッドのゆるみに対応できる。特殊機械で切断および再使用が可能である。



第4図 拘束スタッドとオメガ・シール

これらの漏洩防止法が完全な機能を果たすためには、運転中の頂部フタの側方移動を防ぐ必要がある。第4図の例では  $120^{\circ}$  間隔で3本の拘束スタッドがあり、テーパ状セグメント・カラーによりはめあいを緊密化させている。普通の締付スタッドは加熱要素を内蔵し、締付前に膨張させてプレ・ストレスを与える。

## 4. 製作と試験

水冷却炉では溶接条件が十分にコントロールできる工場で作られ、したがって高張力鋼の使用が可能であり、容器寸法は現場までの輸送能力により制約される。

大出力の GCR 現場建設では生体遮蔽建設との関連に問題がある。パークレイは 200 トンの容器下部ドームを現場隣接の建屋で作り、台車で運搬して定位置を決め、その後生体遮蔽の鋼製内張りが永久的建家とし

て作られ、製作条件が工場と同じく十分調節でき、また遮蔽コンクリート充てんが容器製作と並行して可能になった。

EDF-1 の Ammo 鋼 (ASTM SA302A と同一規格) はマルテンス炉で作られ、超音波試験、C, Si, Mn の分布変動に対する対策および C. P. S. の偏析検査が特に施行された。溶接開先は K 型で、ガス切断後グラインダー仕上 (除去量 1 mm) され、予熱温度はシェル

200°C およびカバー 150°C で、溶接機の反対側に電磁固定の調整可能な加熱装置（プロパン使用の多岐管）を設け、接触サーモメータにより溶接中予熱温度が指示される。組立溶接は CO<sub>2</sub> シールド溶接法が用いられ、その順序は第一層の手溶接（140/150 A, 4 mm 径溶接棒）、空圧スクレーパー作業、各側で交互に1ビードずつの自動溶接（wire は径 3.2 mm, 特殊被覆付）、板厚のはば 1/8 で X 線検査、前と同じ自動溶接および手仕上げである。溶接条件は 0.6 m/min, 30 V, 500 A, 3~4 kg/hr および CO<sub>2</sub> 消費量 1 台 1 時間あたり約 1 m<sup>3</sup> である。溶接部の欠陥検査は、溶接過程では X 線（260 kV, 60 mm 板厚で検出感度 1% の装置）であり、完成後は可動鉛容器内の 50 キュリー・コバルト 60 により複コダック・フィルムを用い照射時間は 24 時間である。

圧力容器完成後の応力除去または安定化操作は一般に電気抵抗加熱法を用いる。EDF-1 は単位出力 300kW の 6 箇の角状抵抗体と空気攪乱用大ファン 10 台を用い、焼なまし温度 600/650°C, 温度上昇所要時間 40hr, 維持時間 8 hr で、外部絶縁は一時的に側面水遮蔽構

造体を隣接させ、間にはバーミキュライトを充てんした。

耐圧試験に関し、コールドーホール [267] では 135 lb/in<sup>2</sup> の空圧試験がなされ、さらに 115 lb/in<sup>2</sup> の冷間および熱間動的 (140°C) 試験がなされ、応力集中部のデータがとられた。コールドーホールとはほぼ同一大きさの EDF-1 は、40.5 kg/cm<sup>2</sup> の水圧試験を 48 hr 継続しストレンゲージによるひずみの確認がなされ、槌打試験も施行された。コールドーホールは水圧の場合頂部と底部間で 2 気圧の圧力差があり、さらに内部構造体の重量も加わり、水圧時の応力分布が実際の場合と全く相違することを空圧試験採用の理由としている。

以上は主として GCR および PWR 関係の展望に重点をおいて略説した。Na 冷却のエンリコ・フェルミ [1850] は 304 型ステンレス鋼製の最大径 14 ft 1/2 in, 最大板厚 2 in の容器で、設計温度 1,000°F, 設計圧力は 50 psig である。特に熱応力に対し特別の考慮をはらっているが、定常熱応力は薄壁の使用と熱遮蔽により極小にし、過渡的熱応力はサーマル・バップルによる“よどみ”の効果で熱衝撃を避けている。

## 5. 結 語

板厚に関する制約は、板厚増加につれて溶接が困難になること、信頼性ある非破壊検査の適用が困難であること、また健全な材質の板材を製造するのが困難になることなどが原因になっている。現場溶接の板厚は過去の 2 in から約 4 in まで増大した。ゆえにこれらの経験を取り入れた設計上の変化により将来は従来の

実績からの大幅な進歩が期待される。また高張力と耐クリープ性に重点をおいたさらにすぐれた性能を有する材料の研究も期待される。これらに関連して高温炉では絶縁材および冷却法の進歩が問題解決の有力な手段になるものと思われる。

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [74] R. N. MILLAR: Hunterstone Power Station.
- [75] H. S. ARMS, G. LONG, F. MOSELEY, R. G. SOWDEN: Hinkley Point Power Station.
- [263] R. D. VAUGHAN, E. ANDERSON: Bradwell Nuclear Power Station.
- [264] S. A. GHALIB, J. R. M. SOUTHWOOD: Berkeley Power Station.
- [267] G. BROWN, H. KRONBERGER, F. M. LESIE: Safety aspects of the Calder Hall Reactor in theory and

experiment.

- [312] R. V. MOORE, L. GRAINGER, H. KRONBERGER: Advances in the design of gas-cooled graphite-moderated power reactors.
- [450] R. A. CHARPIE, A. P. FRAAS, W. H. JORDAN, A. M. PERRY, R. D. SCHULTHEISS: Design study for a graphite-moderated gas-cooled reactor using partially enriched uranium.
- [1134] M. PARQUET, *et al.*: Descriptions of reactors G-2, G-3.
- [1199] M. LAMIRAL, M. LANCEL: Vessel and heat

exchange of the EDF-1 CHINON Power Plant.

[1850] A.P.DONNELL, R.W.HARTWELL, H.A.WAGNER:  
Enrico Fermi Atomic Power Plant.

[2184] S. A. SKVORTSOV, *et al.*: Pressure water power  
reactors in the Soviet Union.

#### その他

1) *Nuclear Eng.*, Mar., 134 (1959)

2) ORNL 2500. The ORNL Gas-Cooled Reactor.

3) USAEC. Shippingport Pressurized Water Reactor.

4) R. T. ROSE: Pressure vessel nozzle design, *Nuclear Eng.*, Dec. (1958).

5) KRAMER: Boiling water reactors.

6) ASME, *J. Eng. Power*, Jan. 66 (1959).

# 原子力プラントのコンテナ

## 1. 概 説

原子炉が事故の場合、放出する放射性物質による災害から公衆を保護することは、原子力プラントの開発上重要な問題である。この事故の原因として、(a) 高温高圧下で運転中の原子炉系の破損、(b) 制御不能な出力急上昇による炉心部の損傷、(c) 化学的に共存できない物質相互間の反応などがある。

放射線災害防止法として、(a) 立入禁止区域設定による隔離、(b) コンテナの設置、(c) 原子炉機能の改善などがある。米国が過去において採用していた前記(a)の方法は、今日の電力供給の問題から適当でなく、現在の米国の動力炉はコンテナを設置しているが、この政府要請は将来も続くだろうといわれている。

原子炉機能の改善として、固有の安全性を有する炉と、温和な運転条件を有する炉があるが、低出力炉または研究炉でも人口稠密な場所に設置するときはコン

テナーを設置することがある。米国の MIT はその1例である。

したがって炉所有者は経済性をそこなわないでコンテナを設置し、またこの場合政府はその適切な製作と維持を保証することが必要であると思われる。コンテナの設置は多くの問題を提出しているが、動力炉の場合、(a) エネルギー放出の機構、(b) 経済性の範囲で建設および維持することが特に問題になる。

第2回ジュネーブ会議では、コンテナに関しては多数の論文が発表されている。[1879]は米国の代表的原子炉のコンテナ構造設計を概説し、[1891]はEBWRの詳細設計と漏洩試験を論じ、[1892]はEBR-IIの事故解析例を扱い、[434]は事故の場合の流体力学の問題を解析し、[437]はコンテナに加わる荷重の種類と性質に詳しい。第1表に代表的原子炉のコンテナ要目を示した。

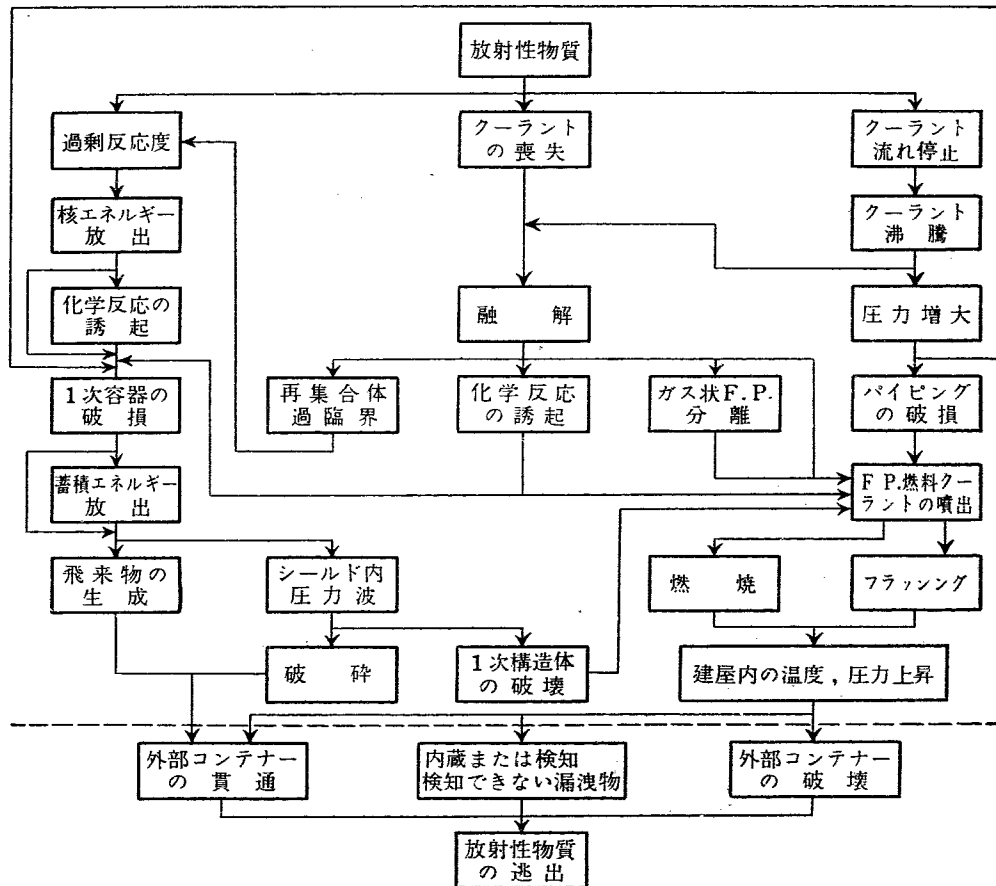
第1表 代表的原子炉のコンテナ要目表

| 名 称        | Shipping-Port      | Yankee              | Savannak           | Dresden            | EBR-II             | Enrico-Fermi     | EDF-1               |
|------------|--------------------|---------------------|--------------------|--------------------|--------------------|------------------|---------------------|
| 炉 型 式      | PWR                | PWR                 | PWR                | BWR                | Fast Breeder       | Fast Breeder     | GCR                 |
| 熱出力 (MW)   | 231                | 392                 | 74                 | 627                | 62.5               | 300              | 300                 |
| 運転圧力と温度    | 2000 psig<br>538°F | 2000 psig<br>550°F  | 1750 psig<br>508°F | 1000 psig<br>547°F | ~100 psig<br>900°F | 92 psig<br>800°F | 355.5 psig<br>673°F |
| 寸 法 (ft)   | 原子炉室 38φ 球         | 125φ 球              | 35φ×51             | 190φ 球             | 80φ×138.75         | 72φ×120          | 180φ 球              |
| 板 厚 (in)   | 0.75 (球部)          | 0.875, 1.25         | 2 1/2              | 1.25, 1.4          | 0.5, 1.0           | 1.03, 1.25       | 0.787, 1.142        |
| 板 材 料      | A201 (A300)        | A201 (A300)         | 不 詳                | A201 (A300)        | A201               | A201 (A300)      | マルテンズ軟鋼             |
| 設計圧力(psig) | 52.8               | 34.5                | 186 (psia)         | 29.5               | 24                 | 32               | 24.2 (psi)          |
| 指定漏洩量(%)   | 0.10               | 0.10<br>(15 psig で) | 不 詳                | 0.5                | 0.2                | 0.11             | 不 詳                 |

## 2. 荷重の種類と設計との関連

BRITTAN [437] は、エネルギー放出が、(a) 過剰反応度、(b) 冷却材の喪失、(c) 冷却材流動停止から生

じると仮定して、これがコンテナに影響を与える過程を第1図に示している。また、(a) 潜在核エネルギー



第1図 事故発生とその経過の表示 [437]

一の最大値は燃料1gあたり  $\sim 5 \times 10^{11}$  cal, (b) 化学反応によるものは状況により  $10^5 \sim 10^4$  cal/g, (c) 流動系の貯蔵エネルギーは流体1gあたり  $\sim 10^3$  cal (黒鉛の蓄積エネルギーも同程度) と推定し, 考察の結果, 現実には (a) は  $10^6 \sim 10^7$  倍, (b) は  $10 \sim 10^2$  倍それぞれ減小し, (c) は全部放出エネルギーとして有効であるといっている。

[437] によるとコンテナに加わる荷重は機械的荷重と放射性的荷重に分類される。後者は現実的な許容漏洩率指定に関連したもので, 放射性物質がいかにして, どの程度漏れるかという問題で, その場合の公衆災害の関連もあり, 複雑困難である。ここでは機械的荷重に重点をおき, その種類および性質とコンテナ設計との関連を展望した。

## 2.1 冷却材の放出と膨張による内圧荷重

放出エネルギーの中で, 冷却材の貯蔵エネルギー放出が最も現実性のある事故と考えられ, したがってコンテナ・シェルの設計は高温および高压冷却材の放出にともなう瞬時膨張 (コンテナ内の空気以外の系の冷却効果を考えない) によるコンテナ内の圧力上

昇に基礎をおいているのが普通である。この場合熱力学の第一法則と GIBBS-DALTON の法則が適用されるとすると, 次の二方程式が水冷却炉にたいして得られ, 比体積と平衡圧力の間の関係にたいし反復試算により解くことができる。

$$P = P_s + P_a(460 + T_2)/(460 + T_1) \quad (1)$$

$$W_{a1}U_{a1} + W_{w1}U_{f1} = W_{a2}U_{a2} + (1-x)W_{w1}U_{f2} + W_{w1}U_{g2} \quad (2)$$

$P$ : 最終混合絶対圧力 (psia)

$P_s$ :  $T_2$  の飽和蒸気圧力 (psia)

$P_a$ : 初期空気圧力 (psia)

$T_1$ : 初期空気温度 ( $^{\circ}\text{F}$ ),  $T_2$ : 混合物平衡温度 ( $^{\circ}\text{F}$ )

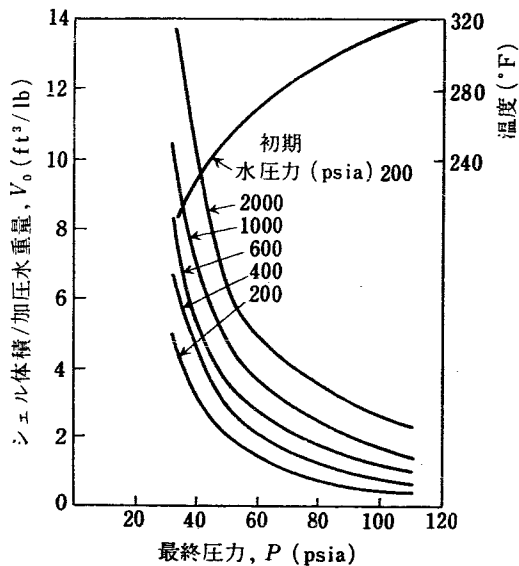
$U_a, U_f, U_g$ : それぞれ空気, 水および蒸気の内部エネルギー (Btu/lb),  $x$ : 蒸気割合 (%)

$W_a$ : 空気重量 (lb),  $W_w$ : 水の重量 (lb)

添字 1 および 2: それぞれ初期および最終状態。

位置および運動エネルギーの項は無視する。

第2図は BWR の計算例<sup>1)</sup>で冷却材単位重量あたりのシェル容積とコンテナ最終圧力との関係が種々の原子炉系圧力にたいして示してある。右上の曲線は初期空気温度  $100^{\circ}\text{F}$  の場合の飽和蒸気および空気の混合



第2図 BWRのクールド放流時の圧力および所要体積計算例<sup>1)</sup>

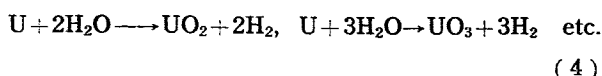
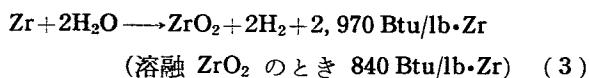
物の温度を示す。Savannah [1023] の設計条件は、1次冷却材圧力および温度 1765 psia 508°F、1次および2次冷却材重量（放出量として全量をとる）77,000 lb、コンテナ正味容積 32,300 ft³ であるから第2図の  $V_0$  は 0.42 ft³/lb となり設計圧力 186 psia との関係第2図と比較することができる。Dresden<sup>2)</sup> の設計条件は1次冷却水の全放出（150 t, 1000 psig, 547°F）、コンテナ内自由体積は球体積の80%としている。

$$\therefore V_0 = 4/3 \cdot \pi \times 95^3 \times 0.8 / 150 \times 2200 = 8.7 \text{ ft}^3/\text{lb}$$

ゆえに第2図から  $P = 37 \text{ psia}$  が得られこれにたいし、設計圧力算定基準値は 23 psig で、さらに規定による安全度を取り設計圧力を 29.5 psig にしている。

## 2.2 化学反応による内圧荷重

冷却材（たとえば Na）と空気との反応、燃料要素のカプセルとしての Zr や燃料ウランと水との反応、および反応生成物である  $\text{H}_2$  の爆発性混合気体の反応などがあり、その反応式の例を下に示す。

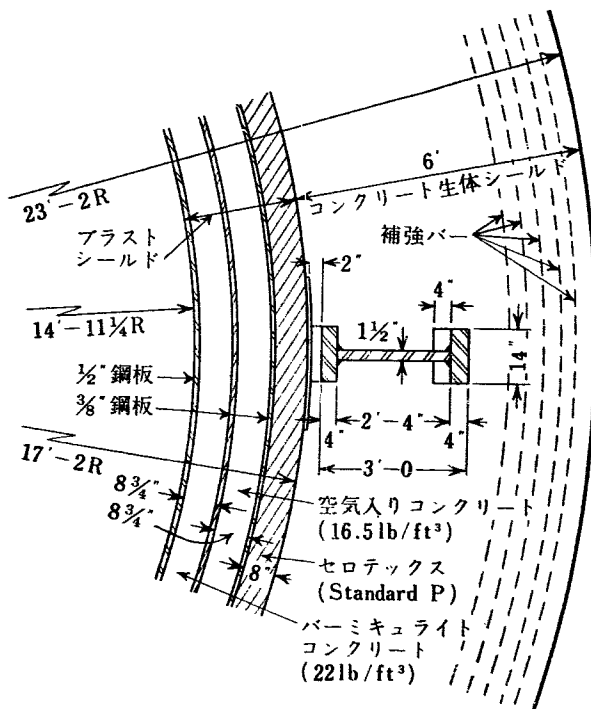


EBR-II [1892] の解析では、180~310 lb TNT 等価放出エネルギーの冷却材重量 14,000~23,000 lb 温度 750°F の Na が十分に散布したときの内圧は 75~80 psig となり、ガス温度は 3,900°F のオーダーであるが、全放出熱量  $1.3 \times 10^7 \text{ kcal}$  のなかで 75% がシェル加熱に有効であるとする、床面より上のシェルの

熱容量は  $3.0 \times 10^4 \text{ kcal/}^\circ\text{F}$  であるから、シェルの平均温度上昇は 325°F となり、公称平均温度は 400°F となる。すなわちシェルの安全係数は約 4 であるから十分対応できる。

## 2.3 破砕物による集中荷重（圧力波）

十分な振幅を有する圧力波が生体遮蔽コンクリートの外表面に達すると破砕がおこることが考えられる。衝撃圧力に関しては文献 [434] および [1892] に詳述してあるが、圧力波減衰はその伝播過程の吸収を強めることにあり、したがって1次系の構成に注意が必要である。すなわち圧力容器変形による吸収能力、ブラスト・シールドの概念（吸収層を用いて流体力学的エネルギーを熱エネルギーに転換する）など<sup>3)</sup>の検討が必要である。第3図は EBR-II のブラスト・シールドを示す。



第3図 EBR-II ブラスト・シールド [1892]

水中爆発によるピーク圧力の経験式 [1892] は、TNT 等価チャージを  $W \text{ lb}$ 、爆発中心からの距離を  $R \text{ ft}$  として次式で与えられている。

$$P_m = 2.16 \times 10^4 (W^{1/3}/R)^{1.133} \text{ (psi)} \quad (5)$$

## 2.4 内部ミサイルによる集中荷重

1次系の内圧により付属部品や破損物が飛来物となることが考えられる。これを防ぐには、機械強度の高い装甲板を設けることや各種の質量抵抗を設ける（ロープのマットやミサイル・シールド）ことなどがある。

特にコンテナー頂部に設置してある緊急用冷却水貯蔵タンクのミサイル貫通はその機能を失わせる。水冷却炉のクレーント系は延性のあるオーステナイト・ステンレス鋼で作られ、また過応力にならぬように設計されているので、飛来物発生源になる可能性は少ない<sup>4)</sup>。

EBR-II [1892] では、飛来物として炉タンク・カバーと3インチ球を想定し、加速期間中の動的平衡条件である次の(6)式を用いて速度と変位を求めた。ピーク圧力は(5)式で求める。

$$\frac{du}{dt} = \frac{PA}{M} - g + \frac{\rho A u_s^2}{2M} - \frac{C_D \rho A u^2}{2M} \quad (6)$$

ただし

$u$ : 飛来物の速度

$P$ : 飛来物に加わる不平衡圧力

$A$ : 飛来物の断面積

$M$ : 飛来物重量

$\rho$ : 媒体密度

$C_D$ : 媒体の牽引係数

$u_s$ : 飛来物真下にある媒体の物質速度

## 2.5 各種構造設備との接合部における集中荷重

前述の膨張と圧力波は作動物体に大変位をもたらすので、コンテナーと他系との構造的弾性および付属構造物に荷重が加わって接合部に反動力を生じる。すなわち、(a) 集中荷重量とその時間的経過、(b) 複雑なシェルの解析法、および(c) 設計上の配慮などを検討する必要がある。たとえば事故発生時の基礎部の熱応力などはその一例である。

## 2.6 外部荷重

コンテナー外部から生じる荷重として、地震、風圧、据付け部の変動および飛行機の墜落などがある。コンテナー構造は外圧によるバックリング安定性が低いので、風圧荷重設計は内圧設計の場合を上回ることもあるといわれている。風による抗力は次式で求める。

$$W = 1/2 \cdot C_w \cdot \rho V^2 A \quad (7)$$

$\rho$ : 空気密度,  $V$ : 風速,  $A$ : シェル断面積

$C_w$ : 抗力係数, レイノルズ数にたいし与えられる

## 3. 構 造 設 計

コンテナー設計上考慮すべき事項として、(a) 経済性からみた圧力と容積の関係(第2図参照)、(b) 内包設備の所要寸法、(c) 形状、(d) 最適材料(脆性破壊の問題)、(e) 压力容器の規定、(f) 生体遮蔽との関連、(g) 飛来物防止法、(h) 許容漏洩限界とその試験法、(i) 腐蝕防止法、(j) 燃料取扱い設備の型式、(k) 地上または地下設置、(l) 各種貫通孔、などがある。

米国におけるコンテナー設計は、火炎に接しない压力容器にたいする ASME コードを適用し、また溶接部の応力除去などに関連する Case No. 1226 および 1228 を満足するようにしてコスト低下を計っている。コンテナーにたいする ASME の特殊規則の1部を下に列挙する。

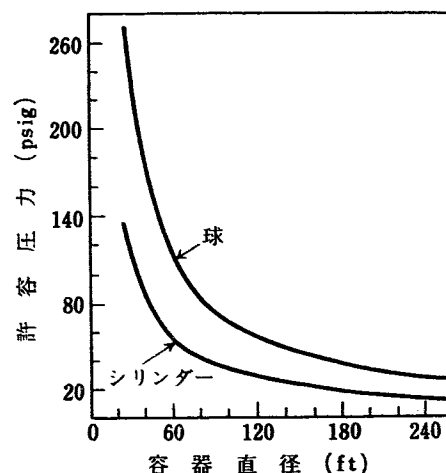
**1226** 下の条件が満足されるとコンテナーは応力除去なしにつくることができる。

(a) 板および鍛鋼品はそれぞれ SA-300 および SA-350 の仕様に合致し、その要求事項を満たすこと。

(b) 溶接頂序および溶接者はコードにしたがって検定されること。

(c) シェルとヘッドの板は応力除去の必要な値をこえないこと。

**1226-1** コードの表 USC-23 中のグループ P-1 の材料にたいしては溶接中 200°F の予熱がなされると、1.25~1.50 インチの板厚にたいし応力除去はいらない。



第4図 図示の曲線以下のコンテナーは応力除去を必要としない(ただし SA 201 Gr. B 1.5 in シェル板厚の場合)。

**1226-3** 腐食許容指定値はコンテナに適用しない。

**1235** 圧力逃し弁を備える必要はない。

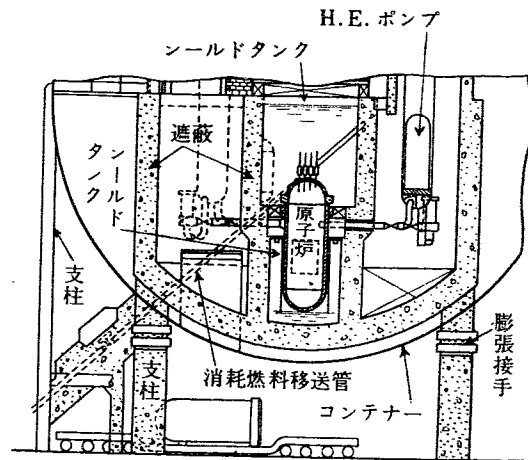
この場合のコンテナ径と許容圧力との関係は SA-201 Gr. B, 1.5 インチ板厚の場合に第4図<sup>1)</sup>となり、図示の曲線以下の容器径および圧力で設計されたコンテナは応力除去の必要がなくなり、コストの低下が得られる。

第1表の要目を第4図によりチェックすると, Savannak を除き全部応力除去の必要がなく, また与えられた径にたいし内圧と板厚の関係も類推できる。

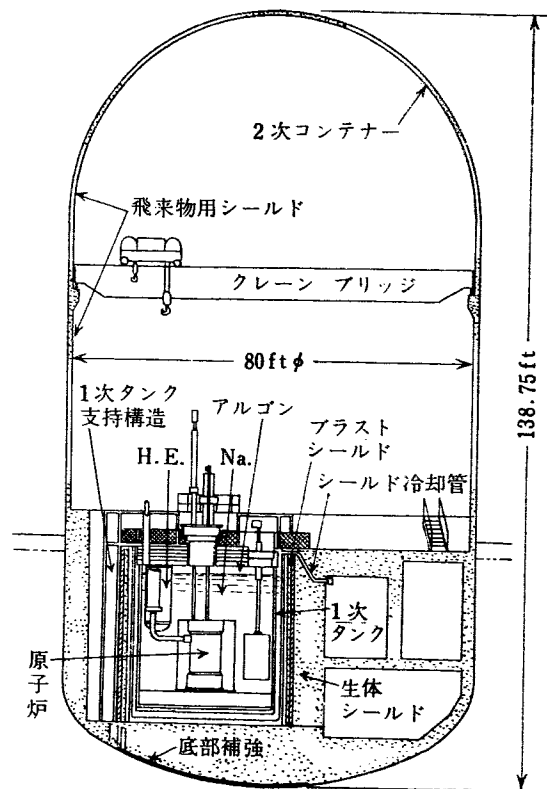
以上のほかに自重による付加応力は薄膜理論を適用して求められ, また風圧による付加応力は P. P. BIRLAARD<sup>2)</sup> の計算例があり, 前述した基礎部などの局部応力も検討を要する。Dresden の基礎部 (コンクリート床に埋まる所) は, 内部断熱材, 外部埋込砂および“くさび”などで, 事故発生時の熱応力を緩和している<sup>2)</sup>。

米国におけるコンテナ材料は一般に ASTM・A300・A201 Gr. B を用いており, 結晶粒度構造の標準化と低温衝撃抵抗を規定するシャルピー試験 ( $-50^{\circ}\text{F}$  にて 15 ft・lb) を要求している。コンテナの場合とくに重要な問題である脆性破壊は静的荷重のもとに, 不連続部, 抱束部およびノッチなどの応力集中に基因することも設計および製作上考慮しなければならない。

第5図は, Shippingport [1879] の例で上から見たものであり, 原型炉として炉心の柔軟性 (炉心の撤去など) を考慮に入れた特殊なものである。第6図は Yankee [1879] の例で経済性を考慮した球型を採用し, コンテナ支持は等間隔柱状支柱により, 内部コ



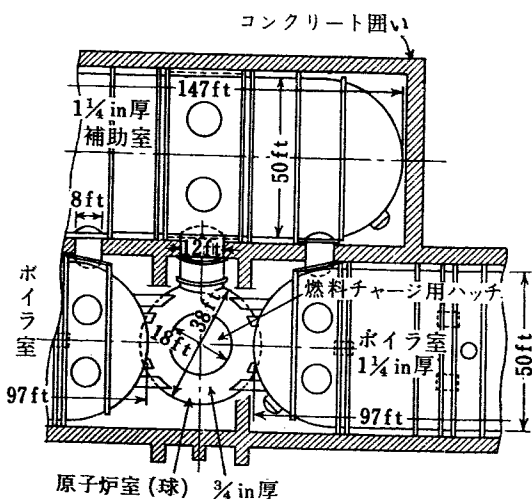
第6図 Yankee プラントのコンテナ [1879]



第7図 EBR-II コンテナ [1892]

ンクリート体の支持は膨張接手付き鋼製外被を有する独立コラムによっている。第7図は EBR-II [1892] の例で, bulk sodium を内包する1次系コンテナと, これからわずかに漏洩する Na の反応に備えて設計された2次コンテナを有している。

シェル開口部 (出入用, ケーブルおよび配管など) の気密保持法は, 文献 1) および EBWR [1891] に示してあるが, 特に人間出入用の普通のエア・ロックは高価 (3万~5万ドル) であるから, これに代わる方法を開発することは, コンテナの経済性の上で重要であるといわれている<sup>1)</sup>。



第5図 Shippingport のコンテナ [1879]

## 4. 製作と試験

ASME 規定などによる溶接部の放射線検査および耐圧試験は、コンテナおよび原子炉系の建設に関連した困難な問題をもたらす。最近の ASME コード case No. 1228 によりこの関連は著しく容易になった。すなわち

**1228** 次の場合には二段階建設計画において溶接部の検査は差し控えることができる。

- (a) 開口を含まない溶接部および板がコンクリートでおおわれ、
- (b) すべての近接できなくなる溶接部は、両面溶接され、放射線検査され、またコンクリートでおおわれる前にハーライド漏洩検知器のようなガス媒体により気密性にたいし十分に検査および試験され、
- (c) 完成容器の完全な空圧試験を含むすべての他のコードの要求事項が満足されるとき。

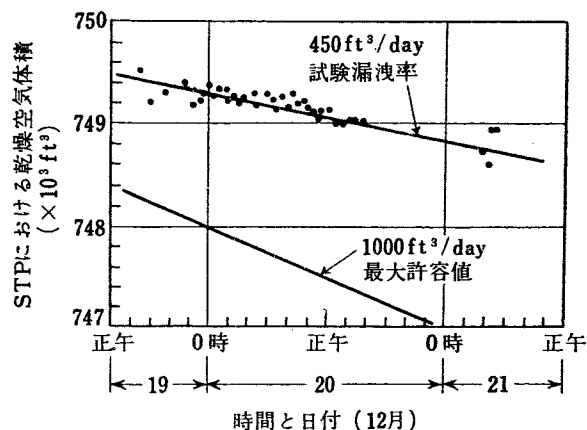
すなわち、コンテナ下部が上記規定により作られると、原子炉系などの内部装置がある程度進行してからコンテナ上部が建設され、完成後の試験においてコンテナ下部の検査が不要になる。

容器完成後の試験の種類および順序は<sup>1)</sup>、

- (a) 設計圧力のある割合まで加圧してせっけん泡などにより気密性を調べる。
- (b) 設計圧力の 1.25 倍で耐圧試験をおこなう。
- (c) 設計圧力で漏洩試験をおこなう。その許容値はほぼ 0.1% volume/day をこえないようにする。

第 8 図は、EBWR [1891] の運転開始直前の状況下

におけるコンテナ漏洩試験成績を示す。なおコンテナのみが完成したときの試験漏洩率は 100 ft<sup>3</sup>/day で、運転開始 1 年後の成績は指定値の 1,000 ft<sup>3</sup>/day に近い成績であった。



第 8 図 EBWR 運転開始直前のコンテナ漏洩試験成績 [1891]

EBWR の漏洩量の測定は、抵抗温度計による空間分布温度と水銀マンオメータによる分布圧力の測定などにより、シェル温度状況のある制約のもとに（シェル金属平均温度は 50°F 以下で記録時の 2 時間前後の温度差は 4°F 以下）、平均化と補正を加えてボイル・シャルルの法則を用い、STP における乾燥空気体積を求める方法によっている。この場合、圧力の読みの誤差 0.15 mmHg, および温度の読みの誤差 0.045°F が約 100 ft<sup>3</sup> に相当したといわれ、この種の測定がいかに困難であるかが推察できる。

## 5. 結

## 語

BRITTAN [437] は、コンテナの経済性、将来の動向および研究開発事項をつぎのように略述している。

米国ではコンテナ設置は現在保険上有利なので、コストの問題は、「コンテナはどのくらいかかるか」でなく、「最もやすいコンテナはどんなものか、またいかにしてコストを低減できるか」にあるといわれる。大出力炉の場合コンテナ設置により 7.5% のコスト増大になり、これは 7.0 ドル/kW (熱) に相当

し、10 年後には 4.0 ドル/kW (熱) 程度になるであろうが、プラント・コストの 2~3% 以下になりそうもないと予想している。

また固有の安全性を有する原子炉型式を見いだす方向もある。すなわち SRE はその中の空気が調節される仕切りと特殊設計の気密ビルを利用し、OMRE は誘導放射能の低い冷却材の化学的不活性を利用し、いずれも低圧運転であり、コンテナを備えていない。

米国において初期に政府によって依頼された研究は、(a) 原子炉圧力容器のエネルギー吸収能力の解析と実験、(b) 内部爆発にともなうコンテナの挙動、(c) 系の爆発を解析するときの流体力学の問題、(d) 飛来物の生成と貫通力に関する事項などで、現在では

らに拡大されて、(a) 漏洩試験法、(b) 大エネルギー放出中の炉心挙動の詳細、(c) 機械的および放射性的荷重の軽減法、(d) 漏洩と公衆災害との関連、(e) 地震の影響、および (f) 設計と試験の規定に関する事項などである。

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [1879] C. T. CHAVE, O. P. BALESTRACCI: Vapor containers for nuclear power plant.
- [1891] A. H. HEINEMAN, L. W. FROMM: Containment for the EBWR.
- [1892] H. O. MONSON, *et al.*: Containment of EBR-II.
- [434] F. B. PORZEL: Some hydrodynamic problems in reactor containment.

- [437] J. C. HEAP: Reactor Containment.
- [1023] R. P. GODWIN, D. L. WOLF: Design consideration in nuclear merchant ship.

### その他

- 1) R. N. BERGSTROM, *et al.*: *Nucleonics*, **17**(4), p. 86 (1959).
- 2) BWR 原子力発電所の設計検討 (APT).
- 3) F. B. PORZEL: *Nucleonics*, **16** (10), p. 82 (1958).
- 4) USAEC: Shippingport Pressurized Water Reactor.

# 原子炉における溶接

## 1. 概 説

原子炉の各部構造の成形加工に溶接はきわめて広く用いられる。溶接技術はここ十数年の間にいちじるしい発展をとげてきた。リベッティングと鋳造は大きく溶接におきかえられている。原子炉においては、1) 各部の構造が複雑である。2) 加工精度が厳しい。3) 特殊な材料が使用される。4) 中性子による損傷の問題がある。5) 脆性破壊などの事故を極力防がねばならないなど原子炉独自の新しい問題点がある。最近の溶接技術の向上と開発は相当要求を満たしているが、今

後研究されねばならない問題点は多い。

第2回ジュネーブ会議に報告された溶接関係の論文は比較的少ないが、ここに紹介する論文を分類するとつぎのようになる。

- 1) 新しく開発された溶接技術 [788], [1161]
- 2) 中性子損傷 [80], [1878], [1978], [2052]

その他溶接部の非破壊検査、残留応力除去、超厚板の溶接施工などに数多くの問題があるが、第2回ジュネーブペーパーでは若干散見されるにすぎない。

## 2. 新しく開発された溶接技術

第2回ジュネーブ会議までに開発された原子炉は主として実験炉であり、動力炉の多くはプログラムの域を出ないものが多かった。そのため、溶接の問題点の多くは燃料要素の加工成型に関するものであった。そのなかで [78] における、内熱式オートクレーブによる高圧 (700 気圧)、高温 (850°C) のガス加圧接着法が注目される。燃料要素が金属より酸化物に移りつつあり、かつキャンニングの材料もジルカロイ-2 などの酸化性材料が用いられるようになればこのガス加圧接着法はきわめて有効な成型加工法であろう。しかしわが国においてはオートクレーブの製作技術の水準は低く、アメリカにおけるように簡便に使用できるまでに至っていないので、オートクレーブの製作技術の開発により大型のオートクレーブが容易に製作されることが先決条件となる。[78] の詳細については金属編の燃料要素の成形加工に述べられている。

つぎに燃料要素のシールは溶け込みが深くリーク・タイトでなければならない。そのため、タングステン・イナート・ガス・シールド溶接法を用いるときは特殊な装置と細心の注意が必要である。封入装置は燃料要素の封入のみに使用する溶接機が設計製作されて用いられている。また特殊な方法として電子線融接装置

が開発された。この方法はつぎのような特徴を有しており、燃料要素の封入にきわめて有効な方法とされている。

- 1) きわめて純粋なふん囲気で溶接できる。

高純度アルゴンの純度が 99.95% 程度であり、また高純度ヘリウムでも 99.99% が限度であるが、真空では  $10^{-3}$  mmHg で 99.999987%,  $10^{-5}$  mmHg では 99.99999987% の純粋なふん囲気を得られる。

- 2) ほとんどすべての金属の溶接ができる。

燃料要素のキャンニングにはジルカロイ、ステンレス鋼をはじめ特殊な金属が使用されるが、これらの完全な溶接はなかなか困難である。しかし電子線融接法ではこれらの特殊な金属の溶接が可能である。

- 3) 薄い材料の溶接ができる。

キャンニングの材料はきわめてうすいが、一般の溶接ではむずかしい 0.005 in 程度の厚さまで溶接できる。

- 4) 溶接面の仕上りがきわめて良好で、溶け込みもよく、かつ溶着部の強度は母材とほとんど変らない。

電子線融接法についてはドイツ、フランス、アメリカにおいてそれぞれ開発されているが、[1161] ではフランスの方法について報告されている。詳細は金属

編の燃料要素の成形加工に解説されている。

原子炉構造ではガス冷却型原子炉および加圧水型原子炉などで、30～200 mm 程度のきわめて厚い鋼板が使用される。この溶接施工はいろいろの困難がある。

1956年ころからソ連でエレクトロスラッグ溶接法が開発され、超厚板の溶接に画期的な方法として注目されるに至ったが、第2回ジュネーブ会議には紹介されなかった。

### 3. 構造用材料および溶接部の中性子照射

#### 3.1 中性子照射により問題となる構造要素と材料

中性子照射による損傷は主として 1 MeV 以上のエネルギーを有する高速中性子によって生ずるから、燃料要素に接近している材料が最も大きな損傷を受ける可能性が多いことはいうまでもない。したがって燃料被覆は非常に大きい中性子照射を受けるが、その材料は、コールダーホール、ハンターストンではマグネシウム合金、MTR, JRR-2 (CP-5), JRR-3 ではアルミニウム、EBR, APPR, GCR-2 ではステンレス鋼、PWR, EBWR ではジルコニウム合金が用いられている。のちにのべるが、高速中性子が金属材料の機械的性質に与える影響は一般に照射温度が高いほど少なくなり、かつ燃料要素は交換されるので比較的問題は少ないといえる。

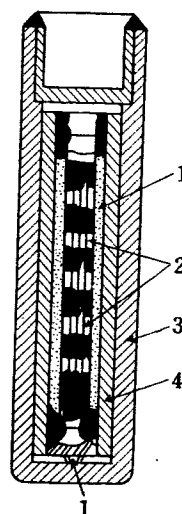
中性子照射の問題が大きく取り上げられるのは压力容器である。压力容器は 30～200 mm 程度の厚板鋼板を使用することが多く、設計圧力はガス冷却炉で 1～20 kg/cm<sup>2</sup>、加圧水型原子炉で 175 kg/cm<sup>2</sup> におよぶため、容器には圧力による応力がかかり、さらに熱応力が重畳し、自重も大きい。また常温で照射を受けるので問題点が多い。压力容器における高速中性子束が  $10^{10}n/cm^2/sec$  程度であるならば炉の耐用期間 30 年 ( $10^9 sec$ ) で  $10^{19} nvt$  程度の照射を受けるので中性子照射について十分注意をはらわねばならない。とくに溶接部における照射の影響は重視しなければならない。

#### 3.2 照射試験方法および機械的試験方法

ソ連において PRAVDYUK ら [2052] がおこなった照射方法について述べると、80～100°C を越えない温度で照射するときには、アルミニウム合金カプセルに試料を密封して水冷炉燃料要素の間に装入する。冷却水の温度は 25～80°C である。燃料要素とアルミニウム合金カプセルの冷却水層の厚さは 5 mm である。その位置における熱中性子束は  $3\sim5\times10^{13}n/cm^2/sec$

である。1 MeV 以上のエネルギーを有する高速中性子は計算により熱中性子の 35% である。

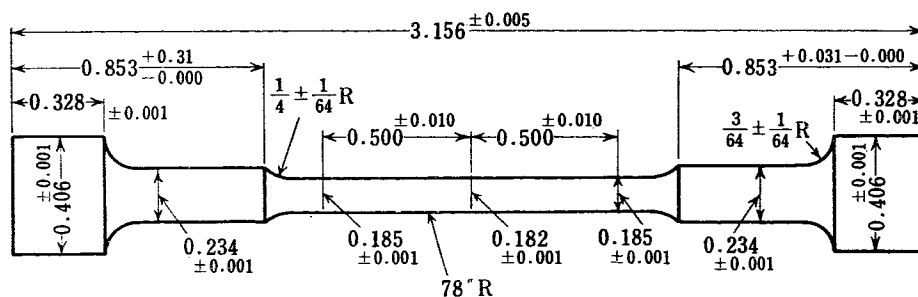
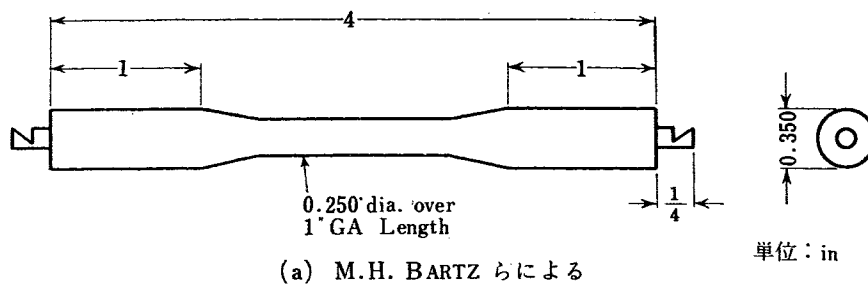
300～600°C の温度範囲における試料の照射は冷却水中の垂直実験孔に入れるため、特別なカプセルをつくっている。実験孔は燃料要素の入っていない黒鉛グリット内である。高速中性子束を多くし、高温にするため、 $UO_2$  を適量カプセル内に封入している。第1図にそのカプセルを示す。1 は  $UO_2$ 、2 は試験片、3 は



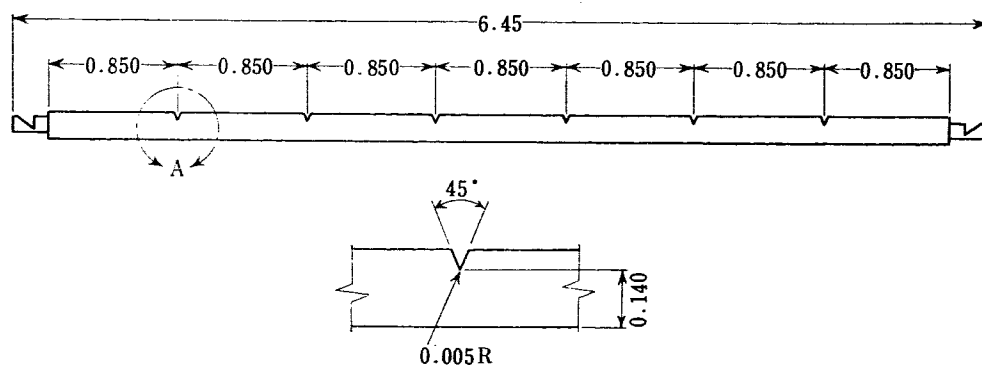
第1図 試験片シールドカプセル (PRAVDYUK らによる) アルミニウム・シールド・カプセル、4 は鉛の内張りである。カプセル内の温度は  $^{235}UO_2$  の量を変えることによって制御され、また鉛の内張りは熱中子を吸収するために用いたものである。

容器内の温度を正確に知るためにモニターを入れて試験をしている。一方、大きなカプセルに入れた試験片に熱電対をつけて直接温度測定をおこなっている。カプセル内の熱中性子束は  $2.5\times10^{13}n/cm^2/sec$  で 300°, 470° および 600°C で、1 MeV 以上のエネルギーの高速中性子束はそれぞれの温度における熱中性子束の 5, 7 および 10% と計算によって得られた。

MTR における試料の中性子照射は炉の中心部のレフレクター内に試料を挿入しておこなうようになっている。



第 2 図 引張り試験片の形状

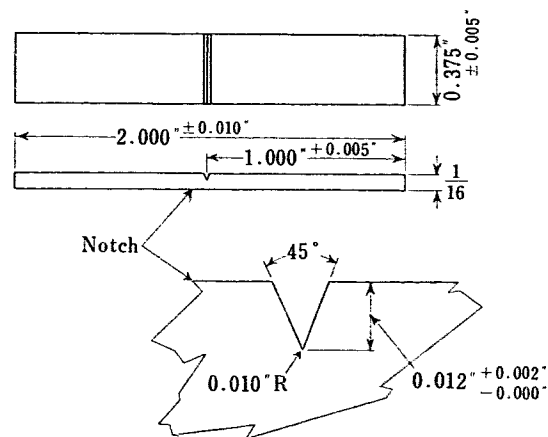


イン・パイル・テストにおいては実験孔が小さいため、試験片の寸法は標準試験片を採用できず、きわめて小さい試験片となる。また試験片の形状も試料が放射能をおびるため、取扱いの容易な特殊な形状とならざるを得ない。

中性子照射を受けた試験片はホット・ラボラトリーで処理され、遠隔操作による試験機によって試験をおこなう。第 2, 3, 4 図に各種の試験片の一例を示す。このほか PRAVDYUK らは径 5 mm の円筒型形の試験片に 1 mm のノッチを円周に入れ、ノッチのところで径を 3 mm にしている。ノッチの形状は V ノッチで 0.25 mm の R をつけている。ノッチ角度は 60° である。

### 3.3 照射による機械的性質の変化

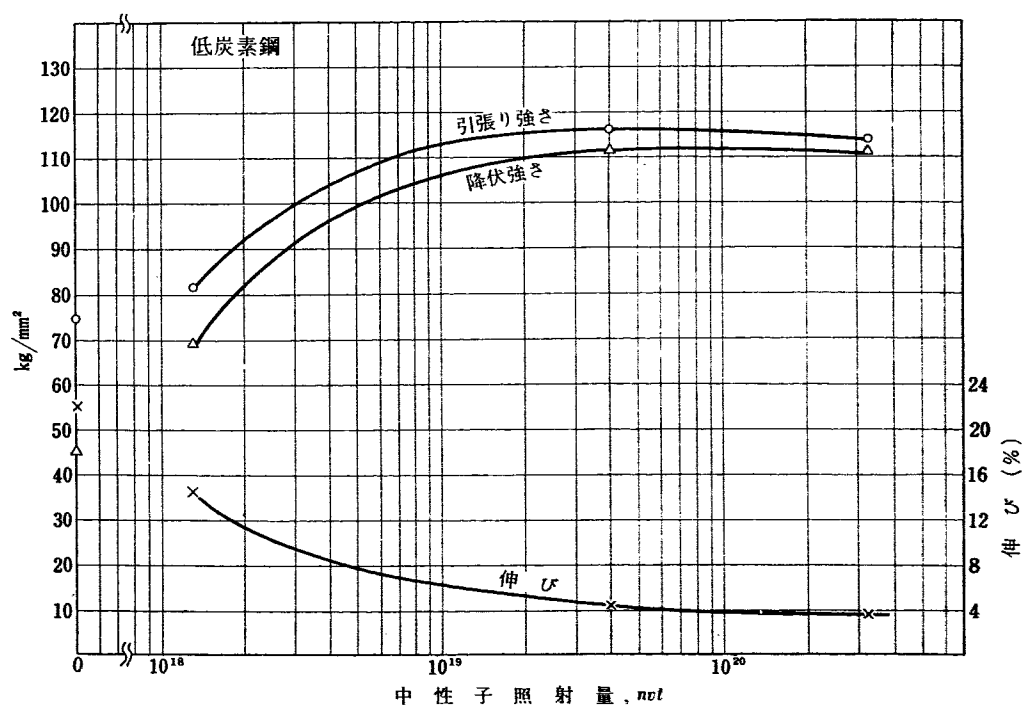
第 1 表は各種材料の照射による機械的性質の変化を



示すものである。これによってもわかるように、照射量が増加するにともない、引張り強さおよび降伏強さは

第1表 照射による構造材料の機械的性質の変化 (PRAVDYUK, BARTZ らによる)

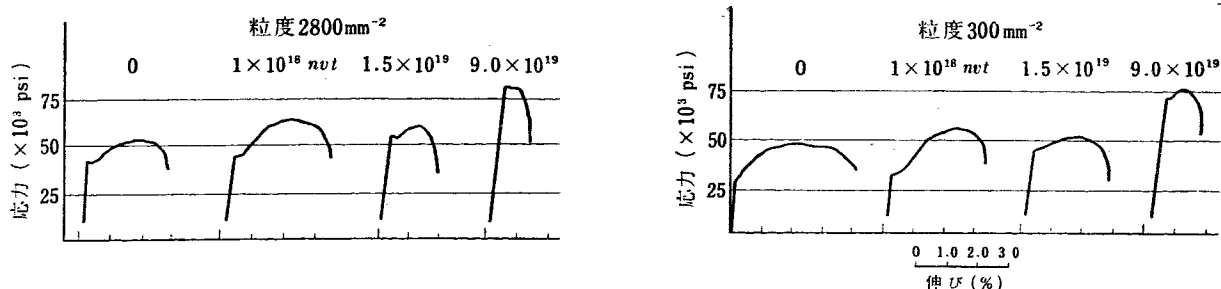
| 材 料          | 合金成分重量 %                                                                       | 中性子照射量 nvt            | 引張り強さ<br>kg/mm <sup>2</sup> | 降伏強さ<br>kg/mm <sup>2</sup> | 伸 び % |
|--------------|--------------------------------------------------------------------------------|-----------------------|-----------------------------|----------------------------|-------|
| 低炭素鋼         | C=0.2, Mn=0.5<br>Si=0.2<br>880°C で焼きなまし                                        | 0                     | 75                          | 46                         | 22    |
|              |                                                                                | $1.4 \times 10^{18}$  | 81                          | 70                         | 15    |
|              |                                                                                | $5 \times 10^{19}$    | 116                         | 113                        | 4.5   |
|              |                                                                                | $3.1 \times 10^{20}$  | 113                         | 111                        | 4     |
| 高強度降伏鋼       |                                                                                | 0                     | 91                          | 84                         | 14    |
|              |                                                                                | $1.7 \times 10^{19}$  | 120                         | 119                        | 4.5   |
|              |                                                                                | $1 \times 10^{20}$    | 131                         | 131                        | 3.8   |
| オーステンテナイト鋼   |                                                                                | 0                     | 65                          | 24                         | 66    |
|              |                                                                                | $3 \times 10^{17}$    | 72                          | 37                         | 65    |
|              |                                                                                | $1.4 \times 10^{18}$  | 74                          | 44                         | 55    |
|              |                                                                                | $1 \times 10^{20}$    | 100                         | 92                         | 43    |
| アルミニウム1100   | Al>99.0, Cu<0.20<br>Fe+Si<1.0<br>Mn<0.05<br>Zn<0.10<br>imp.<0.15               | 0                     | 14                          | 13                         | 23    |
|              |                                                                                | $2.4 \times 10^{21}$  | 19                          | 16                         | 25.5  |
|              |                                                                                | $2.6 \times 10^{22}$  | 21                          | 19                         | 23    |
|              |                                                                                |                       |                             |                            |       |
| アケルミニウム合金355 | Si=6.5~7.5<br>Fe<0.6, Mn<0.35<br>Mg=0.20~0.40<br>Zn<0.35, Ti<0.25<br>imp.<0.15 | 0                     | 31                          | 17                         | 2.5   |
|              |                                                                                | $2.4 \times 10^{21}$  | 38                          | 30                         | 0.4   |
|              |                                                                                | $3.76 \times 10^{22}$ | 42                          | 40                         | 2.6   |
|              |                                                                                |                       |                             |                            |       |
| ジルコニウム       |                                                                                | 0                     | 26.5                        | 16                         | 34    |
|              |                                                                                | $4 \times 10^{19}$    | 32                          | 26                         | 20    |
|              |                                                                                | $1 \times 10^{20}$    | 36                          | 34                         | 15    |



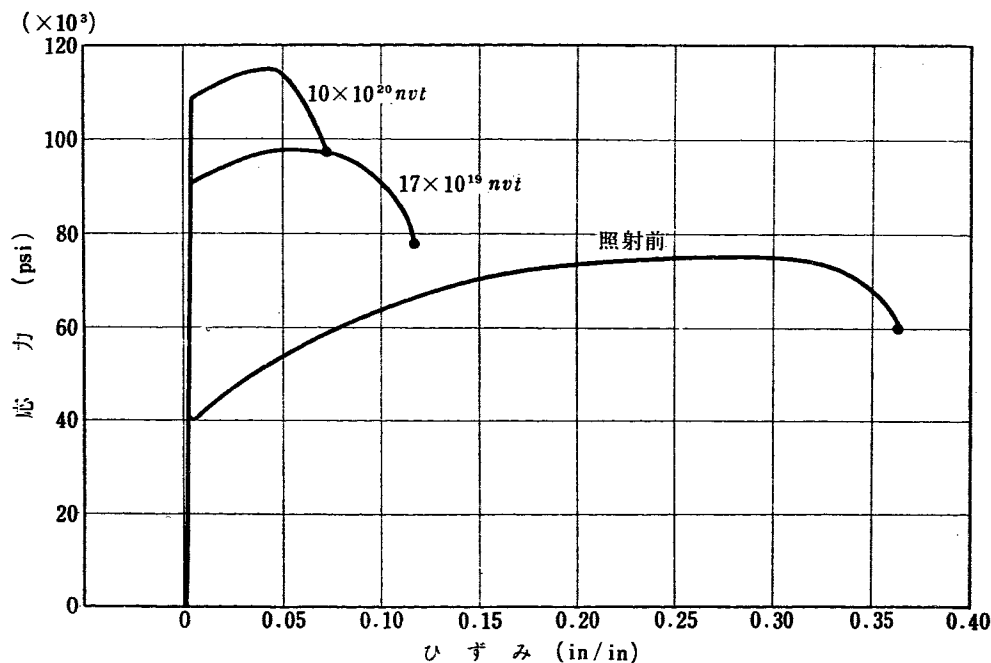
第5図 中性子照射による機械的性質の変化 (PRAVDYUK らによる)

増加し、伸びは減少する結果となる。これらの現象は脆性破壊と関連して注目しなければならない。第5図

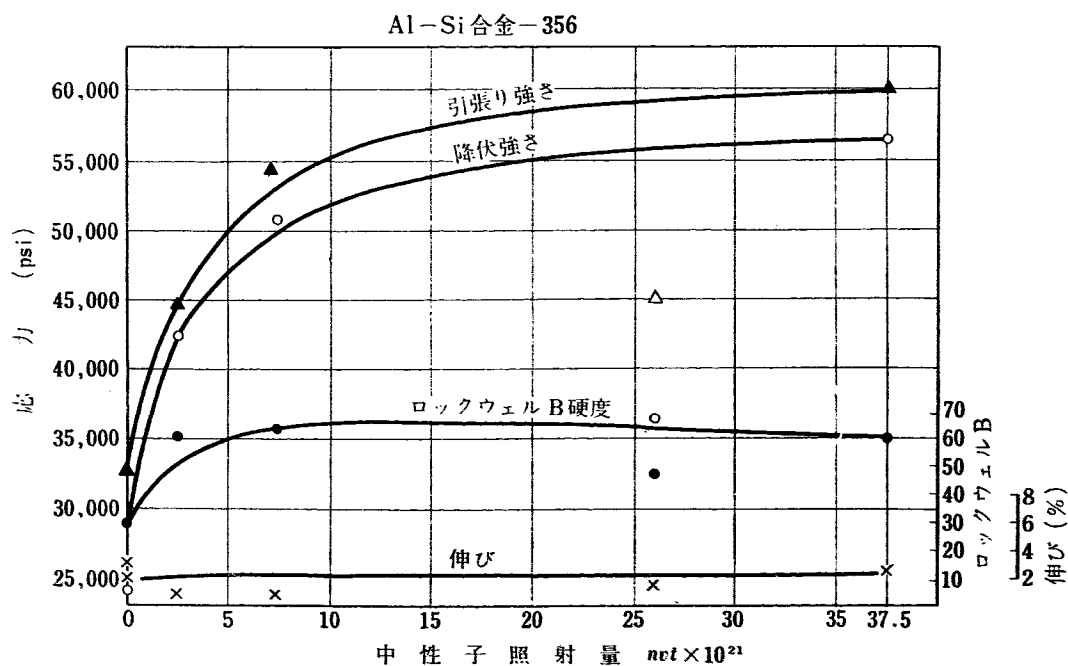
は炭素鋼の照射の影響を示すが、 $10^{19} \text{ nvt}$  で著しい照射の影響がみられる。とくに降伏強さによぼす影響



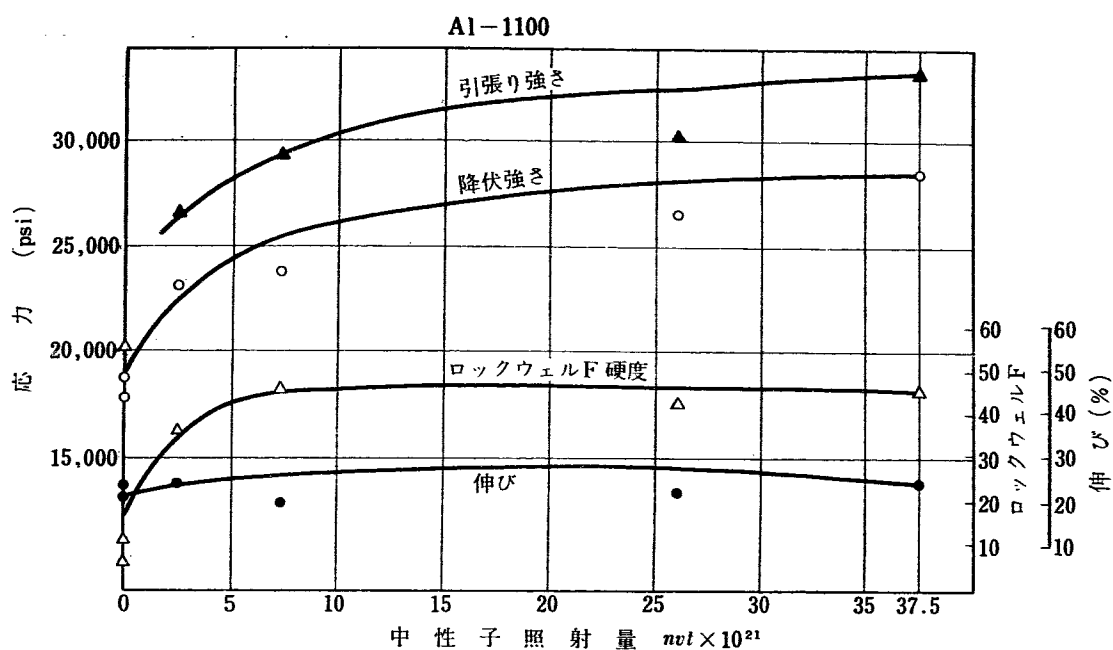
第6図 常温で中性子照射したときの鋼の代表的応力ひずみ線図 (MAKIN らによる)



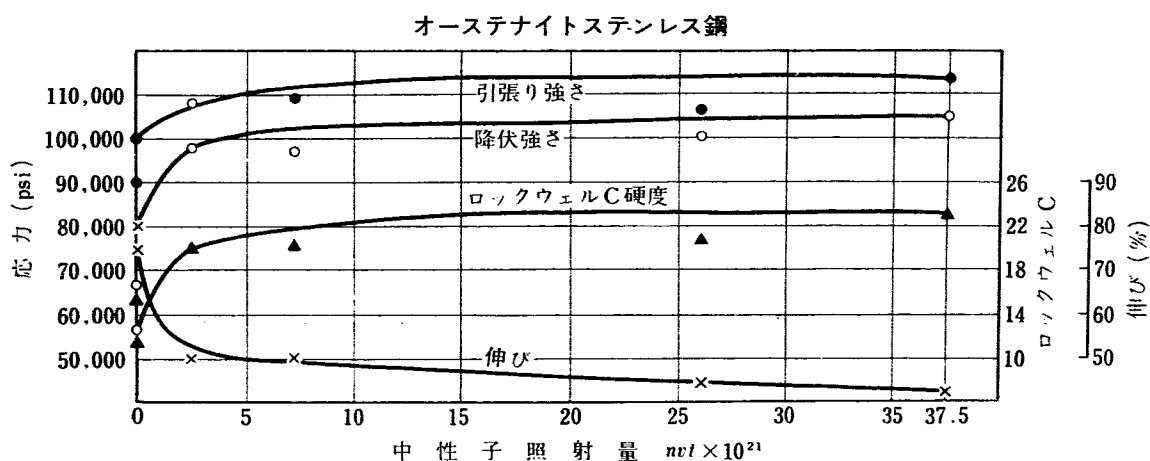
第7図 ASTM A-212-B 微粒 Si-C 鋼の応力-ひずみ曲線



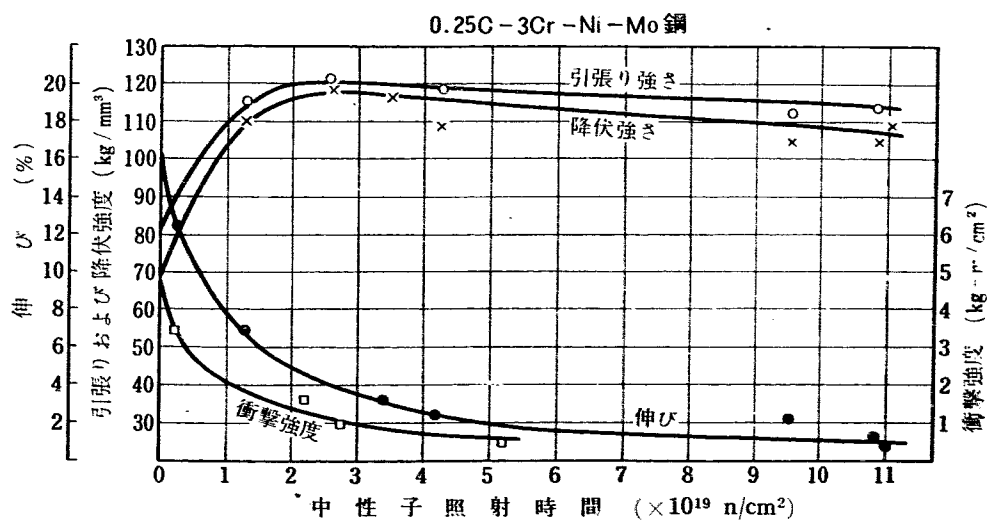
第8図 中性子照射の機械的性質におよぼす影響 (BARTZ による)



第9図 中性子照射の機械的性質におよぼす影響 (BARTZ による)



第10図 中性子照射の機械的性質におよぼす影響 (BARTZ による)



第11図 0.25C-3Cr-Ni-Mo 鋼の中性子照射による機械的性質の変化 (PRAVDYUK らによる)

第2表 種々の照射温度による機械的性質の変化 (PRAVDYUK による)

| 材 料                                                            | Irradiation の条件 |                      | 引張り強さ kg/mm <sup>2</sup> |       | 降伏強さ kg/mm <sup>2</sup> |       | 伸 び % |       |
|----------------------------------------------------------------|-----------------|----------------------|--------------------------|-------|-------------------------|-------|-------|-------|
|                                                                | 温 度 °C          | 照射量 nvt              | 照 射 前                    | 照 射 後 | 照 射 前                   | 照 射 後 | 照 射 前 | 照 射 後 |
| 18Cr-9Ni-Ti<br>ステンレス鋼<br>焼入れ                                   | 80              | $1.4 \times 10^{18}$ | 66                       | 74    | 24                      | 44    | 66    | 55    |
|                                                                | 300             | $2.4 \times 10^{18}$ | 71                       | 73    | 26                      | 42    | 64    | 50    |
|                                                                | 380             | $5.2 \times 10^{18}$ | —                        | 67    | —                       | 31    | —     | 60    |
|                                                                | 470             | $3.5 \times 10^{18}$ | —                        | 75    | —                       | 29    | —     | 52    |
|                                                                | 600             | $4.4 \times 10^{18}$ | 76                       | 76    | 32                      | 27    | 62    | 70    |
| 18Cr-12Ni-<br>2Mo-Ti<br>ステンレス鋼<br>焼入れ 850°C<br>で 2 時間安定<br>化处理 | 80              | $1 \times 10^{20}$   | 67                       | 85    | 30                      | 67    | 70    | 45    |
|                                                                | 300             | $7 \times 10^{18}$   | 69                       | 79    | 35                      | 36    | 60    | 57    |
|                                                                | 470             | $1 \times 10^{19}$   | —                        | 70    | —                       | 30    | —     | 55    |
|                                                                | 600             | $1.1 \times 10^{19}$ | 76                       | 71    | 33                      | 28    | 48    | 51    |
| 20Cr-40Ni<br>-41(W+Nb)<br>合金焼入れ                                | 80              | $1 \times 10^{20}$   | 76                       | 95    | 43                      | 63    | 39    | 25    |
|                                                                | 300             | $2.5 \times 10^{18}$ | 82                       | 86    | 42                      | 50    | 39    | 28    |
|                                                                | 470             | $3.5 \times 10^{18}$ | 81                       | 86    | 38                      | 40    | 38    | 36    |
|                                                                | 600             | $4.4 \times 10^{18}$ | 80                       | 87    | 44                      | 50    | 39    | 35    |

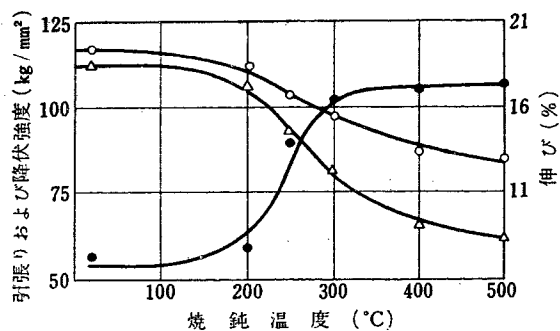
第3表 種々の試験温度における  $5 \times 10^{19}$  nvt 照射の影響 (MAKIN による)

| 金 属 | 温 度  | 降 伏 強 さ $\times 10^3$ psi |       | 引張り強さ $\times 10^3$ psi |       | 伸 び % |       |
|-----|------|---------------------------|-------|-------------------------|-------|-------|-------|
|     |      | 照 射 前                     | 照 射 後 | 照 射 前                   | 照 射 後 | 照 射 前 | 照 射 後 |
| Mo  | 20   | 93.7                      | 99.4  | 99.8                    | 104.3 | 23.6  | 22    |
|     | 90   | 80.3                      | 93.3  | 90.5                    | 93.5  | 23.8  | 18.4  |
|     | 200  | 70.4                      | 85.5  | 74.6                    | 85.9  | 2.8   | 5.8   |
| W   | 200  | 148                       | 131   | 173                     | 173   | 2.4   | 4.2   |
| Ti  | -195 | —                         | —     | 151                     | 165   | —     | —     |
|     | - 78 | 101                       | 109   | 107                     | 112.1 | 10.6  | 4.8   |
|     | 20   | 79.8                      | 88.7  | 83.4                    | 92.2  | 10.4  | 8.3   |
|     | 200  | 37.2                      | 46.2  | 53.1                    | 55.2  | 9.4   | 8.4   |
| Zr  | 20   | 107                       | 106   | 124                     | 124   | 3.5   | 2.4   |
|     | 90   | 103                       | 96    | 115                     | 115   | 2.7   | 3.4   |
|     | 160  | 92                        | 90    | 101                     | 106   | 1.9   | 2.9   |
|     | 200  | 87                        | 80    | 91                      | 93    | 2.1   | 2.7   |
| Cu  | -195 | 10.7                      | 41    | 46                      | 53    | 40.7  | 21.6  |
|     | - 78 | 11.2                      | 34    | 34                      | 40    | 38.4  | 21.2  |
|     | 20   | 8.4                       | 30.3  | 27.1                    | 34    | 42.2  | 27.5  |
|     | 200  | 7.9                       | 23.1  | 22.5                    | 24    | 30.9  | 15.9  |
| Ni  | -195 | 38                        | 90.8  | 88                      | 105   | 32    | 15    |
|     | - 78 | 38                        | 75    | 70                      | 78    | 41    | 24    |
|     | 20   | 36                        | 62    | 59                      | 63    | 34    | 23    |
|     | 200  | 34                        | 54    | 51                      | 59    | 27    | 19    |

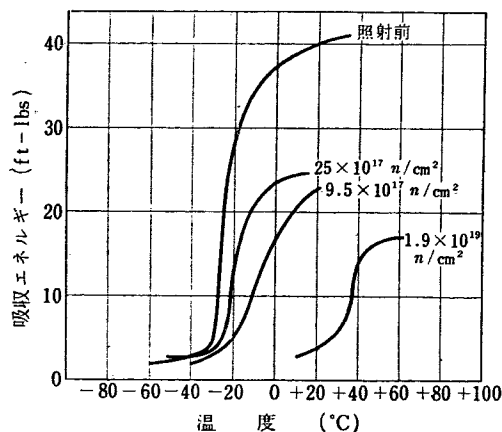
は大きく、照射量が大きいとき、降伏と同時に破断という現象がみられ、伸びにおいてもネッキングがなく破断することがある。このような破断現象を第6, 7図に示す。アルミニウムおよびその合金、ステンレス鋼などの脆性破壊のみられない材料においてはこのような降伏強さの増加は観察されないようである。これらの材料の照射効果を第8, 9, 10, 11図に示す。

中性子照射による機械的性質の変化のうち、特色のある現象は、高温の中性子照射では常温におけるよりもその影響が小さいことである。第2表は温度の変化による中性子照射の影響を示す。第3表には純金属の度による照射効果を示すが、一部の金属に逆の効果があらわれているのがみられる。

また、損傷を受けた材料は焼なましによって、照射

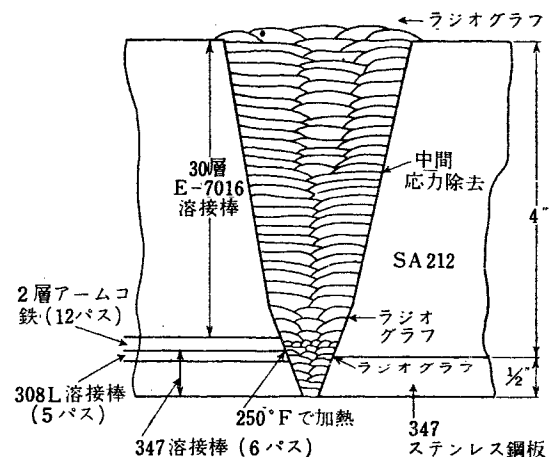


第12図  $3 \times 10^{19}$  nvt 中性子照射を受けた 0.25C-3Cr-Ni-Mo 鋼の焼なましによる機械的性質の回復 (PRAVDYUK らによる)



第13図 En 2 鋼の衝撃遷移におよぼす中性子照射の影響  
前の状態に回復する。その現象は熱処理材の焼なましによる回復にきわめて類似している。その一例を第12図に示す。

また中性子照射の切欠靱性におよぼす影響はきわめて大きい。とくに、溶接部は残留応力その他の影響を受け脆性破壊しやすい上、压力容器は厚板で拘束が多い複雑な溶接施工となるため、脆性破壊をとくにおこしやすい。



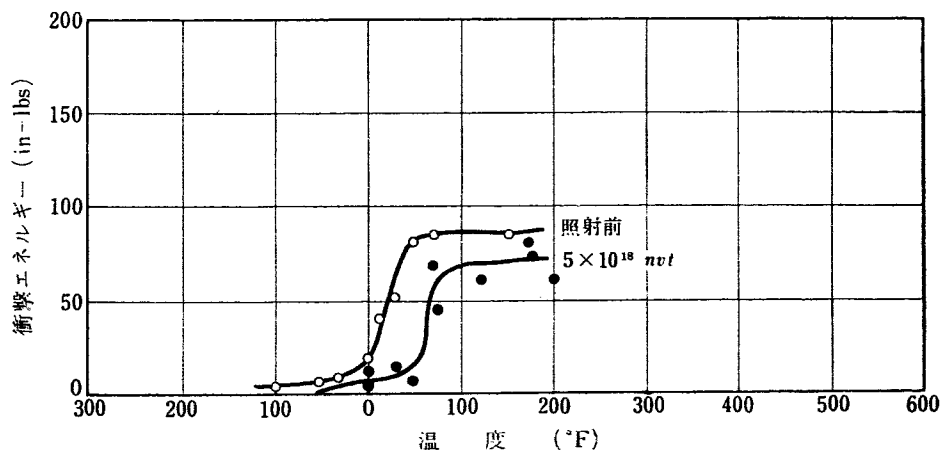
第14図 C-Si ステンレス・クラッド鋼板の溶接施工

第13図は En 2 鋼の衝撃遷移温度におよぼす照射効果を示す。この図によって明らかなように、照射により、衝撃値が低下し、遷移温度は上昇する。すなわち、脆性破壊は压力容器の破壊の要因となることがわかる。

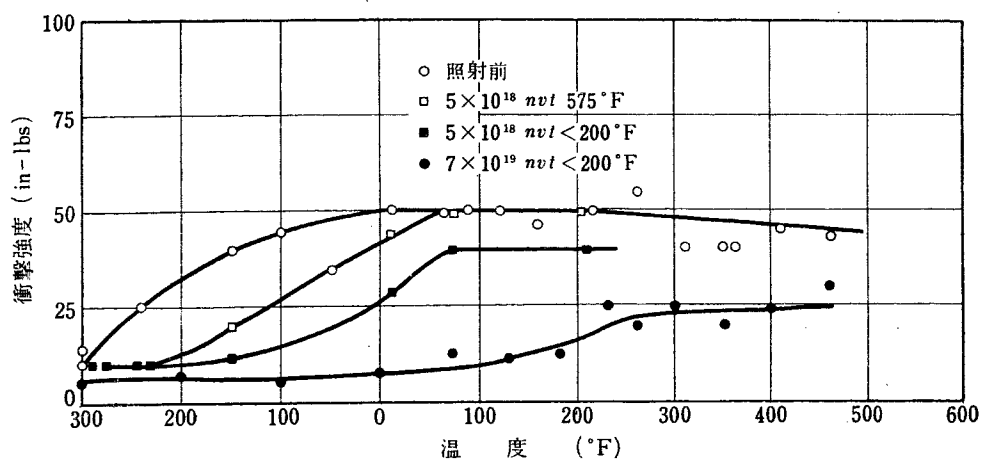
第14図は厚さ 4 in の SA 212 鋼板に 347 ステンレス鋼をクラッドしたクラッド鋼板の溶接施工の例を示したものである。このクラッド鋼板は HRT-2 の压力容器に使用されている。

第15図および第16図は SA-285 および高降伏強度鋼の衝撃強度におよぼす照射効果を示す。第17図は SA-212-B 鋼の衝撃強度におよぼす照射効果の影響を示す。この図からわかるように  $\sim 10^{20}$  nvt の照射で衝撃強度が低下し、遷移温度の上昇が著しいことがわかる。第18図は SA-212-B 材を溶接棒 E-7016 で溶接した溶接部のひずみ-応力線図への照射効果の影響を示す。

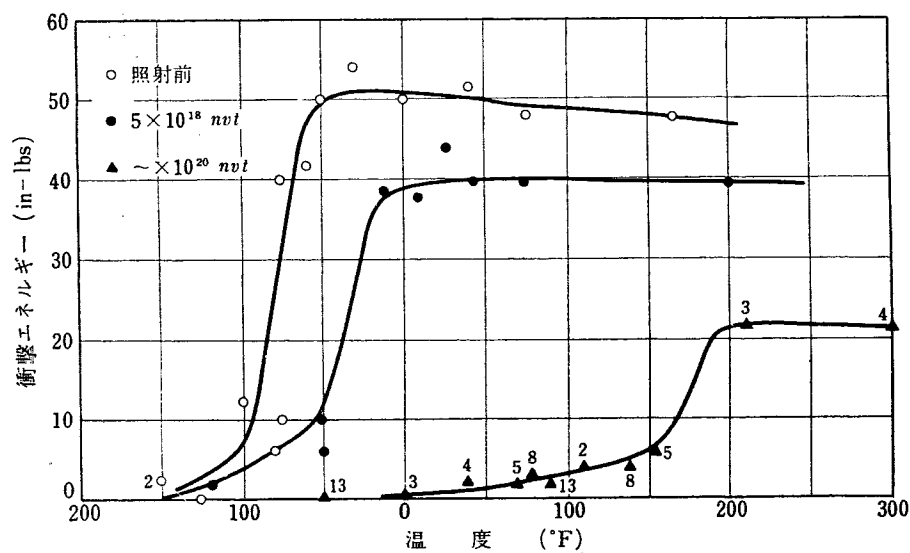
第19図は同じ材料の微結晶粒材の衝撃強度への照射効果の影響を示すものである。第20図は同じ材料



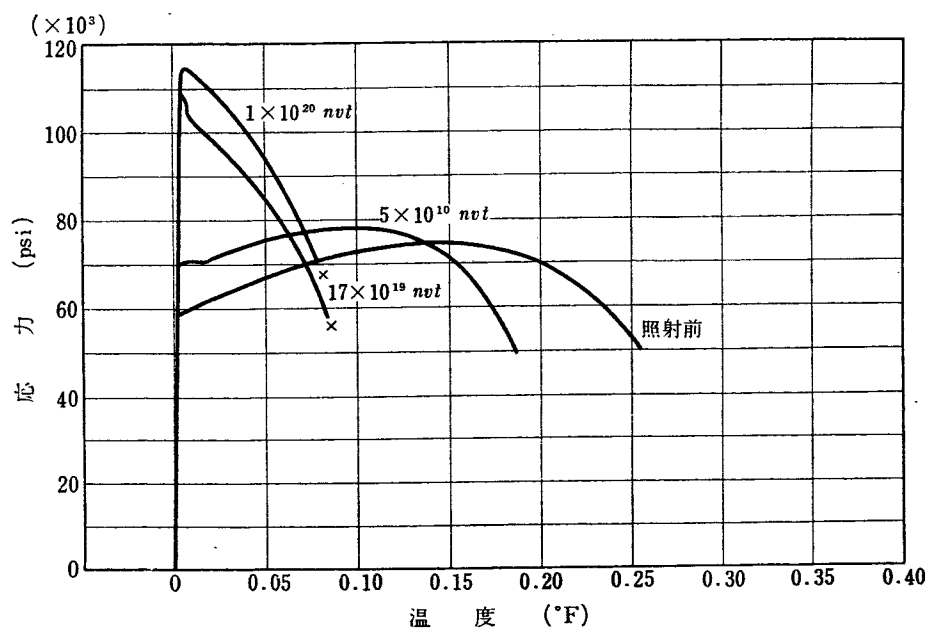
第15図 ASTM A-285 炭素鋼の衝撃強度



第 16 図 高降伏強度の鋼の衝撃強度



第 17 図 ASTM-A212-B C-Si 鋼の衝撃強度

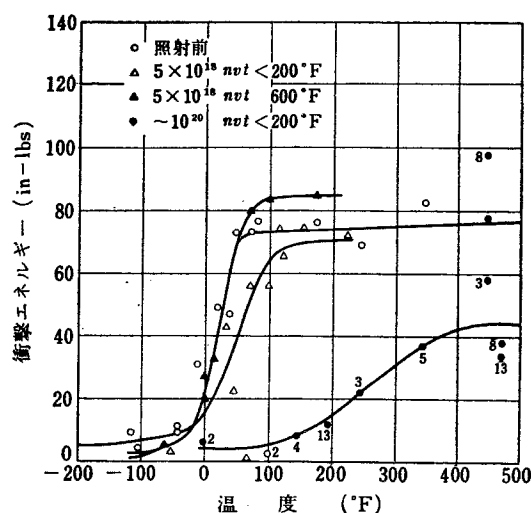


第 18 図 溶接部の応力-ひずみ曲線 母材 ASTM A-212-B 溶接棒 E-7016

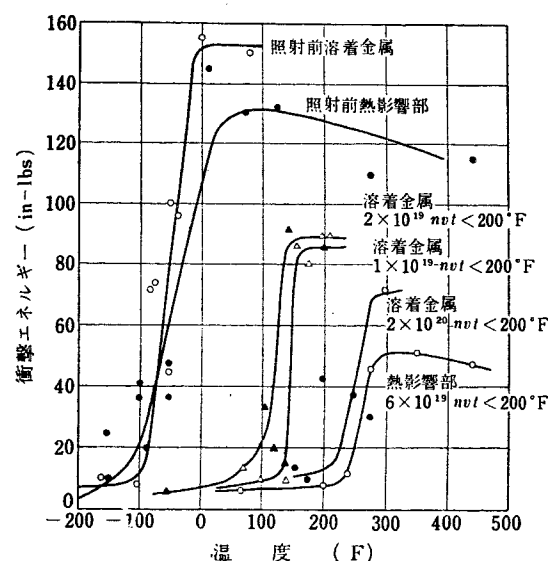
の溶接部のいろいろの位置の照射効果の影響を示す。  
とくに熱影響部の照射効果が大きいことは注目すべき  
である。

第4表は厚さ 4% in の Ducol W 30, 厚さ 2 in の

Lowtem の溶接継手から採取したアイゾット試験片  
(深さ 2 mm, 45°, 0.25R の切欠きをつけた 10 mm  
角) の遷移温度を求めた結果である。



第19図 ASTM A-2122B 微粒 Si-C 鋼の衝撃強度



第20図 溶接部の衝撃強度  
母材 ASTM-A212-B 溶接棒 E-7016

第4表 Ducol W 30 と Lowtem の溶接継手各部の化学成分と照射による遷移温度の変化

| 化 学 成 分 %  |            |       |      |      |       |       |       |       |       |      |      |       |
|------------|------------|-------|------|------|-------|-------|-------|-------|-------|------|------|-------|
| 材 質        | 個 所        | C     | Si   | Mn   | S     | P     | Cr    | Ni    | Cu    | Mo   | V    | Al    |
| Ducol W 30 | 母 材        | 0.155 | 0.18 | 1.24 | 0.038 | 0.015 | 0.49  | 0.09  | 0.15  | 0.28 | 0.07 |       |
|            | 溶 着 金 属    | 0.12  | 0.34 | 0.72 | 0.012 | 0.014 | 0.16  | 0.16  | 0.16  | 0.21 | 0.03 | 0.01  |
| Lowtem     | 母 材        | 0.14  | 0.11 | 1.07 | 0.042 | 0.035 | 0.103 | 0.068 | 0.043 | —    | —    | 0.025 |
|            | 溶接棒(Yodex) | 0.07  | 0.10 | 0.35 | 0.02  | 0.03  | —     | —     | —     | —    | —    | —     |

50% 繊維状破面遷移温度 °C

| 材 質        | 個 所     | 照 射 前 | 50~60°C で照射                                         |                                                     | 130~140°C で照射                                       |                                                     |
|------------|---------|-------|-----------------------------------------------------|-----------------------------------------------------|-----------------------------------------------------|-----------------------------------------------------|
|            |         |       | $4 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$   | $7.6 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ | $4 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$   | $7.6 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ |
| Ducol W 30 | 母 材     | + 3   | 38                                                  | 76                                                  | 69                                                  | 77                                                  |
|            | 溶 着 金 属 | — 18  | 58                                                  | 100                                                 | 75                                                  | 105                                                 |
| Lowtem     | 母 材     | — 75  | $2.6 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ |                                                     | $2.6 \times 10^{19} \text{ n} \cdot \text{cm}^{-2}$ |                                                     |
|            |         |       | — 46                                                |                                                     | — 27                                                |                                                     |
|            | 溶 着 金 属 | — 40  | — 7                                                 |                                                     | + 2                                                 |                                                     |
|            | 熱 影 響 部 | — 58  | — 10                                                |                                                     | — 1                                                 |                                                     |

## 文 献

## 第2回ジュネーブ会議報文

- [80] M. J. MAKIN *et al.*: The mechanical properties, embrittlement and metallurgical stability of irradiated metals and alloys.
- [788] S. J. PAPROCKI *et al.*: Preparation of reactor component by a gas-pressure bonding technique.
- [1161] J. BRIOLA: Automatic welding of fuel elements.
- [1878] M. H. BARTZ: Performance of metals during six years service in the materials testing reactor.
- [1978] J. C. WILSON: Effects of irradiation on the structural materials in nuclear power reactors.
- [2052] N. F. PRAVDYUK *et al.*: The effect of neutron irradiation on the mechanical properties of structural materials.

ral materials.

## その他

- 1) J. FUGARDI *et al.*: SCNC-272.
- 2) W. L. WYMAN: *Welding Journal* (1958).
- 3) J. A. STOHR: IIW 1958 Annual Assembly.
- 4) V. I. RABINOVICH: *Welding and Metal Fabrication* (1958).
- 5) W. R. HUTCHINSON: *Welding Journal* (1957).
- 6) CF-56-11-1.
- 7) I. MOGFORD *et al.*: *Philosophical Magazine* (1957).
- 8) E. E. BALDWIN: *Welding Journal* (1957).
- 9) TID-5280.
- 10) Proceeding of the Fifth Hot Laboratories and Equipments Conference.

# 原子炉の循環系

## 1. 概 説

原子炉の一次側循環系には、熱交換器、送風器、ポンプ、ダクト、膨張継手、浄化装置、ベンなどが含まれる。第2回ジュネーブ会議における循環系についての報告は、熱交換器についてはフランスから [1199]、液体金属用ポンプについてはアメリカから [2157]、[2158] だけである。原子炉構造に関しては数多くの研究および建設結果が報告されているので、そのうちとくにガス冷却炉の循環系と、液体金属用ポンプとに

ついて概観した。

また英国の [314]、ドイツの [1054] [1055] に報告されているように、ガス冷却炉については高温化の傾向があり、循環系についても新たな研究がなされているはずであるが、両国からはまだ発表されておらずアメリカから ORNL の研究が発表されているだけである。

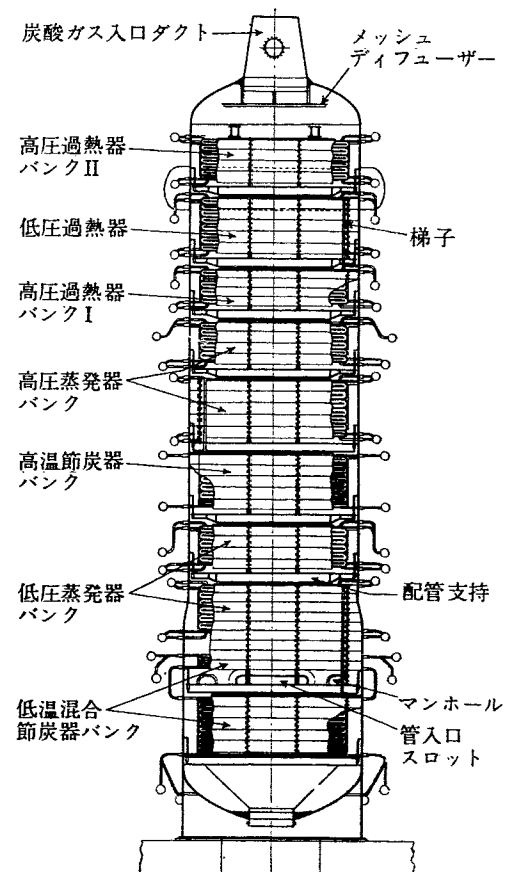
## 2. 熱 交 換 器

### 2.1 概 説

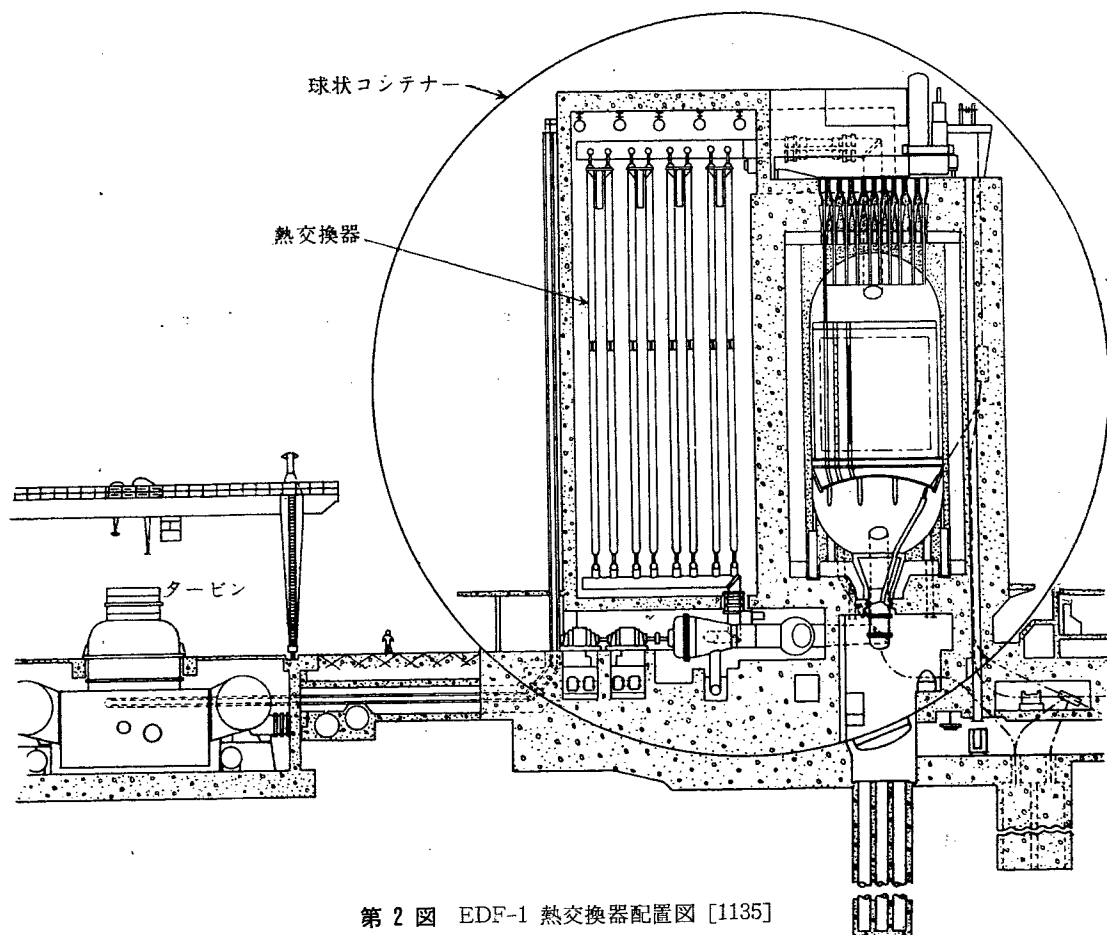
ガス冷却炉の熱交換器の特徴は、ガス側の熱伝達率が悪いいため非常に大きな伝熱面積を必要とし、建設費が大きくなることである。熱交換器の設計に当たって考慮すべき点は次のとおりである。

- (i) 発生蒸気条件をいかに選ぶか。蒸気サイクルの選択とガスと蒸気の approach temperature の最適値。
- (ii) 建設費、工作技術、輸送、検査などを考えて大型にするか小型にするか。
- (iii) 圧力損失とポンプ動力。
- (iv) シェル、管などに使用する材料の選択と工作法。
- (v) 熱膨張、汚染、漏洩、補修、安全対策など。

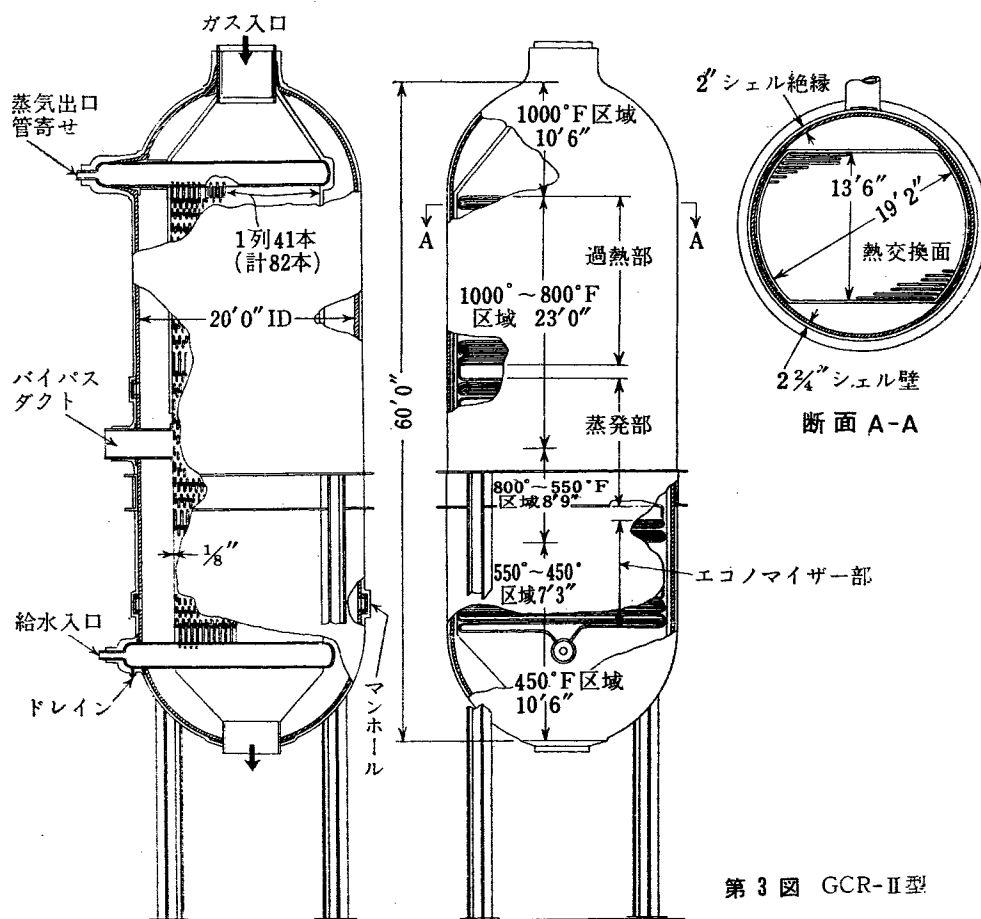
英国のコールダーホールならびに一連の改良型ハンターストーン [74] ヒンクレイ [75] ブラッドウェル [263] バークレイ [264] は二段圧力式の大型熱交換器を用い、フランスのシノン原子力発電所の EDF-1, EDF-2 [1135] [1135/Add. 1] [1199] は小型熱交換塔を用いている。アメリカで開発された GCR-II は貫流単管式 (Once Through Monotube Type) を用いている。



第1図 コールダー改良型の熱交換器 [263]



第2図 EDF-1 熱交換器配置図 [1135]



第3図 GCR-II型

第1表 各国原子炉熱交換器の主要目の比較

|                 | Calder Hall            | Hunterston         | Berkeley           | Bradwell               | Chinon                        | GCR-II          |
|-----------------|------------------------|--------------------|--------------------|------------------------|-------------------------------|-----------------|
| 熱出力/原子炉 (MW)    | 182                    | 530                | 550                | 530                    | 75 (E)                        | 687             |
| 台数/原子炉          | 4                      | 8                  | 8                  | 6                      | 120                           | 4               |
| シェル内径 (ft)      | 17.25                  | 20                 | 17.5               | 19                     | 2.08                          | 20              |
| シェル高さ (ft)      | 77.3                   | 70                 | 70                 | 87                     | 94                            | 60              |
| シェル厚さ (in)      | 1.937                  |                    | 1.125              |                        | 0.5                           | 2.75            |
| ガス圧力 (psig)     | 100 (CO <sub>2</sub> ) | (CO <sub>2</sub> ) | (CO <sub>2</sub> ) | 150 (CO <sub>2</sub> ) | 360 (CO <sub>2</sub> ) (psia) | 300 (He) (psia) |
| ガス入口温度 (°F)     | 637                    | 745                | 660                | 734                    | 671                           | 1,000           |
| ガス出口温度 (°F)     | 275                    | 392                | 318                | 356                    | 273                           | 450             |
| 高圧部蒸気流量 (lb/hr) | 99,000                 | 143,100            | 140,000            |                        | 130,000                       | 505,000         |
| 蒸気圧力 (psig)     | 210                    | 575                | 320                | 770                    | 305 (psia)                    | 950 (psia)      |
| 蒸気温度 (°F)       | 595                    | 700                | 612                | 704                    | 650                           | 950             |
| 低圧部蒸気流量 (lb/hr) | 29,650                 | 69,500             | 65,000             |                        | 48,500                        |                 |
| 蒸気圧力 (psig)     | 62.7                   | 145                | 77                 | 210                    | 62 (psia)                     |                 |
| 蒸気温度 (°F)       | 350                    | 670                | 612                | 704                    | 421                           |                 |
| 重量/1基           |                        |                    | 400 (ton)          |                        | 18 (ton)                      |                 |

第1図にコールドー改良型の一つである BRADWELL 型を、第2図に EDF-1 を、第3図に GCR-II を示す。

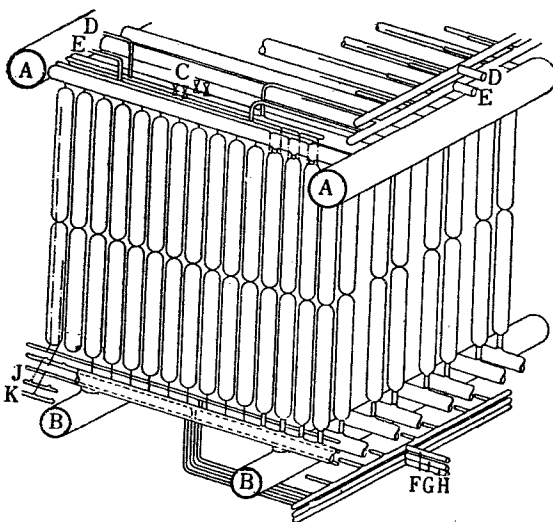
主要目の比較は第1表のとおりである。

## 2.2 シノン型の構造と特徴

フランスの EDF-1 [1135] [1135/Add. 1] [1199] はコールドーホール型と異なり、第4図に示すように 120 個の独立した熱交換塔から成り、1つの塔の主要目は第1表に示すとおりである。塔の構造は第5図で、上部に高圧の、下部に低圧の過熱器、蒸発器、節

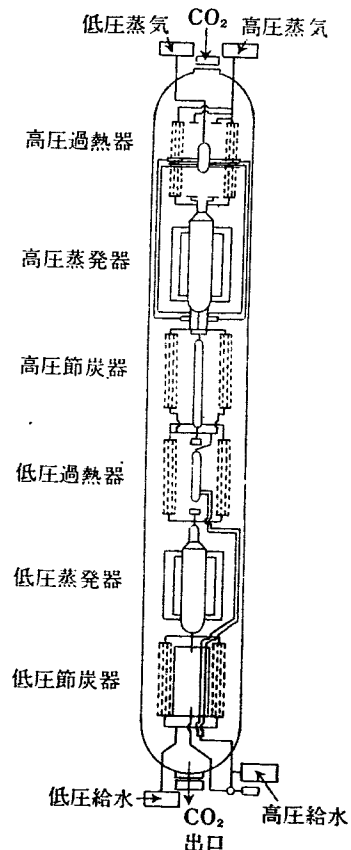
炭器がそれぞれあり、上下に分割して製作、輸送ができる。

過熱器と節炭器はらせん状にロールされた特殊形状管である。蒸発器は直径 30 cm、高さ約 8 m の円筒ドラムで、その上下にサブヘッダーが半径方向にとりつけられ、この間に 8 枚の縦フィン付管が縦に並列に



第4図 シノン型熱交換器 [1135]

- (A) 高温ガスダクト; (B) 低温ガスダクト; (C) 安全弁;  
 (D) 高圧蒸気出口; (E) 低圧蒸気出口; (F) 高圧給水入口  
 (G) 低圧給水出口; (H) 低圧給水出口; (J) 高圧バランス管  
 (K) 低圧バランス管

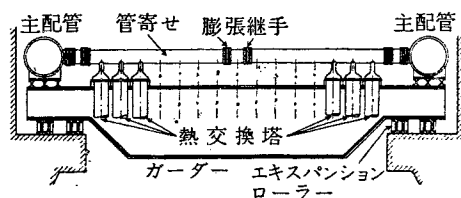


第5図 EDF-1 熱交換塔の上・下断面 [1135]

とりつけられている。この部分のガス循環には、設計上とくに注意がはられている。

一つの熱交換塔の上部，下部おのおのにおいて，上部管束は熱膨張を許すために上部シェル端につてあり，他の要素はそれから棒でつてある。

熱交換塔は1列15個で，30個がサブヘッダーにガス側で連結している。このサブヘッダーは両端で主ガス配管に接続している。この支持法は第6図に示すように，上部ガス管寄せは30個の熱交換塔と共に，クロスビームでつられて原子炉からの2つの主ガス配管



第6図 主ガス管の膨張と共に移動できる熱交換塔の支持法につながら，移動できる台にのせてある。このため全体が膨張も収縮も自由にできる。

各部分の516個の溶接部はX線検査をされ，規定水圧とは別にフロン漏洩試験がおこなわれる。

この熱交換塔の特徴は次のとおりである。

(i) 熱交換塔1基当りの重量が減少したため道路輸送が可能となり，第7図のように工場において完成品をつくることができ，現場作業がわずかとなった。表面処理がしやすく，清浄につくりうる。製作の段階で取り扱いが容易であり，量産できる。

(ii) 総重量は大型熱交換器とはほぼ等しいが，シェル板厚が1.3cm以下であり，工場溶接ができるため，トン当りの生産費ははるかに少なくてすむ。

(iii) 水または蒸気が炭酸ガス回路に漏洩した場合の悪影響を考慮して，炭酸ガス圧力より蒸気回路の圧力を低く制限してある。蒸発器は自然循環であるためポンプその他が節約される。

蒸発器の容量が大きいから，給水の補給が止まっても水面は毎分10数cmしかさがらず，約30分は最大に蒸発を継続できる。

蒸気条件は第1表のとおりであり，高圧過熱蒸気と熱交換塔入口炭酸ガス approach temperature は12°Cである。

(iv) 直径が小さいため弾性があり，熱膨張の差を吸収できる。軽量であるため塔を上部からつることができ，複雑な配管が容易にできる。

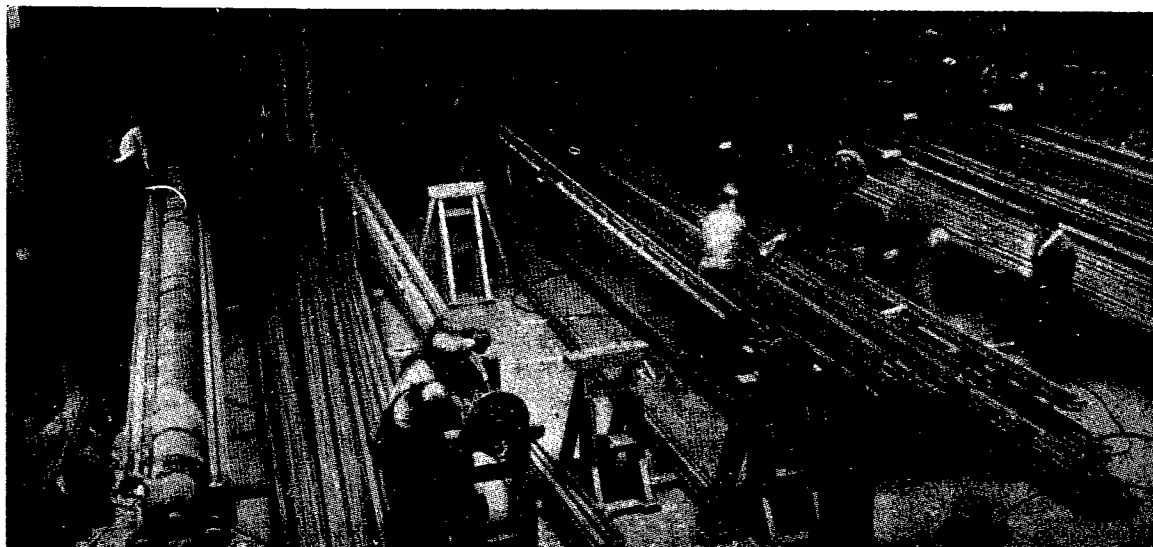
(v) 炭酸ガスの各塔への流量の差は5%を越えない。

以上であるが，熱交換器の最適設計がコールド型であるかシノン型であるかは，検討を要することである。

### 2.3 コールド改良型について

改良型はいずれもコールドと同じ2段圧力サイクルの大型シェルを採用していることは第1表に示すとおりであり，基本的に変りはない。ただコールドと異なる点は，伝熱面の形状と配置を改良し，流量を増加して，熱伝達率を改善するとともに1基当りの熱出力を約3倍にしていることと，低圧過熱器の位置を高圧過熱器の近くまで上げて低圧蒸気の過熱度を高め，蒸気圧を上げて，熱効率の改善をはかっていることである。

これらについて [74] は次の点をあげている。



第7図 EDF-1 熱交換塔の一部 (コンパニ・デ・シュールショフル工場)

(i) らせんフィン付きの直管を採用した。

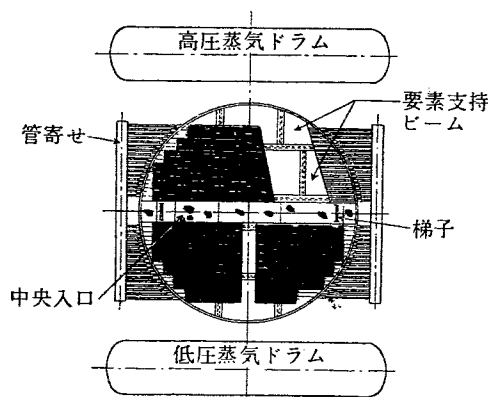
(ii) 管束、支持具、シェル内表面などの定期検査に近づけるように十分な余地をとった。

(iii) 蒸気中の炭酸ガス、またはガス回路中の蒸気がすぐ検出できる装置をつけ、漏洩があったらただちに蒸気系を閉じ、真空にして、管寄せを特殊のプロープで測定して漏れを検出する。

[263] では、熱交換器を原子炉に対して比較的高く配置してあるが、これは配管上の必要と、これによって自然循環をよくするためである。すなわち、この配置によって送風機が働かないときに、正常運転温度で自然循環だけによって、炉心から全負荷熱の 10% を引き出すことができる。

コールドホールに比べて圧力を高くし、蒸発部に一体のフィン付管を使うことにより熱伝達を改善した

また第8図のように長さの異なる管をつめたことによって、円形断面をより有効に使用し、マトリックスが四角の時より 30% 伝熱面が増加した。



第8図 Bradwell 熱交換器横断面 [263]

熱伝達をよくするためインテグロンプロセスによるかなり大きな外径のフィン付鋼管を使った。このプロセスは普通銅などに使われるものである。フィンは横フィンで、高さが厚さの 3~4 倍のものである。

熱交換器の下部の直径 7m のやや太いところに水平にスロットを切り、ここより管を出し入れすることができ、建設、補修の時、ガス配管に邪魔されずに作業ができる。

[75] では、スタッド付管を改良して伝熱面積を大きく、しかも圧力損失を少なくする設計をおこない、炭酸ガス圧力を大きくした。比出力がコールドホールの 2 倍であり、7mφ×30m を使用することによってコールドホールの 50 MW に対して 160 MW になった。

建設はコールドホールの方法と同じであり、工場で作られた完全なリングとドームを現場の工場で円周

溶接し、水圧テストをおこなったのちすえつける。厳密な清浄状態で、管、管寄せ、ドラム、補助器具をつける。

7mφ のリングの輸送は、英国では道路や鉄道は使えないので海上輸送した。

## 2.4 高温化の傾向と熱交換器

新鋭火力発電所の蒸気条件を作り得る原子炉冷却材出口温度は 650°C 以上であると考えられる。英国のハーウェル研究所の報告 [314] によれば、原子炉と熱交換器の間にガスタービン（圧縮機用）を置くことにより、原子炉ガス出口温度 750°C のとき発生蒸気温度 550°C で熱効率 40% 以上を出せるであろうとのことである。同所の研究による 10 MW プロトタイプの熱交換器は二重シェルになっており、外側を原子炉入口温度 350°C の冷却材が流れるため、内部シェルは構造材の働きをする必要がなく、外部シェル、ダクトは 350°C 以上の温度にさらされることがない。

西ドイツの電気出力 15 MW の高温ガス冷却炉はベブルベッド型で [1054] 具体的な熱交換器についての記述はないが、循環機が活性化するため構造をより安全につくことを強調し、管の破損時に備えて、熱交換器を 4 つの並列系に分割して制御すると報告している。

ジュネーブ会議後に発表されたアメリカの GCR-II 型は第1表のとおりであるが、コールドホールに比べてかなり高温であるため、構造の複雑な二段圧力サイクルを使う必要がなく、単純な蒸気サイクルで、蒸気は十分過熱でき、タービンよりの排気は湿度 12% を越えない。

構造は第3図のように、貫流式であり 1.5~2.4 in の管を使用している。このためシェル貫通部が少なくなりコストを下げることができる。直交流型で蒸発器と節炭器に厚さ 1mm, 1m 当り 300 枚の横フィンをを用い、過熱器はフィンを用いない。フィン付管はフィン効率を 40% としても結果的に裸管より安くつくが、過熱器では内面の熱伝達率が悪いのでフィンはコストを高める。

管の使用材料は SA 213-T 12 の低合金鋼でシェルは SA 387-B である。

冷却材と蒸気の approach temperature は、過熱蒸気出口で 50°F、蒸発開始部で 20°F を最適値としている。

英国における 1 年間の運転経験により、ガス側は建設当時とほとんど同じように清浄であることが報告さ

れているので、GCR-IIにおいても、すす、ホットスポット、管の焼損などの危険はないであろうと推定している。

その他 GCR-IIでは シェル直径とコスト、蒸気温度、圧力とコスト、断熱材の最適値などが詳細に検討され報告されている。

### 3. 送 風 機

送風機の問題点はいかなる型式の送風機を用いるかということと、流量制御をいかにするかということである。使用されている送風機は第2表のとおりである。

遠心送風機と軸流送風機を比較すると、効率はほぼ等しく、微細速度制御と使用実績とでは前者が、価格と大きさ、風量変化の点からは後者がすぐれている。

流量制御の方法としては、循環系の圧力を変化させる、体積流量を変化させる、または両者を並用するこ

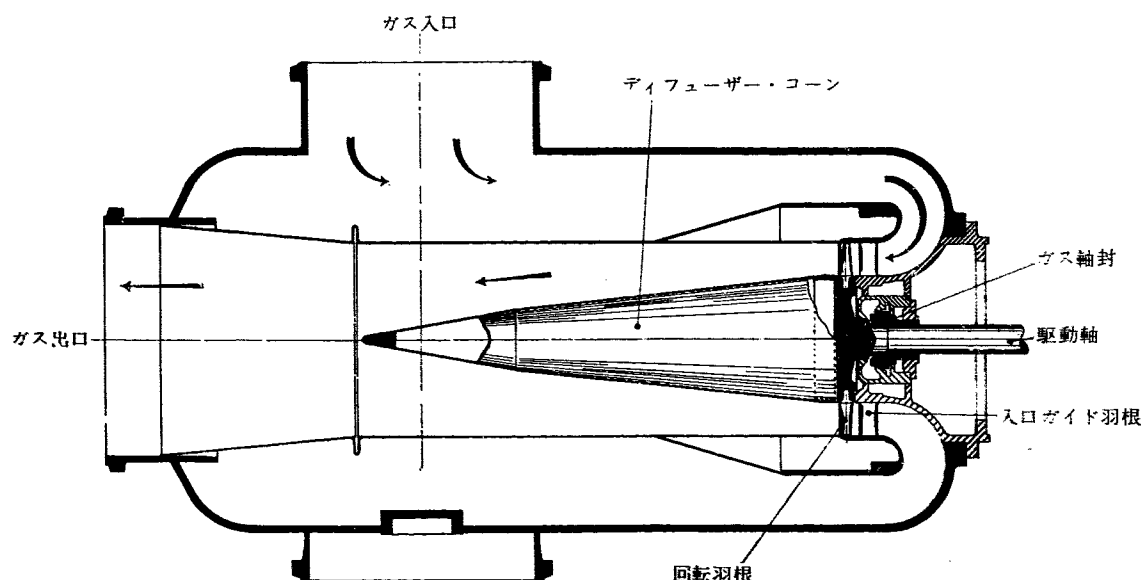
とが考えられる。系の圧力を変化させるには冷却材装荷量を変えればよいのであるが、これはあまり迅速にはおこなえない欠点があり、あまり採用されていない。

体積流量を変えるには、バイパス回路を用いるか、速度制御によるかのいずれかである。

軸速度一定で、流量の一部を送風機入口にバイパスする方法は、単純で信頼性のある方法であるが、部分負荷特性と複雑さの点から望ましくないとしており、[74][75]、GCR-II ではかえって軸定速のバイパス回

第2表 送風機の型式と性能

|             | Calder Hall | Hunterston  | Berkeley  | Bradwell   | Chinon     | GCR-II      |
|-------------|-------------|-------------|-----------|------------|------------|-------------|
| 型 式         | 遠心式         | 遠心式         | 軸流一段      | 軸流         | 軸流一段       | 軸流一段        |
| 駆 動         | 直流電動機       | 直流電動機       | 直流籠型誘導電動機 | 可変周波数誘導電動機 | 直流籠型非同期電動機 |             |
| 速度制御        | ワードレオナード方式  | 水銀整流器グリッド制御 | 流体接手      | 所内発電機      |            |             |
| 速 度 比       | 10 : 1      | 10 : 1      | 5 : 1     | 周波数可変      |            | 定速 (Bypass) |
| 回 転 数 rpm   |             | 1000        | 2900      | 600/3300   |            | 3580        |
| 入 力 BHP     | 1497        | 2190        | 3000      |            |            | 5700        |
| 消費出力/原子炉 MW | 5.44        | 12.6        | 17        |            | 9.62       | 18.3        |
| 回路圧力降下 psia | 5.53        | 7.5 (max)   |           |            |            | 6.61        |



第9図 送 風 機 [263]

路を採用している。

速度制御方式として第2表にある方式のほかに巻線型誘導機のリアクトル制御方式および二次抵抗制御方式、蒸気タービン駆動方式などがある。

[74]で第2表の方式を採用した理由は、資本費が安い、速度変化が広い、発電所に完全に動力がなくなったときに主駆動モーターに直結したバッテリー電源を利用することができるなどである。

[263]の送風機は第9図に示すもので、拡散効率のよい、作動部分の交換の容易な設計になっている。誘導電動機は、補助のターボ発電機によって供給される可変周波数サプライにつながっており、速度調節は全送風機がそろって困難なしにおこなえる。3つの補助

ターボ発電機がある。

[264]はスcoopコントロール (scoop control) の流体継手を用い、ガス漏れを減少させるため、圧力ケーシングは軸方向の継目なしに铸造されている。

主モーターが故障の時に、冷却材の循環を保証するため直流小型モーターが装置されており、軸速度が全速より10%落ちたなら自己同期クラッチで駆動するようになっている。駆動部に故障が生じたとき調車の慣性によって炉心冷却が長く出さるようになっている。

軸封は汚染冷却材の漏洩を防ぐためとる問題である。[74]は実験の結果最小の漏洩率であった粘性シールを用いており、[75]は Oil Lubricated CO<sub>2</sub> Packed Shaft Seal を用いている。

#### 4. ダクト・膨張継手

ガスダクトの径は圧力損失を少なくするため、冷却材の流速をどのようにとるかによってきまると考えられる。

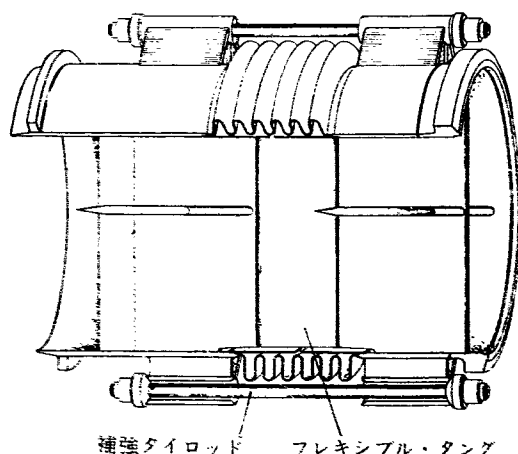
径は1.5~2mのものが多く、計算してみると、炭酸ガスで約20m、ヘリウムで30~50m位にしているようである。コールドホール運転経験[1522]によれば、炭酸ガス回路(全体)の圧力損失は設計値よりも小さく、このため冷却材流量率を設計値よりも15%も多くすることができたと報告されている。

ダクトはこのように大直径であり、これを限られた範囲に、しかも膨張などによって両端に作用する反力([263]によれば200トン軸荷重)を小さくおさえて配管せねばならぬ。また管自体の強度、管の支持法、

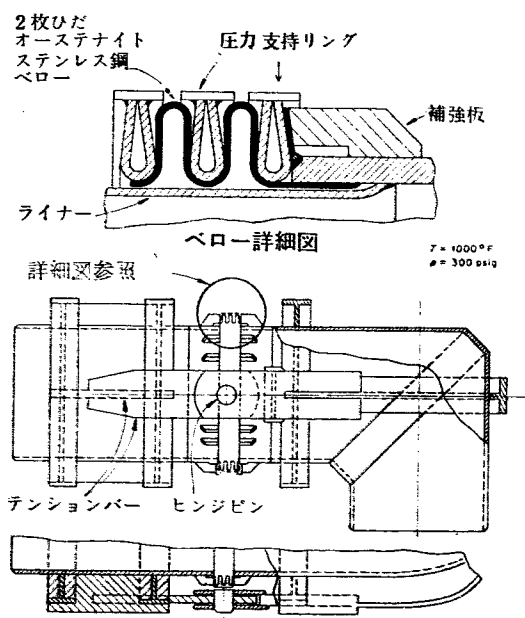
フランジ、膨張継手などの問題がある。

ダクトの重量は数10トンになり、移動量も大であるから、普通のスプリングサポートを用いると、ダクトの移動による支持荷重の変化が大きいから、定荷重吊手を使っている[264]。

膨張継手は第10図に示すような拘束膨張継手[263]か蝶番型膨張継手を用いる。いずれも、ダクトの平面内で約 $\pm 1^\circ$ の角変位を許すようになっている。ペロー部はたとえば[264]ではクロムモリブデン鋼の薄板



第10図 Bradwell の膨張継手 [263]



第11図 GCR-II の膨張継手

を縦方向に溶接し、深さ 6 cm ピッチ 4 cm にローラーで成型してある。

GCR-II では第 11 図のように外側補強リングを使用している。材料はオーステナイト・ステンレス鋼で、溶接はできるだけ少なくしている。

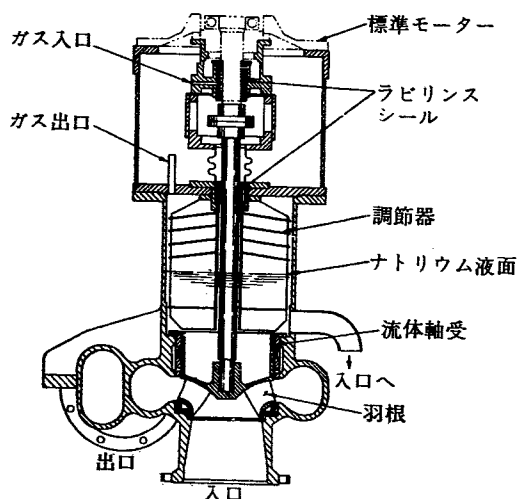
## 5. 液体金属循環ポンプ

液体金属循環系では、流体は化学的に活性であるものが多く、また放射性となるために、流体の漏洩は極力避けねばならない。このため、普通のポンプにかわって、電磁ポンプ、密封式メカニカルポンプなど、多くの研究がすでにおこなわれている。これらは、EBR, SGR, LMFR などの原子炉とともに開発されてきたもので、現状ではすでに実用規模の実験もおこなわれている。

今回のジュネーブ会議で、液体金属用ポンプについて発表された論文には、ANL における EBR に関するもの [2157] [2158] があるが、その他 SGR では 7,200 gpm のメカニカル・ポンプがある。また LMFR でも各種の実験にともなって、電磁、メカニカル両型のポンプの開発をおこなっている。

ANL の論文は、5,000 gpm の交流誘導電磁ポンプ、5,000 gpm のメカニカル遠心ポンプおよび 10,000 gpm の直流電磁ポンプに関するものである。直流電磁ポンプでは、直流大電流を供給するため、ポンプ専用の発電機を用いている。

### 5.1 メカニカル遠心ポンプ



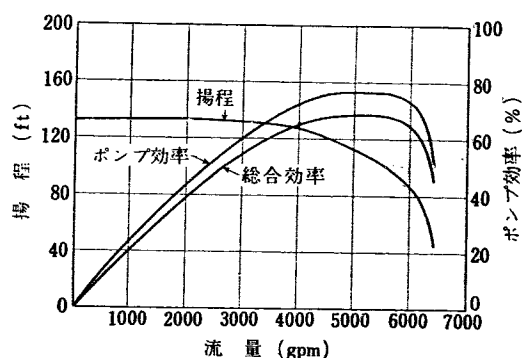
第 12 図 5,000 gpm メカニカル遠心ポンプ

ガス回路のべんは蝶型べんを用い、必要時には 10 秒で回路を閉じることのできる迅速作動べん [263] になっている。これは高温駆動において、最も変形しにくい、コンパクトである。

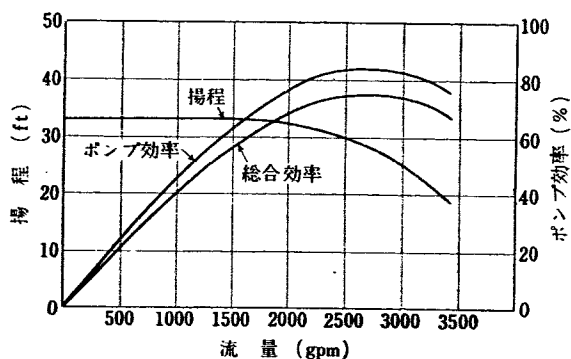
このポンプは、流量 5,000 gpm、温度 700°F、圧力 400 psi でナトリウム循環用に設計された。ポンプの構造を第 12 図に示す。

ポンプ・シャフトの上部は、普通の軸受で支持し、下部は流体軸受となっている。軸受に用いられる流体は、ポンプからのナトリウムである。流体軸受は 4 つのポケットからできており、上部にオリフィスを設けておのおののポケットのナトリウムの流量を調節しその圧力差を利用して羽根のセンタリングをおこなう。

シャフトのシールは図に示すように軸継手の上下にとりつけたラビリンス・シールでおこない、ナトリウムの蒸発を防ぐために、シール内側に不活性ガスを流している。このポンプの運転結果を図に示す。第 13



第 13 図 メカニカル遠心ポンプ・テスト結果 (1,750 rpm) [2158]



第 14 図 メカニカル遠心ポンプ・テスト結果 (870 rpm) [2158]

図は 700°F, 1,500 rpm の場合, 第 14 図は 600°F, 870 rpm の場合である. ポンプを 900°F で運転した場合でも, ラビリンス・シールは, 十分温度に耐える.

これらのテスト用ループには, 酸化物除去装置を用いなかったため, 酸化物の濃度は, その運転温度における飽和濃度である.

延べ 6,500 時間運転したのちに, ポンプを解体し, 腐食や摩耗の程度を調べたが, 羽根, ポンプ入口, ダクトなどには, 何も影響が見られず, 流体軸受の外筒の上部に深さ 0.01 インチ程度のみぞがあったが, この摩耗の量は, ポンプの運転に支障をきたすほどではない.

## 5.2 交流誘導電磁ポンプ

このポンプは水平箱形の構造で, 電気入力 220 kW で, 流量 5,000 gpm, 揚程 40 psi, 温度 850°F, 効率 43% で設計された. ポンプは 2 個のステーターとケーシングおよびダクトの 4 つからなり, ダクトは壁の厚さ  $\frac{1}{16}$  インチ, 断面は  $1\frac{1}{8} \times 27$  インチで 304・ステンレス鋼製である. ステーターはうす板を重ね合せたもので, 普通の誘導発電機のように低い磁束抵抗をもっている. またステーターは, 熱伝導をよくするために  $\frac{1}{4}$  が銅で作られ, 冷却水循環のために穴が 20 あけられている. 完成したポンプは, 長さ 8 フィート, 高さ 3 フィート, 重量 8,500 ポンドである.

ポンプの電気巻線や磁石は, 普通の O リング・シールを用いた容器の中に置かれ, 運転中は容器を不活性ガスで満たして, ナトリウムが漏洩した場合に, 直接

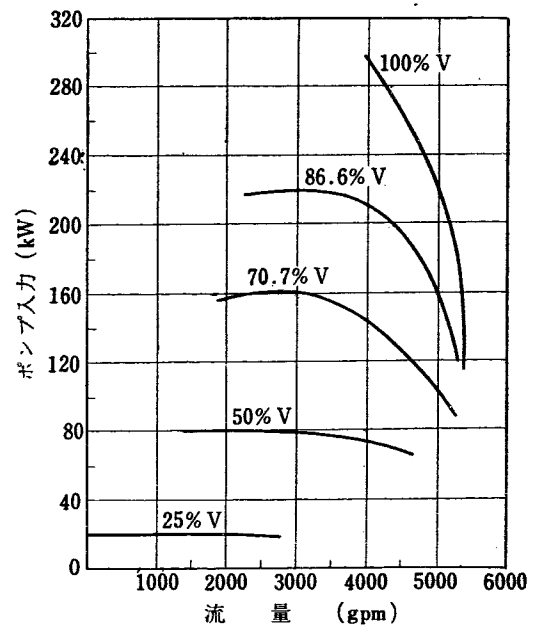
空気と触れないようにしてある.

ポンプやループは, ナトリウムを満たすために 250 °F ぐらいに熱する必要があるが, このためポンプは抵抗式ヒーターで熱せられ, ループは 60 サイクルの誘導加熱がおこなわれる.

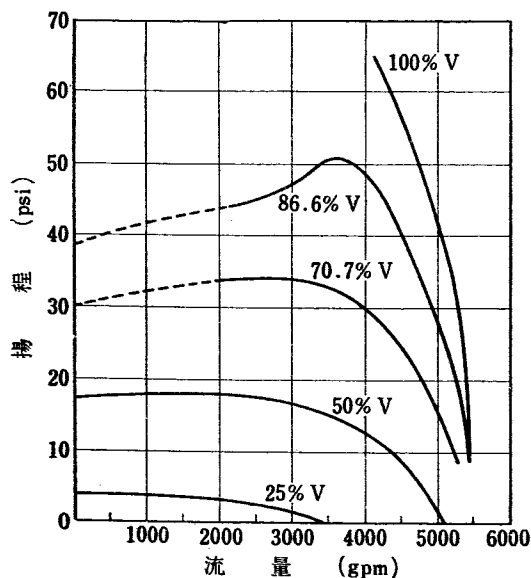
測定に際して, 流量には固定オリフィスを, 揚程には, ニューマチック圧力トランスミッターを用いた.

テスト結果を第 15, 16, 17 図に示す.

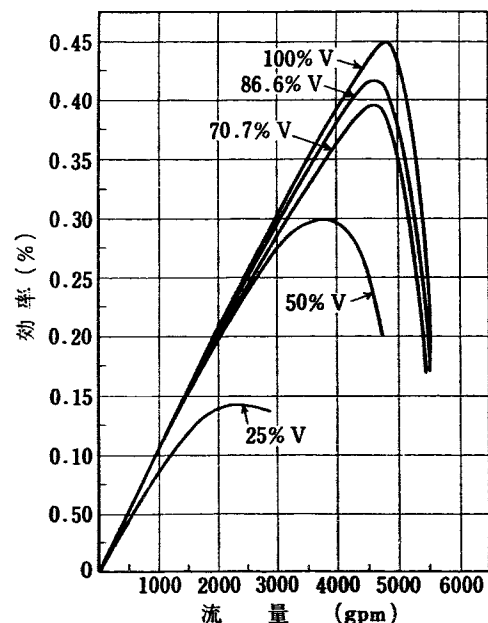
第 15 図で 100% の電圧の曲線に関して, データが不足しているのは, バルブが不適当であったためである.



第 16 図 交流誘導電磁ポンプ・テスト結果 II [2158]



第 15 図 交流誘導電磁ポンプ・テスト結果 I [2158]



第 17 図 交流誘導電磁ポンプ・テスト結果 III [2158]

テストは 400 psi, 850°F, 5,000 gpm のフル運転で、5,600 時間おこなったが、漏洩はなく、またキャビテーションが生じなければ、ポンプ特性は変わらないことがわかった。

この交換電磁ポンプの主な利点は、入力電圧の調節および流量のバイパスにより、広い流量調節ができることである。すなわち、流量 100 gpm までは、1 gpm のオーダーで、また、5,000 gpm では 5 gpm の増減で、流量の調節ができる。

### 5.3 直流電磁ポンプ

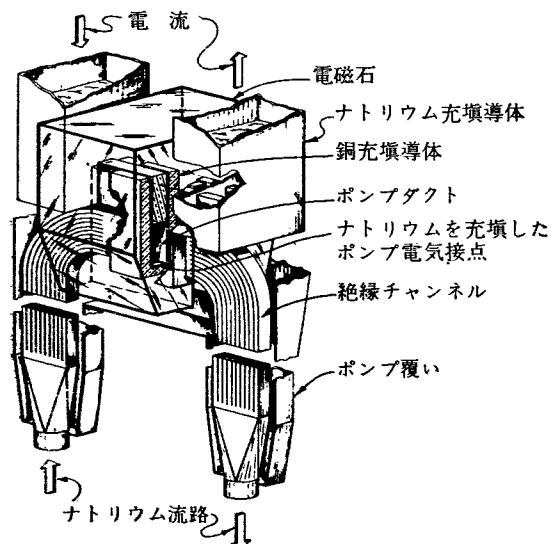
ANL では、1947 年以来、直流電磁ポンプとその動力源の研究をおこなっており、この間に約 30 種のポンプが設計されたが、これらの研究は、10,000 gpm のナトリウム用ポンプと 250,000 アンペアの電流を供給するポンプ直結の発電機の設計において、頂点に達した。

このポンプと動力源との組合せは、ポンプと発電機との間の電導体が最小の長さとなるような垂直型のコンパクトな構造と所要床面積が小さいことが特徴となっている。

この型のポンプを高温で運転するとき、最も問題となるのは電気接点であるが、ここでは電源からポンプへの電力は、矩形断面を有する金属製の細長い箱に入れた溶融ナトリウムによって導かれ、間隙を重視する必要のあるところは銅を用いている。

ポンプの内部構造を第 18 図に示す。

ポンプの材料は、主として 18-8 Cr-Ni 鋼が用いられ、ポンプの電流が通る部分は 80-20 Ni-Cr 鋼が用いられた。電磁石には、磁性はあまりよくないが廉価

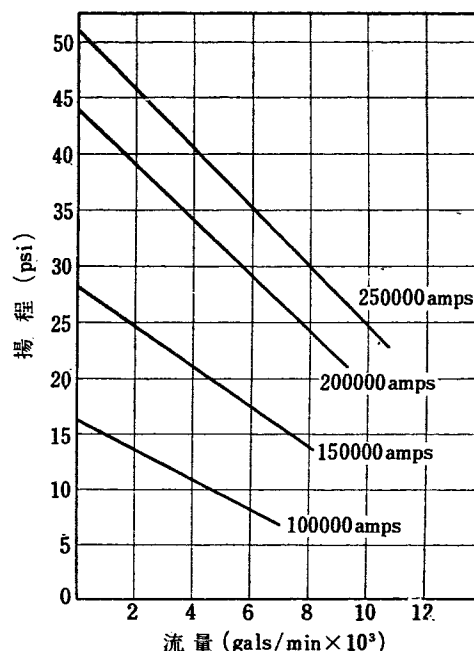


第 18 図 10,000 gpm 直流電磁ポンプ [2157]

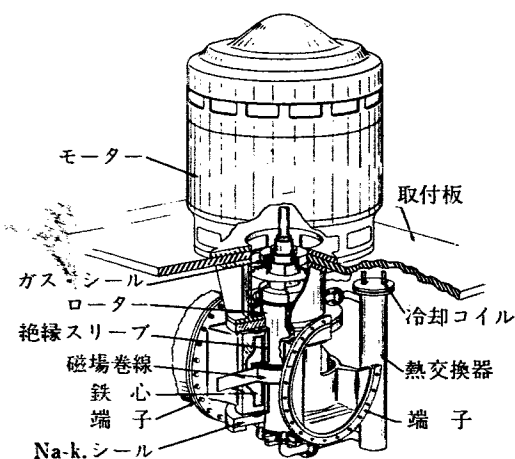
な低炭素鋼を用いている。

ポンプの揚程と容量との関係は、ポンプ・ダクトを磁界中で横切る電流の量で定まる。実際には、電流の大部分は、ポンプ・ダクトの周りを通り磁界の外側を横切るため、電流はバイパスされ、このためポンプは能率が悪くなる。このバイパス損失を避けるために、ポンプ・ダクトは電氣的に絶縁した多くのチャンネルに分けられ、その結果、バイパスによる電流は高磁束の範囲を通るようになるので、バイパス損失はかなり防ぐことができる。このポンプのテスト結果を第 19 図に示す。

前にものべたように、このポンプでは直流 250,000 アンペアの発電機を用いている。第 20 図にその構造を示す。



第 19 図 直流電磁ポンプ・テスト結果



第 20 図 直流発電機

この発電機では液体ブラッシュ、すなわち回転部と  
静止部の間の電導体として Na-K 共融合金を用いてい  
る。

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [74] R. N. MILLAR: Hunterston Power Station.
- [75] H. S. ARMS, C. BOTTRELL, P. H. W. WOLF: Hinkley Point Power Station.
- [263] R. D. VANGHAN, E. ANDERSON: Bradwell Nuclear Power Station.
- [264] S. A. CHALIB, J. R. M. SOUTHWOOD: The Berkeley Power Station.
- [314] L. R. SHEPHERD, *et al.*: The possibilities of achieving high temperature in a gas cooled reactor.
- [1005] A. BOETTCHER, R. SCHULTEN, G. WIRTHS: Fuel element for a high- temperature reactor.
- [1054] R. SCHULTEN: The pebble-bed high-temperature reactor for 15 MW (electr.)
- [1135] [1135/Add. 1] M. ROUX, M. BIENVENN: The

Chinon Nuclear Power Plant.

- [1199] M. LAMIRAL, M. LANCEL: Vessel and heat-exchanger of the EDF1 Chinon Power Plant.
- [1522] H. G. DAVEY, J. GAWTHROP, J. N. MARSHAM: Operating experience at Calder Hall.
- [2157] R. A. JAROSS, A. H. BARNES: Design and operation of a 10,000 gpm D. C. electromagnetic sodium pump and 250,000 ampère homopolar generator.
- [2158] O. S. SEIM, R. A. JAROSS: Characteristics and performance of 5,000 gpm A. C. linear induction and mechanical centrifugal sodium pumps.

### その他

- 1) The ORNL Gas-cooled Reactor [ORNL-2500].
- 2) W. B. SALLITT: Multi-unit steam generators. *Nuclear Engng.*, Feb. (1959).

# 使用済み燃料の再処理

## 1. 概 説

第2回ジュネーブ会議において燃料再処理に関する報告は主として Session C-17, -18 “Processing (of) Irradiated Fuels” で発表された。その数はもちろん第1回会議におけるものを上まわっており、この2セッションのみをみても口頭発表 17 を含む 48 編にのぼっている。これ以外にも再処理に関する基礎化学的研究、放射性物質の取扱技術（セッション C-19, 議事録 Proceedings では第17巻と一緒に集録されている、19 編）などに関する報告があるが、この総説では重点をおかないことにした。放射性廃棄物の処理についてはこれとやらんで総説をおこない、また乾式法による再処理は別の所で総説がおこなわれるので共に除外する。C-17, -18 セッションの中から 32 編と、他から 12 編加えて 44 編を対象としたものである。

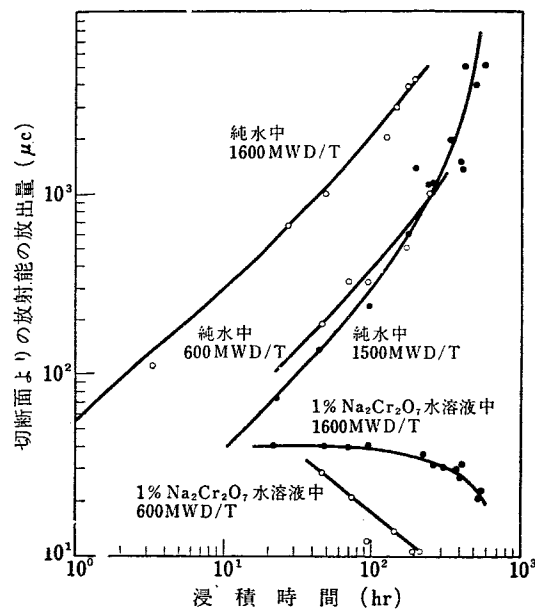
第2回会議の全報告数は第1回のほぼ2倍の 2135 に上っており、再処理関係は絶対数はふえていても全体に対する比率は減少し 2% になっている。また報告の内容もこと再処理に関するかぎり第1回会議におけるほど画期的なものではない。第1回会議のあと 1957 年 5 月ベルギーの Brussels において再処理シンポジウム “Symposium on the Reprocessing of Irradiated Fuels” がひらかれ、49 の報告が発表されたものにもまさるとはいえない。第2回会議のアメリカの報告は

トピック別にまとめられて “Atoms for Peace - Geneva 1958” 12 巻として出版されたが、その中にも再処理（および放射性廃棄物処理）関係の巻はふくまれていないありさまである。これは一つにはしだいに機密の棒がゆるめられて、特定の時期に大量の資料解除がおこなわれるのでなく、なしくずしに公表がすすめられるようになってきたという事情にもよるが、それ以上に次のようにみるべきであろう。すなわち、実用規模の再処理に関するかぎりその技術は——経済的には不確定としても——すでに確立しており、新しい方式による再処理技術はいまだ研究開発の途上にあって実用化にはほどとおいい状態である。第1回会議ではほとんどアメリカの再処理工場についてのみ報告されたが、第2回会議ではイギリス、ソビエト、フランス、ノルウェーなどの再処理工場についても報告されている。これらはいずれも溶媒抽出法によるものであり原理的には何の差別もない。現在、ヨーロッパ経済協同機構 OEEC が中心となってヨーロッパ各国（およびアメリカ）の協力によって計画・設計のすすめられているヨーロッパ再処理工場 “Eurochemic” も同方式にもとづいており、近い将来これ以外の方式による再処理工場のたてられることは予想しにくい。

## 2. 前 処 理

燃料を溶解する前の処理であって、機械的処理と化学的被覆除去（chemical dejacketing）に大別される。現在までのところ機械的処理はまだひろく用いられるにいたっていないが、廃液が少なく、また腐食性のつよい溶解試薬をつかわなくてすむために研究がすすめられている。CULLER および BLANCO [1930] は、ボンダなしの、または NaK でボンダした燃料に対して

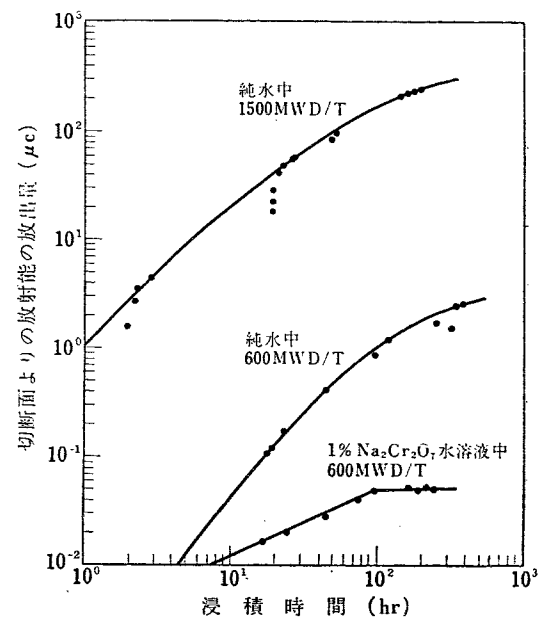
rolling, milling, おしだし, abrasive cutting, 放電切断およびせん断など多くの機械的被覆除去法が有効であることを報告している。や金的にボンダした燃料には rolling かせん断しか適用できないようである。従来不明確であった燃料棒切断時において水中および空气中へ放出される放射能の強さが時間の関数として第1図および第2図のようにあたえられている。その値



第1図 Al被覆天然U板 (0.46×7.9 cm, 4~6月冷却) の切断面から水中へ放出される放射能 [1930]

第1表 いろいろの切断方法でステンレス鋼およびインコネルを切るとき生ずる粒子の大きさ [1930]

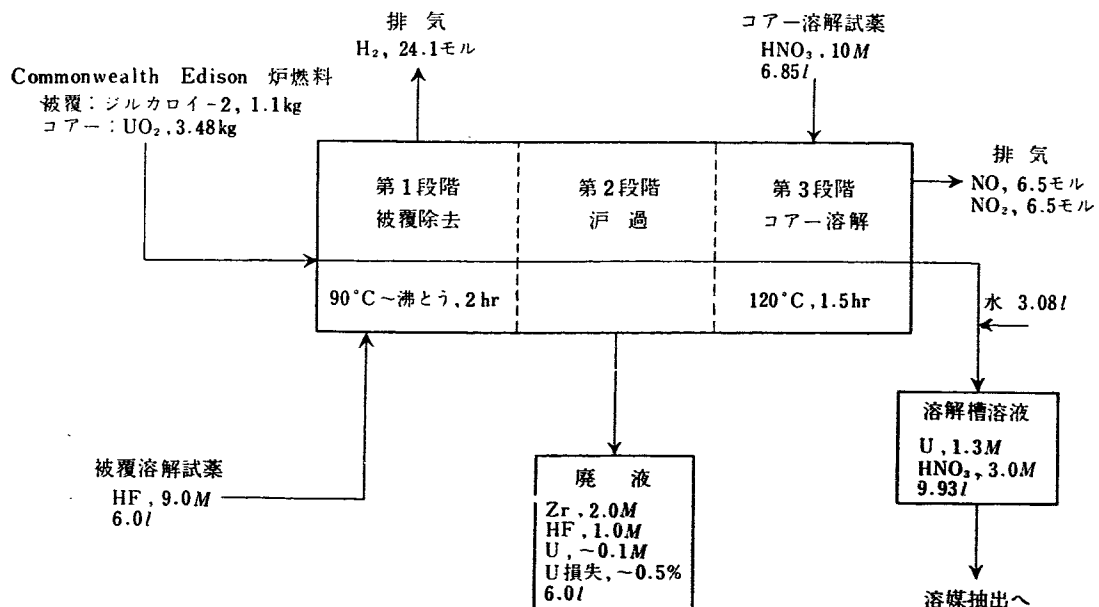
| 切 断 方 法         | 平均粒子直径, $\mu$ |       |       |
|-----------------|---------------|-------|-------|
|                 | ステンレス鋼        | インコネル |       |
| のこぎり 34.6 m/min | 10 歯/in       | 0.2   | 0.05  |
|                 | 14 歯/in       | 0.002 | 0.002 |
| grinding        |               | 0.04  | 0.04  |
| アーク炎切断          | —             |       | <0.01 |
| せん断             | 検出できず         | 検出できず |       |



第2図 水中にある Al被覆天然U板 (0.46×7.9 cm, 4~6月冷却) の切断面から空气中へ放出される放射能 [1930]

はこれまでの予想をはるかに下まわっている。なお放出物質を少なくするにはのこぎり式でなく、せん断方法のまさることが第1表からわかる。

現在実用になっている主要な被覆物質はアルミニウム、ジルコニウムまたはジルカロイ、およびステンレス鋼の3種であり、このうちアルミニウム被覆を化学的に除去することについてはすでにBrussels シンポジウムに報告があり、今回もそれ以上目新しいことは発表されていない。後2者の化学的被覆除去については、CULLER および BLANCO [1930] が報告している。



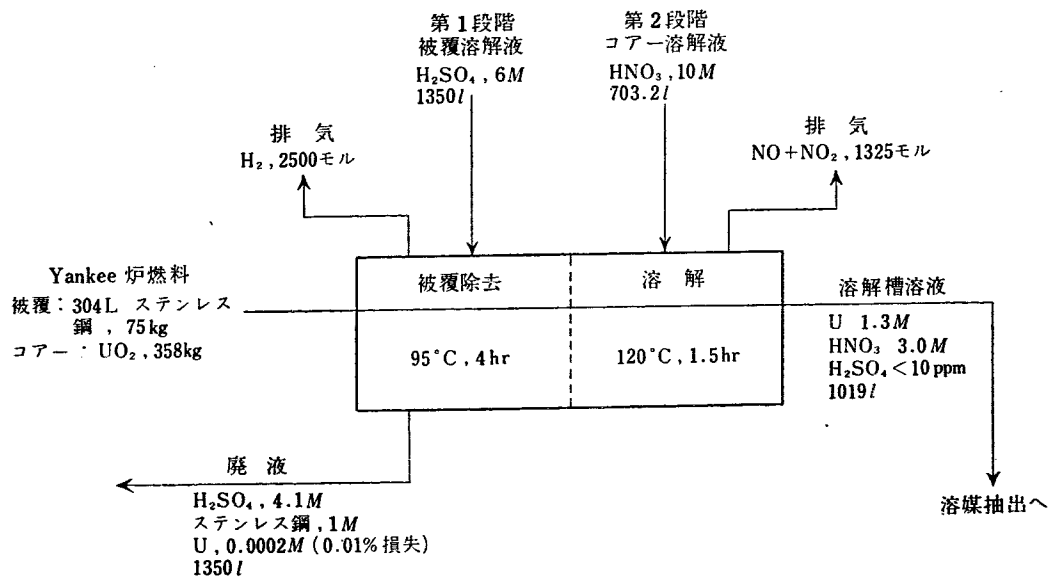
第3図 ジルコニウム被覆燃料のフッ化水素酸による被覆除去 [1930]

Commonwealth Edison 原子炉の燃料のように二酸化ウランをジルカロイまたはジルコニウムで被覆したものは第3図のフローシートのように9Mフッ化水素酸水溶液に溶解除去される。

SWANSON [2429] の報告している Zirflex 法では、ジルカロイおよびジルカロイ-2 被覆はフッ化アンモニウム水溶液またはフッ化アンモニウムと硝酸アンモニウムの混合物に選択的に溶解される。後者の方が水素の発生が少ない点でこのましい。普通ジルコニウムを溶解するのに使われるフッ化水素酸やフッ化水素酸と硝酸の混合物は、溶解槽材料のオーステナイト系ステンレス鋼をはげしくおかすのであるが、上記試薬は徐々におかすにすぎない。沸騰している6Mフッ化アンモニウム溶液中でジルカロイ-2 が 100 mil/hr (2.5 mm/hr) で浸食されていくのに対して、典型的なオーステナイト系ステンレス鋼はその 15 万倍もおかされ

にくい (0.5 mil/月)。

ステンレス鋼被覆の化学的な除去に用いられる Sulfex 法については CULLER および BLANCO [1930] が報告している。Yankee Atomic Power Reactor の燃料は 304L のステンレス鋼被覆の二酸化ウランであるが、まず6Mの沸騰硫酸によってステンレス鋼だけが溶解除去される。第4図にフローシートを示す。ステンレス鋼の溶解速度が  $4.7 \text{ mg/cm}^2 \cdot \text{min}$  であるのに対し、二酸化ウラン、金属ウラン、10%ニオブ-90%ウラン合金の溶解速度はきわめて小さく無視できる。しかし APPR 炉のいちじるしく照射した燃料 (40%バーンアップ) について実験したところ、未照射の場合には 0.5% しか溶けなかった二酸化ウランが 94% も溶けたようなこともあるので、Sulfex 法の実地適用については十分注意しなければならない。



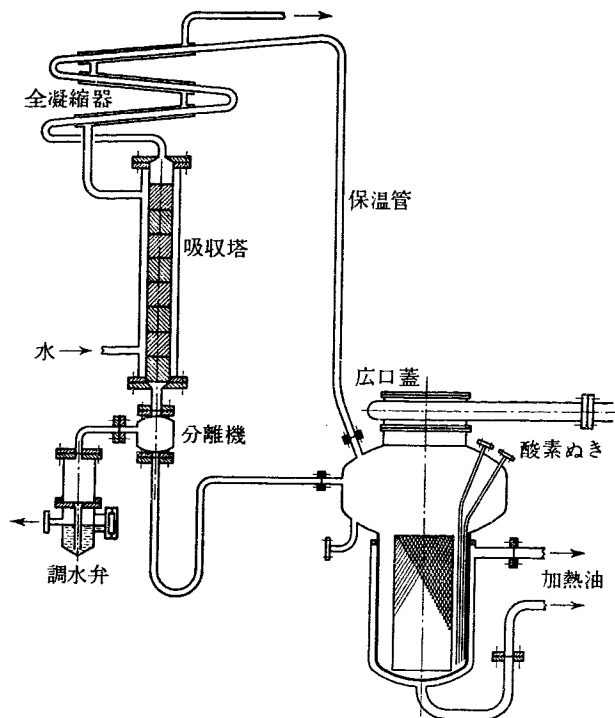
第4図 ステンレス鋼被覆燃料の Sulfex 法による被覆除去 [1930]

### 3. 燃料の溶解

被覆が機械的あるいは化学的に除去されたあとのウランあるいは二酸化ウランのコアの溶解は比較的に簡単であって、水銀塩を触媒にしてウランを硝酸に溶解することは第1回 Geneva 会議, Brussels シンポジウムに詳しく報告されている。第2回会議ではアメリカ以外にイギリスの HOWELLS ら [307], BUCK ら [82], フランスの REGNAUT ら [1172] によっても報告されている。REGNAUT らのパイロットプラント溶解槽を

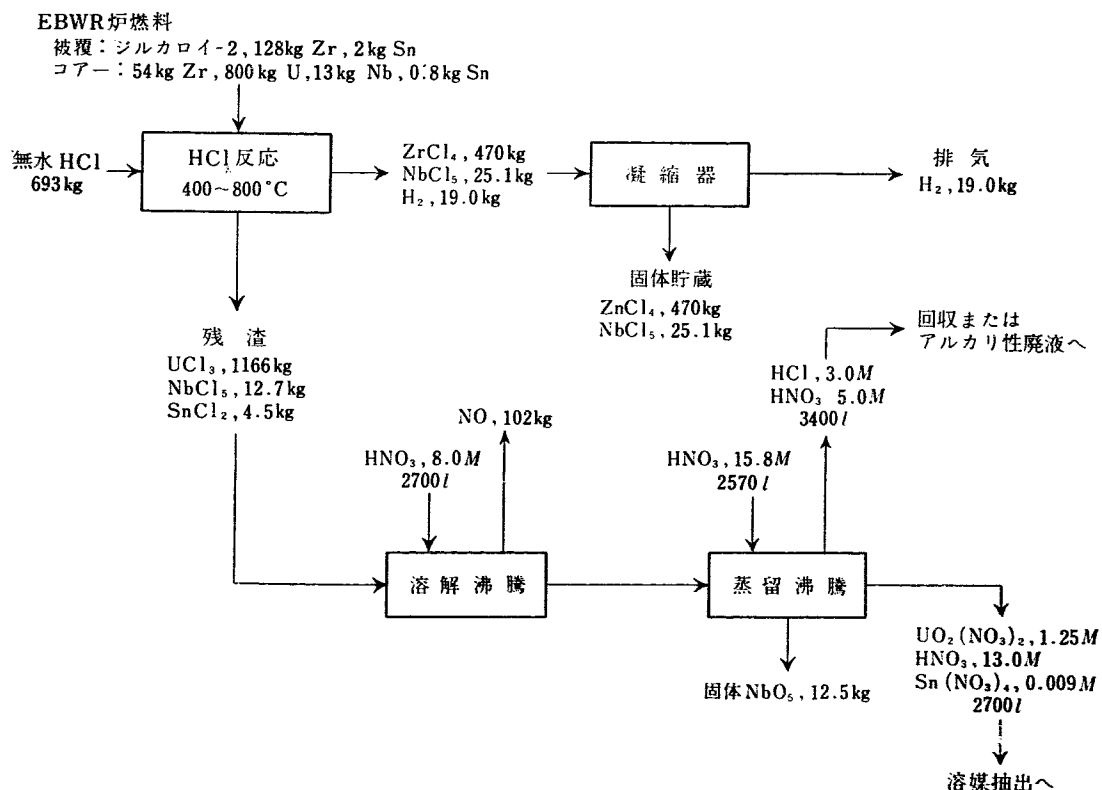
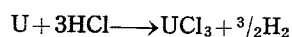
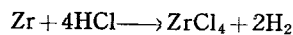
第5図に示す。

あらかじめ被覆除去することなく被覆とコアを同時に溶解する方法もしらべられている。ジルコニウム燃料要素およびステンレス鋼燃料要素の同時溶解について CULLER および BLANCO [1930] が報告している。Zircex 法では硝酸に溶けないジルコニウム-ウラン合金あるいはジルカロイ-2 にまず高温で HCl ガスを反応させて揮発性の四塩化ジルコニウムとしてジルコニ



第5図 ウランのパイロットプラント溶解槽 [1172]

ウムを除き、次にウランを溶媒抽出法で処理する。反応式は次のようである。



第6図 EBWR 炉燃料の Zircex 法処理 [1930]

四塩化ジルコニウムは約 300°C で昇華するが、この温度では三塩化ウランの蒸気圧は  $10^{-11}$  気圧以下である。このようにして 400 ないし 800°C で無水塩化水素ガスを反応させると四塩化ジルコニウム蒸気と固体の三塩化ウランができることになる。EBWR 炉燃料はウラン-ジルコニウム-ニオブの 93.5-5-1.5% 合金であるが、これを Zircex 法で処理するフローシートを第6図に示す。

各種燃料に適用したときの反応速度をまとめると第2表のようになる。実用になる反応速度は  $3.4 \text{ mg/cm}^2 \cdot \text{min}$  以上でなければならない。

第2表 各種燃料の Zircex 法による反応速度 [1930]

| 燃 料                               | 反 応 速 度<br>$\text{mg/cm}^2 \cdot \text{min}$ |
|-----------------------------------|----------------------------------------------|
| ジルコニウム-ウラン合金                      | 2~25                                         |
| 金属ウラン                             | 0.17~20                                      |
| 金属トリウム                            | 0.17~20                                      |
| ウラン-ジルコニウム-ニオブ合金<br>(93.5-5-1.5%) | 5.3~7.9                                      |
| ウラン-モリブデン合金 (90-10%)              | 3~24                                         |
| ウラン-ニオブ合金 (98-2%)                 | 0.75~0.79                                    |

無水塩酸-エタノールはジルコニウム、モリブデン、ニオブ含有燃料の同時溶解、およびジルカロイ-2

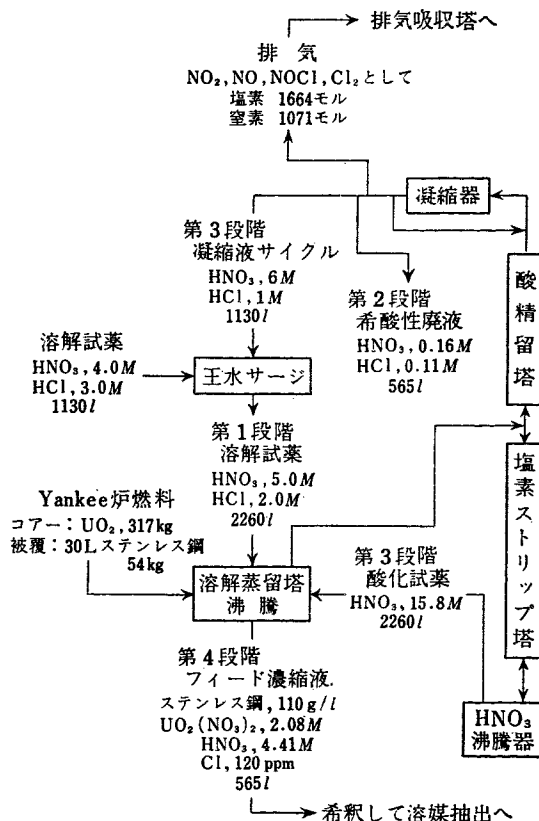
被覆酸化燃料の被覆除去に使うことができる。この方法は溶解、エタノールの蒸発除去、および 8~10 M 硝酸を加えて塩化物を蒸留で除去するという 3 段階よりなっている。コアの酸化ウランあるいは酸化トリウムはこの溶媒に溶けないのでちに硝酸に溶解させる。9.4 M 無水塩酸-エタノールに対する溶解速度は 25°C でジルカロイ-2: 3 mg/cm<sup>2</sup>・min, ウラン: 4 mg/cm<sup>2</sup>・min, トリウム: 81 mg/cm<sup>2</sup>・min である。

Enrico Fermi 炉の燃料はジルコニウム被覆したウラン-モリブデン合金 (90-10 重量%) で、2.5 M 硝酸-0.06 M フッ化水素酸混合液に同時溶解することが考えられている。このコアは 100 mg/cm<sup>2</sup>・min の速度で溶解する。

なおジルコニウム合金燃料の再処理全般の実際には REID ら [526] が報告し、アルミニウム系燃料との比較をおこなっている。

ステンレス鋼をふくむ燃料要素の溶解法もよく知られている。現在もっとも有望なものは希王水にとかす Darex 法と希硫酸にとかす Sulfex 法である。ただこの場合には従来の 18-8-1 鋼 (クロム 18%-ニッケル 8%-モリブデン 1% をふくむ) の溶解槽を用いることはできない。次の溶媒抽出にうつる場合、Sulfex 溶液では硝酸を加えればよいが、Darex 溶液では硝酸を加えて蒸留し塩素イオンを除去しなければならない。バッチ方式で Darex 法をおこなうときのフ

ローシートを第 7 図に示す。



第 7 図 ステンレス鋼燃料のバッチ方式 Darex 溶解処理 [1930]

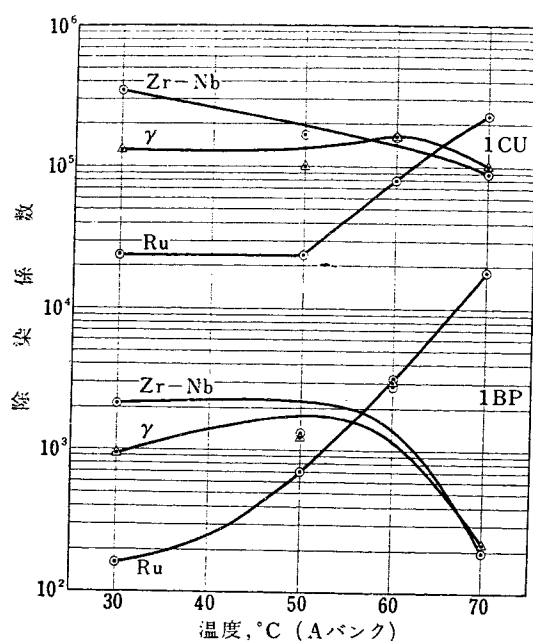
#### 4. 溶 媒 抽 出

現在実用に供されている主要な溶媒抽出法は Purex 法と Redox 法であって、抽出溶媒として前者ではケロシンで希釈したリン酸トリブチル (TBP) を、後者ではヘキソンあるいはメチルイソブチルケトンを用いる。これらの方法の改良進歩について報告がなされている。

Purex 法で照射ウランから分離しにくい核分裂生成物はルテニウムとジルコニウム-ニオブであって、これによって除染効率が限定されている。しかし KARAKER [519] によれば抽出温度をかえることによって除染効率をあげることが可能である。ウランおよびプルトニウム生成物中にふくまれる主な核分裂生成物は第 8 図からわかるように 30°C ではルテニウムであり、70°C ではジルコニウム-ニオブである。スクラップ塔の一部を 30°C で、他部を 70°C で動かすことによって

除染効率をあげることができる。第 9 図のように二重温度溶媒抽出 1 サイクルのあとに吸着塔を用いて、普通の 2 サイクルの Purex 法と同じ、またはややまさる除染効率をあげることができる。

HULTGRAN および HAEFFNER [144] はウランとプルトニウムを分離するのにシリカゲル吸着塔を用いると、ジルコニウム-ニオブおよびルテニウムの除染効率のあがることを報告している。普通の Purex 第 1 サイクルではウランおよびプルトニウムは 1A 塔で除染され 1B 塔で分離される。いま 1A 塔から出てくる有機溶液をあらかじめプルトニウム還元剤で処理しておいたシリカゲル塔におすと、還元されたプルトニウムはシリカゲル上にとらえられ、溶媒中にとけているウランは大部分塔から流れ出る。塔にのこっているウランは Purex 溶媒で洗い出され、次に吸着プルト



第8図 溶媒抽出法における1BPおよび1CU流中の成分の除染係数と温度の関係 [519]

ニウムは硝酸で洗い出される。1A塔から出るときに含まれていたジルコニウムの大部分はゲル上に吸着されており、シュウ酸ではじめて洗い出される。この方法による除染係数は第3表のようである。

第3表 シリカゲル吸着-還元法によるウラン、プルトニウムの除染係数 [144]

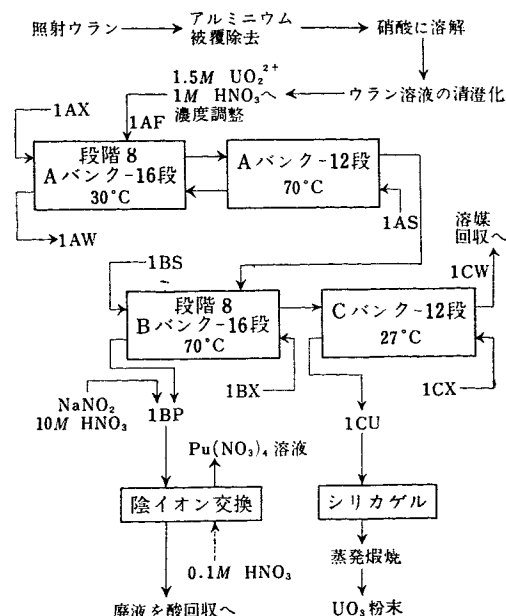
| 汚染放射能<br>分離生成物 | ジルコニウム | ルテニウム |
|----------------|--------|-------|
| ウ ラ ン          | 8      | 4     |
| プルトニウム         | 30     | 1.2   |

溶媒抽出において、その原子価の多様性により抽出除染条件を困難にするプルトニウムとルテニウムなどの挙動について、CARLSON [137], BROWNら [31] および ZVYAGINTSEV ら [2143] が報告している。

TBP 溶媒によるウランの精製のパイロットプラント研究の報告が RAMOS ら [1413] により出されている。

第4表 ジブチルエーテル溶媒抽出法の $\gamma$ 除染係数 [2216]

|    |         |           |         |           |         |       |                   |
|----|---------|-----------|---------|-----------|---------|-------|-------------------|
| U  | 第 1 抽 出 | 還元再抽出     | スクラビング  |           | 吸 着 精 製 | 再 抽 出 | 全体での除染            |
|    | 150     | 4         | 20      |           | 50      | 2     | $1.2 \times 10^6$ |
| Pu | 第 1 抽 出 | 第 1 還元再抽出 | 第 2 抽 出 | 第 2 還元再抽出 | 第 3 抽 出 | 再 抽 出 | 全体での除染            |
|    | 150     | 1.3       | 20      | —         | 20      | —     | $8 \times 10^4$   |



第9図 1サイクル Purex [519]

新しい溶媒として第三アミンについて WILSON [544] が、有機リン酸化合物 (organophosphorus compounds) について BLAKE ら [1550] が、メチルシクロヘキサノンについて VESELY ら [2100] がそれぞれ報告を出している。

ソビエト圏ではとくにエーテル系溶媒の開発がすすめられており、VDOVENKO [2206] はジエチルエーテルおよびジブチルエーテルと四塩化炭素の混合物による核分裂生成物の分配をしらべ、また VDOVENKO および KOVAL'SKAYA [2216] は前記後者の溶媒によって照射ウランを処理して、ウランおよびプルトニウムについてそれぞれ 99.9% および 98% の回収率をあげている。各プロセスにおける $\gamma$ 除染係数を第4表に示す。また BRANICA および BONA [2412] は環式エーテルによるウラニルおよびトリウムイオンの抽出をしらべ、塩析剤を必要とするアルコール、ケトン、エーテルなどと同様の結果を得ている。彼らのしらべた溶媒はテトラヒドロシルパン (THS)、テトラヒドロピラン (THP)、2-エチルテトラヒドロフラン (E-THF)、および 2,5-ジメチルテトラヒドロフラン (M-THS) である。

放射線によって溶媒の損傷がおこり抽出率に変化をあたえることについては、BROWN ら [31], BAKH ら [2293] をはじめとして多くの報告にふれられている。BUCK ら [82] の TBP 溶媒抽出におけるデータを第 5 表に示すが、接触時間のますにつれて除染係数が急激に減少することがわかる。

ほかに溶媒抽出その他の方法によって再処理廃液よりプロトアクチニウム、ネプツニウム、アメリシウム、キュリウムなどを回収する方法が NAIRN ら [1458], LEWIS [537] および HIGGINS と CRANE [1883] により報告されている。

第 5 表 TBP 溶媒の放射線照射による除染係数の変化 [82]

| 接 触 時 間, hr | 照 射 線 量<br>Wh/l | 除 染 係 数           |                   | 残 留 量                |                   |                   |
|-------------|-----------------|-------------------|-------------------|----------------------|-------------------|-------------------|
|             |                 | $\beta$           | $r$               | Pu, $\mu\text{g/ml}$ | $\beta$ , dpm/ml  | $r$ , dpm/ml      |
| 0.5         | 0.33            | $1.6 \times 10^4$ | $4.1 \times 10^3$ | 2.7                  | $2.2 \times 10^8$ | $1.1 \times 10^8$ |
| 18          | 8.5             | $4.3 \times 10^3$ | $1.4 \times 10^3$ | 7.3                  | $6.6 \times 10^8$ | $3.2 \times 10^8$ |
| 67          | 28              | $5.4 \times 10^2$ | $5.2 \times 10^2$ | 9.2                  | $9.2 \times 10^8$ | $4.6 \times 10^8$ |

## 5. 後 処 理

溶媒抽出により得られたウランおよびプルトニウム生成物をさらに除染精製するために沈殿法あるいはイオン交換法が用いられる。

WINCHESTER および MARAMAN [530] は沈殿法によりプルトニウムを精製することについて報告している。プルトニウムを三フッ化物、三シュウ酸塩、四シュウ酸塩、あるいは過酸化物として沈殿させる方法は収率もよく、普通の不純物のまじってくるのが少ない。94.2% のプルトニウムと種々の量の コバルト、ジルコニウム、モリブデン、ルテニウム、およびセリウムを含む合金を硝酸に溶かした溶液について沈殿法をおこなったときの除染係数を第 6 表に示す。

第 6 表 沈殿法によるプルトニウムの除染係数 [530]

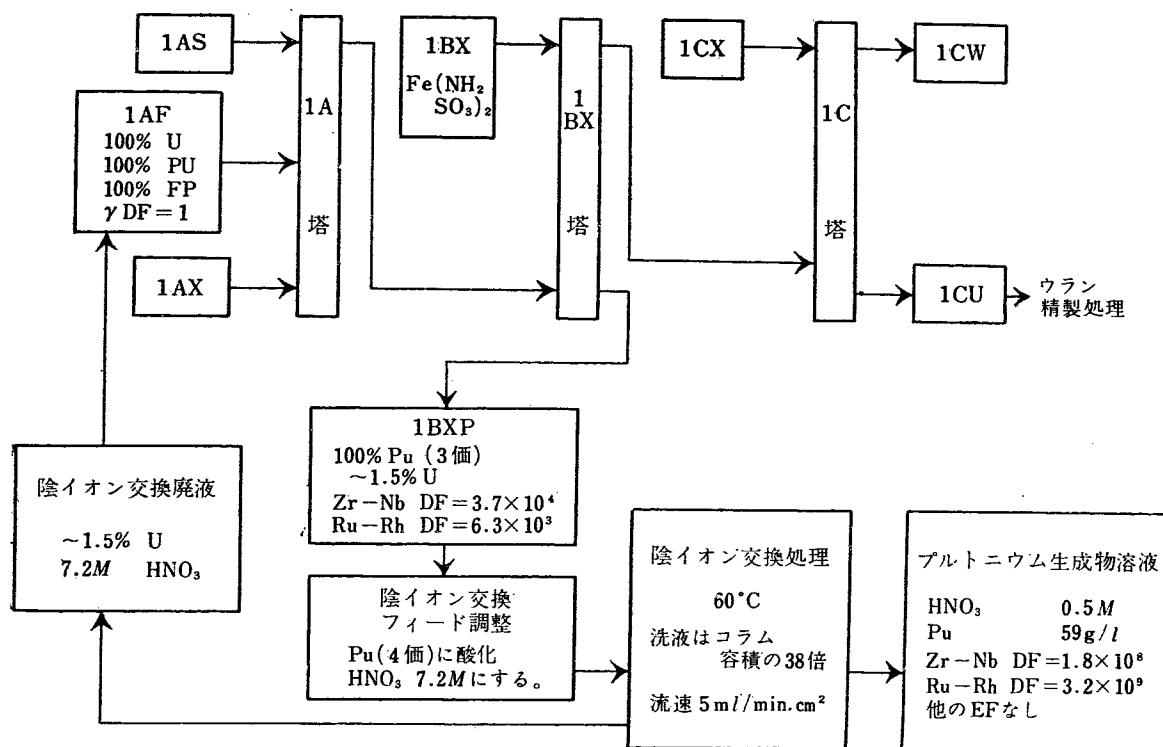
| 元素 | 過酸化プルトニウム | シュウ酸プルトニウム(III) | シュウ酸プルトニウム(IV) | フッ化プルトニウム(III) |
|----|-----------|-----------------|----------------|----------------|
| Fe | 50        | 33              | 10             | 1.4            |
| Co | 30        | 47              | >95            | 8.6            |
| Zr | 1         | 3.5             | >44            | 1.1            |
| Mo | >140      | >13             | >15            | 1.1            |
| Ru | >14       | >38             | 33             | 36             |
| Ce | 6         | 1               | 1              | 1.1            |

これをみるとプルトニウムからセリウムを分離することでは沈殿法が有効でないことがわかる。

陰イオン交換樹脂によってプルトニウム硝酸塩の精

製をおこなうことが TOBER [520], および RYAN と WHEELRIGHT [1915] によって報告されている。普通問題になる不純物、核分裂生成物、ウラン、鉄、クロム、ニッケル、アルミニウム、カルシウム、マグネシウムなどをプルトニウムから除去し除染する点で、陰イオン交換の方が陽イオン交換よりはるかにすぐれている。プルトニウム生成物はフィードされたプルトニウムの 99.9% を含み、他陽イオンはプルトニウムの 1/10, 000 程度にすぎない。これまでの陰イオン交換法では処理速度がおそく、生成物の濃度も小さかったが、50~60°C の温度で適当な陰イオン交換樹脂を選択すれば、これらの欠点も改良されて除染効率も上がり、また硝酸以外の試薬をつかわなくてすむようになる。単一サイクルで吸着脱着の流速 80 mg Pu cm<sup>2</sup>・min, 核分裂生成物に対する除染係数は  $5 \times 10^3$  より大きく、ウランおよび他の金属不純物に対する除染係数は  $5 \times 10^4$  より大きく、プルトニウム生成物の濃度が 50 g/l 以上という結果が容易に得られている。

吸着と脱着の間で洗浄サイクルをおこなうと核分裂生成物の除染がよくなるので、陰イオン交換法と単一サイクル溶媒抽出法とを組み合わせ、プルトニウムの完全な回収除染をおこない得ることが RYAN および WHEELRIGHT [1915] により報告されている。そのフローシートと実験室で得られた除染係数 (DF) を第 10 図に示す。このフローシートと典型的な Purex フローシートと比較すれば、第 2 プルトニウムサイクルを

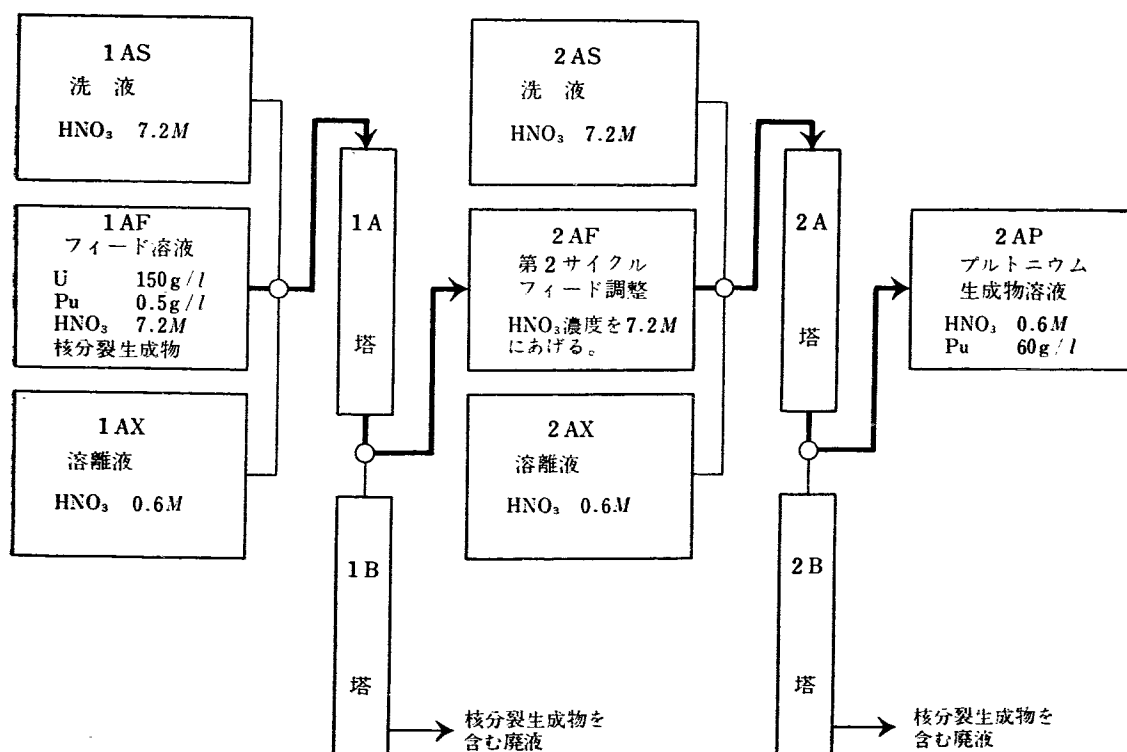


第10図 溶媒抽出-陰イオン交換組合せによるプルトニウムの回収除染 [1915]

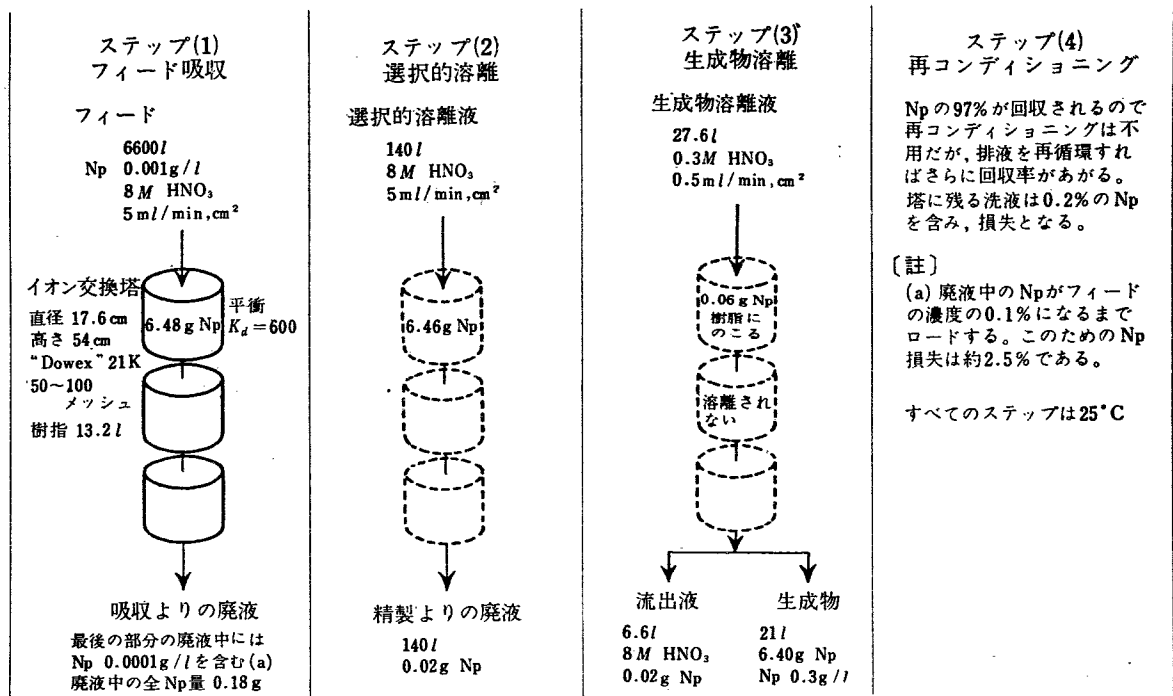
陰イオン交換の単一サイクルで代えることができ、またプルトニウム生成物を濃縮するのにも蒸発法のかわりに陰イオン交換法を用い得ることが明らかになる。ヒギンス型の流動層で用いるには Permutit SK 樹

脂 (20~50メッシュ) がよい。

陰イオン交換は特にプルトニウム原子炉の燃料の処理に有望であり、そのようなフローシートの1つを RYAN および WHEELRIGHT [1915] に従って第11図



第11図 プルトニウム燃料の2サイクルイオン交換処理 [1915]



第 12 図 陰イオン交換によるネプツニウムの回収 [520]

に示す。

ネプツニウムも陰イオン交換により濃硝酸溶液から遊離できることを TÖBER [520] が報告している。第 12 図に示すフローシートではイオン交換の単一サイクルで、フィード中のネプツニウムの 97% 以上が回収され 300 倍に濃縮される。

プルトニウムを抽出後イオン交換で精製濃縮し、次に三フッ化プルトニウムとして沈殿させてから金属に還元する方法のパイロットプラント研究 (Fontenay-aux-Roses) の詳しい報告が PREVOT ら [1171] によって出されている。

プルトニウムの処理については BAKER および LEARY [1830] の報告もある。

Bi (III), Zr (IV), Nb (V), Ta (V) などの不溶性酸化物については KRAUS ら [1832] が、またチタンおよびジルコニウムのリン酸塩については, GAL および GAL [468] がそれぞれ核分裂生成物に対するイオン交換性をしらべているが、現状では実用化にややとおい。

イオン交換膜の再処理への適用が, MASON および PARSİ [502] により報告されている。

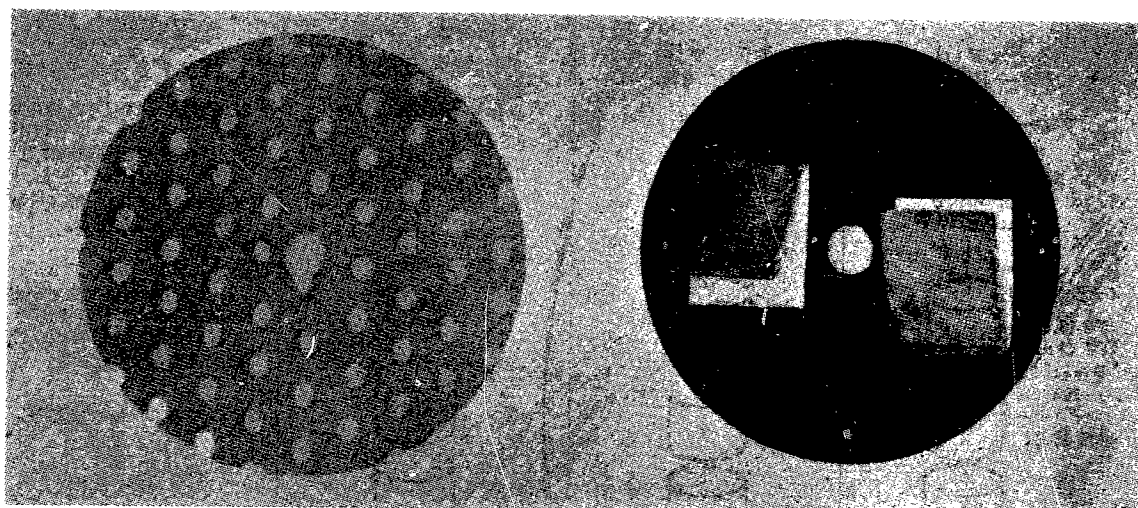
## 6. 再処理装置の工学的問題

SIDDALL [521] は溶媒抽出の理論をしらべ、一段の抽出装置で得られる結果から多段抽出の結果を計算で出すことをおこない、この理論にもとづいて TBP 溶媒と他の溶媒との比較をおこなっている。

GEIER [515] は脈動抽出塔の板をノズル板、多孔板とかえ、材料もプラスチックや金属を用い、さらにその幾何形態と間隔をかえて効率の増加につとめている。彼の使用した多孔板の例を第 13 図に示す。また DURANDET ら [1173] も多孔板脈動抽出塔について脈動の振幅と振動数、全流量、孔の直径、分散相になる

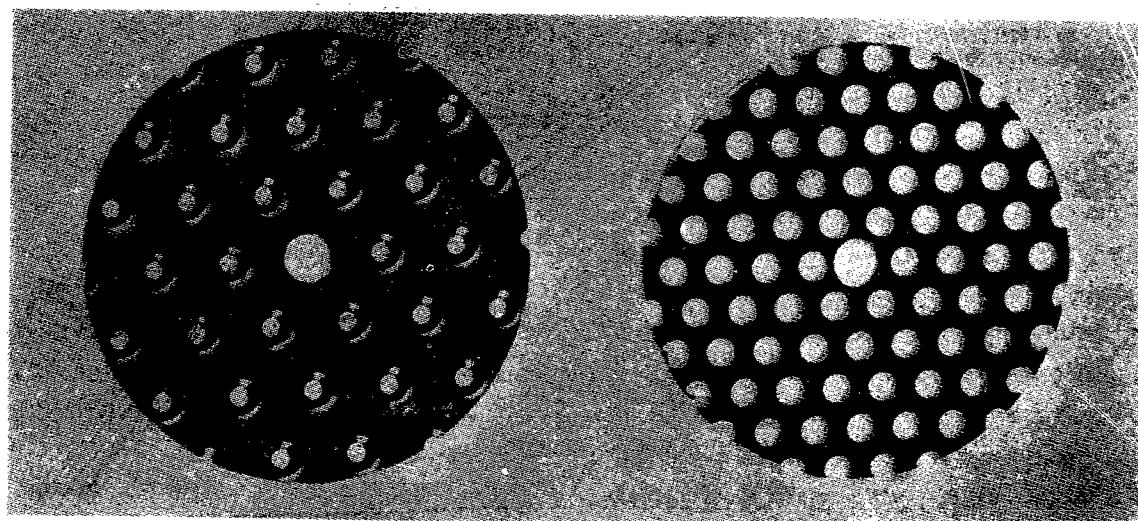
物質をいろいろとかえて抽出塔の効率と容量の変化をしらべ、逆抽出では脈動効果が一義的にあらわせるが、抽出ではあらわせないことなどの結果を得、その実験装置について最適条件を求めている。

濃縮ウランあるいはプルトニウムを処理するときには、たとえ誤まって濃度の大きい液が流入しても決して臨界量をこさないように、容器自体をあらかじめある大きさ以下に設計しておかねばいけないが、これについては McLENDON ら [427], および COLVEN [518] の報告があり、またとくにイオン交換装置については



Fluorothene 多孔板  
孔直径 4.76 mm  
自由面積 23%

ステンレス鋼ルーバー型再分散板  
自由面積 25%



ステンレス鋼多孔板  
孔直径 4.76 mm  
自由面積 33%

ステンレス鋼ノズル板  
孔直径 3.16 mm  
ノズル直径 1.5 mm  
自由面積 7.5%

第13図 代表的な脈動抽出塔多孔板 [515]

TOBER [520] が報告している。 $^{235}\text{U}$  処理に関連ある変数の核的に安全な値は McLENDON ら [427] によれば第7表のようになる。

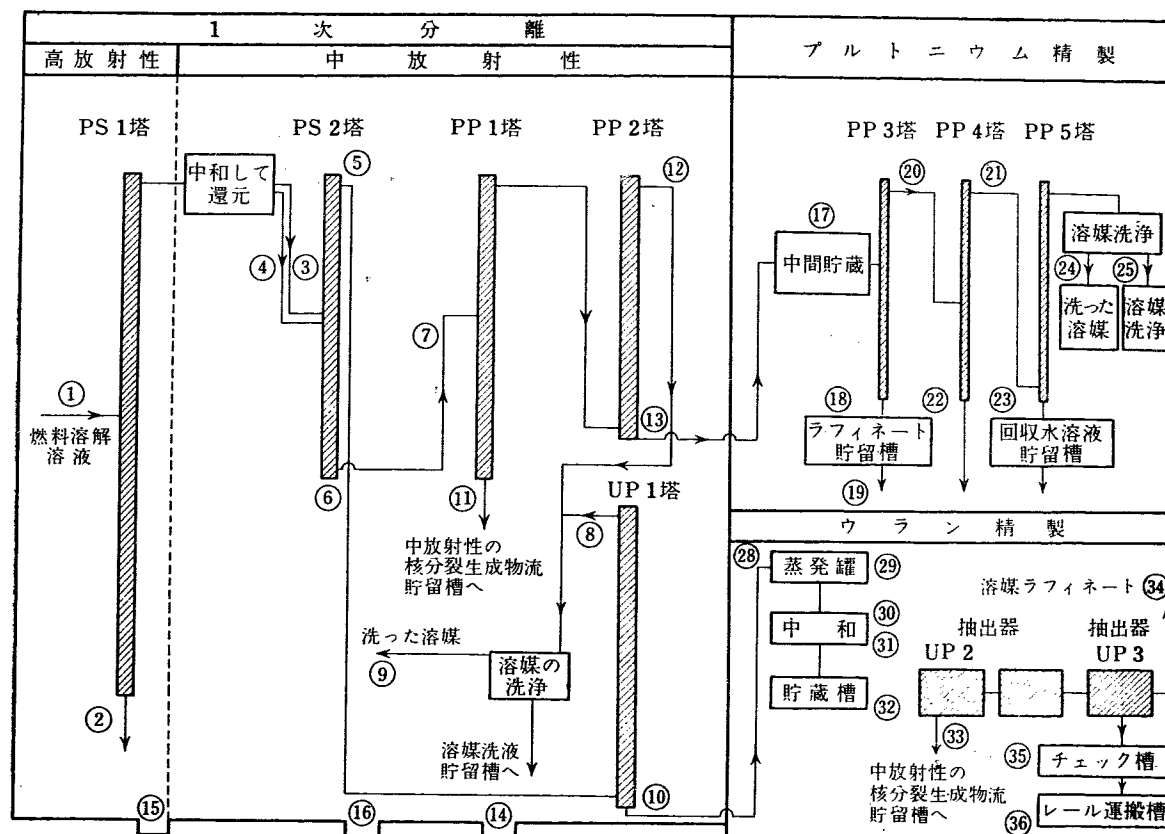
第7表  $^{235}\text{U}$  に対する核的に安全な値 [427]

| 物質                  | $^{235}\text{U}$ の量  | 濃度<br>$\text{g } ^{235}\text{U}/\text{l}$ | 容積<br>$\text{cc}$ | 無限円筒<br>の直径<br>$\text{cm}$ | 無限平板<br>の厚さ<br>$\text{cm}$ |
|---------------------|----------------------|-------------------------------------------|-------------------|----------------------------|----------------------------|
| 水溶液                 | $\leq 350 \text{ g}$ | $\leq 5.0$                                | $\leq 4400$       | $\leq 12.7$                | $\leq 3.8$                 |
| $^{235}\text{U}$ 金属 | $\leq 11 \text{ kg}$ | —                                         | $\leq 590$        | $\leq 6.3$                 | $\leq 1.8$                 |

再処理の各反応工程を管理していくためにはたえず反応液および生成液の分析をおこなっている必要があるが、高放射性であるため種々困難がともなう。

MECHELYNCK [103] はベルギー Mol のセミパイロットプラントで Purex 法に対してポーラログラフ法により遠隔分析をおこなってよい結果をあげている。

HOWELLS ら [307] は Windscale プラントで実際にサンプリングしている点を示し (第14図), それについていかなる分析がおこなわれるかを第8表のようにまとめている。その分析はプラント運転に必須のプラントコントロール分析, さらに詳しいデータを得るためのプロセスコントロール分析, 約5点に限られた経済性検討用の accounting 分析の3種類にわけられており, 測定頻度・精度がそれぞれ異なっている。



第 14 図 Windscale プラントのサンプリング箇所 [307]

第 8 表 Windscale 第 1 次分離プラントの分析表 [307]

| 物 質                                          | プラントコントロール分析                                       | プロセスコントロール分析                                                         | accounting 分析                               |
|----------------------------------------------|----------------------------------------------------|----------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------|
| 1. 溶解液, PS1 塔へのフィード                          | HNC <sub>3</sub> , U                               | Pu, $\beta$ , <sup>95</sup> Zr, <sup>103</sup> Ru, <sup>106</sup> Ru | Pu, U, <sup>241</sup> Am, <sup>242</sup> Cm |
| 2. ラフィネート水溶液, PS1 塔                          | U, Pu                                              | Fe, Ni, Al                                                           | (Pu), (U)                                   |
| 3. 中和された抽出 butex, PS1 塔                      | HNC <sub>3</sub>                                   |                                                                      |                                             |
| 4. PP2 塔へのフィード水溶液                            | Fe <sup>2+</sup> , NH <sub>4</sub> NC <sub>3</sub> |                                                                      |                                             |
| 5. 抽出 butex ラフィネート, PS2 塔                    | Pu                                                 |                                                                      | (Pu)                                        |
| 6. 抽出水溶液, PS2 塔                              | Fe <sup>2+</sup> /Fe <sup>3+</sup> , U             |                                                                      | Fu                                          |
| 7. PP1 塔へのフィード                               | HNC <sub>3</sub> , Cr <sub>2</sub> O <sub>7</sub>  |                                                                      |                                             |
| 8. 抽出 butex ラフィネート, UP1 塔                    | U                                                  |                                                                      | (U)                                         |
| 9. N <sub>2</sub> CO <sub>3</sub> 処理した butex |                                                    | Pu                                                                   | (Pu)                                        |
| 10. 濃縮抽出水溶液, UP1 塔                           |                                                    | Pu, U, $\beta$ , HNC <sub>3</sub>                                    |                                             |
| 11. 抽出ラフィネート水溶液, PP1 塔                       | Pu                                                 |                                                                      | (Pu)                                        |
| 12. 抽出 butex ラフィネート, PP2 塔                   | Pu                                                 |                                                                      | (Pu)                                        |
| 13. 抽出水溶液, PP2 塔                             | Pu, $\beta$                                        |                                                                      |                                             |
| 14. 中レベル室の床排水                                | Pu, $\beta$                                        |                                                                      |                                             |
| 15. 高レベル室の床排水                                | Pu, U, $\beta$                                     |                                                                      |                                             |
| 16. モニター・タンク                                 | Pu, $\beta$                                        |                                                                      | (Pu)                                        |
| 17. 緩衝液貯槽                                    | HNC <sub>3</sub> 比重, U                             | Pu, F.P. $\gamma$ , <sup>106</sup> Ru                                | Pu, 比重                                      |
| 18. PP2 塔濃縮液                                 |                                                    | <sup>95</sup> Zr, Ni, Cd                                             |                                             |
| 19. ラフィネート水溶液, PP3 塔                         | Pu                                                 |                                                                      |                                             |
| 20. ラフィネート水溶液 (バッチ貯槽)                        | Pu                                                 |                                                                      | (Fu)                                        |
| 21. 抽出溶媒, PP3 塔                              | HNC <sub>3</sub>                                   |                                                                      |                                             |
| 22. 抽出溶媒ラフィネート, PP4 塔                        | Pu                                                 |                                                                      |                                             |
| 23. 抽出水溶液, PP4 塔                             | HNC <sub>3</sub>                                   | U, Fe                                                                |                                             |
| 24. 抽出溶媒, 洗浄 塔                               | Pu                                                 |                                                                      |                                             |
| 25. 溶媒リサイクル槽                                 |                                                    | Pu, TBP                                                              |                                             |

| 物 質                      | プラントコントロール分析   | プロセスコントロール分析                                                               | accounting 分析 |
|--------------------------|----------------|----------------------------------------------------------------------------|---------------|
| 26. 抽出水溶液, Holley Mott 槽 | Pu             |                                                                            | (Pu)          |
| 27. 回収水溶液                | Pu             | Pu                                                                         | (Pu)          |
| 28. フィード液                |                | $^{106}\text{Ru}$ , Pu, $\gamma$ , U, 比重                                   | U, 比重         |
| 29. 濃縮フィード液              |                | $\text{HNC}_3$ , 比重, U                                                     |               |
| 30. 中和済みフィード             | $\text{HNO}_3$ |                                                                            |               |
| 31. 調整済みフィード             |                | $\text{Fe}^{2+}/\text{Fe}^{3+}$                                            |               |
| 32. 調整済みフィード貯槽           |                | $\text{NH}_4\text{NC}_3$                                                   |               |
| 33. UP2 抽出塔からのラフィネート水溶液  | U              |                                                                            | (U)           |
| 34. UP3 抽出塔からの溶媒ラフィネート   | U              |                                                                            |               |
| 35. チェックタンクへの水溶液         | $\gamma$       | U, $^{106}\text{Ru}$ , Pu, $\beta$ , Fe<br>$\text{HNC}_3$ , Cd, Ni, Co, Mn | U, 比重         |
| 36. 搬出用レール・タンカー          |                | $^{106}\text{Ru}$ , U                                                      | U, 比重         |

Hanford の COOPER および WALLING [2409] はプロ セス流の in-line 分析で使用している機器の測定範囲, 精度などについても報告している (第9表).

第9表 プロセス流の in-line 分析 [2409]

| 方 法 と 対 象                                                                       | 測 定 範 囲                              | 精 度                     |
|---------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------|-------------------------|
| pH                                                                              | 0~14                                 | $\pm 0.1$               |
| ポーラログラフ: U                                                                      | 0.05~10 g/l                          | $\pm 20\%$              |
| $\alpha$ 線プリンター: Pu                                                             | $10^{-6}$ ~0.1 g/l                   | $\pm 15\%$              |
| 比色計: $\begin{cases} \text{UC}_2^{2+} \\ \text{Cr}_2\text{O}_7^{2-} \end{cases}$ | 30~500 g/l                           | $\pm 5\%$               |
| $\gamma$ 線吸収計: U, Pu, Th                                                        | 2~32 g/l                             | $\pm 20\%$              |
| 接触 $\alpha$ 線: Pu                                                               | 5~300 g/l                            | $\pm 7\%$               |
| $\gamma$ 線モニター                                                                  | 0.1~10 g/l                           | $\pm 20\%$              |
| 伝 導 度                                                                           | $10^1$ ~ $3 \times 10^4 \mu\text{c}$ | $\pm 15\%$              |
| 酸化電位: Pu など                                                                     | $10^{-2}$ ~ $10^6 \text{ ohm}$       | $\pm 7\%$               |
| 中性子線モニター: Pu                                                                    | 1~60 g/l                             | $\pm 5\%$               |
| 透電率: TBP                                                                        | 20~30 vol%                           | $\pm 0.5 \text{ vol}\%$ |
| 濁度計: 乳濁液                                                                        |                                      |                         |

再処理プラントにつかわれるステンレス鋼の硝酸による腐食が, 放射性物質の存在によりどう変るかを

Windscale プラントの経験と実験にもとづいて McINTOSH および EVANS [30] が報告している.

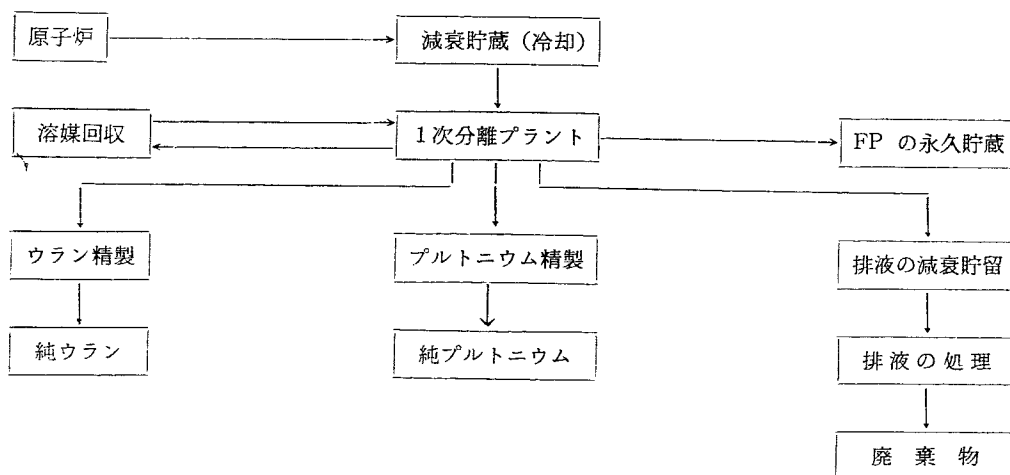
## 7. 再処理プラント

再処理プラント設計のフィロソフィーが, 主として現用の水溶液溶媒抽出法に対して SCHWENNESEN [514] および COOPER と WALLING [2409] によって論ぜられている. 後者ではとくに動力炉の燃料処理が考えられており, 現在開発中の高温ヤ金法, フッ化物蒸留法, および水溶液法を比較した場合, 中央処理工場としては水溶液法が適しているとのべている. いずれも現在再処理プラントについては最も経験をつんでいるアメリカからの報告であり, とくに後者には水溶液再処理の全般的諸問題がよくまとめられている.

個々の再処理プラントの運転経験については第1回

ジュネーブ会議では, わずかにアメリカから Idaho 工場について報告されたにすぎなかったが, 第2回会議ではアメリカからの2編のほかイギリス, ソビエト, およびフランスから各1編ずつ報告されている. いずれも水溶液再処理であって, その化学フローシートは第15図のようである. この中の1次分離, すなわちウランの硝酸溶解, 核分裂生成物除去, ウランとプルトニウムの分離, およびプルトニウムの1次精製が全体の中心になっている.

アメリカの報告はともに直接保守方式の再処理パイロットプラント, あるいは正確には生産プラントとパ



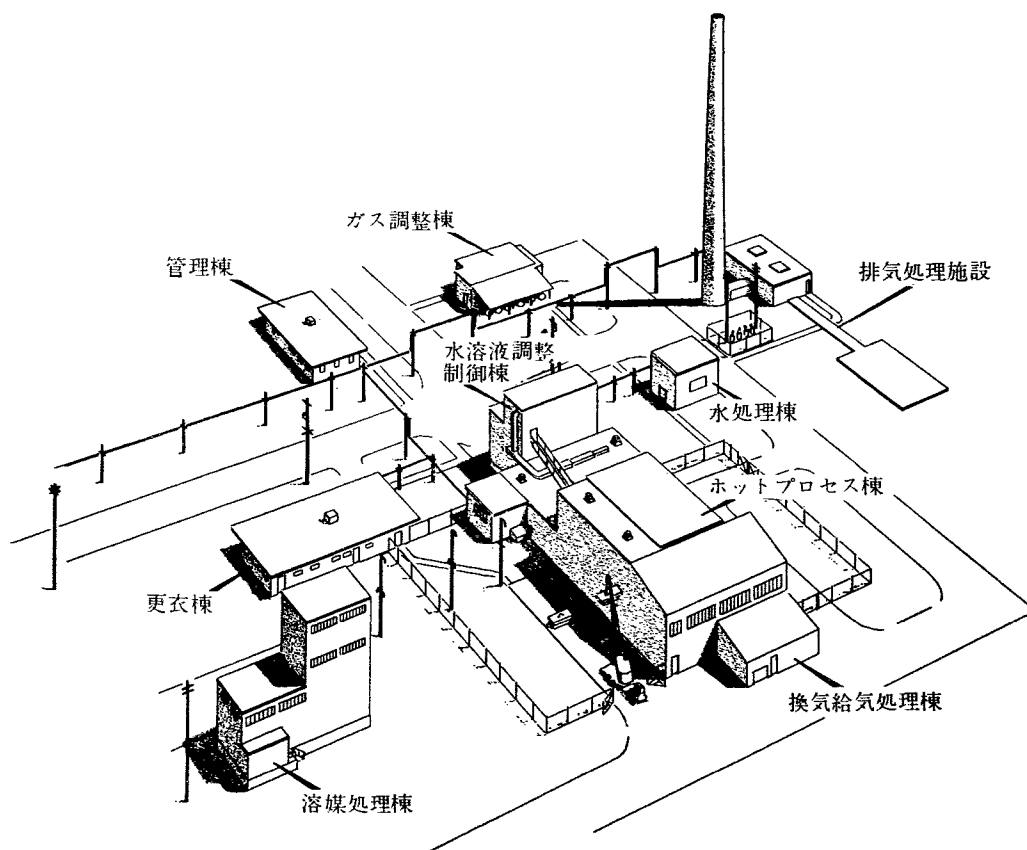
第 15 図 照射ウラン燃料再処理のフローシート [307]

イロットプラントの中間の developmental-production plant に関するもので、OBERG および SLOAT [516] は Hanford の“ホット”パイロットプラント (hot semi-works), (第 16 図) について、また BRUCE ら [536] は Oak Ridge 研究所の金属回収パイロットプラント (450 kg U/日) (第 17 図) と Thorex プラント (150 kg Th/日) (第 18 図) のそれぞれ 8 年および 4 年間の運転結果について述べている。Idaho 化学処理プラントはこの金属回収プラントの経験をつかってつくられ

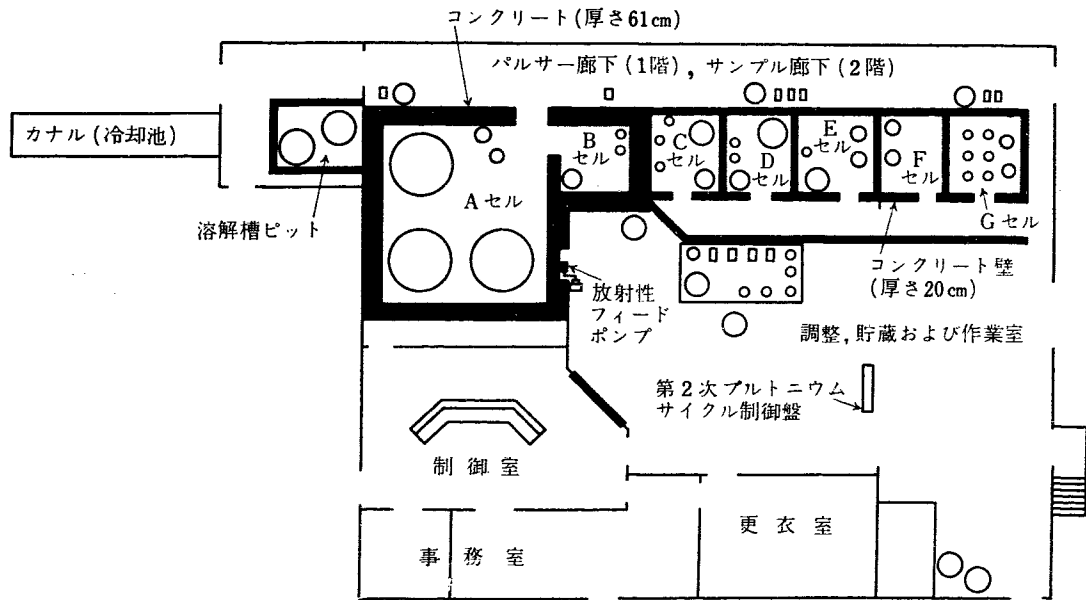
たものである。金属回収プラントの回収率および除染係数は第 10 表に示すとおりである。

また Thorex プラントの除染効率は第 11 表のようである。

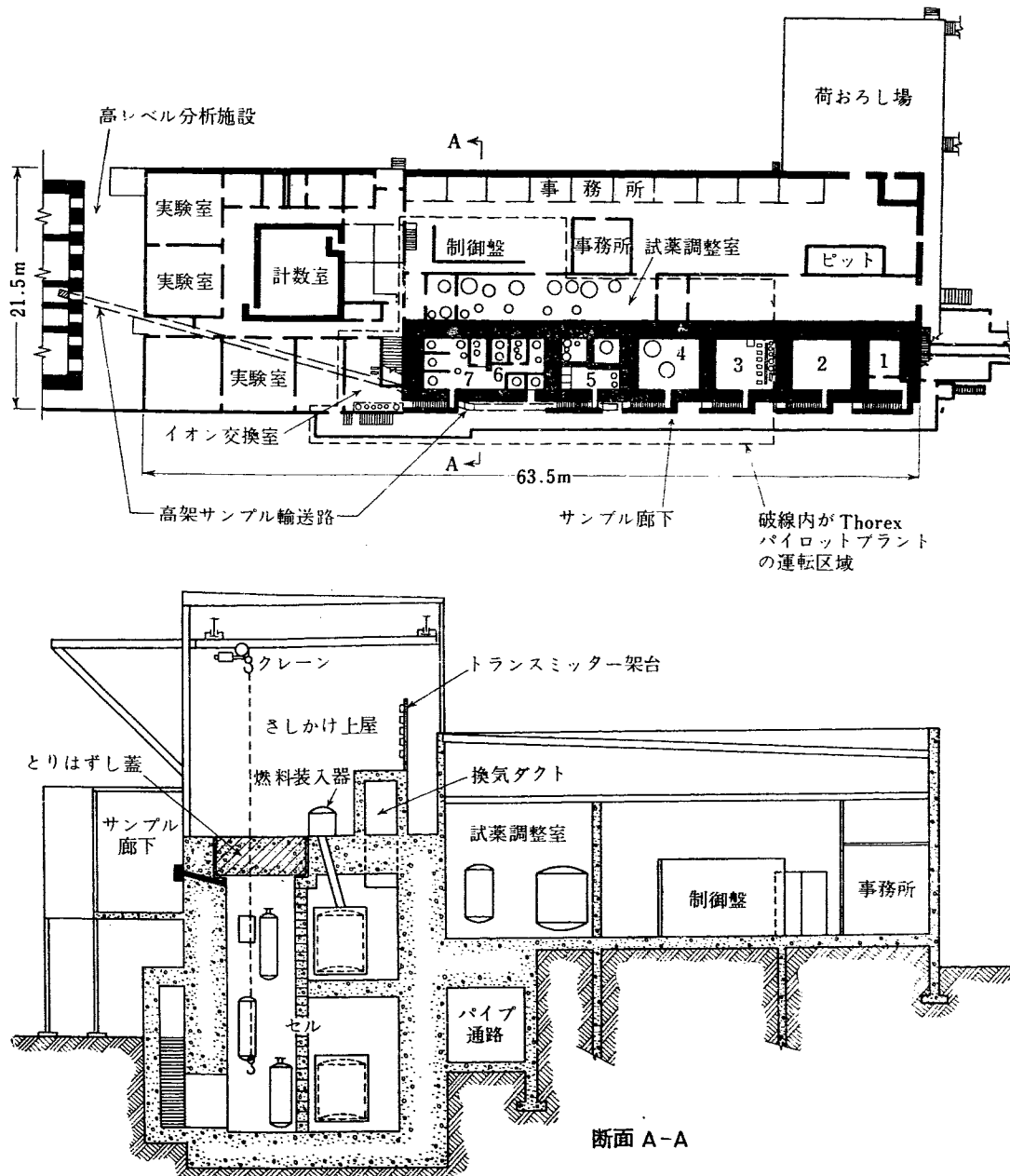
イギリスの Windscale 工場の約 6 年の運転経験については HOWELLS ら [307] が報告している。これは天然ウランまたは低濃縮ウラン燃料を硝酸に溶解してから、 $\beta$ ,  $\beta'$ -dibutoxy diethyl ether (dibutylcarbitol) (“Butex” または DBC) および ケロシン で希釈した



第 16 図 Hanford の“ホット”パイロットプラント [516]



第17図 ORNLの金属回収パイロットプラント [536]



第18図 ORNLのThorexパイロットプラント [536]

第 10 表 金属回収パイロットプラントの運転結果 (\* は 1 サイクル, 他は 2 サイクル) [536]

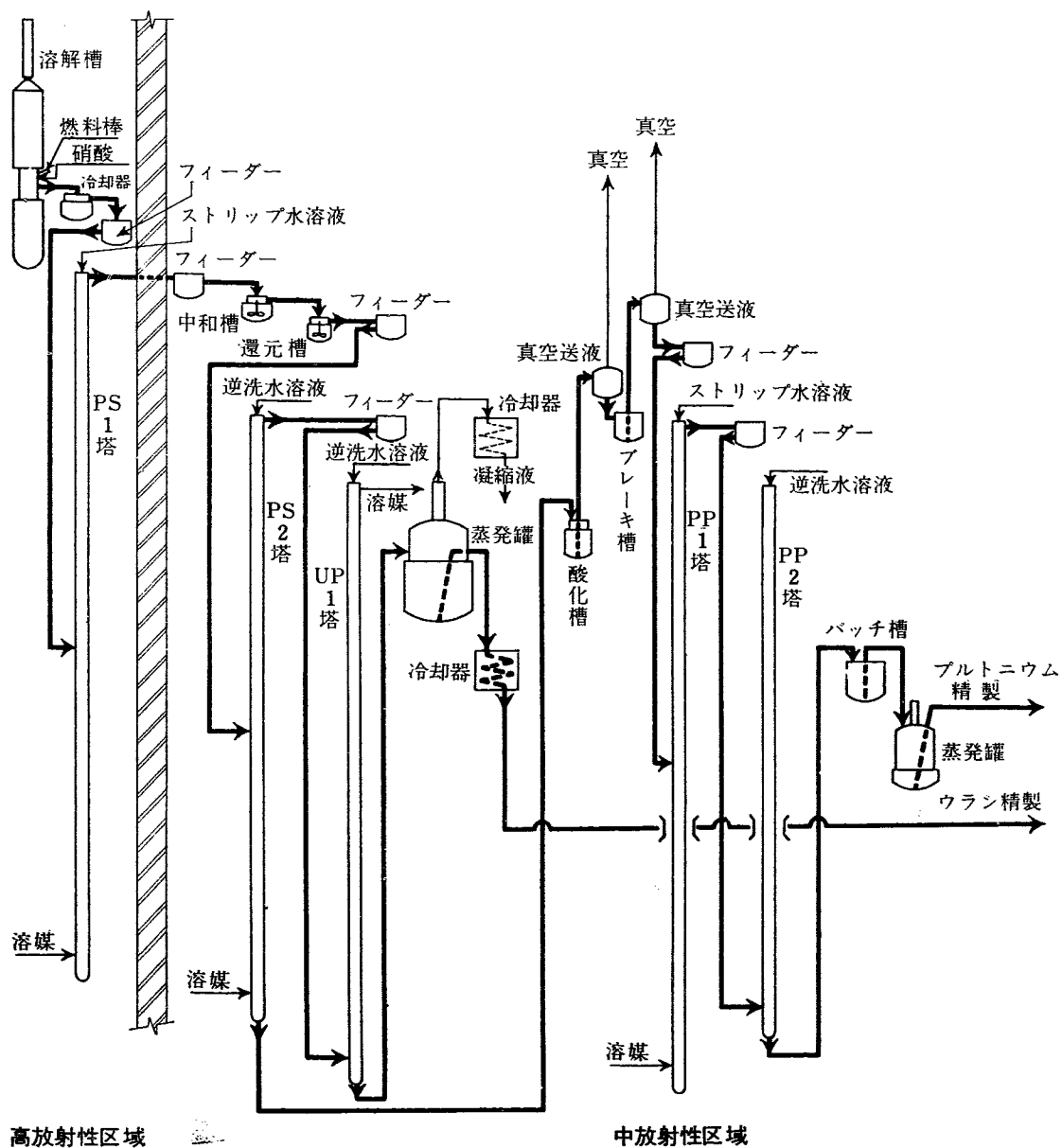
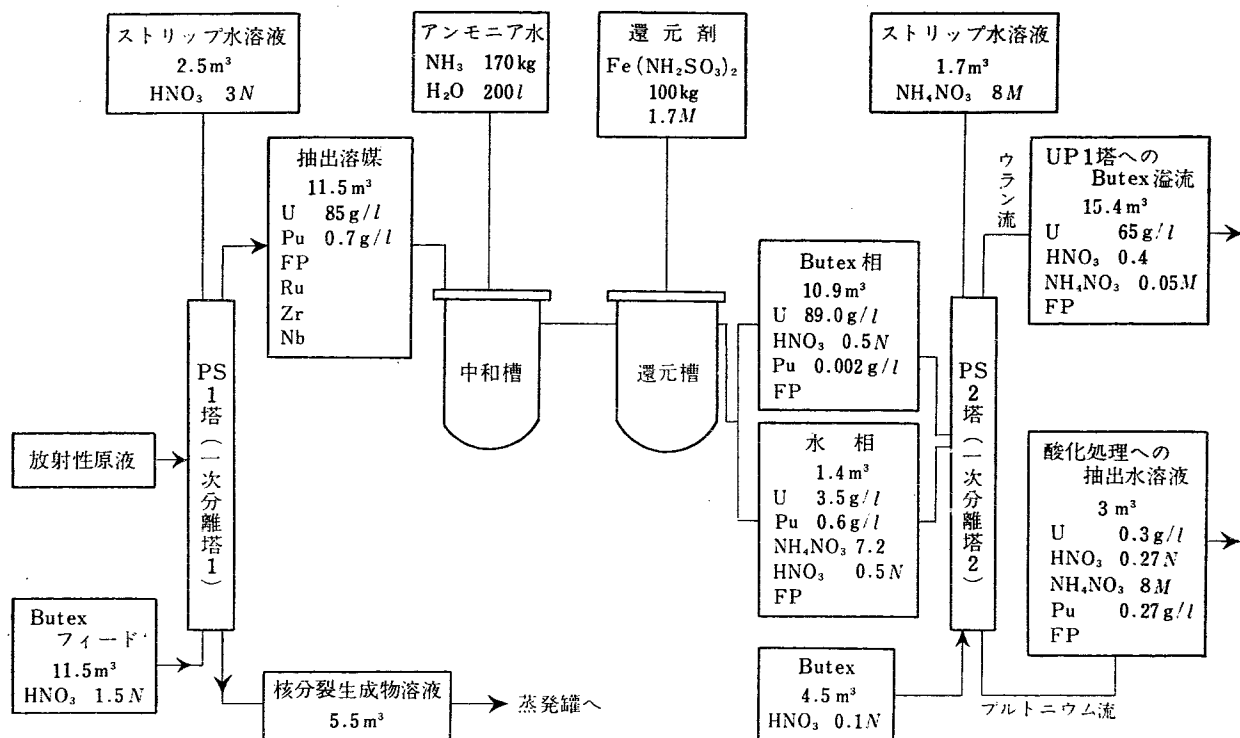
| 炉または出所        | 処 理 物 質                                             | 回収金属 | Throughput<br>kg/日   | 回 収 率<br>% | 除 染 係 数             |                     |
|---------------|-----------------------------------------------------|------|----------------------|------------|---------------------|---------------------|
|               |                                                     |      |                      |            | グロス $\beta$         | グロス $r$             |
| Clementine 炉  | 合金 Pu, 200 MWD/ton                                  | Pu   | 0.578                | 99.4       | 250*                | 180*                |
|               |                                                     | Am   | $1.2 \times 10^{-4}$ | 62.4       | —                   | —                   |
| Chalk River 炉 | Al 被覆天然 U, 0~1200 MWD/ton,<br>2 年冷却                 | U    | 455                  | 94         | $2.5 \times 10^4$ * | —                   |
|               |                                                     | Pu   | 0.2                  | 97         | $1.0 \times 10^6$   | —                   |
|               | Pu-Al 合金, 45%バーンアップ,<br>6 月冷却                       | Pu   | $1.3 \times 10^{-2}$ | 99.8       | $10^6$              | $10^6$              |
| ORNL 黒鉛炉      | Al 被覆天然 U, 0~300 MWD/ton,<br>3 年冷却                  | U    | 410                  | 99.0       | $2.0 \times 10^4$   | $2.8 \times 10^5$   |
|               |                                                     | Pu   | 0.05                 | 99.2       | $1.7 \times 10^5$   | $4.8 \times 10^5$   |
| BNL 炉         | Al 被覆天然 U, 50~450 MWD/ton,<br>1.5 年冷却               | U    | 455                  | 97.7       | $2.1 \times 10^5$   | $9 \times 10^4$     |
|               |                                                     | Pu   | 0.1                  | 98.1       | $1.1 \times 10^6$   | $2.3 \times 10^5$   |
| ANL 炉         | Al 被覆天然 U                                           | U    | 227                  | 99.1       | $5.9 \times 10^3$   | $4.5 \times 10^3$   |
|               |                                                     | Pu   | 0.02                 | 93.1       | —                   | —                   |
|               | UO <sub>2</sub>                                     | U    | 500                  | 99.1       | 10                  | 10                  |
| K-25, Paducah | フッ化ウラン灰                                             | Pu   | 14                   | 99.6       |                     |                     |
|               |                                                     | Np   | $3 \times 10^{-3}$   | 98.7       |                     |                     |
| ORNL          | 貯蔵廃液                                                | U    | 227                  | 98.3       | $2.5 \times 10^4$ * | $2.7 \times 10^3$ * |
|               |                                                     | Pu   | $6 \times 10^{-4}$   | 69.5       | $4.4 \times 10^5$ * | $2.2 \times 10^3$ * |
|               | 廃液貯槽のスラッジ                                           | U    | 227                  | 99.9       |                     |                     |
| Chalk River   | UO <sub>2</sub> (NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> 廃液  | U    | 455                  | 99.3       | $10^3$ *            | $10^3$ *            |
|               |                                                     | Np   | $7 \times 10^{-4}$   | 91.8       | —                   | —                   |
|               | PuO <sub>2</sub> (NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> 廃液 | Pu   | 0.3                  | 99.97      |                     |                     |
| LASL          | Am 廃液                                               | Am   |                      | 98         |                     |                     |

第 11 表 Thorex プラントによるウランおよびトリウムの除染効率 [536]

| 処理条件   | 処理燃料の性質                                | 除 染 係 数         |                 |                 |                    |                 |                 |                 |                 |                 |                 |        |                 |
|--------|----------------------------------------|-----------------|-----------------|-----------------|--------------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------------|--------|-----------------|
|        |                                        | グロス $r$         |                 | Pa              |                    | Ru              |                 | Zr-Nb           |                 | 希 土             |                 | I      |                 |
|        |                                        | Th              | U               | Th              | U                  | Th              | U               | Th              | U               | Th              | U               | Th     | U               |
| 1 サイクル | 1.5 kg <sup>233</sup> U/ton<br>200 日冷却 | $3 \times 10^3$ | $3 \times 10^4$ | $3 \times 10^3$ | $2 \times 10^5$    | $6 \times 10^2$ | $4 \times 10^3$ | $3 \times 10^3$ | $5 \times 10^4$ | $2 \times 10^5$ | $2 \times 10^7$ | —      | —               |
| 2 サイクル | 3.5 kg <sup>233</sup> U/ton<br>400 日冷却 | $10^5$          | $3 \times 10^5$ | $10^4$          | $3 \times 10^5$    | $4 \times 10^3$ | $2 \times 10^5$ | $3 \times 10^5$ | $8 \times 10^5$ | $2 \times 10^6$ | $9 \times 10^8$ | —      | —               |
| 2 サイクル | 3.5 kg <sup>233</sup> U/ton<br>30 日冷却  | $4 \times 10^4$ | $10^7$          | $7 \times 10^6$ | $2 \times 10^9$    | $2 \times 10^2$ | $2 \times 10^4$ | $3 \times 10^4$ | $3 \times 10^6$ | $2 \times 10^6$ | $2 \times 10^8$ | $10^4$ | $3 \times 10^7$ |
| 3 サイクル | 3.5 kg <sup>233</sup> U/ton<br>30 日冷却  | —               | $5 \times 10^7$ | —               | $5 \times 10^{11}$ | —               | $4 \times 10^6$ | —               | $7 \times 10^6$ | —               | $3 \times 10^8$ | —      | $3 \times 10^7$ |

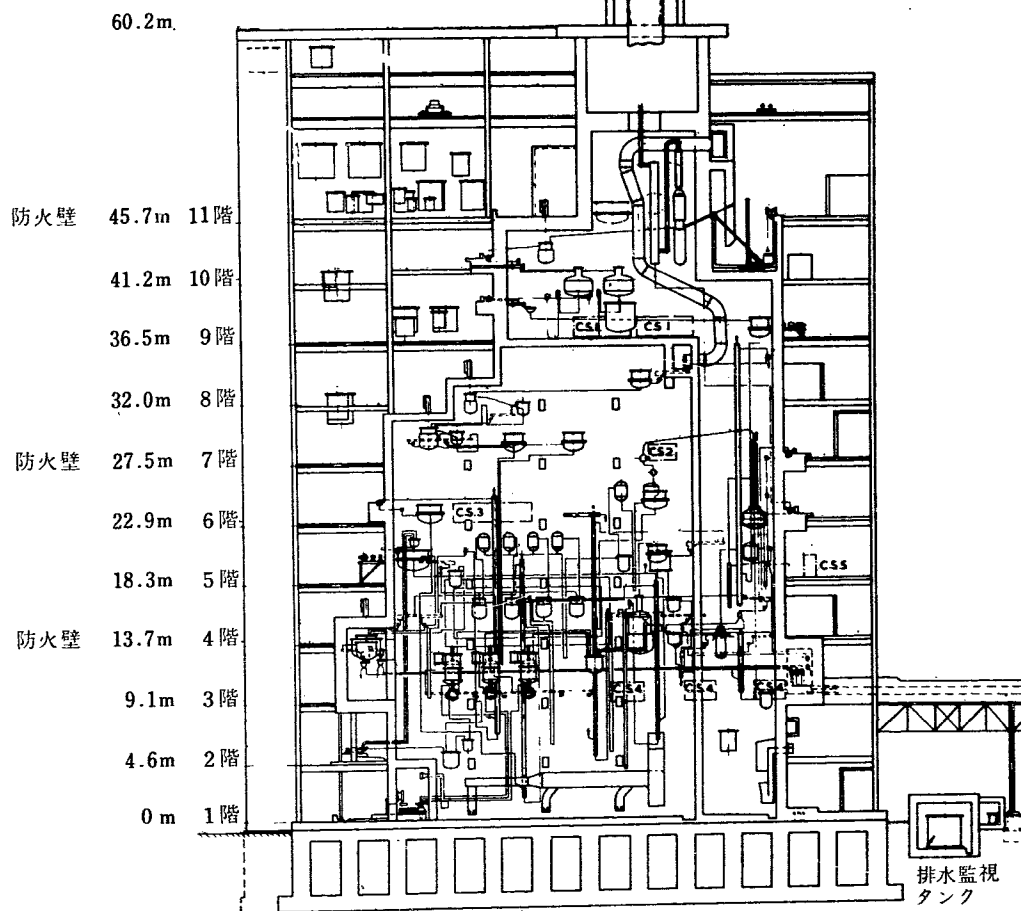
TBP を各段階で溶媒として用い、抽出をおこなうものである。第 19 図に 1 次分離のフローシートを、また工場内にすえつけられた有様を略図 (第 20 図) で示す。背の高い Lessing 環充てん抽出塔と送液に重力を

利用していることのために、建物の高さは 65 m におよび、さらにその上に 65 m の排気煙突がそびえている。よく設計された脈動抽出塔方式ならば塔を低くすることができ、アメリカの多くの再処理工場は地階を



第 19 図 Windscale プラントの1次分離フローシート [307]

煙突の頂 122m



第20図 Windscale 1次分離工場 [307]

含めて 20 m 程度である。のちにふれる Dounreay の実験炉化学プラントや Marcoule のプルトニウム抽出プラントは、さらにコンパクトなミキサーセトラ方式によっていて建家の高さも 20 m をわっている。

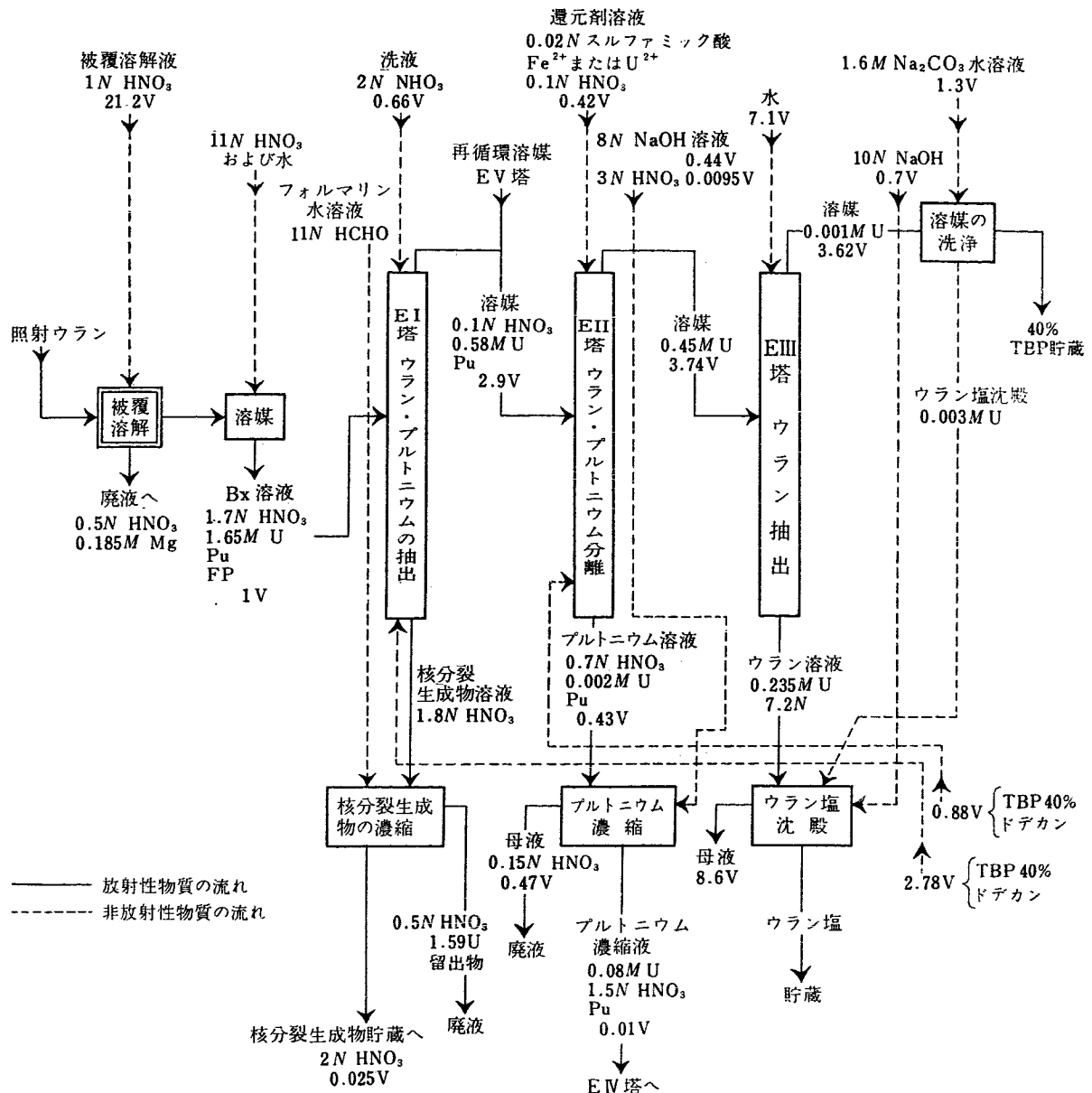
1,000 MWD/t 照射, 100 日冷却の天然ウラン燃料を硝酸に溶かし 1 次分離プラントの PS 1 塔へおく。ここで F.P. の 99.5% が除去され, U の 99.9% 以上, Pu の 99.98% 以上が得られる。もっとも除去されにくいのは Ru で除染係数 10, ほかに Zr:  $4 \times 10^3$ , Ce:  $1 \times 10^5$ , Nb:  $4 \times 10^2$  である。次の PS 2 塔で Pu (0.01% の U と  $\frac{1}{3}$  の放射能を含む) と U (0.02% の Pu と  $\frac{2}{3}$  の放射能を含む) が分離される。この不純な U はウラン精製プラントの UP 1, UP 2 (Ru, Zr-Nb, Pu の除染係数がそれぞれ 200, 200, 40), UP 3 の各塔へかけられ, 特別の遮蔽なしで扱い得るようになる。次に不純な Pu はプルトニウム精製プラントへおくられ, 第 1, 第 2 のサイクルにかけられる。第 1 サイクルは PP 1 塔 (除染係数は Ru: 15, Zr: 30, Nb: 130, Ce: 10), PP 2 塔より成り, 第 2

サイクルは PP 3 塔, PP 4 塔より成っている。PP 3 塔では Ru が十分に除かれ (除染係数 Ru: 2,000, Zr: 10), 最後に PP 4 塔で Pu にまじっている U が除かれ (除染係数 1,000 以上), 金属 Pu に仕上げられるのを待つばかりとなる。

ソビエトについてはその最初の原子力発電所の照射済み燃料の再処理を SHEVCHENKO ら [2182] が報告している。ステンレン鋼被覆の燃料を切り, 硝酸に溶かして 20% TBP で抽出をおこなう。このときウランの抽出率を高めるために低温で抽出するという。

フランスについては照射済みウランをケロシン希釈 TBP 溶媒で抽出分離する Fontenay-aux-Roses のパイロットプラントの約 4 年間の経験が REGNAUT ら [1172] により報告されている。溶解抽出は第 21 図のようにおこなわれる。全体としての運転結果を第 12 表に示す。

次に建設をおえたばかりか, またはまだ十分な運転に入っていないプラントについて, イギリス, フランスおよびノルウェーから 1 編ずつ報告が出されている。



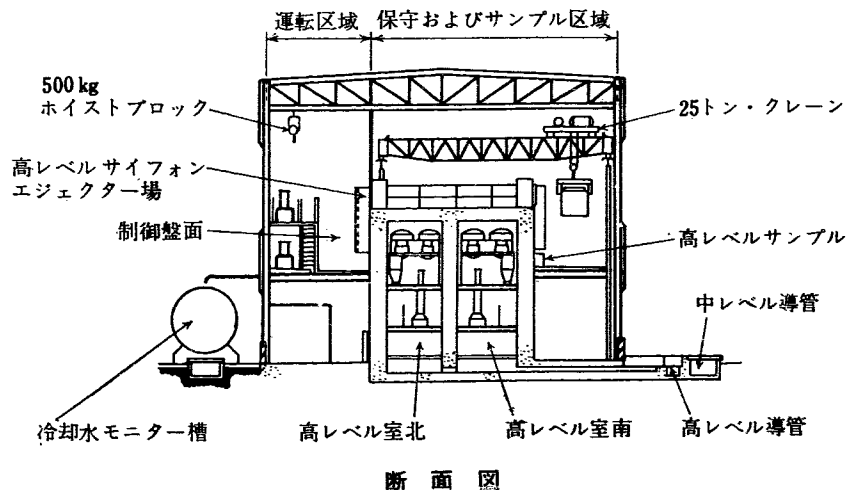
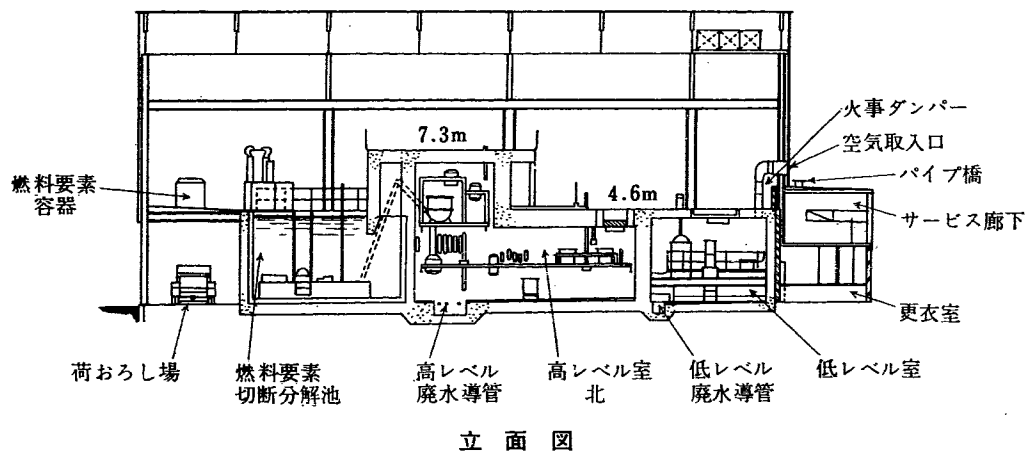
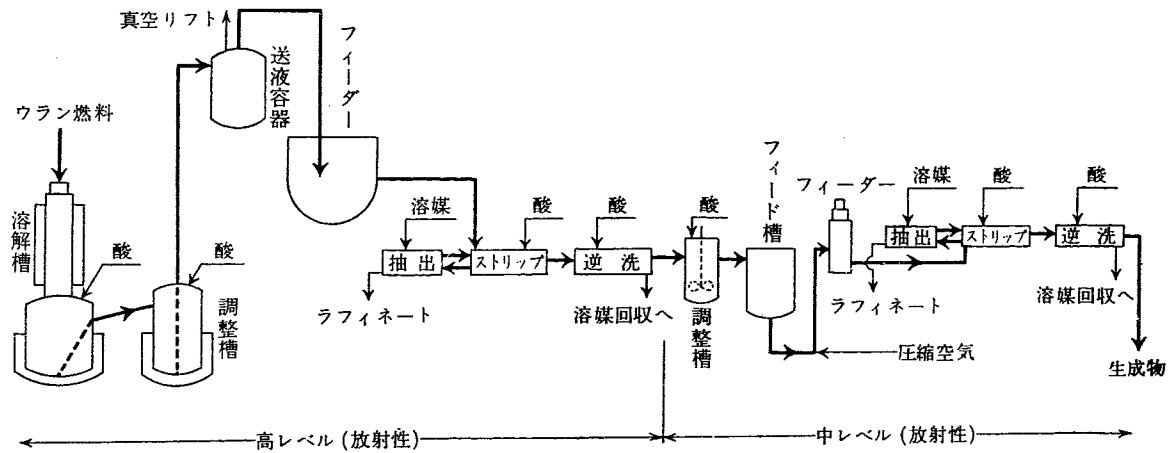
第 21 図 Fontenay-aux-Roses パイロットプラントの溶解および抽出のフローシート [1172]

第 12 表 Fontenay-aux-Roses プラントの運転結果 [1172]

| 操 作         | ウ ラ ン      |                           |                           | プ ル ト ニ ウ ム |          |                 |
|-------------|------------|---------------------------|---------------------------|-------------|----------|-----------------|
|             | 損 失, %     | 除 染 係 数                   |                           | 損 失, %      | 除 染 係 数  |                 |
|             |            | $\beta$                   | $r$                       |             | $\beta$  | $r$             |
| 被 覆 除 去     | 0.1        | —                         | —                         | 0.25        | —        | —               |
| 抽 出 EI      | $\leq 0.1$ | $10^3$                    | $5 \times 10^2$           | 0.5         | $10^3$   | $5 \times 10^2$ |
| 抽 出 EII     | —          | 2                         | 2                         | 0.2         | 2        | 2               |
| 抽 出 EIII    | $\leq 0.1$ | $\approx 2.5$             | $\approx 1.5$             | —           | —        | —               |
| 濃 縮         | —          | —                         | —                         | 0.5         | —        | —               |
| 第 2 Pu サイクル | —          | —                         | —                         | —           | —        | $5 \times 10^4$ |
| 計           | $\leq 0.3$ | $\approx 5.0 \times 10^3$ | $\approx 1.5 \times 10^3$ | 1.45        | 約 $10^7$ | $5 \times 10^7$ |

る。BUCK ら [82] はイギリスの Dounreay の濃縮ウラン用の2つの化学処理プラントを紹介している。この中で高速炉化学プラントはそばの高速炉の燃料（一部合金元素または安定化元素をふくむのみのウラン）を処理しようとするものであり、実験炉化学プラント

は DIDO などの材料試験炉につかわれた燃料（逆に少量のウランに大量の合金元素を含む）を処理するためのものである。後者は性格も方式もアメリカの Idaho 化学処理プラントに似ているが、脈動抽出塔ではなくミキサーセッターを採用している（第22図）。6段



第22図 Dounreay 実験炉化学プラント [82]

抽出、ストリッピングおよび逆洗各 10 段のミキサーセトラーで  $\beta$ :  $4.9 \times 10^{10}$  dpm/ml,  $r$ :  $1.9 \times 10^{10}$  dpm/ml のフィードを試験したときの除染状況を第 13 表に示す。流速は フィード: 183.4 ml/hr, 溶媒: 56.2 ml/hr, ストリップ: 21.2 ml/hr, 逆洗: 36.1 ml/hr である。

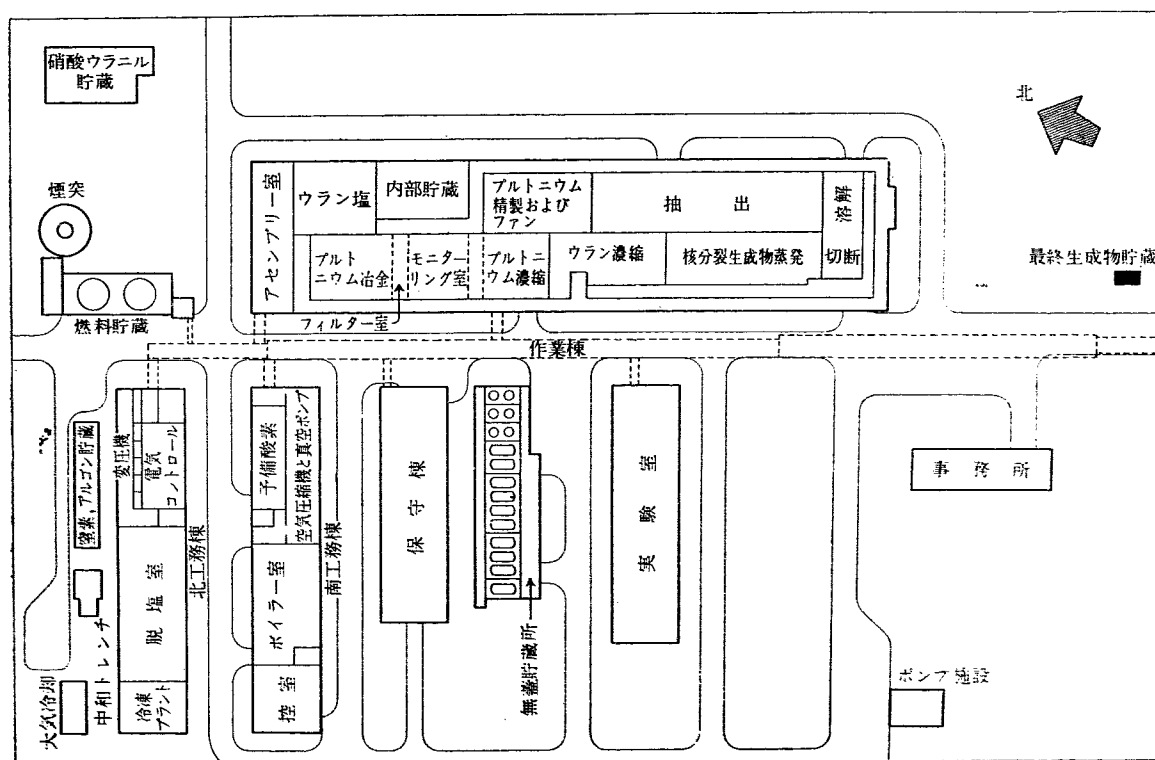
フランスのプルトニウム生産炉 G1, G2 および G3 から出される燃料を処理する工場は, Fontenay-aux-Roses のパイロットプラント研究にもついで, Saint-Gobian 会社により Marcoule に建てられたが, CURILLON および COEURE [1174] がその処理法, 装置, 建家などについて報告している。第 23 図はプラントの

配置図であり, 建物内の様子を一部第 24 図で示す。

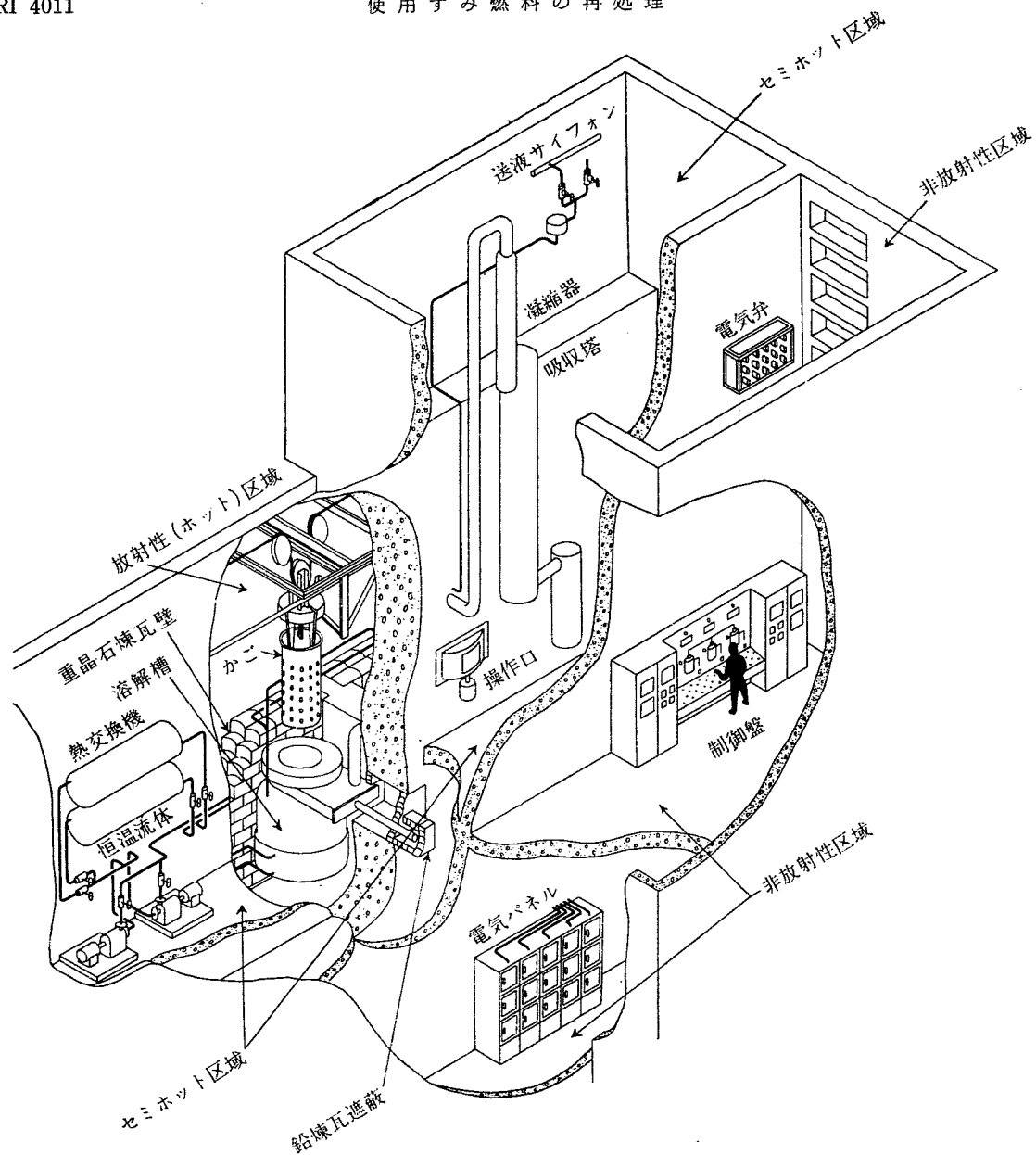
ノルウェーの Kjeller にあるノルウェー・オランダ共同原子力研究所 (JENER) の再処理パイロットプラントについては, BARENDREGT および LUND [585] がその方式および設計について報告している。第 25 図にフローシートを示す。この最後のものは既述のプラントに比べて格段に小さく, 当初処理能力は 3 ton/年で, これは 10 ton/年 まで上げられるという。建設費もしたがって安く邦貨約 7,400 万円で, 200 億円前後の大プラント (処理能力 数ton/日) とは著しく対照的である。運転費は 3,000 万円/年 といわれる。

第 13 表 試験ミキサーセトラーによる除染係数 [82]

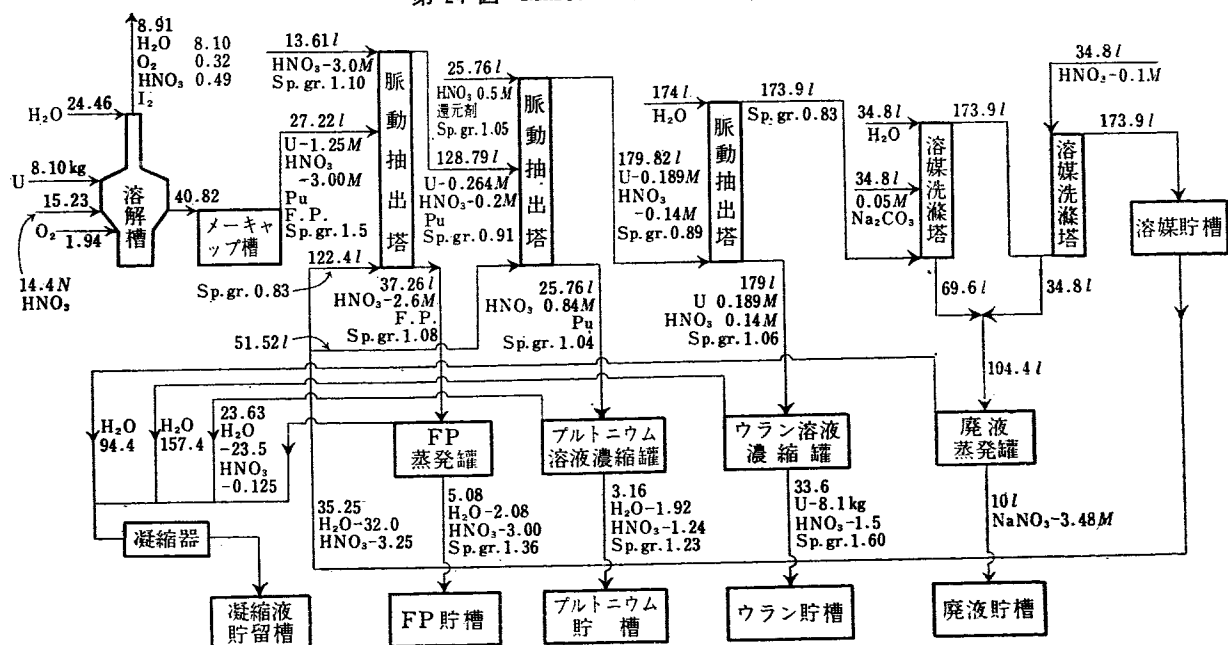
| 段 階        | $\beta$           | $r$               | Ru                | Zr                | Nb                | Y+Ce<br>(+希土)     | Pu  |
|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-----|
| 全 体        | $2.5 \times 10^6$ | $8.0 \times 10^5$ | $3.5 \times 10^5$ | $2.4 \times 10^6$ | $9.3 \times 10^4$ | $2.8 \times 10^6$ | 102 |
| 抽出とストリッピング | $6.7 \times 10^5$ | $3.3 \times 10^5$ |                   |                   |                   |                   |     |
| 逆 洗        | 3.7               | 2.5               |                   |                   |                   |                   |     |



第 23 図 Marcoule プラントの配置図 [1174]



第 24 図 Marcoule プラント内部 [1173]



第 25 図 JENEP パイロットプラントのフローシート [585]

# 文 献 (\* は C-17, -18, † は C-19 の各セッションの報告)

- [30]\* A. B. McINTOSH, T. E. EVANS: The effect of metal species present in irradiated fuel elements on the corrosion of stainless steel in nitric acid. (イギリス)
- [31]\* P. G. M. BROWN, J. M. FLETCHER, C. J. HARDY, J. KENNEDY, D. SCARGILL, A. G. WAIN, J. L. WOODHEAD: The significance of certain complexes of ruthenium, niobium, zirconium and uranium in plant processes. (イギリス)
- [82]\* C. BUCK, G. R. HOWELLS, T. A. PARRY, B. F. WARNER, J. A. WILLIAMS: Chemical processes at U. K. A. E. A. works, Dounreay. (イギリス)
- [103] Ph. MECHELYNCK: Use of electrochemical methods for remote analyses of radioactive substances of the various stages of reprocessing. (ベルギー)
- [137]\* G. CARLSON: The extraction of plutonium at various oxidation potentials. (スウェーデン)
- [144]\* A. HULTGRAN, E. HAEFFNER: Separation of plutonium from uranium by partition between an organic solvent and a stationary water phase adsorbed on silica gel. (スウェーデン)
- [307]\* G. R. HOWELLS, T. G. HUGHES, D. R. MACKEY, K. SADDINGTON: The chemical processing of irradiated fuels from thermal reactors. (イギリス)
- [427]† J. D. McLENDON, J. W. WACHTER, H. F. HENRY: Nuclear safety in the unirradiated processing phases of enriched uranium fuel cycles. (アメリカ)
- [468] I. J. GAL, O. S. GAL: The ion-exchange of uranium and some fission products on titanium and zirconium phosphates. (ユーゴスラビア)
- [502]\* E. A. MASON, E. J. PARSI: Applications of ion transfer membranes in nuclear chemical processing. (アメリカ)
- [514]† J. L. SCHWENNESEN: Nuclear fuel processing plants—A survey of design and operational practices. (アメリカ)
- [515]\* R. G. GEIER: Improved pulsed solvent extraction column cartridge. (アメリカ)
- [516]† G. C. OBERG, R. J. SLOAT: Operating experience in a "hot" solvent extraction pilot plant. (アメリカ)
- [518]† T. J. COLVEN: Critically safe equipment for aqueous separations processes. (アメリカ)
- [519]\* D. G. KARRAKER: Temperature effects on tributyl phosphate extraction processes. (アメリカ)
- [520]† F. W. TOBER: Concentration and purification of uranium, plutonium, and neptunium by ion exchange in nuclearly safe equipment. (アメリカ)
- [521]\* T. H. SIDDALL, III: A rationale for the recovery of irradiated uranium and thorium by solvent extraction. (アメリカ)
- [526]\* D. G. REID, C. E. STEVENSON, R. B. LEMON, F. K. WRIGLEY: Zirconium alloy fuel reprocessing. (アメリカ)
- [530]\* R. S. WINCHESTER, W. J. MARAMAN: Aqueous decontamination of plutonium from fission product elements. (アメリカ)
- [536]\* F. R. BRUCE, E. M. SHANK, R. E. BROOKSBANK, J. R. PARROTT, G. S. SADOWSKI: Operating experience with two direct maintenance radiochemical pilot plants. (アメリカ)
- [537]\* W. H. LEWIS: Americium and neptunium recovery processes. (アメリカ)
- [544]\* A. S. WILSON: Tertiary amine extraction of plutonium from nitric acid solutions. (アメリカ)
- [585]\* T. J. BARENDREGT, L. K. LUND: The Joint Establishment for Nuclear Energy Research reprocessing pilot plant. (ノルウェー)
- [1171]\* I. PREVOT, J. CORPEL, P. REGNAUT: Purification et concentration finales du plutonium en fin de traitement de l'uranium irradié à l'usine-pilote de Fontenay-aux-Roses. (フランス)
- [1172]\* P. REGNAUT, P. FAUGERAS, A. BRUT, R. HELOU, A. REDON: The processing of irradiated uranium; results of the operation of the Fontenay-aux-Roses pilot plant. (フランス)
- [1173]\* J. DURANDET, D. DEFIVES, B. CHOFFE, Y. L. GLADEL: Etude des colonnes à pulsations à l'aide du système nitrate d'uranyle-acide nitrique-eau-tributylphosphate. (フランス)
- [1174]† CURILLON, COEURE: Problems raised by the construction of the plutonium extraction plant: some of the solutions applied at Marcoule. (フランス)
- [1413] L. RAMOS, M. BERBERANA, A. P. LUINA, L. G. JODRA: Pilot plant investigation on the purification of uranium concentrates by tributyl phosphate extraction. (スペイン)
- [1458]\* J. S. NAIRN, D. A. COLLINS, H. A. C. MCKAY, A. G. MADDOCK: The extraction of actinide elements from wastes. (イギリス)
- [1550] C. A. BLAKE, Jr., C. F. BAES, Jr., K. B. BROWN, C. F. COLEMAN, J. C. WHITE: Solvent extraction of uranium and other metals by acidic and neutral organophosphorus compounds. (アメリカ)
- [1830]\* R. D. BAKER, J. A. LEARY: Recent developments in plutonium processing in the United States. (アメリカ)

- [1832] K. A. KRAUS, H. O. PHILLIPS, T. A. CARLSON, J. S. JOHNSON: Ion exchange properties of hydrous oxides. (アメリカ)
- [1883]\* G. H. HIGGINS, W. W. T. CRANE: The production and chemical isolation of curium-242 in thousand-curie quantities. (アメリカ)
- [1915]\* J. L. RYAN, E. J. WHEELRIGHT: Application of anion exchange to the reprocessing of plutonium. (アメリカ)
- [1930]\* F. L. CULLER, R. E. BLANCO: Dissolution and feed preparation for aqueous radiochemical separation processes. (アメリカ)
- [2100]\* V. VESELÝ, H. BERANOVA, J. MALÝ: Ekstrakt-siya obluchennogo urana metilt-siklogeksanonom. (チェコスロバキア)
- [2143]\* O. E. ZVYAGINTSEV, V. D. NIKOLSKY, S. M. STAROSTIN, A. KURBANOV, V. S. SHMIDT: Chemistry of radioruthenium. (ソビエト)
- [2182]\* V. B. SHEVCHENKO, N. S. POVITSKII, A. S. SOLOVKIN: Some peculiarities in treating irradiated fuel elements at the first atomic power station in the U. S. S. R. (ソビエト)
- [2206]\* V. M. VDOVENKO: Raspredelenie Oskolochnykh elementov v protsesse efnnoi ekstraktsii. (ソビエト)
- [2216]\* V. M. VDOVENKO, M. P. KOVAL'SKAYA: Otdelenie urana i plutoniya ot produktov deleniya ekstraktsiei smes'yu dibutilovogo efira i chetyrekhkhloristogo ugleroda. (ソビエト)
- [2293] N. A. BAKH, V. I. MEDVEDOVSKII, V. V. SARAEVA: Radiolizi i radiatsionnoe okislenie organicheskikh soedinenii. (ソビエト)
- [2409]\* V. R. COOPER, M. T. WALLING, Jr.: Aqueous processes for separation and decontamination of irradiated fuels. (アメリカ)
- [2412]\* M. BRANICA, E. BONA: Partition of uranium and thorium between solutions of nitric and perchloric acids and four organic solvents. (ユーゴスラビア)
- [2429]\* J. L. SWANSON: The zirflex process. (アメリカ)

## 追

なおセッション C—17, —18 の報告の中でここに紹介しなかったものの番号と簡単な内容を次に示しておく。

- [32] 液体金属, [517] 高温ヤ金, [529] 高温ヤ金, [535] フッ化物蒸留, [538] 高温ヤ金, [539] フッ化

## 記

物蒸留, [540] 液体金属, [541] 高温ヤ金, [542] 流動層処理法([576] 撤回), [932] ウランのフッ素化, [1434] 液体金属, [1780] 高温ヤ金, [1781] 液体金属, [1795] 高温ヤ金, [2253] ウランのフッ素化回収 [1388] フッ化物蒸留。

# 放射性廃棄物の処理

## 1. 概 説

第2回ジュネーブ会議において放射性廃棄物の処理に関する報告は主としてセッションC-21, -22 “Treatment of Radioactive Wastes” で発表された。その数はこの2セッションのみで28編（議事録 Proceeding では1編ふえて29編）であるが，“Nuclear Science Abstracts” では waste disposal（および radioactive waste）の項でジュネーブ会議報告のうち29編を抄録しており、またアメリカ原子力委員会の出している季刊進歩総説誌 “Reactor Fuel Processing” では waste disposal の章で18編のジュネーブ報告を紹介している。ここではこれら3者にもれている17編を加えて55編の関連報告の総説をおこなうが、この中にはセッションD-19 “Environmental Aspects of the Large Scale Use of Atomic Energy” 中の19編を含んでいる。

議事録でもD-19はC-21, -22と一緒に第18巻にまとめられている。第1回会議では1,067編中23

編で全体の2.2%をしめていたが、第2回では全報告数とはほぼ同じ割合で増加して2,135編中55編で全体の2.5%となっている。

第1回会議ではかなり基礎的な報告が多く、実際の廃棄物処理プラントについてはほとんど発表されなかったが、第2回会議ではこの傾向が逆転してアメリカ、イギリス、フランス、ベルギー、ソビエトなどの実際のプラントについてその設計や運転経験が多く報告された。これらの中には第1回会議以後の機会にすでに発表されていたものもあるが、内容はよくまとめられており参考になるところが多い。技術的にとくに目新しいものは少ないが、廃液の固化固定、廃液からの放射性同位元素の分離回収、地中・海中・大気中への廃棄物の放出などについて研究と経験が着実に集積されていることがわかる。以下5サブテーマに分けて紹介する。

## 2. 廃棄物処理系—主として低レベル廃液の処理

まず抽象的にはあるがアメリカ原子力委員会の管理者としての立場からLIEBERMAN [2004] が放射性廃棄物の取扱い管理についてのべ、問題の広範なことを示している。実際の廃棄物処理プラントについては、アメリカではCOWSERら[2354]がOak Ridge研究所について、イギリスではBURNSおよびGLUECKAUF[308]がHarwell研究所について、ベルギーではDEJONGHEら[1676]がMol研究所について、フランスではDUHAMELら[1175]が原子力委員会(C.E.A.)所属のSaclay研究所, Fontenay-aux-Roses研究所, Bouchet研究所, およびMarcouleセンターについて、さらにBERNAUD [1178]もMarcouleセンターについて、またソビエトではBOLSHAKOVら[2025]およびVOZNESENSKYら[2024]がそれぞれ報告している。これ

らでは研究活動に伴って排出される大量の低レベル廃液の処理について主として論じられている。

COWSERら[2354]が報告しているのはOak Ridge研究所(ORNL)で1957年8月より運転に入っているプロセス廃液処理プラントについてであり、その処理能力は $5 \times 10^5$  gal/日、すなわち1日約2,000 m<sup>3</sup>におよび大きいものである。

1943年以来廃液はすべて地下タンクに集め希釈してWhite Oak Creekへ放出し、これがClinch川をへてTennessee川へ流れていくようになっていた。1954~7年のClinch川における放射能濃度は $0.9 \sim 1.7 \times 10^{-7}$   $\mu\text{Ci/ml}$ であって、研究活動の拡大につれ、しだいに最大許容濃度以下に川水を保つことがむずかしくなり、また緊急事態に対して不十分なので、低レベ

ル大量廃液処理のためにこのプラントがつくられるにいたった。元来この研究所の廃液は次のように3つに大別される。

1) プロセス廃液 (汚染廃水) …… $2\sim3\times10^8$  gal/年, すなわち  $2,000\sim3,000$  m<sup>3</sup>/日, 全放射能  $200\sim500$  c/年したがって平均レベルは  $10^{-4}$   $\mu$ c/ml 程度。

2) 中レベル廃液 (ORNL では, ケミカル廃液という) …… $2\sim3\times10^6$  gal/年, すなわち  $20\sim30$  m<sup>3</sup>/日,  $\beta$  放射能レベルが  $10^5\sim10^6$  cpm/ml ( $10^{-2}\sim10^{-1}$   $\mu$ c/ml), これは地下タンクに集め中和してから地中浸透ピットへ放出。これについてはあとで紹介する [2351]。

3) メタル廃液 ……回収できる重金属をふくみ 2) と同程度のレベルで, 地下タンクにため, 中和し, 金属を回収後は 2) 同様に処理。

このプロセス廃液について予備実験して石灰-ソーダ軟化法, リン酸塩凝集法でストロンチウムおよび全希土の 90% 以上を除去できることを確かめたが, この両者とセシウムで廃液のグロス  $\beta$  放射能の 79.9% をしめている。完成したプラントは石灰-ソーダ軟化方式をとり, これにストロンチウム除去のためにリン酸塩を, セシウム除去のために粘土をそれぞれ添加し

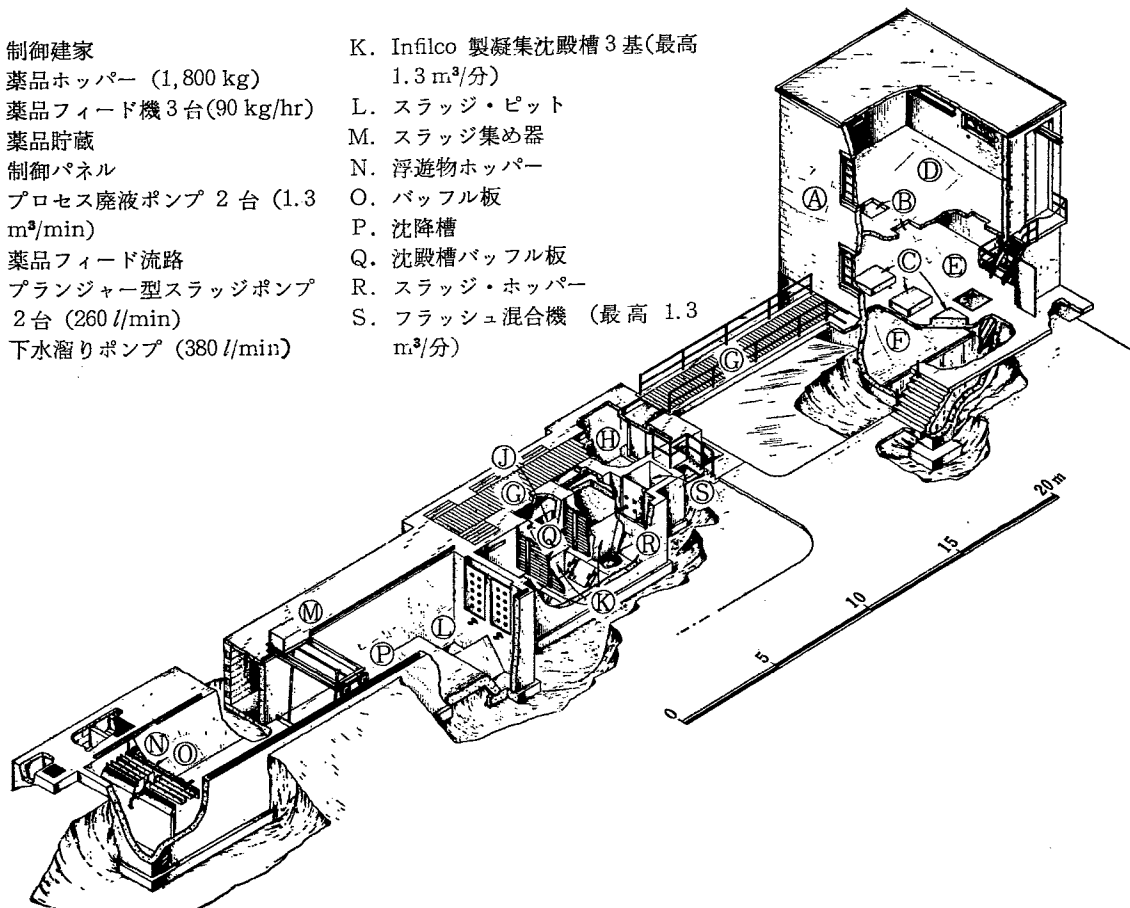
うようになっている。ここへ流入する原廃液の水質は第1表のようで, 原水そのものが硬水のため相当量のカルシウムが存在している。

第1表 ORNL プロセス廃液の水質 [2354]

| 成 分                             | 濃 度      |       |
|---------------------------------|----------|-------|
| カルシウム硬度 (CaCO <sub>3</sub> ppm) | 74~131   | 平均 90 |
| 全硬度 (CaCO <sub>3</sub> ppm)     | 107~175  | 128   |
| アルカリ度 (CaCO <sub>3</sub> ppm)   | 40~326   | 100   |
| pH                              | 2.5~11.5 | 7.3   |

プラントの運転結果は第2表のようで相当の成績をあげている。除去されたキュリー数はこの半年間でストロンチウム 16.93 c, 全希土 14.73 c, セシウム 3.79 c などである。生成した炭酸カルシウムスラッジは容積で 49% の固体を含み, 半年で 790 m<sup>3</sup> におよんでいる。半年間の全処理量  $2.22\times10^5$  m<sup>3</sup>, 全経費  $1.18\times10^4$  ドルであるから, 処理単価は 19 円/m<sup>3</sup> になる。原廃液が所定レベル以下の場合にはバイパスして White Oak Creek に放流するが, この半年間には 57% の原廃液がこのように放流された。このプロセス廃液処理

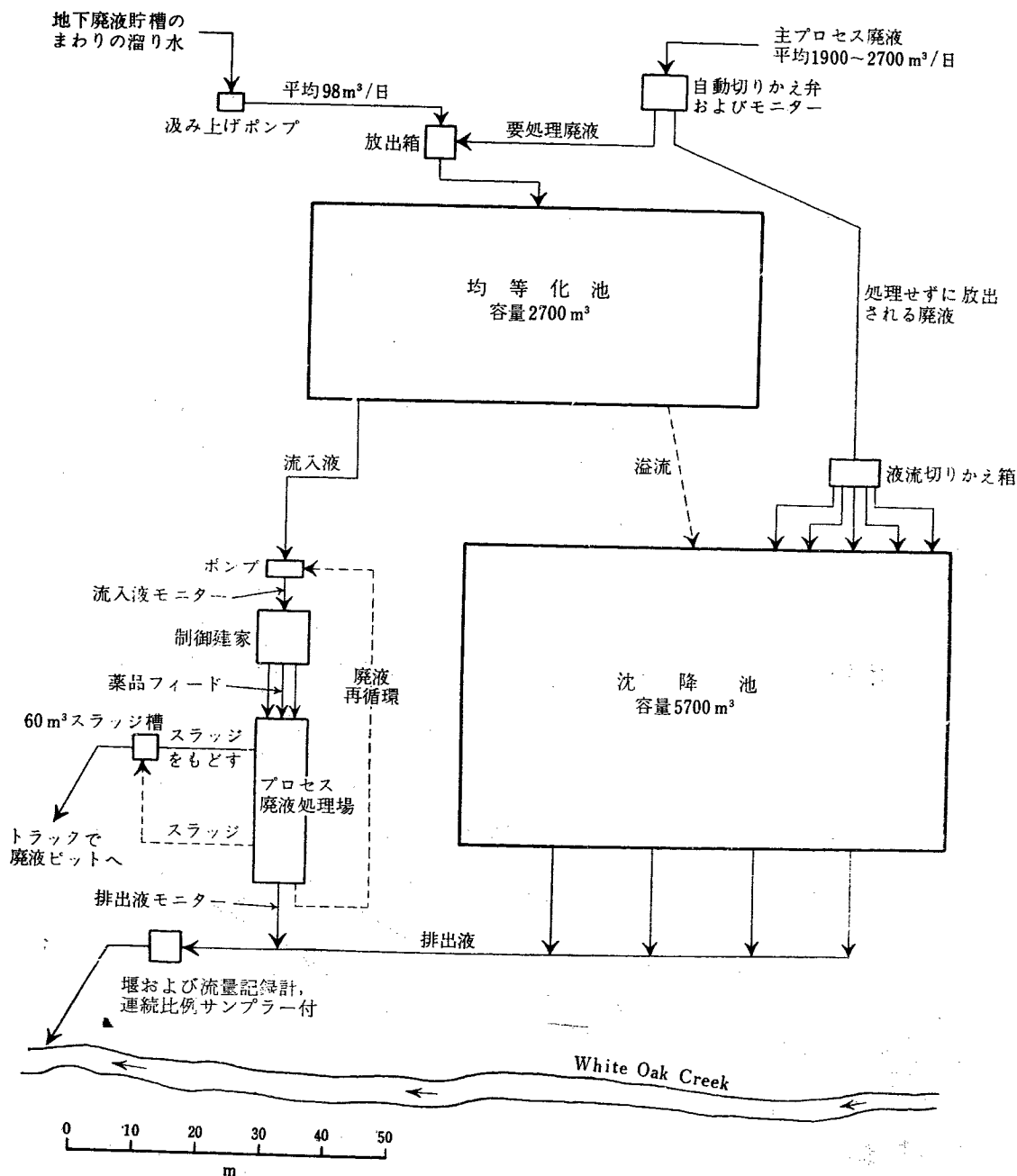
- |                                            |                                                 |
|--------------------------------------------|-------------------------------------------------|
| A. 制御建家                                    | K. Infilco 製凝集沈殿槽 3 基(最高 1.3 m <sup>3</sup> /分) |
| B. 薬品ホッパー (1,800 kg)                       | L. スラッジ・ピット                                     |
| C. 薬品フィード機 3 台(90 kg/hr)                   | M. スラッジ集め器                                      |
| D. 薬品貯蔵                                    | N. 浮遊物ホッパー                                      |
| E. 制御パネル                                   | O. バッフル板                                        |
| F. プロセス廃液ポンプ 2 台 (1.3 m <sup>3</sup> /min) | P. 沈降槽                                          |
| G. 薬品フィード流路                                | Q. 沈殿槽バッフル板                                     |
| H. プランジャー型スラッジポンプ 2 台 (260 l/min)          | R. スラッジ・ホッパー                                    |
| J. 下水溜りポンプ (380 l/min)                     | S. フラッシュ混合機 (最高 1.3 m <sup>3</sup> /分)          |



第1図 ORNL プロセス廃液処理プラント [2354]

第2表 プロセス廃液処理プラントの運転結果 [2354]

| 年 月        | 流入液<br>グロス $\beta$ , cpm/ml | 流出液<br>グロス $\beta$ , cpm/ml | 除 去 率, %    |      |       |      |      |      |
|------------|-----------------------------|-----------------------------|-------------|------|-------|------|------|------|
|            |                             |                             | グロス $\beta$ | 全 Sr | 3 価希土 | Cs   | Co   | Ru   |
| 1957 年 9 月 | 107.3                       | 35.6                        | 66.8        | 87.4 | 89.2  | 9.5  | 51.3 | 7.6  |
| 10 月       | 63.8                        | 20.7                        | 67.6        | 72.5 | 76.8  | 18.7 | 22.7 | —    |
| 11 月       | 155.3                       | 19.7                        | 87.3        | 79.8 | 80.0  | 20.8 | 72.2 | 82.7 |
| 12 月       | 70.4                        | 14.5                        | 79.4        | 83.5 | 87.3  | 39.7 | 82.7 | 67.0 |
| 1958 年 1 月 | 77.0                        | 36.4                        | 52.7        | 73.9 | 73.5  | —    | 76.1 | 65.1 |
| 2 月        | 45.8                        | 19.7                        | 57.0        | 66.4 | 66.9  | 41.7 | 55.9 | 42.2 |



第2図 ORNLの廃棄物処理フローシート [2354]

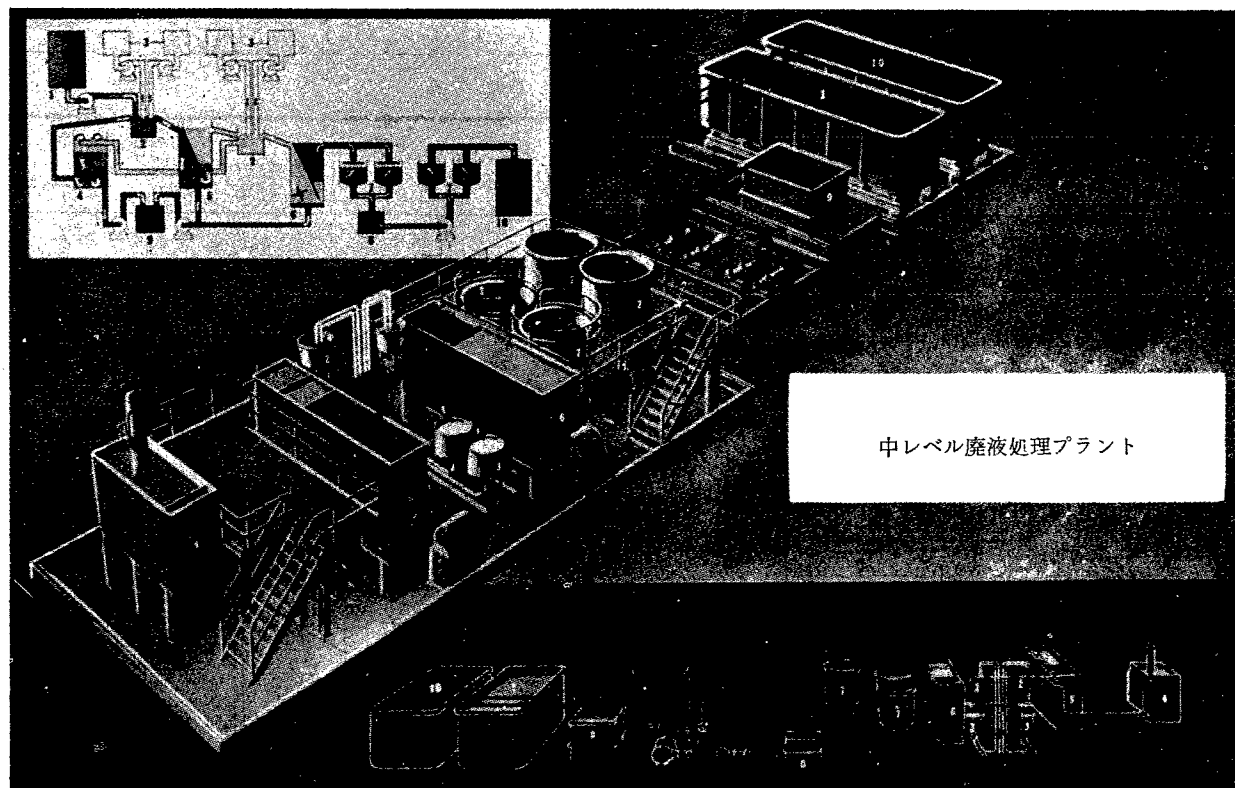
プラントを第1図に、またこれをふくめた ORNL 全体の廃棄物処理のフローシートを第2図に示す。

Harwell 研究所(Atomic Energy Research Establishment, Harwell) については、すでに WILSON および BURNS が *Proc. Inst. Civil Eng.* に、1日2,000 m<sup>3</sup> を処理する低レベル廃液処理プラント main effluent treatment plant の施設を詳しく報告している。これはリン酸塩、石灰、タンニン酸を用いる凝集沈殿法による一般的水処理施設であって、BURNS および GLUECKAUF [308] によればその運転結果はつぎの第3表のようである。彼らはまた中レベル処理プラントと、そのために開発された処理方法について報告している。中レベルプラントの概要は第3図のようで、処

理量は1時間約2.3~3.4 m<sup>3</sup> である。単一プロセスで十分の除染効率をもつものは蒸発濃縮だけであるがこれは運転費が高いため Harwell でも少量の高レベル廃液(9~13 m<sup>3</sup>/月) に対してとられているにすぎない。1段凝集沈殿では、セシウムおよびヨウ素がほとんど除去されず、またストロンチウムおよびルテニウムもいくらか残るので、第2段以下の処理を要する。pH も低レベル廃液のときの9.5 以下に対して、中レベル廃液では凝集沈殿に最適な11.5 をとっている。実際の廃液は固形分600 ppm 以下、 $\alpha$  および  $\beta$  放射能は各  $10^{-5}$   $\mu\text{C}/\text{ml}$  で、これに対して第1段ではリン酸三ナトリウム ( $\text{PO}_4$  80 ppm)+石灰 ( $\text{Ca}$  50 ppm)+硫酸第一鉄 ( $\text{Fe}^{2+}$  40 ppm) を用い、第2段では硫化

第3表 Harwell 低レベル廃液処理プラントの凝集沈殿処理法 [308]

| 凝 集 沈 殿 試 薬                                                     | pH  | $\alpha$ 除去率, % | $\beta$ 除去率, % |
|-----------------------------------------------------------------|-----|-----------------|----------------|
| タンニン酸+石灰+リン酸三ナトリウム ( $\text{PO}_4$ 40 ppm)                      | 9.4 | 98.5            | 75             |
| リン酸三ナトリウム (100 ppm)+石灰またはカセイソーダ                                 | 9.5 | 95.0            | 75             |
| ミョウバン ( $\text{Al}$ 20 ppm)+石灰またはソーダ灰                           | 8.0 | 89.0            | 70             |
| ミョウバン ( $\text{Al}$ 40~80 ppm)+活性シリカ ( $\text{SiC}_2$ 5~10 ppm) | 8.0 | 80.0            | 65             |



中レベル廃液処理プラント

- |              |               |           |
|--------------|---------------|-----------|
| 1. 原廃液       | 5. 第1沈殿槽      | 9. スラッジ槽  |
| 2. 混合槽       | 6. 第2沈殿槽      | 10. 処理済み液 |
| 2. 薬品槽       | 7. バミキュライト吸着塔 |           |
| 4. パルセーター清澄槽 | 8. 沈降槽        |           |

第3図 Harwell 中レベル廃液処理プラント [308]

ソーダ ( $\text{S}^{2-}$  20 ppm) + 硫酸第一鉄 ( $\text{Fe}^{2+}$  20 ppm) を加えて陰イオンまたは非イオン形としてのこっているルテニウムを陽イオン形にして除去する。その結果を第4表に示す。

第4表 改良2段凝集法による除去率 [308]

|              | 第1段, % | 第2段, % |
|--------------|--------|--------|
| $\alpha$ 放射体 | 98.78  | 99.65  |
| $\beta$ 放射体  | 86.91  | 90.89  |
| ルテニウム        | 47~70  | 69~83  |
| セシウム         | 16~33  | 32~49  |

2段の凝集沈殿処理をしたあとの液に残っている核分裂生成物はセシウムと少量のストロンチウムで、これを除去するのに Harwell では無機イオン交換剤であるバミキュライトを用いている。イオン交換樹脂は

再生をしない限り経済的でないので、安価で再生せず使いすができ、しかもストロンチウムおよびセシウムに対して強い選択性をもっているバミキュライトが選ばれた。第3図のように4基あり、2基が上向流用、2基が下向流用である。1基に 720 l, 約 1 トンつめてあり、Na が 350~400 ppm の廃液を処理するには 95 cm/hr, 塔内接続時間 40 分程度を要する。これより流速を大きくすると完全に吸着しなくなる。Harwell で実用しているバミキュライトの交換容量は 0.55~0.75 当量/kg で、約 650 倍の容積の2段処理済み廃液(ナトリウム 350~400 ppm, カルシウム 16 ppm)を処理しうる(バミキュライト 1 トンで少なくとも 400 m<sup>3</sup> 処理)。この第3の処理をふくめた3段処理の結果を第5表に示す。

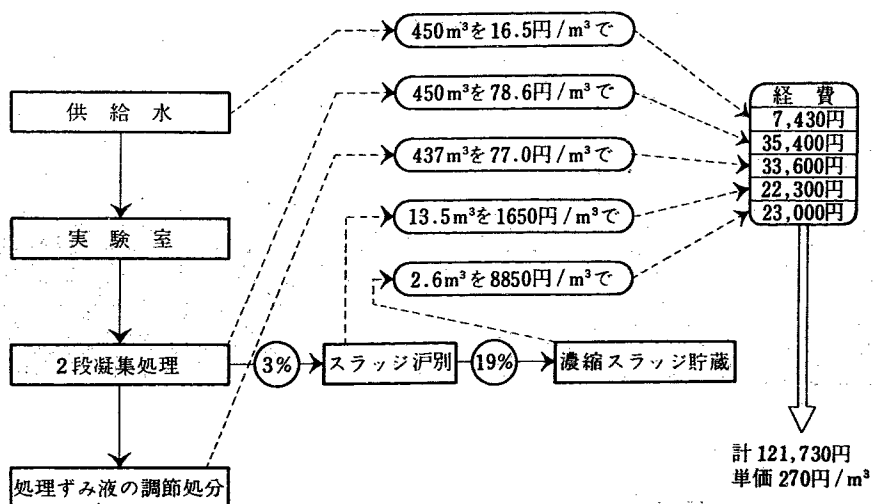
3段処理のあとに残っている 0.64% の  $\beta$  放射能は大部分陰イオンおよび非イオン形のもので、その半分

第5表 2段凝集—バミキュライト吸着処理法による除去率 [308]

|              | 2 段 凝 集 法   |          | 3 段 処 理 法   |          |
|--------------|-------------|----------|-------------|----------|
|              | 除 去 率, %    | 平均除去率, % | 除 去 率, %    | 平均除去率, % |
| $\alpha$ 放射体 | 99.47~99.92 | 99.65    | 99.83~100   | 99.95    |
| $\beta$ 放射体  | 86.58~94.54 | 90.89    | 99.17~99.67 | 99.36    |

第6表 各種廃液処理法の比較 [308]

| 基 本 処 理 方 式    | 放 射 能 除 去 率, % |           | 処理後の要貯蔵量<br>(原廃液 100 に対して) | 処 理 費                 |                  |
|----------------|----------------|-----------|----------------------------|-----------------------|------------------|
|                | $\alpha$       | $\beta$   |                            | £/10 <sup>5</sup> gal | 円/m <sup>3</sup> |
| 2 段 凝 集        | 99.65          | 90.89     | 0.560                      | 123.25                | 270              |
| 2段凝集+バミキュライト吸着 | 99.95          | 99.36     | 0.718                      | 117                   | 259              |
| 2段凝集+イオン交換膜電解  | 100            | 99.85~100 | 0.685                      | 144.1                 | 318              |

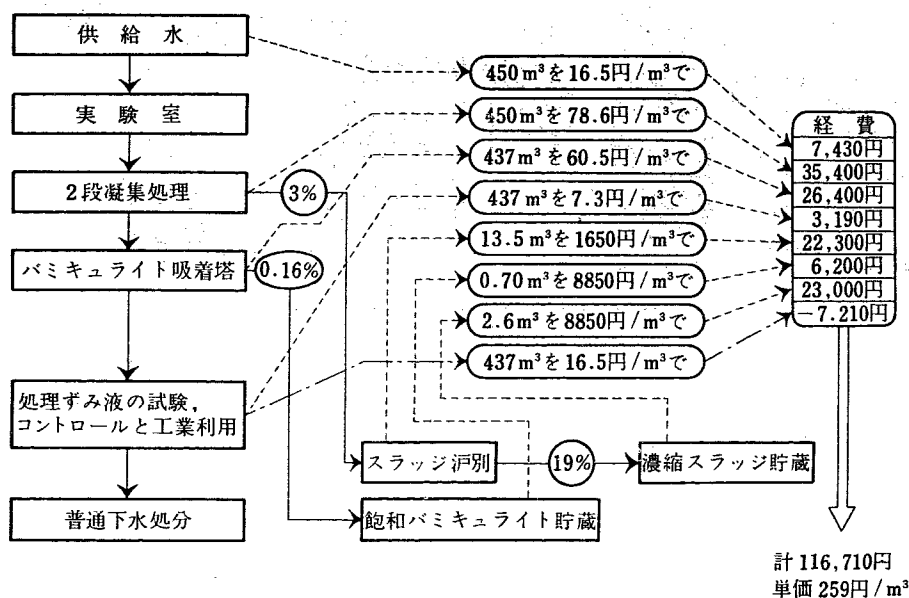


第4図 2段凝集を中心とする 450 m<sup>3</sup>/日 の廃液処理 [308]

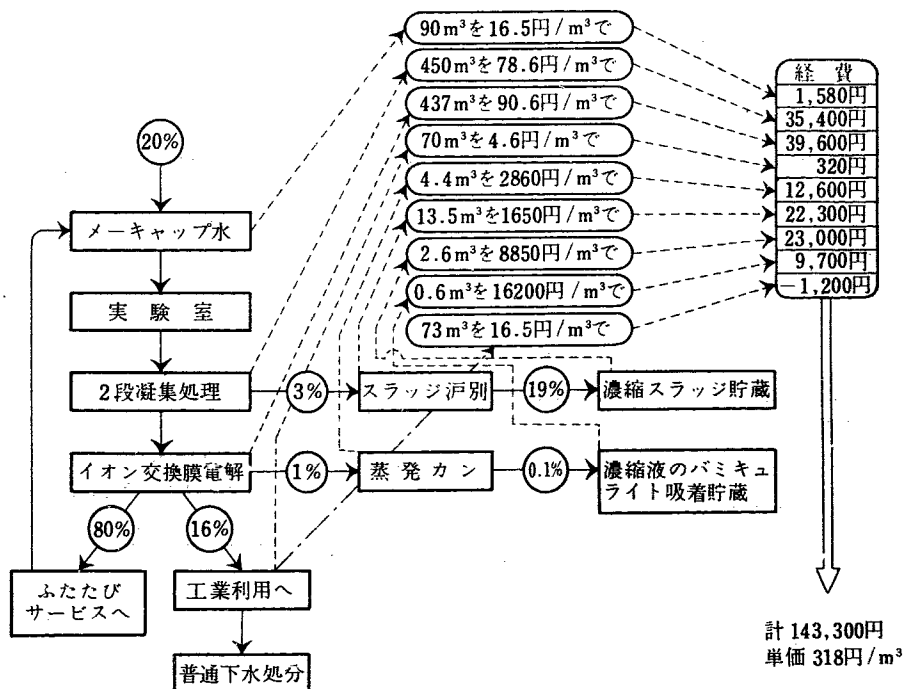
はルテニウムである。現在 Harwell で出される大量の廃液は平均して  $\alpha 2.7 \times 10^{-5} \mu\text{c/ml}$ ,  $\beta 1.8 \times 10^{-5} \mu\text{c/ml}$  なので, 上の 3 段階処理をおこなうと  $\alpha 1.4 \times 10^{-8} \mu\text{c/ml}$ ,  $\beta 1.2 \times 10^{-7} \mu\text{c/ml}$  となり, 所内で再使用できる。BURNS および GLUECKAUF [308] はこれらにもとづいて 1 日  $10^5 \text{ gal}$  (約  $450 \text{ m}^3$ ) を処理するとしたときの経費を第 6 表のように算出している。各方式の詳細は第 4~6 図に示す。なおこのイオン交換膜電解法は現在まだ試験研究の段階にあるものである。

DEJONGHE ら [1676] の紹介している Centre d'Etude de l'Energie Nucléaire (CEN) の Mol 研究所は先進国の方式をよくとりいれて初めから総合的につくられており, その処理能力も非常に大きくとってある。除染効率をあげるために廃液処理施設はそのレベルごとに 3 つつくり, また全体を有機的に運用しようように 1 箇所に集中してある (第 7 図参照)。

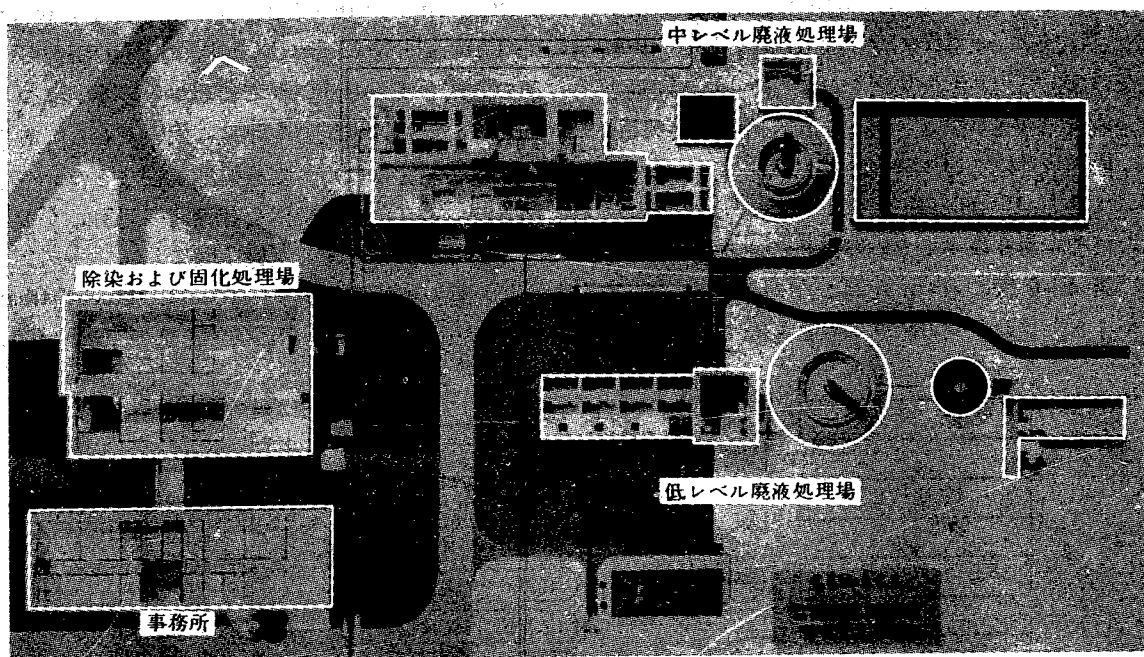
1) 低レベル廃液処理場 cold effluent treatment plant..... $10^{-5} \mu\text{c/ml}$  以下の廃液処理能力  $400 \text{ m}^3/\text{日}$



第 5 図 2 段階凝集+バミキュライト吸着を中心とする  $450 \text{ m}^3/\text{日}$  の廃液処理 [308]



第 6 図 2 段階凝集+イオン交換膜電解を中心とする  $450 \text{ m}^3/\text{日}$  の廃液処理 [308]



第7図 Mol 研究所の廃棄物処理プラント [1676]

(→800 m<sup>3</sup>/日)

2) 中レベル廃液処理場 cool effluent treatment plant.....10<sup>-3</sup>~10<sup>-5</sup> μc/ml の廃液処理能力 120 m<sup>3</sup>/日 (→240 m<sup>3</sup>/日)

3) 高レベル廃液処理施設 warm effluent treatment plant.....10<sup>-3</sup> μc/ml 以上の廃液処理能力 20 m<sup>3</sup>/日 (計画中)

廃液は各建物に付属している貯留タンクにレベル別に集められ、パイプによってこの処理場へ送られる。ただ非常に高レベルの少量廃液はポリエチレンまたはガラスのビンで処理場へ車ではこばれる。そこでそれぞれの処理をうけてから一段低いレベルの処理場へ送られ、最後に非放射性排水 (初期推定値 250~300 m<sup>3</sup>/日) と共にパイプで 10 km はなれた小川 Mol Nêthe へ放出される。川水が少ないとき (8,000 m<sup>3</sup>/日) や処理が順調でない場合のために、数日間は十分貯留して

おくことのできる 2,000 m<sup>3</sup> 非常用タンクがパイプの手前に設けてある。川への放出規制は Harwell と同様に

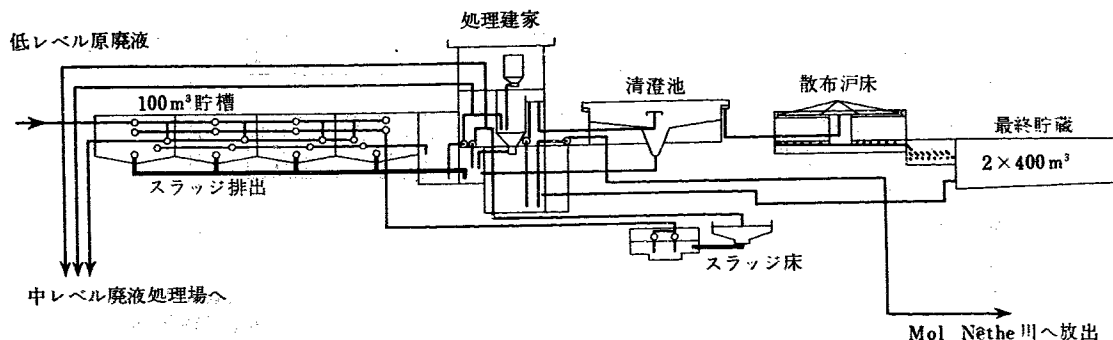
$$(\text{ラジウム}) \times 2,500 + (\text{その他の } \alpha) \times 420$$

$$+ (\text{ストロンチウム}) \times 50 + (\text{その他の } \beta, \gamma) \times 1$$

であたえられる放射能のキュリー数が 1 月 2c (初期には 0.24c) 以下ときめられている。ただ Harwell では Thames 川の水量がここより多いために 20c/月となっている。

低レベル廃液処理場はフローシート第8図からわかるように、100 m<sup>3</sup> × 4 貯槽 → リン酸カルシウム凝集沈殿用混合槽 → 傾瀉槽 → 生物吸着用散布戸床 → 400 m<sup>3</sup> × 2 貯槽よりなっている。全体の運転結果を第7表に示す。

このうち α は主としてウランであり、β, γ は 9・10 月は核分裂生成物が主で、それ以後は放射性同位



第8図 Mol 研究所低レベル廃液処理場フローシート [1676]

第7表 低レベル廃液処理場の運転結果 [1676]

| 年 月        | 原 廃 液, $\mu\text{C}$ |               | 処 理 後, $\mu\text{C}$ |               | 除 去 率, % |               |
|------------|----------------------|---------------|----------------------|---------------|----------|---------------|
|            | $\alpha$             | $\beta\gamma$ | $\alpha$             | $\beta\gamma$ | $\alpha$ | $\beta\gamma$ |
| 1957 年 9 月 | 123                  | 7.303         | 13.9                 | 0.787         | 89       | 89            |
| 10 月       | 240                  | 9.725         | 48.7                 | 2.053         | 80       | 79            |
| 11 月       | 70                   | 22.413        | 30.3                 | 2.878         | 56       | 88            |
| 12 月       | 54                   | 2.982         | 17.2                 | 2.083         | 68       | 30            |
| 1958 年 1 月 | 234                  | 26.680        | 58.6                 | 6.760         | 75       | 75            |
| 2 月        | 250                  | 83.709        | 62.3                 | 29.452        | 75       | 65            |

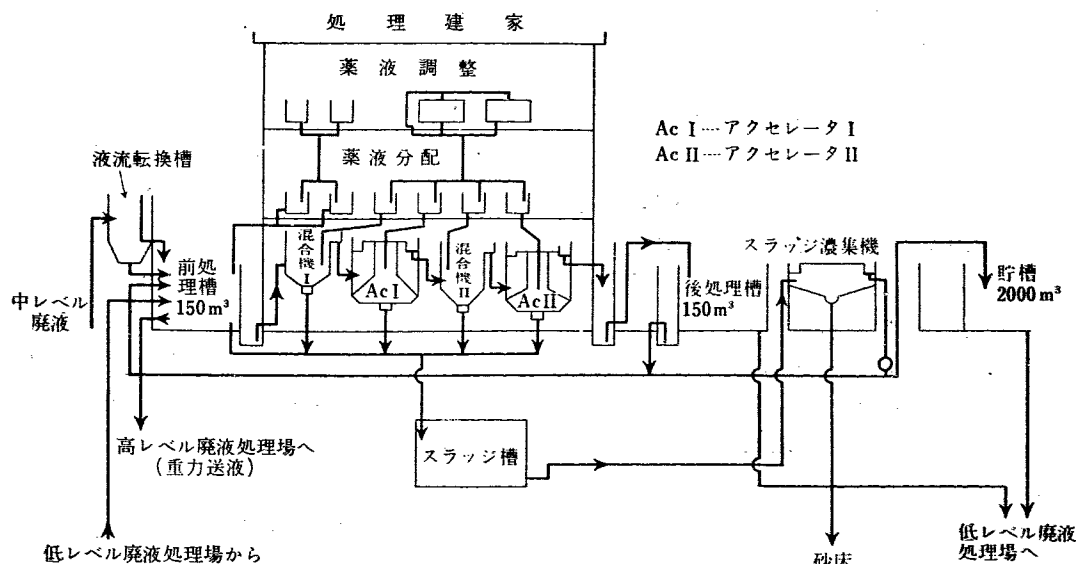
第8表 低レベル廃液の各処理段階における除去率 [1676]

| 年 月         | 原 廃 液 放 射 能, $\mu\text{C}$ |               | リン酸塩沈殿処理による除去率, % |               | 散布汚床処理による増加除去率, % |               |
|-------------|----------------------------|---------------|-------------------|---------------|-------------------|---------------|
|             | $\alpha$                   | $\beta\gamma$ | $\alpha$          | $\beta\gamma$ | $\alpha$          | $\beta\gamma$ |
| 1957 年 11 月 | 69                         | 22.414        | 45                | 77            | 21                | 44            |
| 12 月        | 32                         | 1.650         | 13                | —             | 41                | —             |
| 1958 年 1 月  | 32                         | 8.604         | 44                | 18            | 66                | 59            |

元素製造にともなうリン、ヨウ素、テルル、イオウなどである。

つぎに各段階の除去率をみると第8表のようで、リン酸塩沈殿法では核分裂生成物はよく除去されるが、 $\beta$ 、 $\gamma$ にはあまりよくないことがわかる。散布汚床は元来水の B.O.D. (生化学的酸素需要) を減らして外部放出するために設けたものであるが、除染不完全な場合の仕上げに役立っていることがわかる。ただいったん吸着したものがのち徐々にとれてくることがわかったので、注意を要する。

中レベル廃液処理場は第9図のフローシートのように、 $15\text{ m}^3$  貯槽 (1 時間分) →  $150\text{ m}^3$  前処理槽 → 第一混合槽 → 第一アクセレータ → 第二混合槽 → 第二アクセレータ → ろ過器 →  $150\text{ m}^3 \times 2$  貯槽よりなっており、処理済み液は最後に低レベル処理場へ送られる。前処理槽ではカセイソーダ、塩化バリウムなどの試薬が加えられ、第一混合槽ではウラン除去用に硫酸第一鉄のような沈殿試薬が、第二混合槽ではストロンチウム・核分裂生成物除去用に石灰+リン酸ナトリウムのような沈殿試薬が添加混和され、第一および第二のアクセレ



第9図 Mol 研究所中レベル廃液処理場フローシート [1676]

ータ内で凝集沈殿反応が完了する。ここでは pH 調節のためにカセイソーダが加えられる。口過器には吸着剤または砂が使用される。1958 年 4 月から 4 月間の運転結果を第 9 表に示す。

第 9 表 中レベル廃液処理場の運転結果 [1676]

| 放 射 体              | 原廃液<br>mc | 処理後<br>mc | 除去率<br>% | 褐炭吸着処理追加のときの予想<br>除去率, % |
|--------------------|-----------|-----------|----------|--------------------------|
| $\alpha$           | 0.751     | 0.008     | 98.9     | 99.95                    |
| $\beta$ - $\gamma$ | 101       | 15        | 85.2     | 95                       |
| ストロンチウム            | 3.1       | 0.17      | 94.5     | 99.5                     |

沈殿処理でできるスラッジのために濃集機および砂口過機が設けられている。

高レベル廃液は原子炉が動き出すとすぐに問題になるので、1958 年末までに小型の蒸気圧縮式蒸発缶を据え付けることになっている。これは溶存塩の多い廃液に対して用いられ、大量のレベルは高いが溶存塩の少ない廃液は安価で使い捨て可能な天然吸着剤で処理する。このため研究所地域から出るカッ炭 (lignite) を酸処理して使うよう現在開発中である。これは 0.34 当量/kg というかなりの交換容量をもち、しかも飽和後焼却できる点でバミキュライトにまさっている。

フランス原子力委員会 Commissariat à l'Énergie Atomique (CEA) 所属の 4 機関の廃棄物処理については DUHAMEL ら [1175] が報告している。Saclay 研究所では廃液のレベルが  $0.1 \mu\text{c/ml}$  を越すことはなく、その量も平均  $100 \text{ m}^3/\text{月}$  である。汚染していない水は近くの人工的な池 (水量は  $10^6 \text{ m}^3$  くらいで、東海村阿漕浦の約 6 倍) へ放出されるが、これはまわりにはかなり大きな川がないからである。汚染廃液は最大処理能力  $50 \text{ m}^3/\text{日}$  の小さい実験的化学処理施設で硫酸アルミニウム-石灰-リン酸ソーダ凝集沈殿処理をうけてから、タンク車で Fontenay-aux-Roses 研究所へはこぼれ下水へ放流されている。Seine 川下流に放流所ができるまでの一時的処置であるという。

Fontenay-aux-Roses 研究所にはプルトニウム抽出パイロットプラントなどがあるので、それからの廃液を処理施設で処理し、特殊なタンクで希釈してから下水へ放出している。下水・泥などの汚染をしらべて放出限度を  $\alpha$  に対して  $5 \times 10^{-4} \mu\text{c/ml}$ 、 $\beta$  に対して  $5 \times 10^{-3} \mu\text{c/ml}$  と定め、現在 1 日に  $30 \text{ m}^3$  くらいが放流されている。

Le Bouchet 研究所ではウラノ方トリウム石 uranothorianite 鉱石を処理する溶媒抽出塔からの廃液が主であって、これは現在化学処理されている。ラジウム

回収にバリウム塩と共沈させているが、あとで抽出が困難なため、あらかじめラジウムを沈殿除去するための水処理プラントがつくられることになっている。これができると川へ放出する処理済み液は  $20 \text{ m}^3/\text{日}$  くらいになるであろう。

Marcoule センターについては DUHAMEL ら [1175] のほか BERNAUD [1178] も報告している。ここでは G1, G2, G3 炉で照射した燃料からプルトニウムを抽出する再処理工場があり、その中レベル廃液を処理する施設がつくられている。廃液は次の 3 群に分けられる。

1) 洗浄剤・錯化剤をふくむ洗液……G1 炉の熱交換機からきてレベルは低い。

2) Slug extraction shop からの洗液……洗浄剤および可溶性の油をふくみ、正規運転中はレベルが低いですが、運転のおわりには中レベルになる。

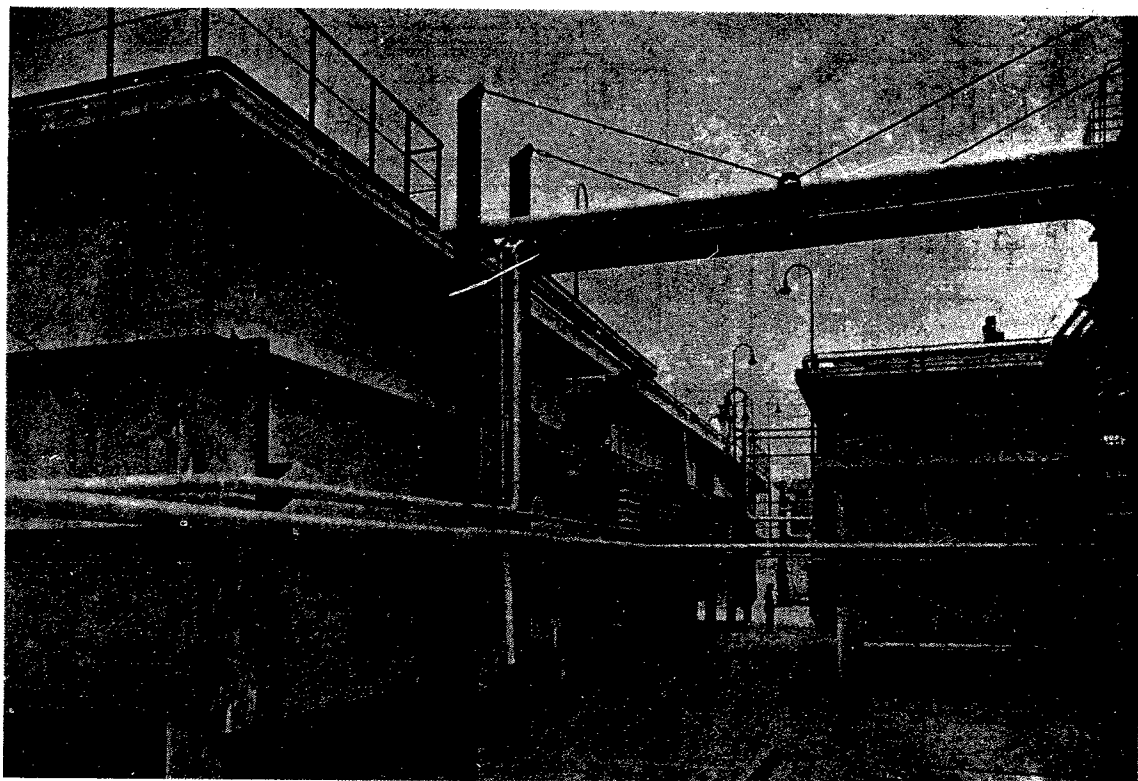
3) プルトニウム抽出プラントからの廃液……使用水と除染液で中レベル。

全体では  $100 \sim 200 \text{ m}^3/\text{日}$  で、そのレベルは  $2 \times 10^{-2} \sim 1.5 \mu\text{c/ml}$  であり、非放射性物質を  $20 \text{ g/l}$  も含んでいる。硫酸アルミニウム、第一リン酸ナトリウム、タンニン、有機凝集添加剤 "Separan" を加え、これに石灰乳を加えて pH 11.5~12 にして凝集沈殿をおこなって処理している。1958 年 4 月から試運転しているがその結果では 50~100 の除染係数を得ている。処理後は Rhône 川へ放流されるが、放出できるアイソトープの量は  $100 \text{ m}^3$  (0.5~1 日の排液量) につき約 17 c とされている。その内訳は第 10 表のようである。

第 10 表 Marcoule 廃液処理場から放出できるアイソトープの量 (廃液  $100 \text{ m}^3$  につき) [1175]

| 核 種                                 | 放出量, c | 核 種                                 | 放出量, c               |
|-------------------------------------|--------|-------------------------------------|----------------------|
| $^{138}\text{Ru}$                   | 5.5    | $^{95}\text{Zr} + ^{95}\text{Nb}$   | $16 \times 10^{-3}$  |
| $^{106}\text{Ru} + ^{106}\text{Rh}$ | 2.5    | $^{90}\text{Sr} + ^{90}\text{Y}$    | 各 $6 \times 10^{-3}$ |
| $^{137}\text{Cs} + ^{137}\text{Ba}$ | 6.5    | $^{141}\text{Ce} + ^{141}\text{Pr}$ | 各 $5 \times 10^{-3}$ |

はじめ廃液はその性質に従ってそれぞれのステンレス鋼貯槽にあつめられ、その槽の全容量は  $4,000 \text{ m}^3$  におよんでいる。ステンレス鋼槽はコンクリートで外張りされ、いくつかが集まって耐食ライニングした大コンクリート槽に収められている (第 10 図)。凝集沈殿処理は遮蔽室内の混合槽、 $3.5 \text{ m}^3/\text{hr}$  の沈降槽でおこなわれ、処理液は放流するまで全容量  $3,600 \text{ m}^3$  の貯槽にたくわえられる。G1 炉冷却水用の溢流導管から放流されるので川へ出る前にすでにかかなり希釈されている。年間  $80,000 \text{ m}^3$  ( $220 \text{ m}^3/\text{日}$ ) 処理するとして処



第 10 図 Marcoule プラントの廃液貯槽群 [1178]

理単価を試算し 2,500 円/m<sup>3</sup>を得ている。これには貯蔵関係の費用は含まれていない。

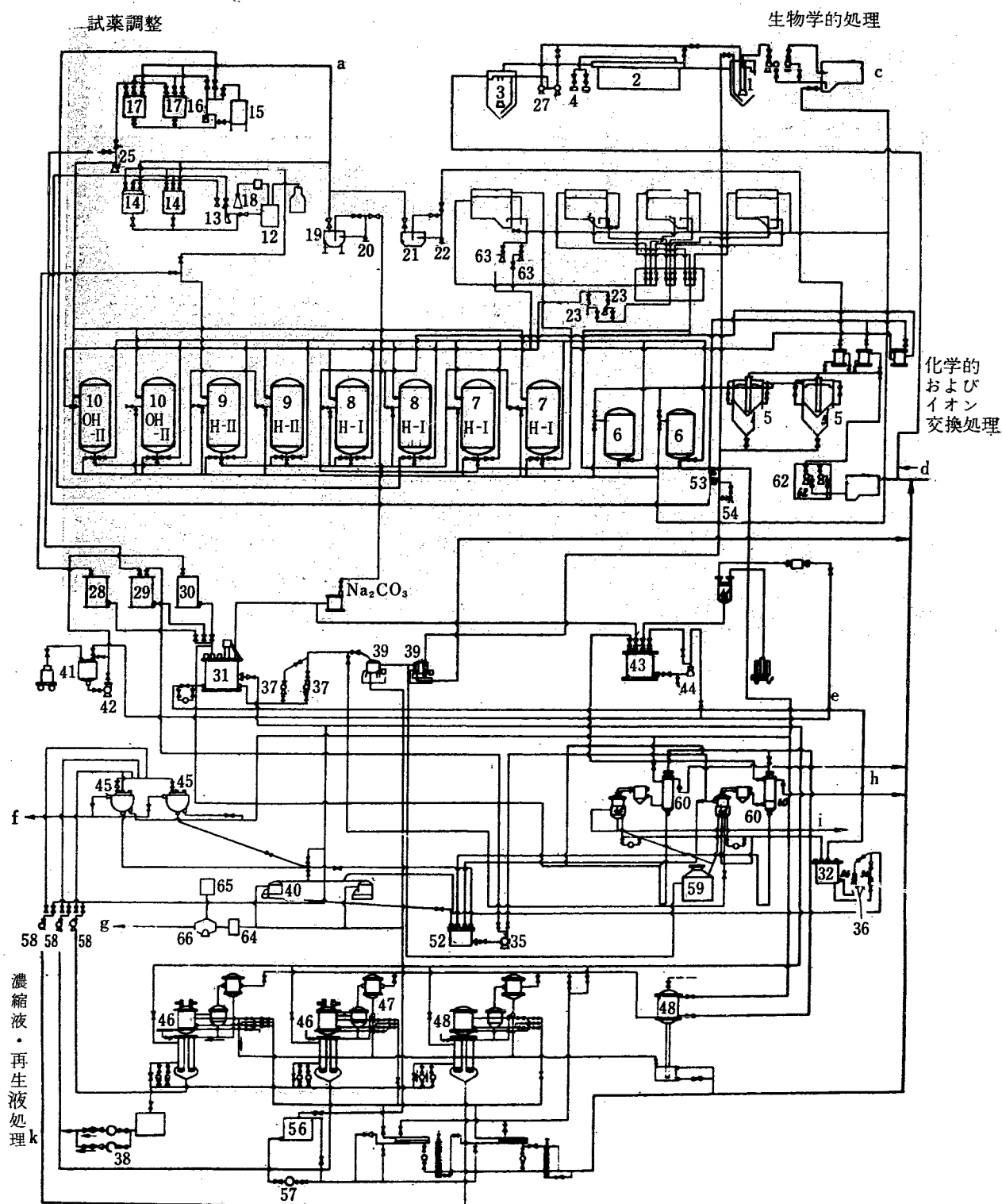
これら CEA 施設はすべて最後には川へ放流しているので DUHAMEL ら [1175] は川の希釈についてものべ、さらに放射性元素をその非放射性同位元素でうすめることの必要性にふれている。いま人間の摂取する水の中に最大許容濃度の <sup>90</sup>Sr および <sup>89</sup>Sr がふくまれているとすると、その水の中には非放射性のストロンチウムもあるので両者の比はそれぞれ  $1/(3 \times 10^8)$  および  $1/(5.5 \times 10^8)$  になっている。川水に <sup>90</sup>Sr および <sup>89</sup>Sr をそれぞれ 10 mc (ほぼ Marcoule の 1 日放出許可量)

ふくむときには、川水の天然ストロンチウム含量が 20 kg あればよいわけだが、Rhône 川は Marcoule 近傍では数秒間にこれだけの天然ストロンチウムをはこんでおり、したがって同位元素希釈は十分におこなわれていることになる。

ソビエトの化学・物理学・生物物理学全般にわたる大研究所の廃液処理のパイロットプラントについて、BOLSHAKOV ら [2025] が報告している。ここでは生物物理学実験室から大量の有機物を含む廃液が出されるために、これと洗濯廃液とは別にまず生物学的処理をおこない、次に各液を凝集沈殿法で前処理してからイ

第 11 表 総合研究所の廃液の組成 [2025]

| 成 分          | 化学・物理廃液            | 生物物理廃液             | 洗濯廃液               |
|--------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| カルシウム ppm    | 40                 | 80                 | 2                  |
| マグネシウム ppm   | 18                 | 18                 | 1.2                |
| 酸化第二鉄 ppm    | 2.8                | —                  | —                  |
| 重炭酸イオン ppm   | 85                 | 67                 | 79.2               |
| 硫酸イオン ppm    | 14                 | 48                 | 91.2               |
| ケイ酸 ppm      | 106.5              | 106.5              | 106.5              |
| 有機物 ppm      | 40                 | 41.4               | 160                |
| 各種塩類全体 ppm   | 622                | 1040               | 1756               |
| pH           | 7.8                | 8                  | 5.5                |
| 生化学的酸素需要 ppm | 5~10               | 300~350            | 250~300            |
| α 放射能 μc/ml  | $1 \times 10^{-4}$ | $1 \times 10^{-6}$ | $1 \times 10^{-4}$ |
| β 放射能 μc/ml  | $1 \times 10^{-4}$ | $1 \times 10^{-4}$ | $1 \times 10^{-4}$ |



- |                       |               |               |                |
|-----------------------|---------------|---------------|----------------|
| a. 浄水供給               | 1. 1次沈降槽      | 28. アルカリ再生液受槽 | 47. キャッチャー     |
| c. 原廃液供給              | 2. 活性汚泥曝気槽    | 29. 酸再生液受槽    | 48. 凝縮器        |
| d. 原廃液供給              | 3. 2次沈降槽      | 30. 他溶液受槽     | 49. 蒸発缶        |
| e. 亜硫酸溶液              | 4. 空気ブローアー    | 31. 中和反応槽     | 50. 炭酸ソーダ溶液槽   |
| f. 汚染下水ため             | 5. 清澄槽        | 32. 槽         | 51. アルカリ用バッチャー |
| g. 地中埋没               | 6. 機械的汚過器     | 33. 受槽        | 52. アルカリ用バッチャー |
| h. 特別処理               | 7. 第1陽イオン交換塔  | 34. 受槽        | 55. 炭酸ソーダ溶液槽   |
| j. 水蒸気トラップ            | 8. 第1陰イオン交換塔  | 39. 遠心分離機     | 56. 汚液槽        |
| k. ボイラー室へかえる凝縮液       | 9. 第2陽イオン交換塔  | 40. 遠心分離機     | 59. コンテナ充填室    |
| 13, 16, 18, 20, 22~27 | 10. 第2陰イオン交換塔 | 41. 真空槽       | 60. 飛沫除去塔      |
| 35~38, 42, 44, 53,    | 11. 硝酸槽       | 43. 溶液槽       | 64. 汚泥バッチャー    |
| 54, 57, 58, 61~63     | 12. 硝酸槽       | 45. 結晶化槽      | 65. セメント・バッチャー |
| 15, 19, 21 各種ポンプ      | 14. 硝酸調整槽     | 46. 蒸発缶       | 66. コンクリート混合機  |
|                       | 17. カセイソーダ調整槽 |               |                |

第11図 研究所廃液処理パイロットプラントのフローシート [2025]

オン交換処理をおこない、安全に外部へ放出されている。蒸発法をとらなかったのは、運転費がイオン交換法の2倍かかるからという。濃縮廃液およびスラッジはすべて固化されてはじめての0.1%以下に減容され埋没される。処理される廃液は第11表のように大量の塩分をふくみ、とくに生物物理学および洗濯の廃液は生化学的酸素需要が大きく有機物質の多いことがわかる。そのレベルは $\alpha$ 、 $\beta\gamma$ ともに $10^{-4}\mu\text{C/ml}$ 程度である。

処理プラントは第11図のようにつぎの4部に分れている。

1) 生物学的処理部……1次沈降→活性汚泥曝気→2次沈降の処理により生化学的酸素需要(BOD)が300~400ppmから15~20ppmにへり、同時に放射性物質も最高50%除去される。1次沈降槽にできるスラッジは3)へ送られ、2次沈降槽スラッジは曝気槽へ送られ、活性汚泥として有機物を分解してBODを下げる。

2) 化学的-およびイオン交換-処理部……凝集清澄→機械的ろ過(砂および無煙炭)→陽イオン交換(KY-2樹脂)→陰イオン交換(AH-2Φ樹脂)→2次イオン交換をおこなう。硫酸第二鉄100ppmをpH8~9で加えて浮遊物・コロイド粒子と一部放射能を除く。ジルコニウム・希土:90~95%, ルテニウム:30~40%, ストロンチウム:20~30%, セシウム $\approx 0$ をふくむスラッジの容積は液の0.7%で、3)へおくられる。この化学処理で十分除染できないときには2段イオン交換をする。流速は $6\text{ m}^3/\text{hr}\cdot\text{m}^2$ 床以下でセシウム、ストロンチウムが除かれ除染係数は $10^4\sim 10^5$ 。飽和樹脂の再生廃液(5%硝酸, 2.5%カセイソーダ)は樹脂床の3倍の容積があり、3)へおくられる。

3) 濃縮廃液・再生廃液処理部……再生廃液は中和→炭酸ソーダを加えカルシウム、マグネシウムの沈殿

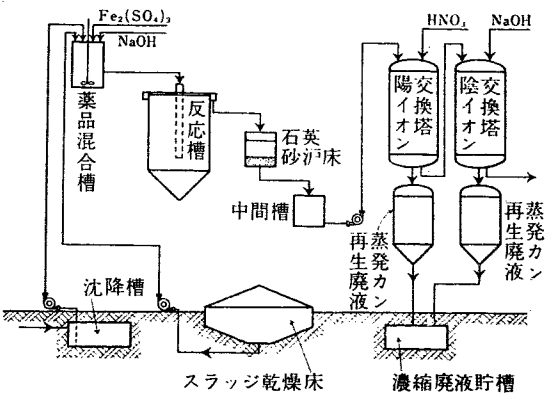
→遠心分離→ロ液の蒸発→硝酸ソーダ結晶析出→ロ液の蒸発濃縮→コンテナに充てん→地中埋没の処理をうける。はじめの沈殿は炭酸カルシウム・水酸化マグネシウムなどより成り、容積70l/液100 $\text{m}^3$ 、汚染程度0.5mc/kg( $4\times 10^{-4}\mu\text{C/ml}$ )であり、つぎの結晶(容積は原廃液の0.08%)も遠心分離後、ともにコンテナにつめて埋没される。2蒸発缶からの水蒸気はRaschig環とガラス線維を充てんした塔で飛まつ除去される。一方、2)からくるスラッジは遠心分離でさらに1/5に減容されてから、セメントと混ぜて固化される。これは固化する前に防水壕へ流しこまれる。

4) 試薬調整部……硝酸、カセイソーダ、凝集剤、石灰乳の調整。

つぎにVOZNESENSKYら[2024]はアイソトープ工業施設から出るレベルはやや高いが塩分は少ない廃液(第12表)の処理法を報告している。

この廃液を第12図のような方式で処理して第13表のように所要以上の除染結果を得た。

凝集試薬としてはカセイソーダでpH~10にしておいて硫酸第二鉄100mg/lを用いたが、これはもっ



第12図 中レベル放射性廃液処理のフローシート [2024]

第12表 廃液の平均化学組成および放射能 [2024]

| 化 学 組 成 |       |       | 放 射 能                             |                       |        |
|---------|-------|-------|-----------------------------------|-----------------------|--------|
|         |       |       | 核 種                               | 濃 度, $\mu\text{C/ml}$ | 所要除染係数 |
| カルシウム   | ppm   | 62.0  | $^{137}\text{Cs}$                 | $1.0\times 10^{-4}$   | 10     |
| マグネシウム  | ppm   | 16.5  | $^{89}\text{Sr}$                  | $1.0\times 10^{-3}$   | 200    |
| 鉄(全部)   | ppm   | 0.7   | $^{90}\text{Sr}$                  | $2.0\times 10^{-4}$   | 400    |
| 硫酸イオン   | ppm   | 120.1 | 希 土                               | $5.0\times 10^{-3}$   | 50     |
| ケイ酸     | ppm   | 2.7   | $^{103}\text{Ru}+^{106}\text{Ru}$ | $1.7\times 10^{-3}$   | 17     |
| 蒸発残渣    | mg/l  | 428   | $^{95}\text{Zr}+^{95}\text{Nb}$   | $2.0\times 10^{-3}$   | 40     |
| pH      |       | 7.1   |                                   |                       |        |
| 硬度      | meq/l | 4.2   |                                   |                       |        |

第13表 中レベル廃液処理各段階の除染係数 [2024]

| 処 理 段 階 | 一般除染係数 | Sr 除染係数 |
|---------|--------|---------|
| 沈降槽+砂汙層 | 10     | 3       |
| 陽イオン交換塔 | 40     | 1000    |
| 陰イオン交換塔 | 100    | —       |

とも安価で、せっけん液・懸濁液にも有効な点でリン酸塩にまさるからという。ジルコニウム・ニオブ・希土と若干のストロンチウム・ルテニウムが除かれ、次のスルホン化石炭樹脂でストロンチウム (DF 10<sup>3</sup>)・セシウムが、塩基性アミン樹脂 EDE-10P でルテニウムなどが除かれる。飽和した樹脂は硝酸およびカセイソーダで再生され、その再生廃液は各蒸発カンでそれぞれ 1/20 および 1/5 に濃縮され地下槽に流される。100 m<sup>3</sup>/日 の廃液を処理するに要する試薬の量は無水硫酸第二鉄: 10 kg, 固体カセイソーダ: 70 kg, 60% 硝酸: 50 kg である。生成するスラッジは定期的にとり出して乾燥床 (3~4 m 深さの砂敷きのピット) で原廃液の 1/160 くらいまで脱水される (第14表)。いっぱいになると土かコンクリートで遮蔽する。

第14表 乾燥床におけるスラッジの脱水変化 [2024]

|             | しめったスラッジ | 乾燥床での初期脱水 | 凍結融解処理 | 風 乾  |
|-------------|----------|-----------|--------|------|
| スラッジの含水量, % | 98~99    | 90~92     | 50~65  | 8~10 |
| スラッジの相対的容積  | 1.00     | 0.70      | 0.20   | 0.10 |

以下、処理系ではないが処理操作に関係ある報告を少しながめてみる。

AMES ら [395] はこれら各施設でひろくつかわれている凝集沈殿剤のリン酸塩 ([1676], [308] など) がストロンチウムを除去する機構をしらべてアルカリ土炭酸塩の方解石 (calcite) 型結晶がリン灰石 (apatite) 結晶にかわることを報告している。LA MER および SMELLIE [499] はウラン鉄鉱石懸濁液の性質を長らくしらべ、それより凝集沈殿およびコロイド分散に関する一般的理論を發展させ、これにもとづいて沈降口過速度などについて再現性ある結果を得、これらのコントロールが可能になったといっている。MILONE ら [1515] は、塩基性シリカゲルをつかって水中の微量放射性物質、とくに <sup>137</sup>Cs と <sup>90</sup>Sr を経済的に除去する研究について報告している。また ANGHILERI [2345] はアルゼンチンの Plate 川が放射性物質で汚染したときにどのようにして飲用できるまで除染するかを研究し、凝集沈殿を中心とした方法によって目的を達することを 10 l/hr の装置によって実験した。

装置関係で目新しいものとしては、BURNS および GLUECKAUF [308] が Harwell のスラッジ凍結脱水装置と “Pulsator” 型フロキュレータについて報告しており、VOZNESENSKY ら [2024] がソビエトのスラッジ乾燥床を、また BERNAUD [1178] が Marcoule のスラッジ缶詰装置とそのドラムカン運搬用遮蔽リフトトラックをそれぞれ紹介している。原報にはそれらがいずれも図または写真で説明してある。

### 3. 再処理廃液の処理と終局的処分

ここで廃棄物処理 waste treatment の内容を考えてみると、それは有用部分の分離、体積の減少、固化などなんらかの処理 processing をほどこすことと、処理後に不用部分を処分 (disposal) することとに分けられる。もちろん処理が中心であるが、処分を考えない処理はなく、また両者の間にはっきりした線をひくこともむずかしいので全体を処理 treatment ということが多い。次に処分後はもはやなんの処理も必要なくまたそれが不可能なように処分すべきものであるが、実際には暫定的貯蔵などでもって処分したことにしておくこともあるので、きびしい意味での処分をとくに終局的処分 ultimate disposal, final disposal or permanent disposal といって区別することがある。処分には廃液

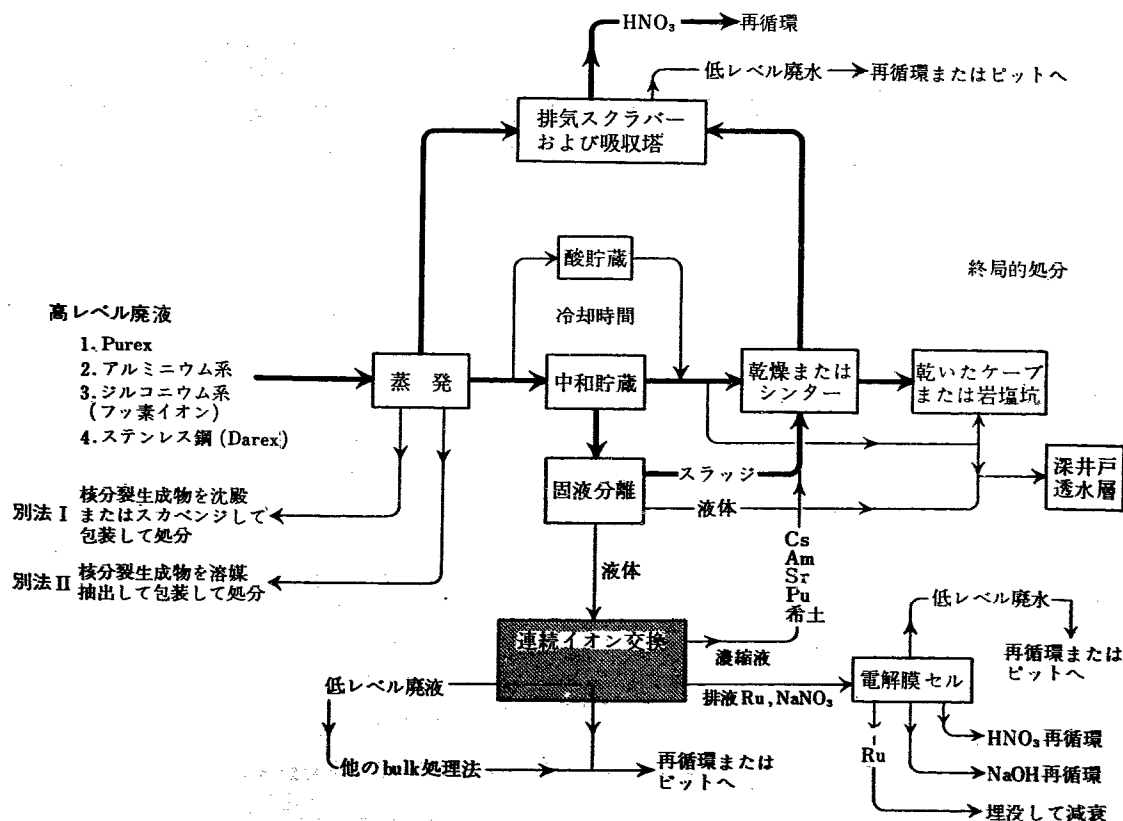
の地下タンク貯蔵、地中注入、廃坑への投棄、あるいは固化後地中埋没または投棄のようないわば内陸的処分のほかに、海洋 (河川) 処分と廃気の大気放出処分がある。この後の2つはとくに環境放出の面で保健物理との関連が深く、ジュネーブ会議議事録でも “Environmental aspects of the large scale use of atomic energy” のセッションへ分属されている。

さて使用済み燃料の再処理では一般実験室の100万倍程度レベルの高い廃液が相当量つくられ、その処理および処分が大きな問題になっている。現在ではできれば半減期の長い核種を極力除き、また有用な核種は回収してから、減容または固化して、安全と考えられる場所に永久的に貯蔵または処分せられている。そし

第 15 表 代表的な再処理プロセスからの高レベル廃液の性質 [1073]

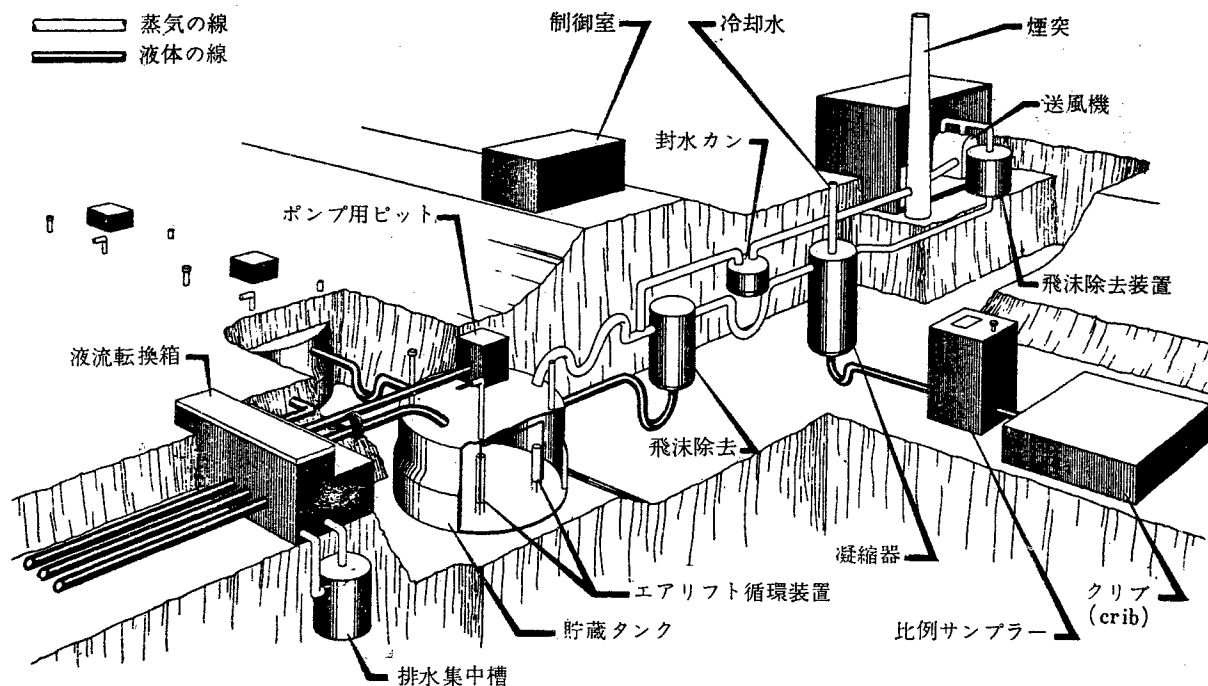
| 燃 料                                  | 再処理プロセス                                                                                                                   | 未 処 理 の 原 廃 液 |                                                                                                                                                                              |                   |                   |                     |                     |
|--------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------------|-------------------|---------------------|---------------------|
|                                      |                                                                                                                           | 容 積<br>l/kg U | 組 成, M                                                                                                                                                                       | FP レベル/l *        |                   |                     |                     |
|                                      |                                                                                                                           |               |                                                                                                                                                                              | 120日冷却            | 1年冷却              | 6年冷却                | 10年冷却               |
| 天然 U または ~2% <sup>235</sup> U        | Purex: HNO <sub>3</sub> 溶解, TBP で U と Pu の抽出, HNO <sub>3</sub> スクラブ                                                       | 3.8           | H <sup>+</sup> 0.93<br>NO <sub>3</sub> <sup>-</sup> 0.93                                                                                                                     | 950 c<br>(3.5 W)  | 333 c<br>(1.1 W)  | 43 c<br>(0.10 W)    | 29 c<br>(0.066 W)   |
| 濃縮 (~90% <sup>235</sup> U) U-Al 合金   | TBP-25: HNO <sub>3</sub> 溶解, TBP で U の抽出, HNO <sub>3</sub> -Al(NO <sub>3</sub> ) <sub>3</sub> スクラブ                        | 670           | H <sup>+</sup> 1.33<br>NO <sub>3</sub> <sup>-</sup> 6.2<br>Al <sup>3+</sup> 1.63<br>H <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> 0.01<br>NH <sub>2</sub> SO <sub>3</sub> <sup>-</sup> 0.04 | 260 c<br>(0.90 W) | 74 c<br>(0.26 W)  | 7.9 c<br>(0.019 W)  | 5.6 c<br>(0.013 W)  |
| 濃縮 (~90% <sup>235</sup> U) U-ステンレス鋼  | Darex: 王水溶解, HCl 蒸留, TBP で U の抽出, HNO <sub>3</sub> -Al(NO <sub>3</sub> ) <sub>3</sub> スクラブ                                | 246           | H <sup>+</sup> 2.94<br>NO <sub>3</sub> <sup>-</sup> 6.10<br>Fe <sup>3+</sup> 0.69<br>Cr <sup>3+</sup> 0.16<br>Ni <sup>2+</sup> 0.075<br>Al <sup>3+</sup> 0.123               | 330 c<br>(2.5 W)  | 37 c<br>(0.69 W)  | 22 c<br>(0.048 W)   | 14 c<br>(0.034 W)   |
| 天然 U または ~2% <sup>235</sup> U -Zr 合金 | FAN: HF-Al(NO <sub>3</sub> ) <sub>3</sub> -HNO <sub>3</sub> 溶解, TBP で U と Pu の抽出, HNO <sub>3</sub> スクラブ                   | 50            | H <sup>+</sup> 2.4<br>F <sup>-</sup> 0.42<br>NO <sub>3</sub> <sup>-</sup> 4.1<br>Al <sup>3+</sup> 0.6<br>Zr <sup>4+</sup> 0.08                                               | 71 c<br>(0.26 W)  | 25 c<br>(0.079 W) | 3.2 c<br>(0.0074 W) | 2.2 c<br>(0.0050 W) |
| 濃縮 (~90% <sup>235</sup> U) U-Zr 合金   | フッ化物蒸留: 650°C で NaF-LiF 共融体へ HF で溶解, UF <sub>4</sub> を F <sub>2</sub> で UF <sub>6</sub> へ転換, UF <sub>6</sub> の蒸留と NaF の収着 | 32            | ZrF <sub>4</sub> 87 %<br>NaF 6.5%<br>LiF 5.1%<br>他 1.4%<br>(wt. %)                                                                                                           | 5300 c<br>(19 W)  | 1500 c<br>(5.3 W) | 170 c<br>(0.37 W)   | 110 c<br>(0.26 W)   |

\* 熱中性子線束  $3 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>/sec, パーンアップは軽濃縮ウランでは 10,000 MWD/t, 高濃縮ウランでは 30% としたときの値.

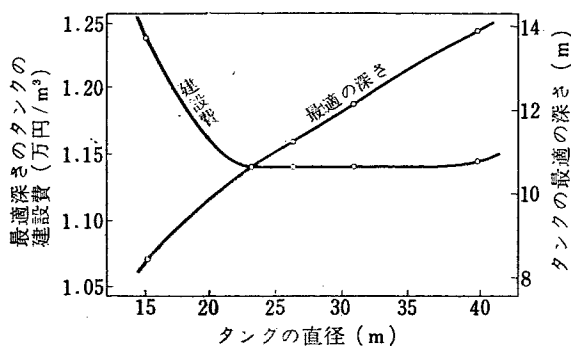


第 13 図 高レベル廃棄物の処理および処分の一例 [1073]





第15図 高レベル廃液貯蔵施設 [389]



第16図 Hanford型地下廃液貯蔵タンクの最適深さと建設費 [389]

Hanford については 1957 年1年間の内訳が HEALY ら [743] により報告されている (第17表)。

Hanford は雨量 170 mm/年という乾燥地帯にあり、土地は水成岩より成り、その中の粘土は大部分がイオン交換能の大きいモンモリロナイトであり、地下水位は地表より 175~300 m 下であり、また唯一の河川である Columbia 川 ( $0.2\sim1.3\text{ m}^3/\text{秒}$ ) も廃棄物処分地域から 8~32 km はなれている。このように好条件にめぐまれているので、第17図のような施設によって安全な処分がおこなわれている。

第16表 主要3施設の地中処分およびタンク貯蔵廃液量 [1767] [2351]

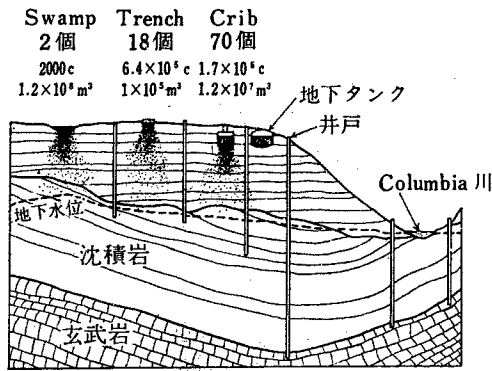
| 施設場所                          | 地 中 処 分 |                     |                                |                                          | タンク貯蔵<br>高レベル廃液量<br>$\text{m}^3$ |
|-------------------------------|---------|---------------------|--------------------------------|------------------------------------------|----------------------------------|
|                               | 実施年数    | 総処分液量, $\text{m}^3$ | 総グロス $\beta$ 放射能<br>$\text{c}$ | $\beta$ 平均レベル<br>$\mu\text{c}/\text{ml}$ |                                  |
| Hanford Works                 | 12      | $1.2\times 10^7$    | $2.4\times 10^6$               | $2.0\times 10^{-1}$                      | $2.2\times 10^5$                 |
| Savannah River Plant          | 4       | $5.0\times 10^5$    | $2.4\times 10^{2*}$            | $4.8\times 10^{-1}$                      | $1.3\times 10^1$                 |
| Oak Ridge National Laboratory | 7       | $1.5\times 10^4$    | $1.0\times 10^5$               | 6.7                                      |                                  |

\*  $^{131}\text{I}$  2300 c は除いてある。

第17表 1957-年1年間に Hanford で地中処分した廃液 [743]

|       | 体 積, $\text{m}^3$ | $\alpha$ 放射能, c  | $\beta$ 放射能, c   | $\beta$ 平均レベル<br>$\mu\text{c}/\text{ml}$ |
|-------|-------------------|------------------|------------------|------------------------------------------|
| 表面処分* | $2.3\times 10^7$  | 8.6              | 57               | $2.5\times 10^{-6}$                      |
| 地中処分  | $2.1\times 10^6$  | $3.5\times 10^2$ | $5.7\times 10^5$ | $2.7\times 10^{-1}$                      |
| 計     | $2.5\times 10^7$  | $3.6\times 10^2$ | $5.7\times 10^5$ | —                                        |

\* Swamp へ放出 (後述)



第17図 Hanford の廃液中地中処分施設の断面図 [1767]

1) Swamp (沼)……2個で 2,000 c 核分裂生成物 + 130 g プルトニウム/ $1.2 \times 10^8 m^3$  を放出した。すでに少しふれたように  $5 \times 10^{-5} \mu\text{Ci/ml}$  以下のプロセス冷却水を表面処分するもの。

2) Crib (かいは桶)……底のあいた箱型のもので石がつめてあり、ここから地中へ廃液をしみこませる。70個で  $1.7 \times 10^6 c$  核分裂生成物/ $1.2 \times 10^7 m^3$  を処分した。

3) Trench (溝)……土の交換反応がうまくいかなような廃液をすてる once-used の地中処分施設で、18個あり、 $6.4 \times 10^5 c\beta$  核分裂生成物/ $10^5 m^3$  を処分した。

4) Well (井戸)……これら廃液の土中のモニターのためにあるもので、直径 20 cm, 平均深さ 70 m で、575 個ある。

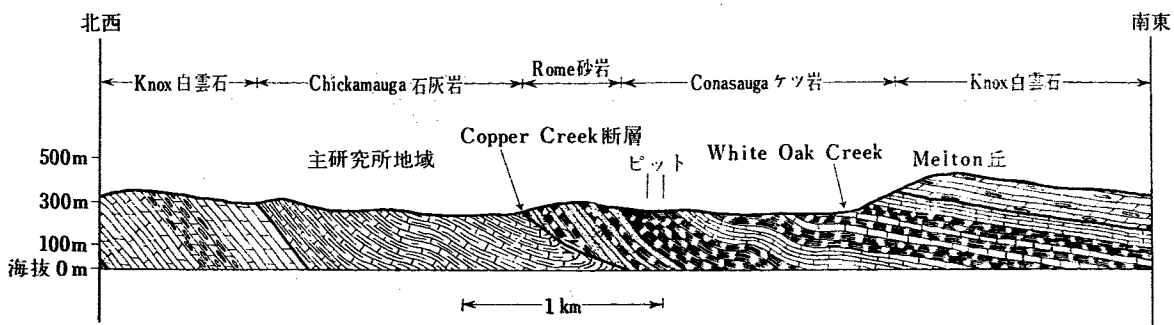
Well テストの結果移動しやすいものは  $\text{NO}_3^-$  (520 m/8 年)  $> ^{106}\text{Ru}$  (370 m/8 年)  $> ^{137}\text{Cs} > ^{90}\text{Sr}$  などで、長寿命同位元素で 350 m 以上うごいたものはなかった。とくにプルトニウムはすぐに吸着された。なお MOORE および BURNS [1768] によれば特殊なプロセスの廃液はあらかじめ前処理により半減期の長い  $^{137}\text{Cs}$  (フェロシアン化ニッケル沈殿法で DF  $10^3 \sim 10^4$ ),  $^{90}\text{Sr}$  (アルカリ性にするだけで沈殿し DF 80~200) などを除き、全核分裂生成物濃度を  $1 \sim 20 \mu\text{Ci/ml}$  ( $^{137}\text{Cs}$ ,  $^{90}\text{Sr}$  については  $0.02 \sim 0.1 \mu\text{Ci/ml}$ ) にしてから地中処分し

た。この場合の全経費は 4,800 円/ $m^3$  であるという。また廃液の組成により吸着のようすは大いにかわり、たとえばストロンチウムの吸着はリン酸塩濃度によく影響され、アルミニウムの存在はセシウム・ストロンチウムの吸着を妨げ、またコバルトはほとんど吸着されないことがわかっている。

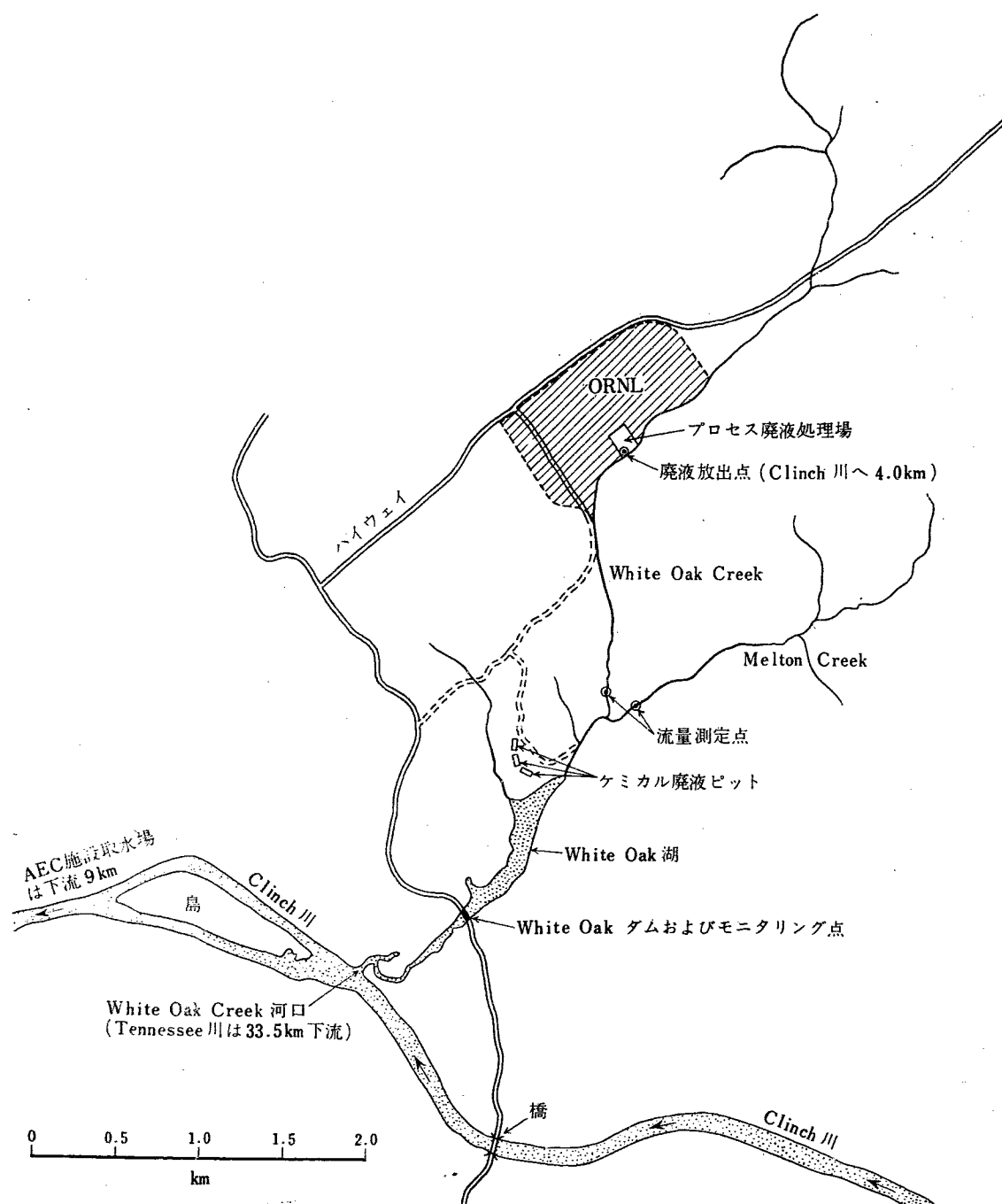
Savannah River は Hanford と反対に雨が多く (1,250 mm/年), 地下水位が高く (10~20 m 深), 粘土は交換能の低い Kaolinite 系であり、条件がわるいので中高レベルの廃液中地中処理は行われていない。  $10^{-4} \mu\text{Ci/ml}$  程度の大量廃液を 2 組の 3 連 seepage basin (滲出池) へ放出する。第1, 第2の小池をつぎつぎと浸流して沈降清澄液が第3の大池へ入るようになっている。6個の池は計 4,400  $m^2$ , 深さは 2~3 m である。1957 年末までに pH 2~12 の  $2.5 c\alpha + 240 c\beta + 2,300 c^{131}\text{I} / 5 \times 10^5 m^3$  を処分したが、10 km<sup>2</sup> はなれた Savannah 川へは  $0.1 c\alpha + 2.2 c\beta$  がしみ出してきただけである。

Oak Ridge の地質は第18図のようであり、また雨量も多く Hanford より条件はわるいが、それよりレベルの高い中レベル廃液中地中処分がおこなわれている。ここ特有の風化した Conasauga ケツ岩層に 3 つの pit (坑) を掘って  $10^{-2}$  ないし数  $\mu\text{Ci/ml}$  レベルのケミカル廃液  $2.6 \times 10^4 m^3$  を処分してきている。はじめは廃液貯蔵を考えていたが、土質が多孔質でありイオンの吸着交換能があるので現在は廃液中の放射能の吸着固定用とみなされている。第19図からわかるように地中を浸出した水は White Oak Creek をへて White Oak 湖へ入り、それを経て Clinch 川へ出ていく。各ピットの大きさは  $61 \times 30 \times 4.6$  (深) m で 4,000  $m^3$  くらいためられるもので、3つが一連になって用いられている。

ケミカル廃液はまず中和されてからタンクに貯えられ、大部分の核分裂生成物がスラッジとして沈殿してから第1のピットへ 10 日ごとに 300  $m^3$  くらいが送られてくる。第1および第2のピットからのしみ出し速度はそれぞれ 4 および 15  $m^3$ /日 であるが、降雨が



第18図 Oak Ridge の地質断面図 [2351]



第19図 ORNL 周辺の地図 [2354]

第18表 ORNL ピット放出廃液の量と平均化学組成 [2351]

|                       |       | 第1ピット  | 第2ピット  | 第3ピット  |               |                               | 第1ピット  | 第2ピット  | 第3ピット  |
|-----------------------|-------|--------|--------|--------|---------------|-------------------------------|--------|--------|--------|
| 放出量<br>m <sup>3</sup> | 1952年 | 160    | —      | —      | 平均化学組成<br>ppm | Na <sup>+</sup>               | 15,600 | 13,600 | 11,200 |
|                       | 1953年 | 890    | —      | —      |               | NH <sub>4</sub> <sup>+</sup>  | 400    | 100    | 100    |
|                       | 1954年 | 3,440  | —      | —      |               |                               | 600    | 400    | 300    |
|                       | 1955年 | 2,420  | 3,920  | —      |               | NC <sub>3</sub> <sup>-</sup>  | 23,400 | 20,300 | 18,600 |
|                       | 1956年 | 4,810  | 760    | 4,950  |               | SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup> | 3,400  | 2,700  | 2,900  |
|                       | 1957年 | 3,020  | -2,190 | 10,150 |               | Cl <sup>-</sup>               | 200    | 200    | 100    |
|                       |       |        |        |        |               | OH <sup>-</sup>               | 3,500  | 2,500  | 1,800  |
|                       | 計     | 14,740 |        |        |               | 全固形分                          | 55,800 | 47,300 | 40,700 |

あるので結局第1のピットでは水位一定, 第2のピットで  $-3\text{ mm/日}$  くらいである. 各ピットへ放出された廃液の量と, 1954年7月以降の平均化学組成を第18表に示す.

またピットへ放出された放射性物質の総量と, 第1ピットから第2ピットへ送られた廃液濃度の1例を第19表に示す.

第19表 ピット放出廃液中の放射性物質の総量と濃度の1例 [2351]

| 放射性物質                                 | 放出総量, c | 濃度の1例, $\mu\text{c/ml}$ |
|---------------------------------------|---------|-------------------------|
| $^{137}\text{Cs}$ - $^{137}\text{Ba}$ | 75,000  | $6.6 \times 10^{-1}$    |
| $^{106}\text{Ru}$ - $^{106}\text{Rh}$ | 20,000  | $9.4 \times 10^{-2}$    |
| $^{90}\text{Sr}$ - $^{90}\text{Y}$    | 2,000   | $7 \times 10^{-3}$      |
| $^{95}\text{Nb}$                      | 3,000   | $1.3 \times 10^{-2}$    |
| $^{60}\text{Co}$                      |         | $7 \times 10^{-3}$      |
| 希土+ $^{90}\text{Y}$                   |         | $7 \times 10^{-3}$      |
| $^{125}\text{Sb}$                     |         | $4 \times 10^{-3}$      |
| $^{95}\text{Zr}$                      |         | $1 \times 10^{-3}$      |
| 計                                     | 100,000 | —                       |

これらの成分の大部分はピットとその周囲の土に吸着されてしまうのでピットの内側壁は水位がさがると  $5\text{ r/hr}$  にも達し, 満水時でも  $30\text{ m}$  離れて  $25\sim 50\text{ mr/hr}$  を示し, ピットでの作業時間は1週数時間に限定されている (なお2年前まで12年の間これと同様につかわれてきた White Oak 湖のかわいた底土は現在  $5\sim 80\text{ mr/hr}$  を示している). この風化 Conasauga ケツ岩の分析結果は第20表のようであり, 交換容量は  $0.06\sim 0.12$  当量/kg で, 必ずしもよくはない.

第20表 風化 Conasauga ケツ岩の分析結果 [2351]

|        | 細砂                                         | 極細砂       | 沈泥 (silt)  | 粘土    |
|--------|--------------------------------------------|-----------|------------|-------|
| 粒径, mm | 0.10~0.25                                  | 0.05~0.10 | 0.002~0.05 | 0.002 |
| 割合, %  | 1~10                                       | 4~25      | 45~70      | 10~40 |
| 粘土の組成  | Illite 45~95%, Kaolinite コン跡~40%, 石英 5~25% |           |            |       |

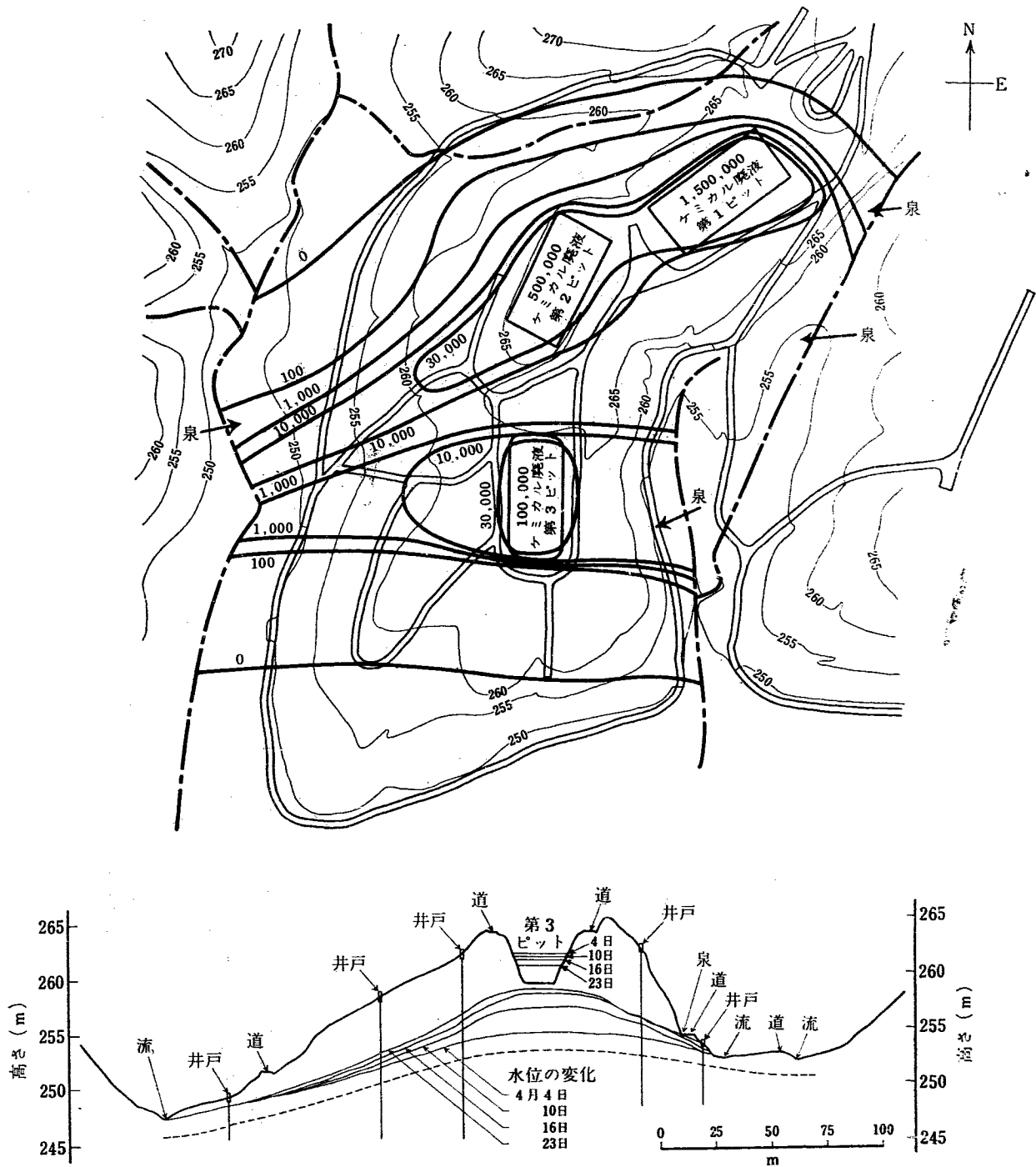
ピット地域の地形と井戸などでしらべた放射能汚染の程度を第20図に示すが, 放射性核種では  $^{106}\text{Ru}$  が固定されにくく, 他には  $^{60}\text{Co}$  と  $^{125}\text{Sb}$  が1回しみ出していただけであるという. もっとも早く移動するのは  $\text{NO}_3^-$  であり  $50\text{ m}$  はなれた泉では第3ピット中の  $1/2\sim 1/3$  の濃度で, また  $200\text{ m}$  はなれた小川へは  $1/10$  の濃度であらわれている. 実験室の試験では  $80$

%しか吸着固定されない  $^{106}\text{Ru}$  も, 実際は  $3,000\text{ c/年}$  放出して  $23\text{ c/年}$  くらいが White Oak Creek へもれ出すという. この方法は安直安価ではあるがその機構は不詳であり, 結果を予測しがたく, より確実な方法の開発されるあいだ一時的におこなう程度にとどめなければならない. とくにソビエトの SPITSYN ら [2207] が実験室および野外のテストによって,  $^{90}\text{Sr}$  はアメリカの人々のいうようにきわめて吸着はされやすいが, しかしカルシウムイオンによって容易に脱着されて結局  $^{106}\text{Ru}$  の2倍も早く移動していくことを報告しているのであるから, さらに一層の研究解明の必要があるわけである. IoANID ら [1315] はルーマニア産の粘土についてイオン交換能をしらべ, また KLECHKOVSKY ら [2310] は, ソビエトの土についてイオン吸着量をしらべている.

これらの地下水位近くでの地中処分に対して, さらに深く隔離された条件のところへ終局的に処分することが考えられ予備試験がはじめられている. それは不用になった岩塩坑および深井戸 (廃棄された石油井など) へ廃液または固体廃棄物を投棄しようとするものであり, 現在とくに坑中における発熱の程度と影響がしらべられている. これらの概念図を第21図および第22図に示す.

廃棄物を液体のままでは貯蔵あるいは処分することはすでにみたように安全性および確実性の点で欠点が多いので, これをなんらかの方法でしかも安価に固化し以後容易に放射性成分が浸出してこないようにして処分することが望ましく, 現在各国でそのための研究がすすめられている. カナダからは WATSON ら [195] がガラス化することを, フランスからは BONNIAUD ら [1176] がガラスおよび雲母にすることを, アメリカからは GOLDMAN ら [388] がセラミックにすることを, また LOEDING ら [1922] が流動床法によって固化することを, それぞれ報告している. さらにこれに関連して THOMAS [2441] はガラス化したものの安定性と放射性核種の移動度を理論的にとり扱っており, 流動床を利用することについては LAWROSKI ら [542] が報告している.

Chalk River 研究所のあるカナダ Ontario 州にはガラスおよび製陶業でつかうカスミ石 (を含む) 正長岩 nepheline syenite を広く産し, これに石灰を融剤として加え  $1,250^\circ\text{C}$  で溶融すると核分裂生成物成分とよくまじり, また気泡もできず冷却後ガラス状となる. はじめ酸性廃液によってカスミ石がおかされてシリカゲルになるので, 飛マツ同伴なしに急速に加熱ガラス化



第 20 図 ピット地域の地形と水の放射能汚染 [2351]

単位は  $10^{-6} \mu\text{C}/\text{ml}$ , 等高線は 5 m 間隔

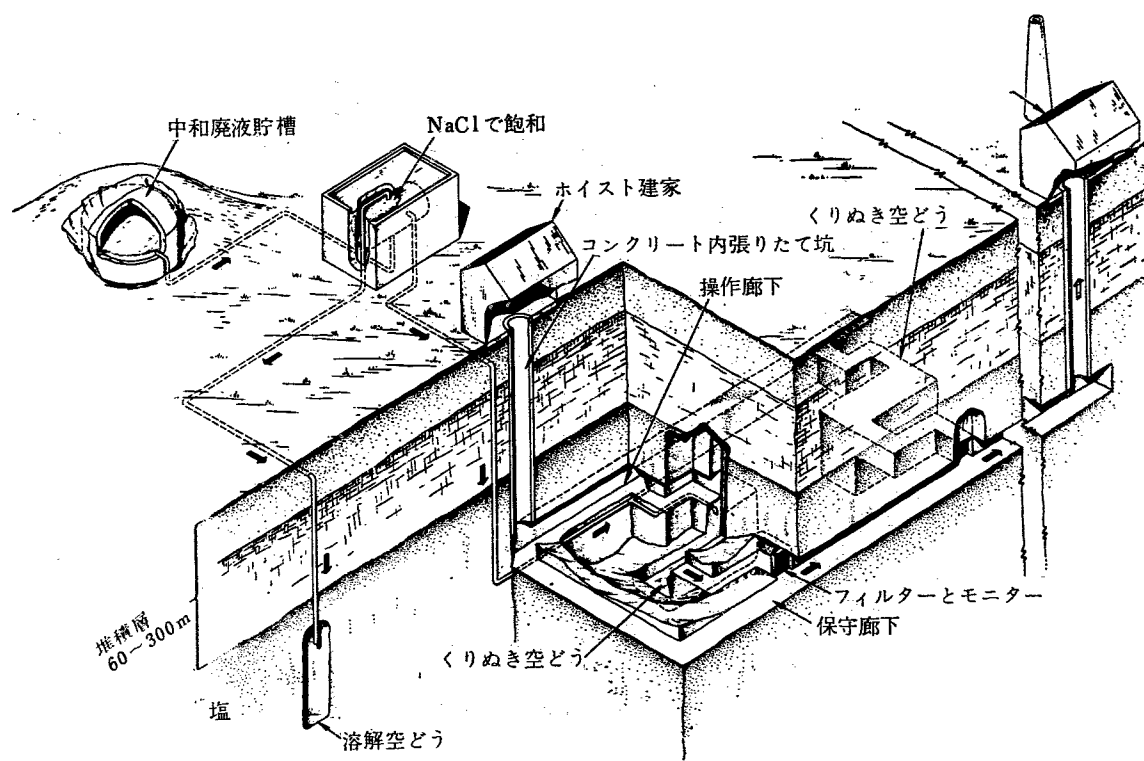
させることができる。そのフローシートを第 23 図に示す。その数値は 4.5 l のルツボで 1 回に混合されるときに量である。生成物は水中につけておいても浸出されにくく、その溶解速度は  $3 \times 10^{-7} \text{ g}/\text{cm}^2 \cdot \text{日}$  以下である。いま熱出力 4,000 MW の炉の核分裂生成物をこのようにしてガラス化していくと、そのガラスから浸出される放射性物質の総量は第 21 表のようになり、やはり無視はできず、乾燥したところに貯蔵すべきこ

とがわかる。

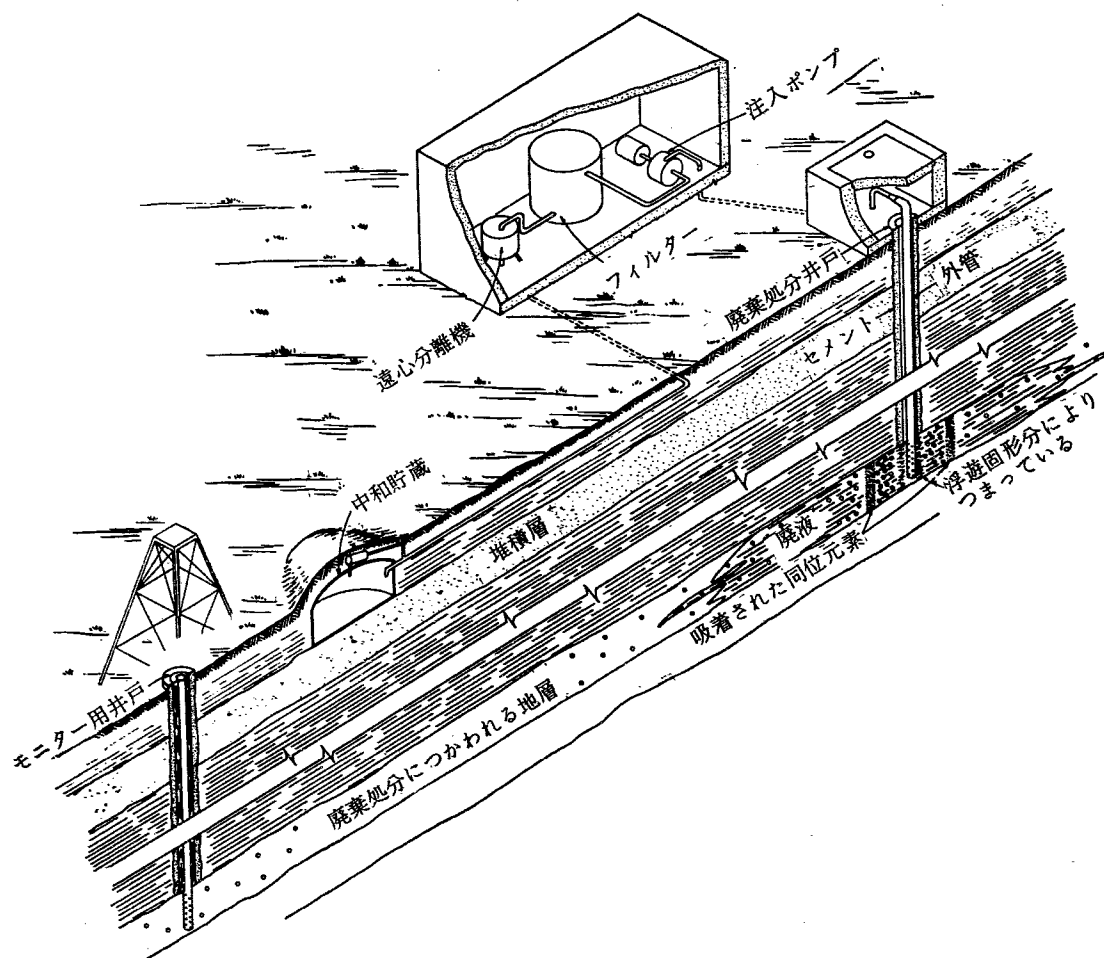
この方法による処理費の検討によれば 10,000 MWD / t バーンアップとして 0.05 mill (0.018 円) / kWh をこすことはないという。

GOLDMAN ら [388] によれば溶融体が 1 年後までにうける放射線量は  $10^8 \text{ r}$  だが、その程度の照射をしても溶解速度にはなんら増加がみられなかった。

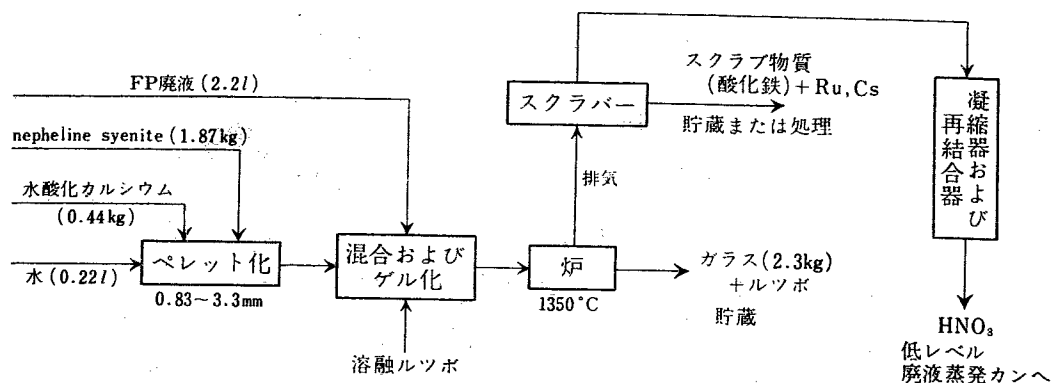
BONNIAUD ら [1176] は  $^{137}\text{Cs}$  をつかって  $1,000^\circ\text{C}$



第 21 図 岩塩坑への廃棄物の処分 [1073]



第 22 図 深井戸への廃棄物の処分 [1073]



第 23 図 廃液の nepheline syenite ガラス化のフローシート [195]

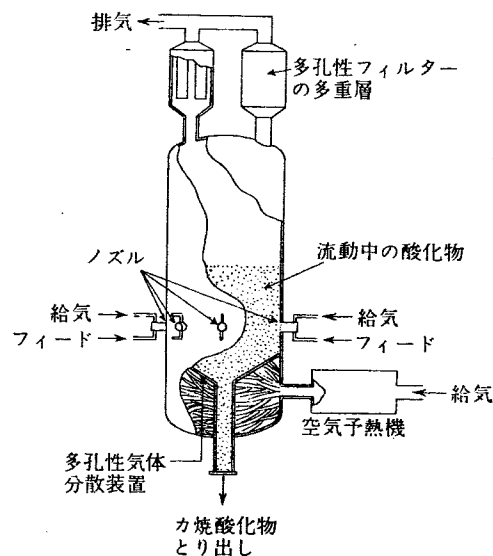
第 21 表 nepheline syenite ガラス化した 4,000 MW 炉の核分裂生成物から浸出される放射能\* [195]

| 核 種               | 浸出放射能の総計, c |      |       |
|-------------------|-------------|------|-------|
|                   | 1 年後        | 5 年後 | 25 年後 |
| $^{90}\text{Sr}$  | 15.2        | 380  | 6460  |
| $^{136}\text{Ru}$ | 30.5        | 399  | 400   |
| $^{137}\text{Cs}$ | 22.6        | 566  | 9670  |
| $^{144}\text{Ce}$ | 73.3        | 537  | 540   |

\* 10,000 MWD/t で 1,000 日運転, 120 日冷却, ガラスの比表面積は  $0.2\text{ cm}^2/\text{cm}^3$

でやいて得られる廃液ガラスと,  $1,300^\circ\text{C}$  でつくる合成雲母について海水浸出試験をおこない, 有望であることをみている。

LOEDING ら [1922] は Argonne 研究所 (ANL) で開発させられた流動床法 [542] を応用してアルミニウム含有廃液をカ焼して酸化物粒子にする方法のパイロットプラント試験について報告している。この原理は第 24 図のように高温空気と廃液を粒状床へ送って  $400\sim 500^\circ\text{C}$  の床上で酸化粒子化させるもので, Redox または TBP-25 プロセスの廃液では酸化アルミニウム粒床がつかわれ, 固形分の少ない Purex 廃液では不活性多孔質物質の床を用いる。非放射性的の液 ( $\text{Al}(\text{NO}_3)_3$  1.7~2.2 M,  $\text{HNO}_3$  1.0~1.3 M,  $\text{NaNO}_3$  0.1~0.2 M,  $\text{Hg}_2(\text{NO}_3)_2$  0.005~0.01 M) による実験が ANL およ

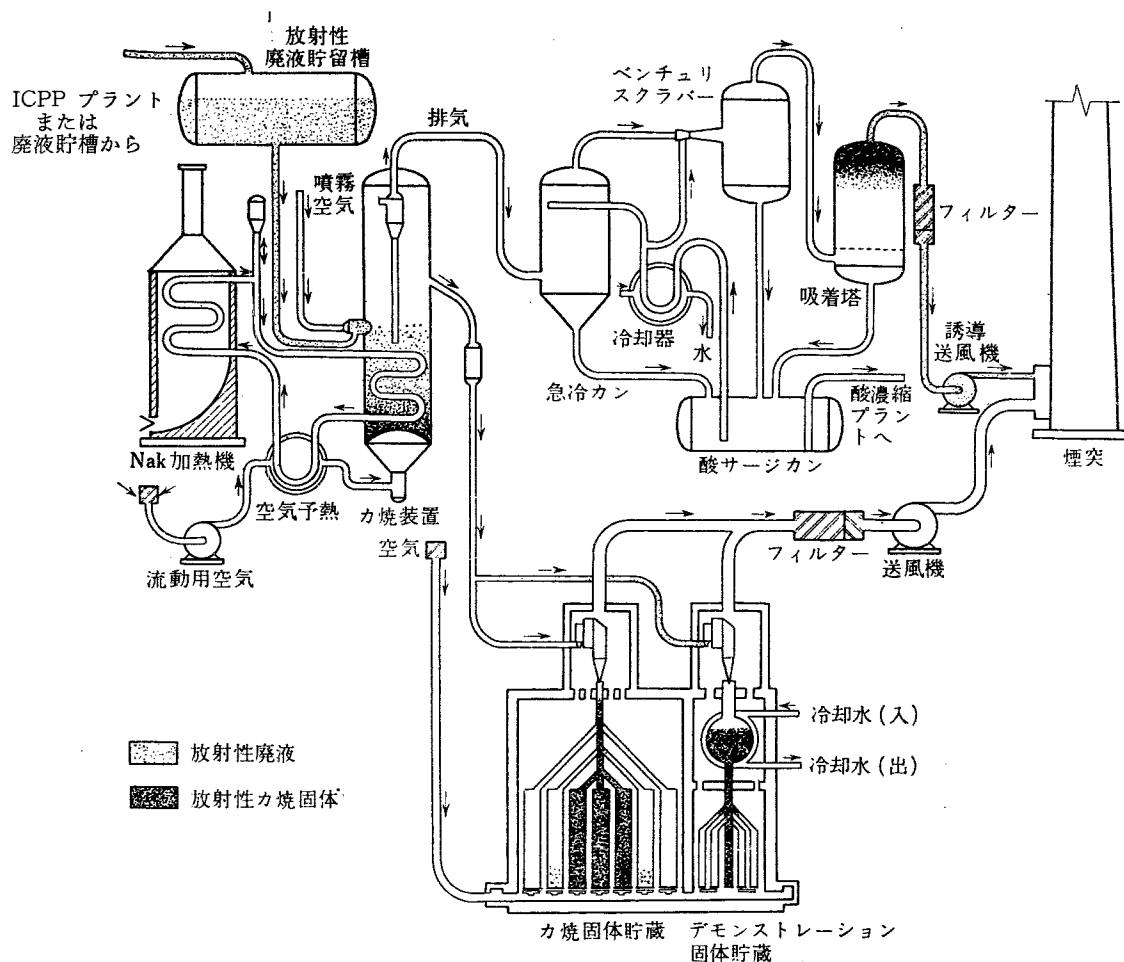


第 24 図 流動床カ焼装置 [1922]

び Idaho の化学処理工場 (ICPP) で 4 つのパイロットプラント (処理能力  $< 100\text{ l/hr}$ ) でおこなわれ, これにもとづいて ANL に処理能力  $5.3\sim 6.1\text{ l/hr}$  の遠隔操作ホットパイロットプラントがつくられ, コールドと同組成で実際のホット廃液を 100 倍にうすめた 100 c 程度含む液で試験がなされている。酸化物粒径は 14~35 メッシュのものが多く, 比重は  $3.0\sim 3.4\text{ g/cm}^3$  であり, 原廃液に比べ  $1/8$  程度に減容できる。固定されずににげるものはもっぱら  $^{106}\text{Ru}$  で, 固化さ

第 22 表  $400^\circ\text{C}$  における流動床カ焼実験結果の 1 例 [1922]

|               | 放 射 能             |                   |                   |                   |
|---------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
|               | $\beta$           | $r$               | Ru $r$            | Cs $\beta$        |
| 原 廃 液 cpm/ml  | $6.1 \times 10^6$ | $1.4 \times 10^6$ | $1.1 \times 10^5$ | $6.4 \times 10^5$ |
| 生 成 粒 子 cpm/g | $1.5 \times 10^7$ | $3.6 \times 10^6$ | $5.3 \times 10^4$ | $2.0 \times 10^6$ |
| 凝 縮 液 cpm/ml  | $1.1 \times 10^5$ | $5.0 \times 10^4$ | $4.6 \times 10^4$ | $1.4 \times 10^3$ |
| 非凝縮排気 cpm/l   | —                 | $5.0 \times 10^1$ | $5.0 \times 10^1$ | —                 |



第25図 ICPP 放射性廃液カ焼プラント [1922]

れる割合は  $20 \pm 10\%$  にすぎないが、凝縮器で 43～75% がとられ、排気中に含まれるのは 0.2% 以下で、さらにこれが高能率フィルターで 1/100 以下にされ、結局  $10^4$  くらいの除染係数をあげるといわれる。なおこれらの途中の配管の壁に沈着析出する割合も大きい。運転結果の1例を第22表に示す。アルミニウム系以外の廃液についても試験されているが、生成物が水に浸出しやすいのでさらに改良しなければならない。

さらに第25図のようなデモンストレーションプラント（処理能力 227 l/hr）が Idaho の再処理工場にできかけている。これは直接保守方式で 200 日冷却後の

廃液を処理しようとするものである。また 750 l/hr のカ焼装置で処理するときの経費が試算され、その結果他の方法よりかなり安いことが第23表のように示されている。

第23表 硝酸アルミニウム廃液の処理費の比較 [1922]

| 処 理 方 法                   | 単 位, 万円/m <sup>3</sup> |
|---------------------------|------------------------|
| 流動床カ焼                     | 5.51                   |
| ボールミル カ焼                  | 8.22                   |
| 酸性のまま水冷ステンレス鋼<br>地下タンクに貯蔵 | 22.8                   |
| 中和した炭素鋼 地下タンクに貯蔵          | 25.0                   |

#### 4. 廃棄物の海洋処分

この関係の報告はすべて D-19 セッションに分類されているが、ここで簡単にふれておくことにした。アメリカおよびイギリスから各2編、ソビエト、スウェ

ーデンおよび日本から各1編、計7編が報告されているが、イギリスの1編[297]以外はすべて将来大規模に放射性廃棄物の海洋処分をおこなおうとするときの

ための予備的な海流調査、放射能バックグラウンド調査、および問題点の考察である。

REVELLE および SCHAEFER [2431] は海洋処分のために海洋研究の必要なことを問題点をあげて論じ、PRITCHARD [1835] は入江や近海へ処分するときの拡散混合をとりあげている。これらアメリカの一般論に対して、ソビエトの BOGOROV および KREPS [2058] は“Vityaz”号の調査した世界の12の深海（他の7と共に7 km以上の深さ）、とくに Tonga 海溝について、その深海水が従来予想されていたよりもずっとすみやかに数10年で循環混合していることを指摘、深海への廃棄物投棄はきわめて慎重に考えるべきことをのべている。AGNEDAL ら [174] はスウェーデンの原子力研究センター Studsvik (Stockholm の南100 km) の廃液を2 kmのパイプラインによって、南の海峡 Bergösundet から Tvären 湾 (Baltic 海の一部で深さ12~70 m) へ放出するための準備として、この湾付近の水、泥、生物などについて放射能測定をおこなった結果を報告している。また日本も、政府関係5機関 [1355] が廃液の海洋処分の可能性検討に関連して、1956年秋におこなった東海村沖の海流、拡散、および海底砂放射能の調査について報告している。

BOWLES ら [296] は、新しいイギリスの原子力研究所 Winfrith Heath から南の Dorset 海岸へ中程度の放射性廃液を陸上8 km、海中3 kmのパイプで放流する計画に関して1956年秋おこなわれた調査実験に

ついて報告している。これは第1回ジュネーブ会議に SELIGMAN [A/Conf. 8/P/418] (DUNSTER [A/Conf. 8/P/419], および FAIR と McLEAN [A/Conf. 8/P/420]) によって報告された Windscale 海岸調査と同性質のものである。海流調査、染料流しの実験、Windscale との比較などによって第24表の結果が得られている。

第24表 Winfrith Heath 沖への廃液放出 [296]

| 汚染濃縮のおそれある物 | 南海岸に適用される最大許容レベル<br>$\mu\text{C/g}$ | 1 c/月 放出するときの汚染濃縮後の平均レベル, $\mu\text{C/g}$ | 前2項からみちびかれた最大許容放出率<br>$\beta\text{C/月}$ |
|-------------|-------------------------------------|-------------------------------------------|-----------------------------------------|
| 海 床         | $1.6 \times 10^{-8}$                | $6 \times 10^{-7}$                        | $2.7 \times 10^4$                       |
| 海 岸         | $2.5 \times 10^{-8}$                | $2 \times 10^{-7}$                        | $1.3 \times 10^5$                       |
| 海 藻         | $2.5 \times 10^{-8}$                | $4 \times 10^{-7}$                        | $6 \times 10^4$                         |
| 魚           | $5 \times 10^{-4}$                  | $2 \times 10^{-8}$                        | $2.5 \times 10^4$                       |

DUNSTER [297] はイギリスで大規模に廃液の試験的海洋処分をつづけてきた唯一の例である Windscale works の5年間の経験について、報告をおこなっている。1953年4月から1958年1月にいたる期間に放出処分した廃液中の放射能は第25表のようである。

そしてこの放出によってパイプラインの出口の周辺数 km 以内は明らかにバックグラウンドよりレベルが高くなっているから、海産物や砂泥は汚染されると考えられるが、これらの中で許容レベル近くまでもっとも濃縮のおそれのある海藻について1 c/月 $\equiv$ 28日の割合で放出するときの平均汚染結果を第26表に示す。

第25表 Windscale 沖へ放出された廃液中の平均放射能 [297]

| 期 間              |                         | 1953. 4—'54. 4 | 1954. 4—'55. 6 | 1955. 6—'56. 3 | 1956. 3—'57. 3 | 1957. 3—'58. 1 |
|------------------|-------------------------|----------------|----------------|----------------|----------------|----------------|
| 平均放出量<br>c/月≡28日 | 全 α                     | 1. 25          | 1. 53          | 12. 33         | 4. 89          | 4. 61          |
|                  | 全 β                     | 1, 350         | 2, 011         | 1, 326         | 6, 572         | 4, 549         |
|                  | <sup>106</sup> Ru       | 364            | 709            | 247            | 3, 280         | 1, 483         |
|                  | <sup>106</sup> Ru 以外の β | 986            | 1, 302         | 1, 079         | 3, 292         | 3, 066         |
|                  | <sup>90</sup> Sr        | 74             | 33             | 27             | 147            | 143            |

第26表 Windscale 沖の海藻の平均汚染度と最大許容放出率 [297]

| 核 種                           | 最大許容レベル<br>$\mu\text{C/g}$ | 1 c/月 放出するときの平均汚染度<br>$\mu\text{C/g}$ | 最大許容放出率<br>c/月 | 絶対量で汚染度の最高のもの |
|-------------------------------|----------------------------|---------------------------------------|----------------|---------------|
| 全 $\alpha$                    | $1.0 \times 10^{-5}$       | $3.1 \times 10^{-8}$                  | 320            | 貝             |
| 全 $\beta$                     | $6.7 \times 10^{-4}$       | $3.2 \times 10^{-8}$                  | 21,000         | 海 岸 泥         |
| $^{106}\text{Ru}$             | $3.3 \times 10^{-4}$       | $4.1 \times 10^{-8}$                  | 8,000          | 海 底 土         |
| $^{106}\text{Ru}$ 以外の $\beta$ | $6.7 \times 10^{-4}$       | $1.7 \times 10^{-8}$                  | 39,000         | 海 藻           |
| $^{90}\text{Sr}$              | $2.7 \times 10^{-6}$       | $9.7 \times 10^{-10}$                 | 2,800          | 海 藻           |

最大許容レベルを1c/月放出率の平均汚染度で割れば第4の欄の最大許容放出率が求まり、この値は第25表の平均放出量に比べ大体においてまだ10倍以上大きく安全とみられるが、しかし $^{106}\text{Ru}$ では安全度は2倍程度しかないので注意しなければならない。さらにこの最大許容レベルは日本とは事情のちがうイギリス Windscale においていろいろの仮定のもとに算出されたものであるから、これをそのまま流用することは危険であろう。DUNSTER 自身も第3の放流地点となる Dounreay では Windscale のデータはそのままでは使えないことを指摘している。

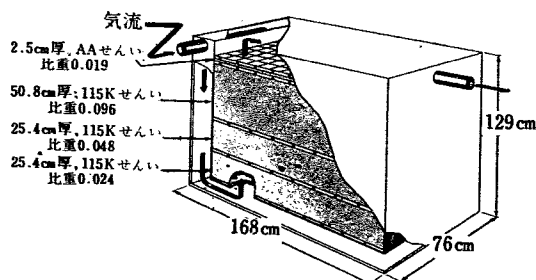
また海洋処分ではないが類似のものに河川処分があり、これに関連して3つの報告が Hanford から出さ

れている。HEALY ら [743] は Hanford の原子炉冷却水が一時貯留減衰後そのまま Columbia 川へ放出されているので、その水中の放射性物質濃度、下流の水道水濃度などについて調査して報告している。DAVIS ら [393] はさらにその水中にいる微生物、魚、またその水で生育させた動植物について、放射性物質がいかに濃縮されるかを調査報告している。PENDLETON および HANSON [392] はとくに $^{137}\text{Cs}$ に注目して水生生物による濃縮とそれが人間にいたる食物サイクルでどういう意味をもっているを考察している。フランス CEA 機関からの廃液の河川処分 [1175] については、すでに紹介しておいた。

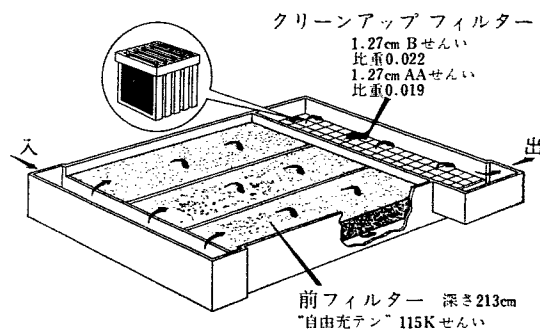
## 5. 廃気処理と大気放出処分

廃気処理に関してはアメリカおよびイギリスから各1編、関連問題についてアメリカおよびオランダから各1編があり、大気放出処分関係ではアメリカの Hanford より2編が報告されている。なおこの他に煙霧質に多少ふれているものに、核爆発でできる煙霧質と降雨降雪との関係を HINZPETER [999] が、大気中の放射性煙霧質の測定について QUIVY [126] が、また四フッ化ウランからウランをつくるときでできる煙霧質について TRAVESI ら [1415] がそれぞれ報告したものがあ。またほとんど気象学の問題であるが、煙突からの廃気の拡散については WMO [1536] が論じ、HOFFMANN および NEMETH [1715] は数式計算をおこなっている。

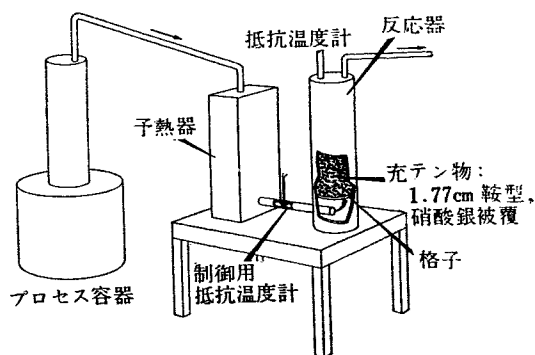
BLASEWITZ および SCHMIDT [397] は Hanford における放射性煙霧質の口過と硝酸銀によるヨウ素蒸気の除去の装置の開発と運転結果について報告しているが、その大要はすでに Brussels シンポジウムで紹介されたものである。ガラスせんいフィルターを利用してつくった反応容器排気フィルター (第26図) および



第26図 Hanford の反応容器排気フィルター [397]

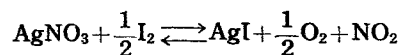


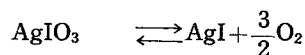
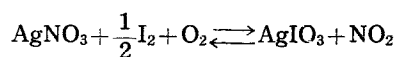
第27図 Hanford の換気フィルター [397]



第28図 ヨウ素除去用硝酸銀反応装置 [397]

換気フィルター (第27図) の説明がある。硝酸銀によってヨウ素蒸気を除く反応は次式であたえられるがその工学的コントロールはかなりめんどうである (温度調節と銀の再生)。

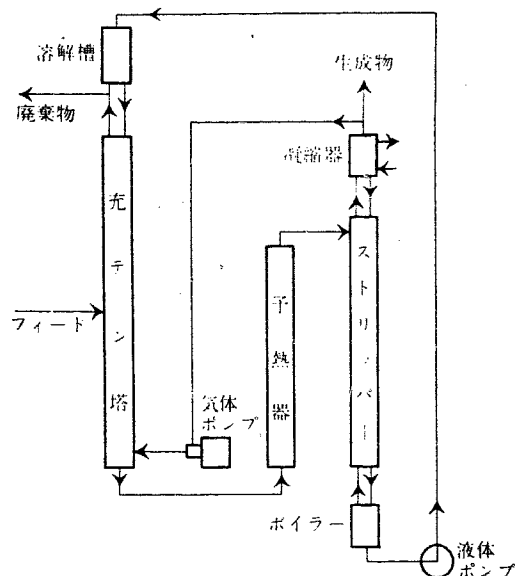




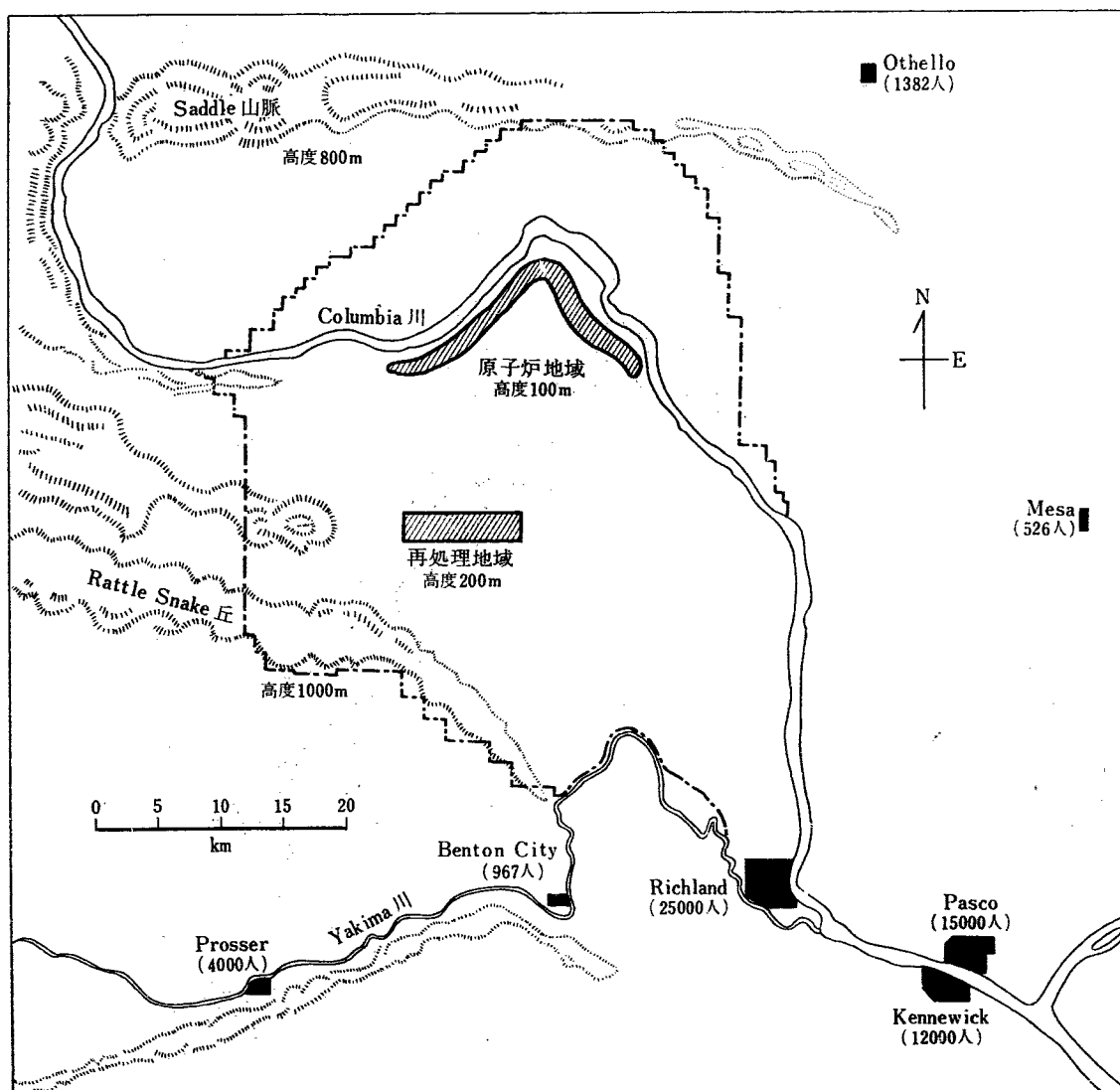
第28図のような充てん塔装置によって 99.5~99.9 % の除去率をあげることができる。

McILROY ら [309] は燃料溶解槽から発生し従来は放出処分されていた  $^{85}\text{Kr}$  ガスを、溶媒吸収の方法により濃縮回収する有望な方法を発表した。そのフローシートは第29図のようで、充てん塔に上部から四塩化炭素を流して  $^{85}\text{Kr}$  を吸収させ、これを Dixon gauze 環充てん塔へ送ってストリップして、99% 以上の回収率をあげている。

HEYMANN [1124] はオランダの懸濁型原子炉 (suspension reactor) の減速剤中に次第にたまってくる気体核分裂生成物と懸濁質上部の重水素とを分離する研究の第一歩として、キセノン-重水素およびキセノン-



第29図 クリプトンの溶媒吸収法による回収装置 [309]



第30図 Hanford 地区の地図 [743]

軽水素の分離の理論的および実験的解明を試みている。

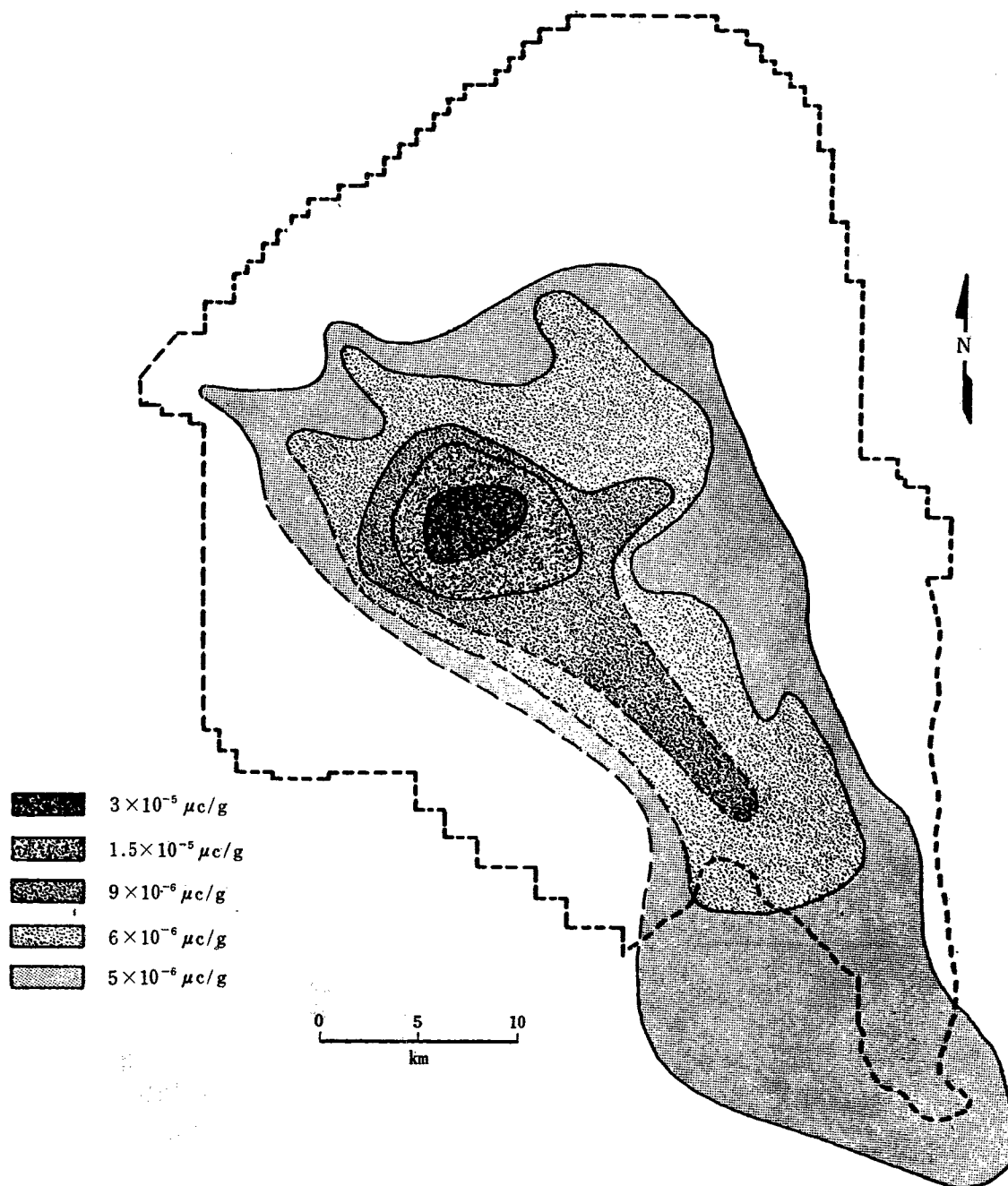
FUQUAY [1834] は煙突排気の拡散について基本式を提出し、それを応用して、たとえば燃料溶解時に発生する二酸化窒素の害をコントロールしようとのべている。また同じく Hanford の KORNBERG [390] は放射性煙霧質などによる害を放射線生物学の立場と、Hanford の経験とから論じている。

HEALY ら [743] は実際に Hanford 地区で大気放出されている放射能の量について報告している。第 30 図にみるように、1,600 km<sup>2</sup> の地域に原子炉群と 2 つ

の再処理工場とがあり、いずれも排気放出のため 60 m の煙突をもっている。これらから放出される放射性物質のうち、フィルターで除去されるものの量は第 27 表のようで、このうちとくに \* 印のものはスクラバーその他で除去されるものである。

これらによるこの地域の空気の汚染は 1957 年には第 28 表のようで、地域外ではなんら問題にしないでよいことがわかる。

しかし地域内の汚染は無視できるものでなく、現在ほぼ毎日 1c 放出されている <sup>131</sup>I が第 31 図のように植物に吸収されている。なお BROWN ら [1767] によ



第 31 図 Hanford 地域の植物の <sup>131</sup>I 汚染, 1c/日 放出 [743]

第 27 表 Hanford 排気中フィルターで除去される放射性物質 [743]

| 原子炉群排気            |                            | 再処理工場群排気           |                      |
|-------------------|----------------------------|--------------------|----------------------|
| 核 種               | 除去量 c/日                    | 核 種                | 除去量 c/日              |
| $\alpha$          | $<1 \times 10^{-6}$        | 希土+Y               | $2 \times 10^{-2}$   |
| $\beta$           | $5 \sim 15 \times 10^{-2}$ | $^{95}\text{Nb}$   | $1 \times 10^{-2}$   |
| $^{35}\text{S}^*$ | $5 \times 10^{-2}$         | $^{95}\text{Zr}$   | $4 \times 10^{-2}$   |
| $^{14}\text{C}^*$ | $5 \times 10^{-2}$         | $^{102}\text{Ru}$  | $4 \times 10^{-2}$   |
| $^3\text{H}^*$    | 1                          | $^{106}\text{Ru}$  | $2 \times 10^{-2}$   |
|                   |                            | $^{89}\text{Sr}$   | $3.5 \times 10^{-2}$ |
|                   |                            | $^{90}\text{Sr}$   | $5 \times 10^{-4}$   |
|                   |                            | $^{131}\text{I}^*$ | 1.0                  |

\* スクラバーその他で除去されるもの。

れば Savannah River の seepage basin から空中へ蒸散する放射能中測定にかかるものは  $^{131}\text{I}$  だけで、8 m 風下で  $8.5 \times 10^{-8} \mu\text{C/ml}$  (最大許容濃度の 14 倍) であり、また 50 m はなれたところの植物は  $3 \times 10^2 \mu\text{C/g}$  の汚染を示していた。このように廃気以外に地中処分廃液などからおこる空気汚染も忘れてはならない。

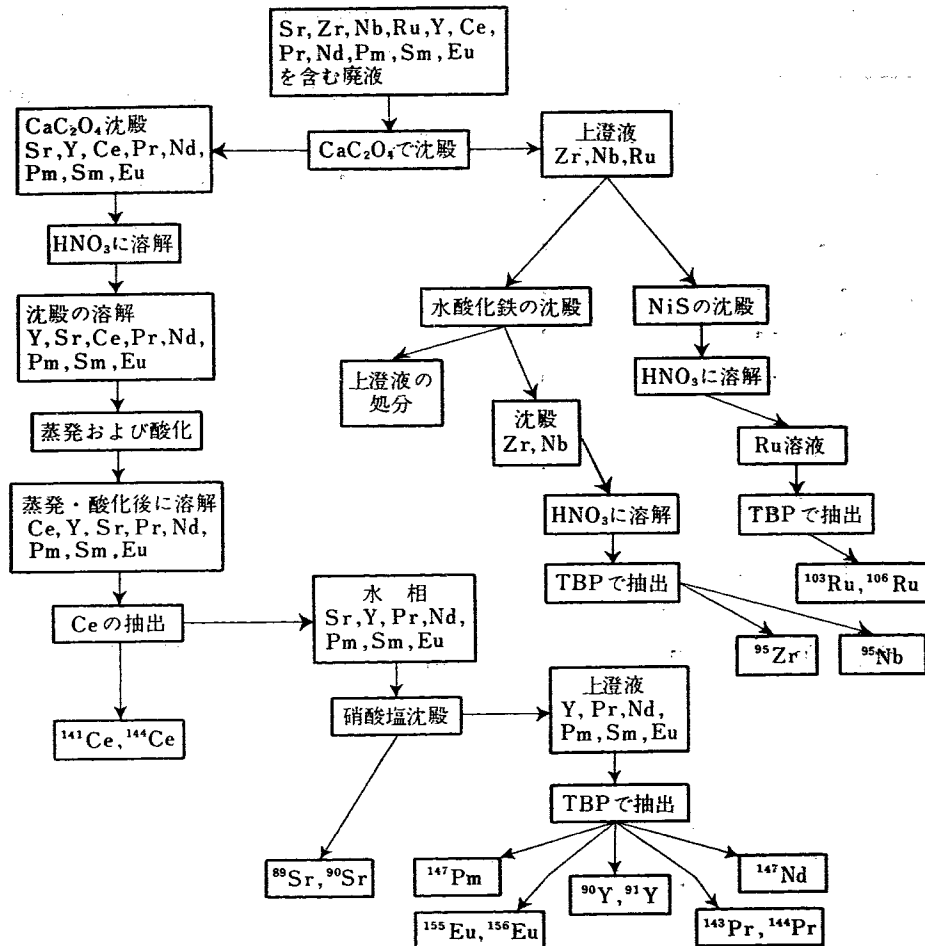
第 28 表 1957 年の Hanford 地域の空気の汚染 [743]

|        | $^{131}\text{I}, 10^{-12} \mu\text{C/ml}$ | $\alpha, 10^{-12} \mu\text{C/ml}$ | $\beta, 10^{-12} \mu\text{C/ml}$ |           |         | 粒 子, 個/ $\text{m}^3$ |           |           |
|--------|-------------------------------------------|-----------------------------------|----------------------------------|-----------|---------|----------------------|-----------|-----------|
|        | 周 辺                                       | 周 辺                               | 周 辺                              | 60~160 km | >160 km | 周 辺                  | 60~160 km | >160 km   |
| 汚 染    | 0.09~5.4                                  | 0.004~0.03                        | 2.0~11                           | 1.6~12    | 3.3~42  | 0.006~0.08           | 0.006~0.1 | 0.02~0.65 |
| 平 均    | 1.7                                       | 0.02                              | 3.9                              | 4.0       | 13      | 0.02                 | 0.03      | 0.14      |
| 最大許容濃度 | $6 \times 10^4$                           | $5 \times 10^3$                   | $10^4$                           |           |         |                      |           |           |

## 6. 特定同位元素の回収除去

第 29 表 主要核分裂生成物の相対的放射能, % [2295]

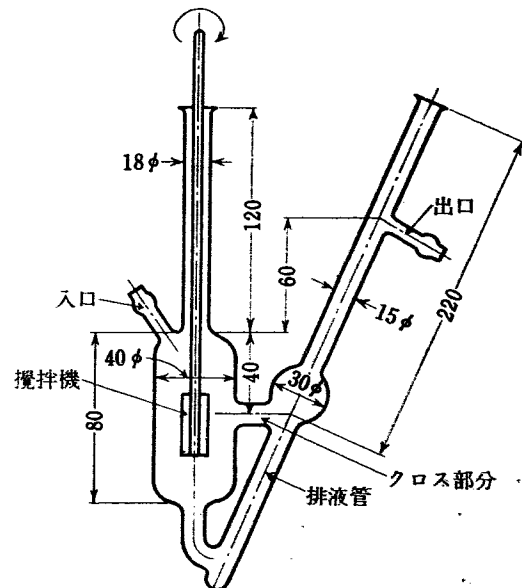
| 核 種                                   | 放射線エネルギー, MeV                |                                    | 照 射 後 の 時 間 |      |      |      |
|---------------------------------------|------------------------------|------------------------------------|-------------|------|------|------|
|                                       | $\beta$                      | $\gamma$                           | 45日         | 1 年  | 3 年  | 10年  |
| $^{89}\text{Sr}$                      | 1.46                         | な し                                | 10.7        | 1.7  | —    | —    |
| $^{90}\text{Sr}$ — $^{90}\text{Y}$    | 0.61, 2.18                   | な し                                | 0.5         | 5.1  | 19.4 | 56.5 |
| $^{91}\text{Y}$                       | 1.55                         | 1.2, 0.2                           | 12.8        | 3.5  | —    | —    |
| $^{95}\text{Zr}$                      | 0.39, 1.0                    | 0.23, 0.73                         | 14.6        | 4.9  | 0.01 | —    |
| $^{95}\text{Nb}$                      | 0.15                         | 0.76                               | 12.9        | 5.4  | 0.02 | —    |
| $^{102}\text{Ru}$ — $^{102}\text{Rh}$ | 0.22, 0.70                   | 0.50, 0.04                         | 12.5        | 0.5  | —    | —    |
| $^{106}\text{Ru}$ — $^{106}\text{Rh}$ | 0.3, 2.0, 2.4, 3.1, 3.5      | 0.51, 0.62, 0.87, 1.04, 1.55, 2.41 | 1.0         | 5.8  | 5.9  | 0.2  |
| $^{11}\text{Ce}$                      | 0.56, 0.41                   | 0.15                               | 10.6        | 0.1  | —    | —    |
| $^{144}\text{Ce}$ — $^{144}\text{Pr}$ | 0.17, 0.30, 0.78, 2.27, 2.97 | 0.03, 0.05, 0.08, 0.10, 0.13       | 12.8        | 61.5 | 43.4 | 0.3  |
| $^{143}\text{Pr}$                     | 0.92                         | な し                                | 3.0         | —    | —    | —    |
| $^{147}\text{Nd}$                     | 0.4, 0.83, 0.60              | 0.09, 0.32, 0.53                   | 0.7         | —    | —    | —    |
| $^{147}\text{Pm}$                     | 0.22                         | な し                                | 1.0         | 8.4  | 19.8 | 10.7 |
| $^{151}\text{Sm}$                     | 0.08                         | 0.02                               | 0.01        | 0.1  | 0.3  | 1.0  |
| $^{155}\text{Eu}$                     | 0.24, 0.15                   | 0.08, 0.10                         | 0.02        | 0.1  | 0.2  | 0.05 |
| $^{156}\text{Eu}$                     | 0.5, 2.5                     | 2.0                                | 0.01        | —    | —    | —    |



第32図 核分裂生成物分離のフローシート [2295]

再処理廃液から特定の同位元素を抽出遊離する報告はアメリカから3編, イギリス・フランス・ソビエトおよびユーゴスラビアから各1編, 計7編あり, また原鉱からウランを精錬するときの廃液からの抽出に関してはフランス・アルゼンチンおよびアメリカから各1編が報告されている。このうち[1458], [537]および[1883]はセッション C-17 に分属させられているので, 再処理の総説のところでもふれておいた。また $^{85}\text{Kr}$ の溶解槽排気からの抽出[309]については, 廃気処理のところで紹介しておいた。

BREZHNEVA ら[2295]は照射ウラン中に生ずる多くの核分裂生成物のうちとくに主要なもの(第29表)の大部分を第32図のようなフローシートに従ってつぎつぎと分属していき, 50 mc ないし 15 c 量の放射化学的に純粋かつ無担体の状態で  $^{90}\text{Sr}$ ,  $^{144}\text{Ce}$ ,  $^{147}\text{Pm}$ ,  $^{155}\text{Eu}$ ,  $^{95}\text{Nb}$ ,  $^{106}\text{Ru}$  などを得ている。これらは放射線源として利用の道があり,  $\beta$ 線源には  $^{90}\text{Sr}$ ,  $^{147}\text{Pm}$ ,  $^{91}\text{Y}$  などが, また  $\gamma$ 線源には  $^{137}\text{Cs}$ ,  $^{144}\text{Ce}$ - $^{144}\text{Pr}$ ,  $^{106}\text{Ru}$ - $^{106}\text{Rh}$ ,  $^{95}\text{Zr}$ - $^{95}\text{Nb}$ ,  $^{155}\text{Eu}$  などがそれぞれ有望であるという。彼らは Y と希土の遊離に第33図に示す



第33図 ミキサーセトラー抽出装置のユニット [2295]

ような20段のミキサーセトラーを使用した。

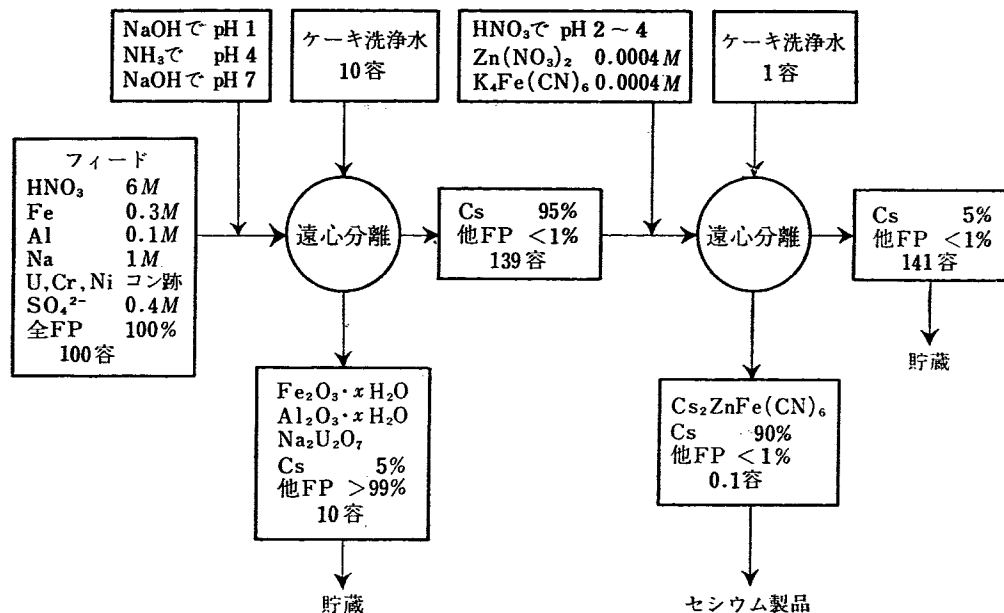
Šušić および Selenić [488]は腐食生成物のまじった核分裂生成物からイオン交換樹脂をつかい溶離塩酸の濃度をかえることによって無担体で長寿命の同位元

第 30 表 Hanford の Purex 貯蔵廃液の組成

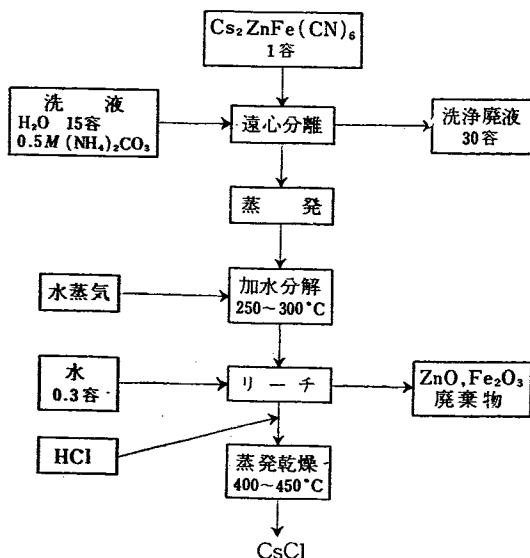
| 成 分                           | モ ル 濃 度 組 成    |         |
|-------------------------------|----------------|---------|
|                               | フローシート<br>による値 | 実 際 の 値 |
| HNO <sub>3</sub>              | 7.6            | 6       |
| Fe                            | 0.11           | 0.3     |
| Al                            | —              | 0.1     |
| Na                            | 0.38           | 1       |
| U, Cr, Ni                     | コン跡            | コン跡     |
| SO <sub>4</sub> <sup>2-</sup> | 0.21           | 0.4     |
| 全 F.P.                        | ~0.01          | ~0.01   |
| Cs                            | ~0.001         | ~0.001  |

素 <sup>137</sup>Cs, <sup>90</sup>Sr および <sup>95</sup>Zr-<sup>95</sup>Nb を得ている。ウランと鉄は共沈で分離している。

MOORE および BURNS [1768] は Hanford における再処理廃液からのセシウムの回収について報告し、さらにそれと廃棄物処理との関係について述べている。Hanford の原廃液は第 30 表のような組成の Purex 廃液を中和したもので、これを第 34 図に示すフェロシアン化亜鉛法によってセシウムを Cs<sub>2</sub>ZnFe(CN)<sub>6</sub> の沈殿として回収する。この方法は 27 c/g あるいは 110 c/cm<sup>3</sup> という比放射能の大きい生成物が得られる上に、減容比も 1/1,000 と大きいことが特長である。これを塩化セシウムにする方法を第 35 図に示すが、かくて得られる塩化セシウムは 17 c/g あるいは 60 c/cm<sup>3</sup> で

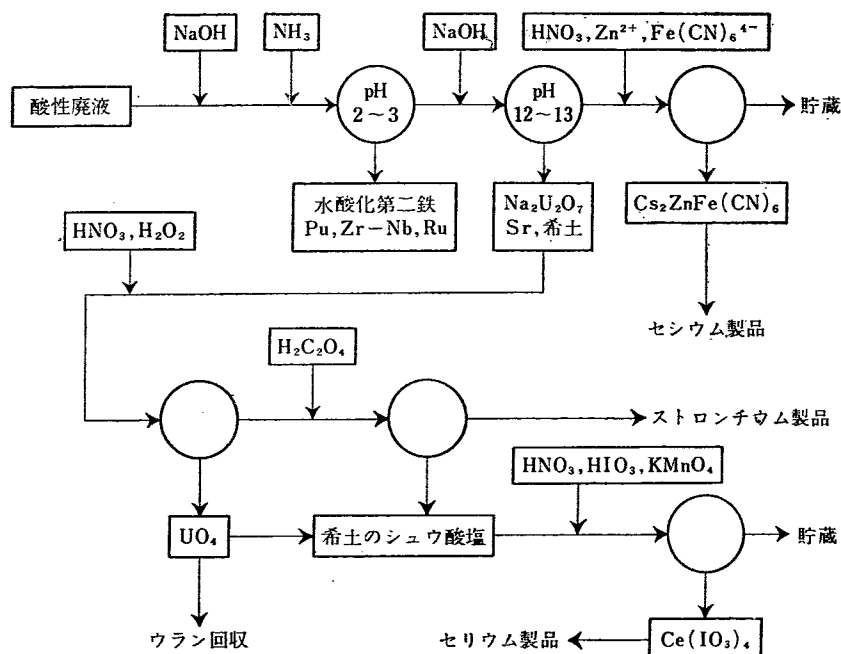


第 34 図 Purex 廃液からフェロシアン化亜鉛法によりセシウムを分離 [1768]

第 35 図 Cs<sub>2</sub>ZnFe(CN)<sub>6</sub> から CsCl をつくるフローシート [1768]

あるという。この方法を大規模に (10<sup>6</sup> c/年) おこなうときには 180 円/c で製造できるという。セシウム以外の他の核分裂生成物を回収するフローシートを第36図に示す。

しかし最適の方法は廃液の組成と処分方法によって当然かわってくるもので、たとえば ORNL ではアルミニウム含量の大きい廃液からアンモニウムミョウバンとしてセシウムを分別結晶しており、イギリスおよびフランス [1179] ではリンタンゲステン酸塩として回収しているのである。彼らはまた特定の核分裂生成物、とくに長寿命の核種を廃液から分離回収することは終局的廃棄物処理の必然的一部であることを強調している。廃液の中から長寿命の <sup>90</sup>Sr (半減期 28 年) および <sup>137</sup>Cs (30 年) を除いておくと、たとい貯蔵タンクがこわれても災害は少ないし、また発熱もへり

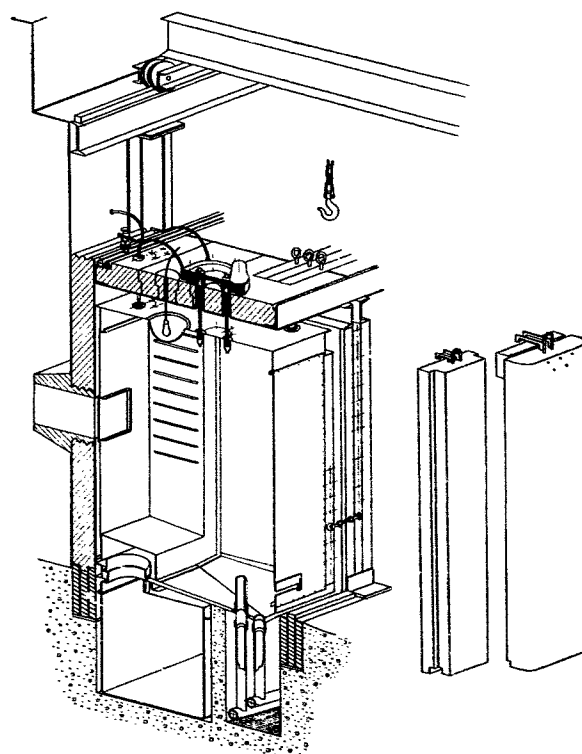


第36図 Purex 廃液から核分裂生成物を回収するフローシート [1768]

(100 日冷却後には全体の 10%, 5 年後には 2/3 をしめるから) 貯蔵もたやすくなるという。しかし経済的に完全に回収しようとする問題はきわめて困難になる。すなわち現在成果をあげている大規模な抽出方法は  $10^3 \sim 10^4 \mu\text{C/ml}$  の濃度の液から  $^{137}\text{Cs}$  および  $^{90}\text{Sr}$  を回収するものであるから、これを最大許容水中濃度(それぞれ  $1.5 \times 10^{-3}$  および  $8 \times 10^{-7} \mu\text{C/ml}$ ) まで下げるには少なくとも  $10^6$  および  $10^9$  の除染係数を必要とする。しかし現在の方法の除染係数は  $10^1 \sim 10^2$  であって、これをさらに上げようとする、経済的に全くなりたなくなるのである。したがって現在の方法で  $^{137}\text{Cs}$  および  $^{90}\text{Sr}$  をほとんど回収しても除染が十分でなく、ある期間貯蔵して短寿命核種を減衰させたあとでもこれを外界へ放出することはできない。

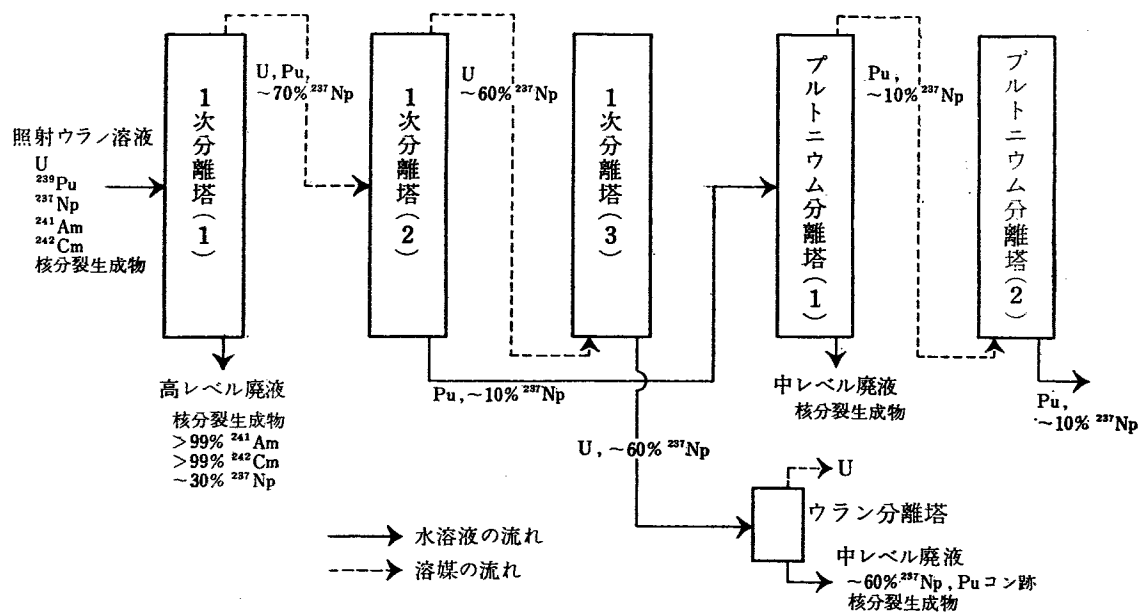
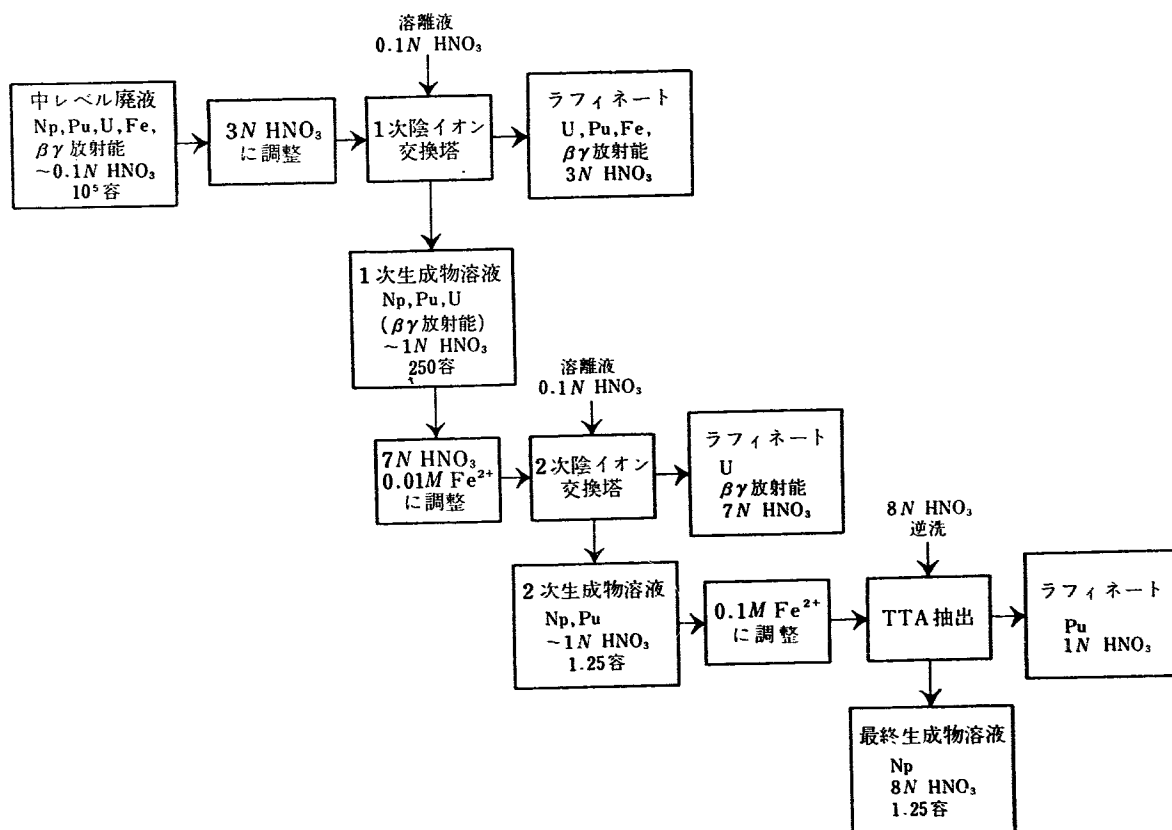
RAGGENBASS ら [1179] は 100 c/l の廃液から  $^{137}\text{Cs}$  を抽出するパイロットプラントについて報告している。これは  $10 \times 14 \times 2$  (高)m のホットラボラトリー内につくられ、その処理セルを第 37 図に示す。セシウムはリンタングステン酸で沈殿されてからリンタングステン酸アンモニウムで洗われ、水酸化バリウムで分解されアンモニアおよびバリウムが除かれ、濃縮蒸発乾固して硫酸セシウムの形で得られる。この生成物には重量で 5% の硫酸バリウムを含むという。使用装置についてかなり説明がしてある。

NAIRN ら [1458] は照射ウランの Windscale 再処理廃液中に第 38 図のように相当量のアクチノイド元素が含まれているので、イオン交換 (および溶媒抽出)

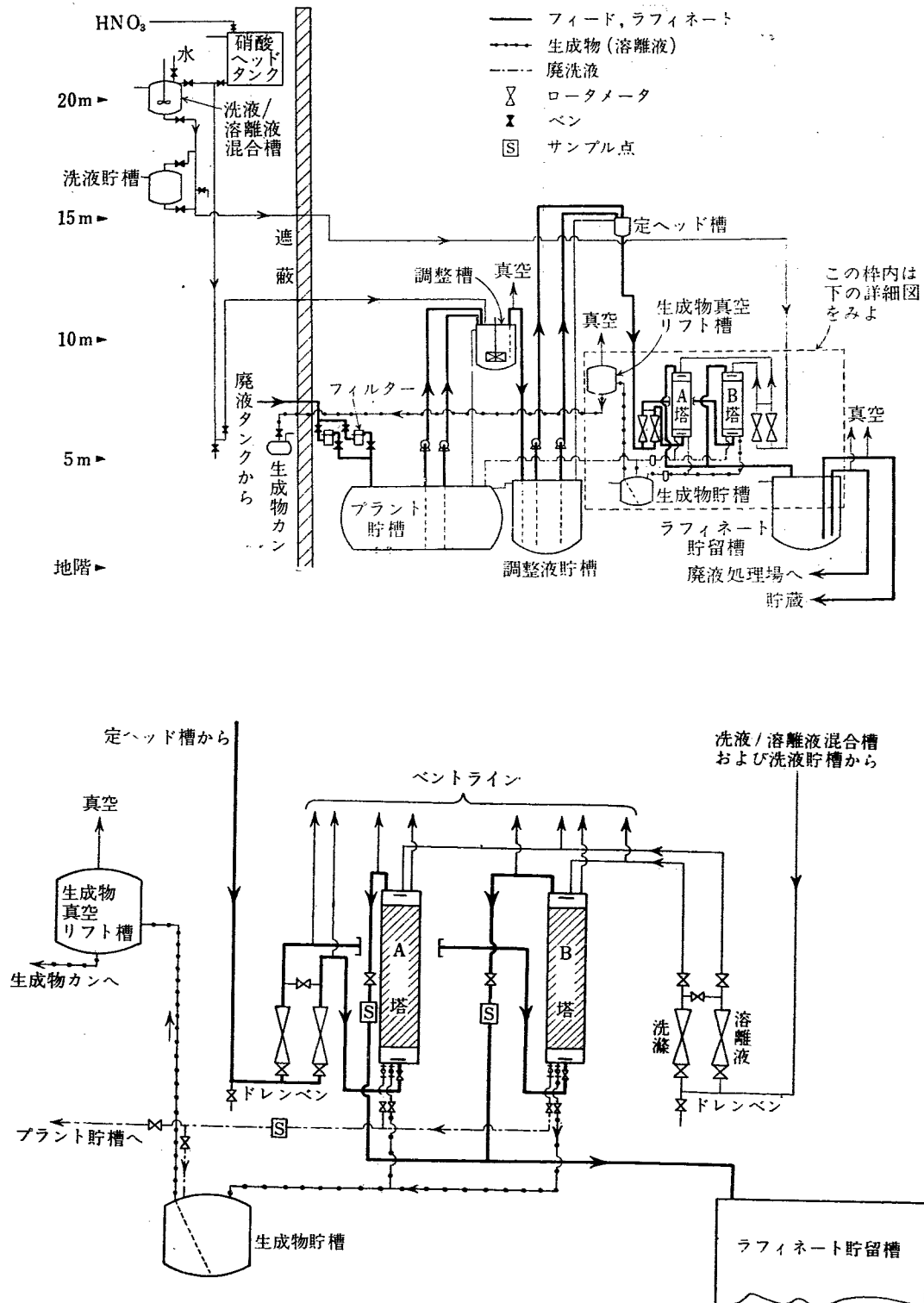


第37図 セシウム抽出用処理セル [1179]

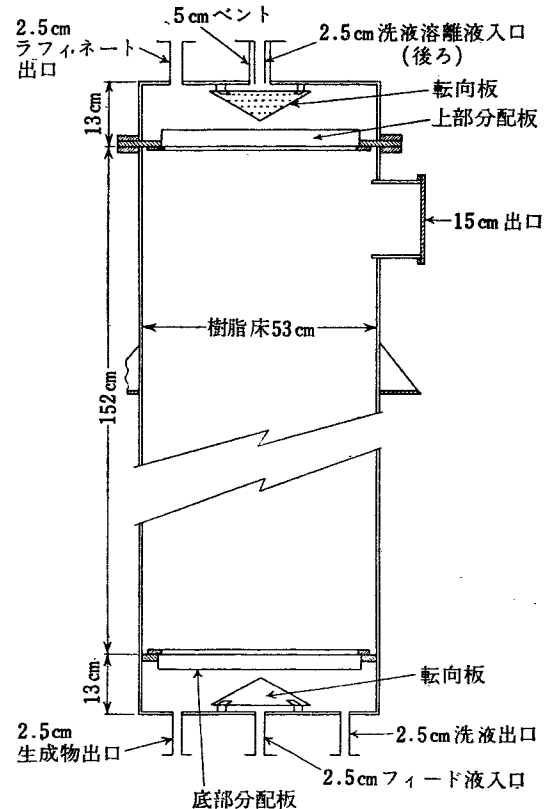
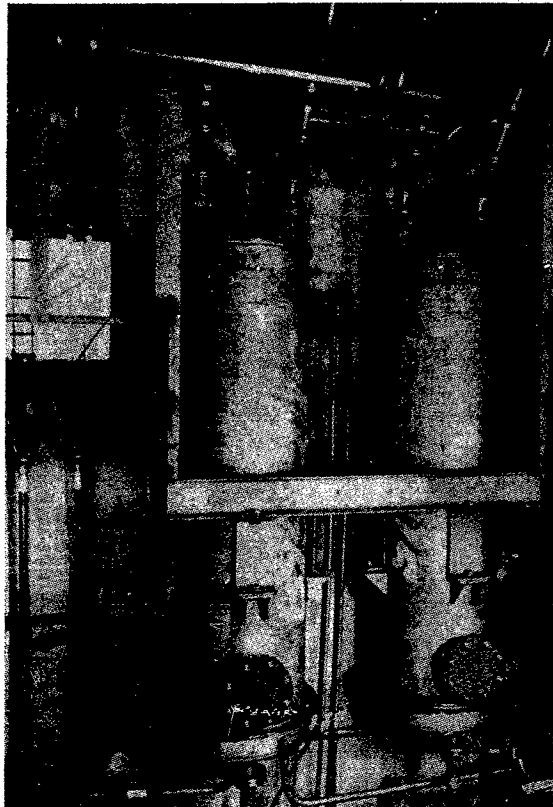
を活用してグラム量の  $^{230}\text{Th}$ ,  $^{231}\text{Pa}$  および  $^{237}\text{Np}$  をとり出す装置をつくった。 $^{237}\text{Np}$  回収のフローシートは第 39 図のようで、これにもとづいて第 40 図のようなプラントがつけられた。その要部である陰イオン交換塔を第 41 図に示す。また高照射プルトニウムから  $^{241}\text{Am}$  を抽する方法も報告されている。第 42 図は

第 38 図 Windscale のウラン再処理における  $^{237}\text{Np}$ ,  $^{241}\text{Am}$  および  $^{242}\text{Cm}$  のゆくえ [1458]

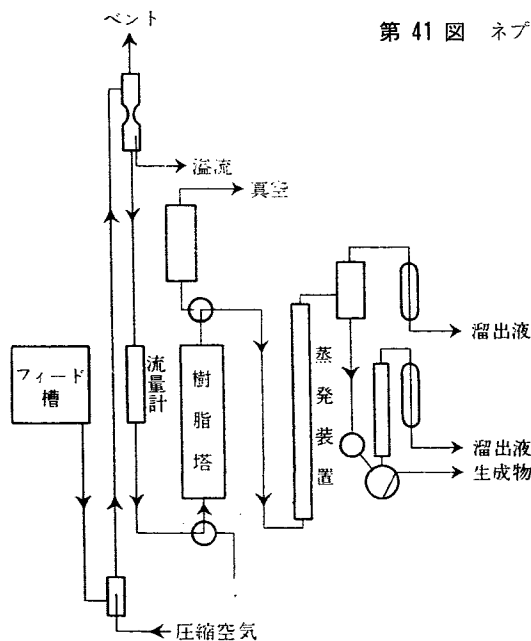
第 39 図 ネプツニウム回収プロセス [1458]



第40図 ネプツニウム回収プラント [1458]



第 41 図 ネプツニウム回収用陰イオン交換塔 [1458]



第 42 図 アメリシウム分離フローシート [1458]

そのフローシートである。

LEWIS [537] は ORNL における照射ウランよりのネプツニウムの回収、フッ素化の灰からのネプツニウムの回収および希土からのアメリシウムの回収についてのパイロットプラント研究の結果を報告している。

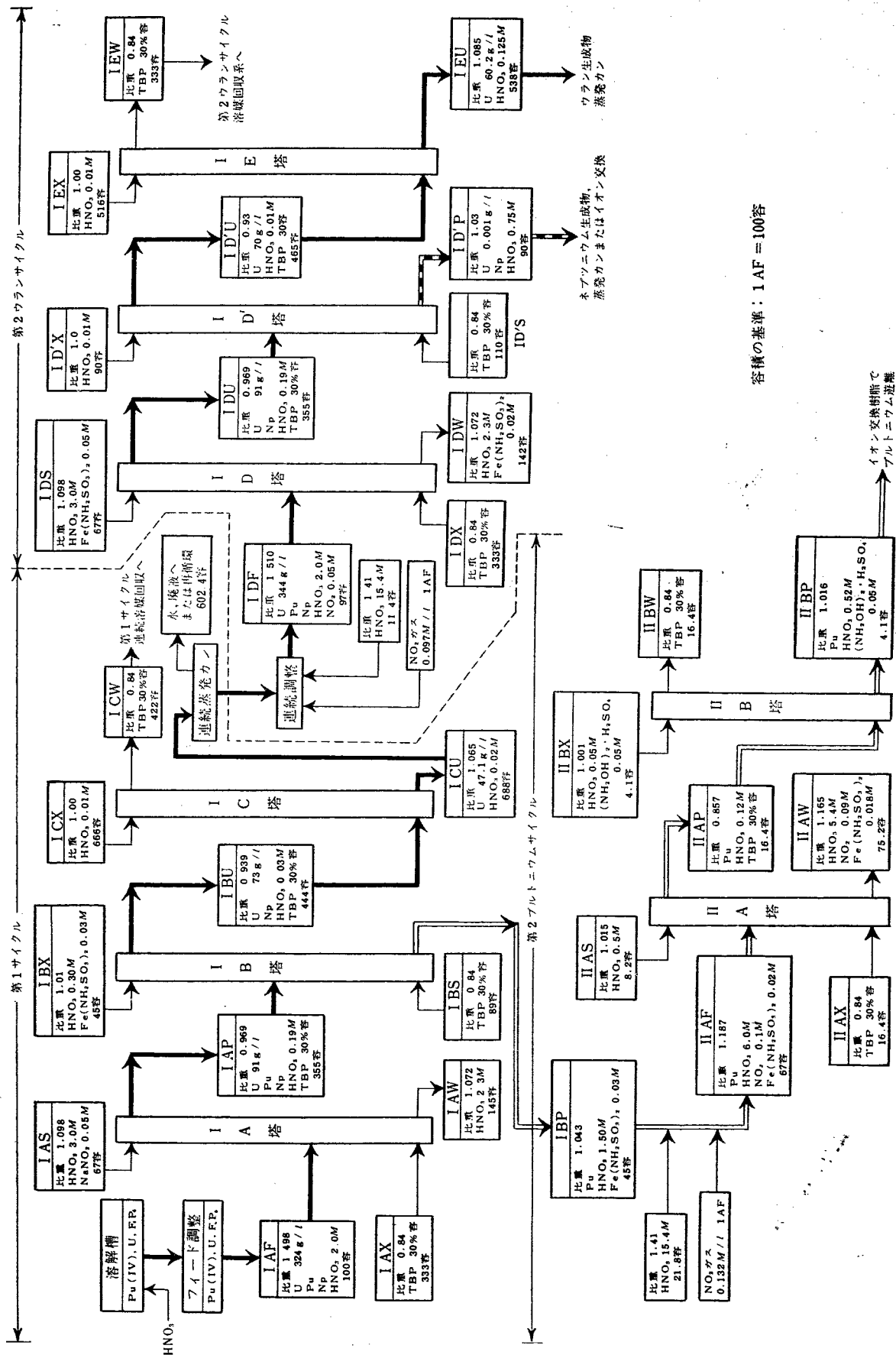
第 43 図に照射天然ウランからの、また第 44 図に照射濃縮ウランからのネプツニウムの回収フローシート

を示す。

HIGGINS および CRANE [1883] は California 大学でおこなった  $^{242}\text{Cm}$  の分離法と装置について報告している。原理は第 45 図に示してあるが、装置はケーブ内にある比較的小さい(全体が  $24.5 \times 12 \text{ m}$  の室へ入る)もので、しかも 4 日ごとに  $400 \text{ mg}$  (約  $1.3 \text{ c}$ ) の  $^{242}\text{Cm}$  を収率 85% で分離することができるという。主要部を第 46 図に示す。 $\alpha$  放射体であるため、とくに排気系と装置の気密性に注意がはらわれている。

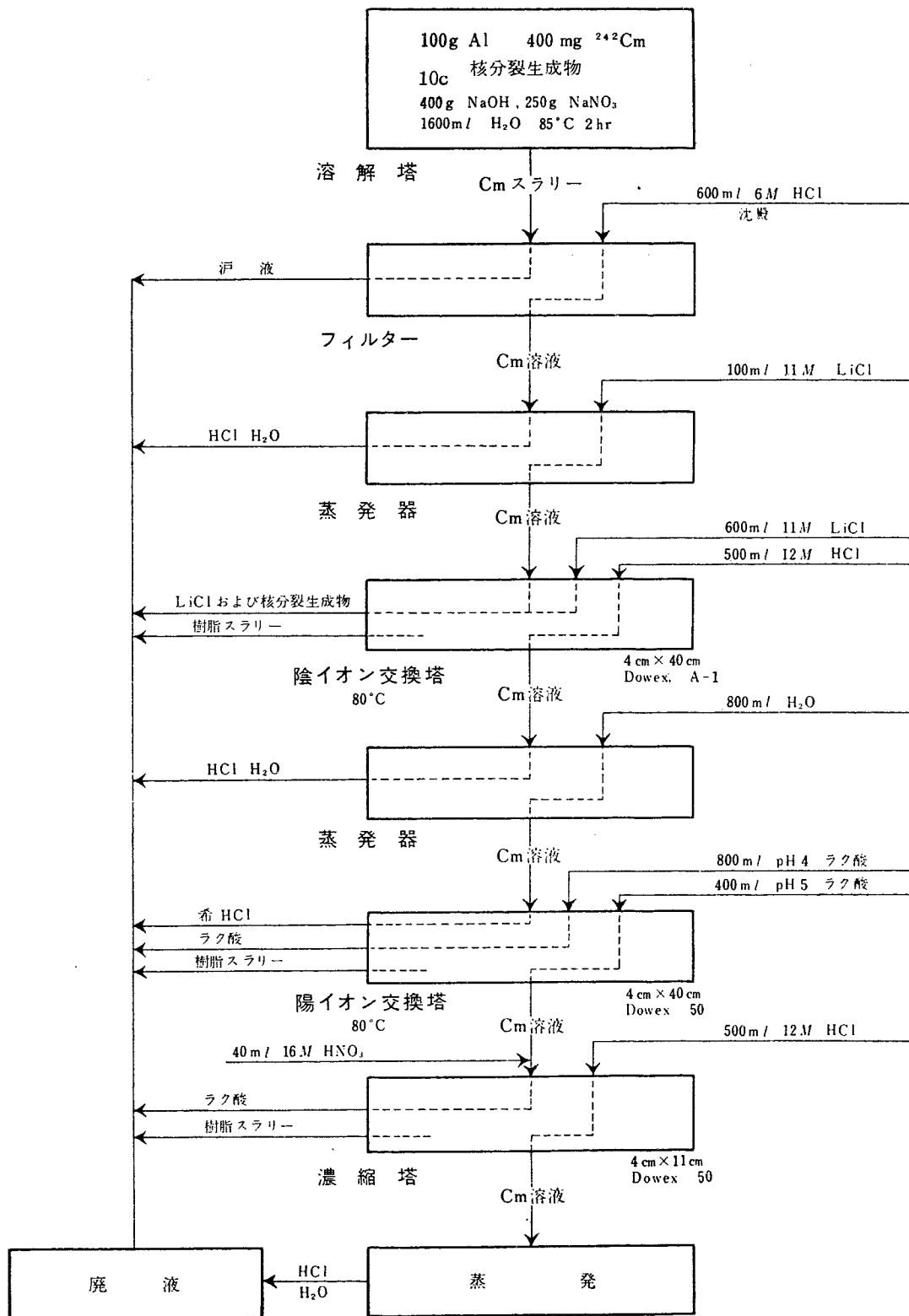
ウラン精錬廃液からの抽出に関連してはまず PAGNY [1177] が報告している。pH が少なくとも 3 の廃液中のウランは  $80 \sim 90^\circ\text{C}$  で三塩基性リン酸アルカリ土、たとえば  $\text{BaCa}_2(\text{PO}_4)_2$  の汙床を流すと吸着し、次にリン酸塩沈殿の存在でカクハンすれば脱着するので、これによってウラン溶液の濃縮ができ、パイロットプラントもつくられている。CRESPI ら [1566] はウラン精錬工場の過酸化ウラン沈殿の洗液からイオン交換樹脂によってウランを回収することを報告している。Ionac C-240 樹脂がとくに有効であるという。

TSIVOGLU ら [2359] の報告は South Dakota 州 Edgemont の resin-in-pulp 方式によるウラン精錬工場の廃液に関するもので、むしろ再処理廃液処理に準ずるものとして扱うべきかもしれない。 $0.20\%$  の  $\text{U}_3\text{O}_8$  鉍



第43図 照射天然ウランよりウラン、プルトニウムおよびネプツニウムを回収する改良 Purex 法 フローシート [537]

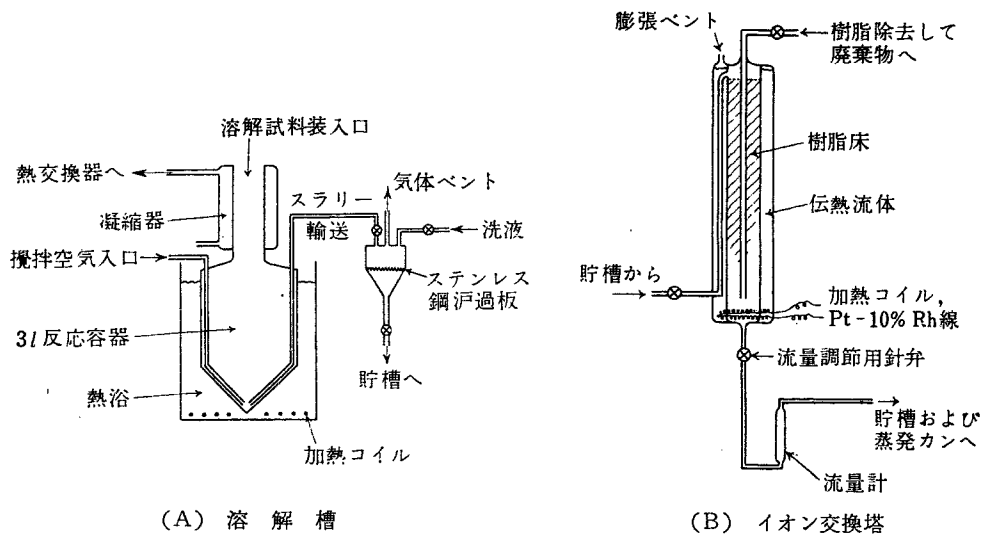




第45図 キュリウムの分離 [1883]

石を 517 t/日 ですでに 1 年間処理してきているこの工場内各所にサンプリング点を設けて、その放射能、主としてラジウム（壊変生成物中もっとも許容濃度が小さい）についてその流れと物質収支を詳細に分析した。原鉱石の  $\alpha$  放射能の 17% はラジウムによるも

ので、現在精錬生成物および廃棄物中に 300 mg/日 ずつ出されている。このうち 99.8% は不溶性で生成イエローケーキ中に 220 mg/日、また廃液池（沈泥池→砂池）に沈殿としてとらえられる分が 80 mg/日 であり、のこり 0.2% が溶液の形で存在し、沈泥池へ 0.31



第46図 キュリウム分離装置の一部 [1883]

mg/日, 砂池へ 0.06 mg/日 ずつ出ているといわれる。  
その濃度は沈泥池水ではラジウム:  $3.5 \times 10^{-7} \mu\text{C}/\text{ml}$ ,  
 $\alpha$ :  $1.08 \times 10^{-6} \mu\text{C}/\text{ml}$ ,  $\beta$ :  $1.28 \times 10^{-6} \mu\text{C}/\text{ml}$  であり,  
最後に砂池から外部の小川へ流れ出るときにはラジウ  
ム:  $1.7 \times 10^{-8} \mu\text{C}/\text{ml}$  (最大許容濃度の 1/2.3) になっ

ている。

(注: 多くの表はこの総説のために組みなおし, ま  
た各種単位, よび方などもわが国の習慣に従って, メ  
ートル法, 円,  $\mu\text{C}/\text{ml}$ ,  $\text{円}/\text{m}^3$ , 低レベル・中レベル  
などと改めたことを付記しておく。)

## 文 献

(\* セッション C-21, -22, † セッション D-19)

- [126] R. QUIVY: La mesure continue de la radio-  
activité des aerosols atmospheriques. (ベルギー)  
[174]† P-O AGNEDAL, N-E BÄRRING, J. S. LINDHE,  
J. W. SMITH: Biological investigations in the water-  
recipient at Studsvik, the research establishment  
of the Swedish Atomic Energy Company.  
(スウェーデン)  
[195]\* L. C. WATSON, R. W. DURHAM, W. E. ERLE-  
BACH, H. K. RAE: The disposal of fission products  
in glass. (カナダ)  
[296]† P. BOWLES, R. H. BURNS, F. HUDSWELL, R. T.

- P. WHIPPLE: Sea disposal of low activity effluent.  
(イギリス)  
[297]† H. J. DUNSTER: The disposal of radioactive  
liquid wastes into coastal waters. (イギリス)  
[308]\* R. H. BURNS, E. GLUECKAUF: Development of  
a self-contained scheme for low activity wastes.  
(イギリス)  
[309]\* R. W. McILROY, E. GLUECKAUF, H. J. DE  
NORDWALL, F. C. W. PUMMERY: The recovery of  
radio-krypton from dissolver waste gases by frac-  
tional extraction in solvents. (イギリス)

- [388]\* M. I. GOLDMAN, J. A. SERVISZI, R. S. DANIELS, T. H. Y. TEBBUTT, R. T. BURNS, R. A. LAUDERDALE: Retention of fission products in ceramic glaze-type fusions. (アメリカ)
- [389]\* O. H. PILKEY, A. M. PLATT, C. A. ROHRMANN: The storage of high level radioactive wastes. Design and operating experience in the United States. (アメリカ)
- [390]† H. A. KORNBERG: Radiation biology as a supporting function for atomic energy installations. (アメリカ)
- [392]† R. C. PENDLETON, W. C. HANSON: Absorption of cesium-137 by components of an aquatic community. (アメリカ)
- [393]† J. J. DAVIS, R. W. PERKINS, R. F. PALMER, W. C. HANSON, J. F. CLINE: Radioactive materials in aquatic and terrestrial organisms exposed to reactor effluent water. (アメリカ)
- [395]\* L. L. AMES, Jr., J. R. MCHENRY, J. F. HONSTEAD: The removal of strontium from wastes by a calcite-phosphate mechanism. (アメリカ)
- [397]\* A. G. BLASEWITZ, W. C. SCHMIDT: Treatment of radioactive waste gases. (アメリカ)
- [488]\* M. V. ŠUŠIČ, T. S. SELENIČ: Separation of long lived radioactive isotopes from a mixture of fission products and corrosion elements. (ユーゴスラビア)
- [499] V. K. LA MER, R. H. SMELLIE, Jr.: Flocculation, subsidence and filtration of uraniferous colloidal ore dispersions (slimes). (アメリカ)
- [537] W. H. LEWIS: Americium and neptunium recovery processes. (アメリカ)
- [542] S. LAWROSKI, A. A. JONKE, N. LEVITZ, E. J. PETKUS: Fluidization techniques as applied to reactor fuel processing. (アメリカ)
- [743]† J. W. HEALY, B. V. ANDERSEN, H. V. CLUKEY, J. K. SOLDAT: Radiation exposure to people in the environs of a major production atomic energy plant. (アメリカ)
- [999]† M. HINZPETER: The influence of meteorological parameters on the propagation of radioactive fission products in the biosphere. (ドイツ)
- [1073]\* E. G. STRUXNESS, J. O. BLOMEKE: Multipurpose processing and ultimate disposal of radioactive wastes. (アメリカ)
- [1124]\* D. HEYMANN: The separation of xenon and deuterium by thermal diffusion. (オランダ)
- [1175]\* DUHAMEL, MENOUX, CANDILLON: Probleme du rejet des residus radioactifs liquides au C. E. A. Traitements aboutissant a des rejets en riviere. (フランス)
- [1176]\* R. BONNIAUD, P. COHEN, C. SOMBRET: Essais d'incorporation de solutions concentrees de produits de fission dans des verres et des micas. (フランス)
- [1177]\* P. PAGNY: Procede de retention et de recuperation de l'uranium dans les effluents liquides. (フランス)
- [1178]\* C. BERNAUD: The industrial problems raised by the processing of radioactive liquids. Some of the specific solutions applied at Marcoule. (フランス)
- [1179]\* A. RAGGENBASS, M. QUESNEY, J. FRADIN, J. DUFRENE: A pilot unit for the separation of cesium 137. (フランス)
- [1315]† G. IOANID, G. MASTACAN, F. BUNUS, M. POPESCO, S. STANCIU, A. CIOCĂNEL: Etude sur l'utilisation des argiles Roumaines comme échangeurs d'ions. Decontamination des eaux radioactives. (ルーマニア)
- [1355]† Marine Safety Agency, Japan Meteorological Agency, Meteorological Research Institute, Tokai Regional Fisheries Research Laboratory and Ibaragi Prefectural Fisheries Experimental Station: Oceanographical researches on the waste disposal off the coast of Tokai-mura. (日本)
- [1415] A. TRAVESI, F. DE LA CRUZ, R. F. CELLINI: Investigation into the composition of the solids found in the smoke released in the calciothermic process for the manufacture of uranium. (スペイン)
- [1458] J. S. NAIRN, D. A. COLLINS: The extraction of actinide elements from wastes. (イギリス)
- [1515]\* M. MILONE, G. CETINI, F. RICCA: Elimination of traces of radioactive elements from aqueous solutions. I. Formation of silica gel in solutions containing traces of radioelements as a means for the elimination of activity in radioactive effluents. G. CETINI and F. RICCA: II. The use of basic silica gel for the elimination of radioelements in aqueous solutions. (イタリア)
- [1536]† The World Meteorological Organization, Meteorological aspects of the peaceful uses of atomic energy (WMO).
- [1566]\* M. B. CRESPI, A. A. SUNER, E. G. MACCHIAVERNA: Recovery of uranium from rejected liquids by ionic exchange. (アルゼンチン)
- [1676]\* P. DEJONGHE, L. BAETSLE, G. MOSSELMANS: Treatment of radioactive effluents at the Mol laboratories. (ベルギー)
- [1715]† T. A. HOFFMANN, G. NÉMETH: Calculations relating the atmospheric diffusion of radioactive contamination from the stack of a reactor. (ハンガリア)
- [1767]\* R. E. BROWN, D. W. PEARCE, W. DE LAGUNA, E. G. STRUXNESS, J. H. HORTON, Jr., C. M. PATTERSON: Experience in the disposal of radioactive wastes to the ground. (アメリカ)
- [1768]\* R. L. MOORE, R. E. BURNS: Fission product recovery from radioactive effluents. (アメリカ)

- [1834]† J. J. FUQUAY: Meteorological factors in the appraisal and control of acute exposures to stack effluents. (アメリカ)
- [1835]† D. W. PRITCHARD: Factors affecting the dispersal of fission products in estuarine and inshore environments. (アメリカ)
- [1883] G. H. HIGGINS, W. W. T. CRANE: The production and chemical isolation of curium-242 in thousand-curie quantities. (アメリカ)
- [1922]\* J. W. LOEDING, A. A. JONKE, W. A. RODGER, R. P. LARSEN, S. LAWROSKI, E. S. GRIMMETT, J. I. STEVENS, C. E. STEVENSON: Fluidized-bed conversion of fuel processing wastes to solids for disposal. (アメリカ)
- [2004]\* J. A. LIEBERMAN: The role of waste management in the development of the nuclear energy industry. (アメリカ)
- [2024]\* S. A. VOZNESENSKII, G. A. SEREDA, P. F. DOLGIKH, L. I. BASKOV: Decontamination of low saline and low active effluents of radiochemical industries. (ソビエト)
- [2025]\* K. A. BOLSHAKOV, A. T. AVDONIN, V. T. BORCHEV, F. V. RAUZEN: Pilot plant for decontamination of laboratory liquid wastes. (ソビエト)
- [2058]† V. G. BOGOROV, E. M. KREPS: Concerning the possibility of disposing of radioactive waste in ocean trenches. (ソビエト)
- [2207]† V. I. SPITSYN, V. D. BALUKOVA, A. F. NAUMOVA, V. V. GROMOV, F. M. SPIRIDONOV, E. M. VETROV, G. I. GRAFOV: A study of the migration of radioelements in soils. (ソビエト)
- [2295]\* N. E. BREZHNEVA, V. I. LEVIN, G. V. KORPUSOV, N. M. MANKO, E. K. BOGACHOVA: Isolation of radioactive fission elements. (ソビエト)
- [2310]† V. M. KLECHKOVSKY, L. N. SOKOLOVA, G. N. TSELISHCHEVA: The sorption of microquantities of strontium and caesium in soils. (ソビエト)
- [2345]† L. J. ANGHILERI: Decontamination and potabilization of the waters of the River Plate following accidental contamination by fission products. (アルゼンチン)
- [2351]\* W. DE LAGUNA, K. E. COWSER, F. L. PARKER: Disposal of high level radioactive liquid wastes in terrestrial pits—a sequel. (アメリカ)
- [2354]\* K. E. COWSER, R. J. MORTON, E. J. WITKOWSKI: The treatment of large-volume, low-level waste by the lime-soda softening process. (アメリカ)
- [2359]\* E. C. TSIVOGLLOU, D. C. KALDA, J. R. DEARWATER: Waste characteristics for the resin-in-pulp uranium extraction process. (アメリカ)
- [2431]† R. REVELLE, M. B. SCHAEFER: Oceanic research needed for safe disposal of radioactive wastes at sea. (アメリカ)
- [2441]\* H. C. THOMAS: Some fundamental problems in fixation of radioisotopes in solids. (アメリカ)

# 原子炉動特性の基礎的諸問題

## 1. 概

## 説

原子炉動特性を取り扱うにはいろいろな立場が存在する。原子炉物理の理論的立場からの基礎論では、中性子の拡散や減速機構から考察がすすめられるが、動力炉制御系の設計などには炉を一つのブラック・ボックスとして取り扱ってしまうのが普通である。一般に“原子炉動特性”という言葉の下に取り扱われる対象は以上の両極端の間の理論と実験の両面を含んでおり、内容はきわめて雑多である。したがって、ここで取り扱う問題は、その中のいくつかを取り上げたのみで全体をつくしていないことはもちろんであり、かつ

その立場も問題に応じて変化していることをおことわりしておきたい。また数式の記号統一も困難であったため、いっさい原文献（ジュネーブ会議提出の）記号をそのまま使用することにした。

なお、全般的にみて、今回のジュネーブ会議に提出された動特性関係の論文約15編では、特に新しい結果や方法の発表はなく、これまでの実験や理論を拡張した体系づけやその応用例としての各論ともいえるものがほとんどであった。

## 2. 動特性の基礎論と適用

### 2.1 炉内中性子束の時間的変化を表わす一般式

[629]

一般に中性子の保存則はボルツマンの輸送方程式で表わされるが、炉内中性子束の時間的変化を調べるためにはボルツマン方程式を空間とエネルギーについて積分し、時間のみの変数に対して表わされる方程式に直すのが普通である<sup>1)</sup>。しかし、このような方法では炉内の全中性子数の時間的変化を表わす関係を大まかに求めたにすぎず、各種の動特性実験や計算に対してつねにこの式を適用することは危険である<sup>2)3)</sup>。

もっとも必ずしもボルツマン方程式まで考えなくても、炉内各点の中性子の時間的発生、消滅のみに着目して関係式を導いても、同一の結果が得られるはずである。この方法を試みた例としては、ウェルトンが炉の安定性の議論<sup>4)</sup>をおこなったものをあげることができ、今回のジュネーブ会議提出論文の中では、シュミットがこれをさらに一般化して動特性方程式の体系づけをおこなっている [232]。

ここではすでに求められた空間エネルギー分布までを含めた正確な一般解を紹介し、かつそれを用いて普

通によく使っている動特性方程式の適用限界を指摘しようとするものである<sup>5)</sup>。なお、今回の会議にはボルツマン方程式の解法にモンテカルロ法を導入した例 [2141] も報告されていることを付記しておこう。

まず、ここではボルツマン方程式を次の形に書くことにする。

$$\begin{aligned} \frac{\partial N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t)}{\partial t} + \mathbf{V} \cdot \nabla N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) + \sigma v N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) \\ = (TN) + (1-\beta)f(v)(FN) + \sum \lambda_i c_i(\mathbf{r}, t) f_i(v) \\ + S(\mathbf{r}, t) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで  $N=N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t)$  は位相点  $(\mathbf{r}, \mathbf{V})$  における中性子密度、 $\sigma$  は全衝突断面積、 $V_\sigma$  は単位時間の中性子当り衝突確率、かつ

$$(TN) \equiv \int v' N(\mathbf{r}, \mathbf{V}', t) \sigma_{in}(\mathbf{V}' \rightarrow \mathbf{V}, \mathbf{r}) d\mathbf{V}'$$

$$(FN) \equiv \int v' N(\mathbf{r}, \mathbf{V}', t) v \sigma_{fi}(\mathbf{r}, \mathbf{V}') d\mathbf{V}'$$

$c_i(\mathbf{r})$  は  $i$  群遅発中性子の先行核密度、 $\lambda_i$  はその崩壊定数、また  $f(v)$ ,  $f_i(v)$  は核分裂や、遅発中性子先行核の崩壊によって生ずる中性子の速度分布である。

先行核密度は、燃料が固定している炉ではつぎの式を満たしている。

$$\frac{dc_i(\mathbf{r}, t)}{dt} = -\lambda_i c_i(\mathbf{r}, t) + \beta_i(FN) \dots \dots \dots (2)$$

この方程式から時間的変化を調べるには  $N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t)$  を固有関数で展開するのが普通である。ここではこの固有関数に反応度固有関数 (reactivity eigenfunction) とペリオド固有関数 (period eigenfunction) を用いる。

まず反応固有関数を用いると、つぎのように変形できる。反応度固有関数  $\varphi_s$  とは次式で表わされるものである。

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{V} \nabla \varphi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) + \sigma(\mathbf{r}, \mathbf{V}) v \varphi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) - (T \varphi_s) \\ = \frac{1}{K_s} \bar{f}(v) (F \varphi_s) \end{aligned} \right\} (3)$$

ただし  $\bar{f}(v) = (1 - \beta) f(v) + \sum \beta_i f_i(v)$

ここでは実効反応度  $K_s$  は固有値である。この場合、随伴方程式は

$$\begin{aligned} -\mathbf{V} \cdot \nabla \tilde{\varphi}_s + \sigma(\mathbf{r}, \mathbf{V}) v \tilde{\varphi}_s - (T^+ \tilde{\varphi}_s) \\ = \frac{1}{K_s} V \sigma_i(\mathbf{r}, \mathbf{V}) v(\mathbf{r}, \mathbf{V}) v(\tilde{f} \tilde{\varphi}_s) \dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

$$\text{ただし, } (T^+ \tilde{\varphi}_s) \equiv V \int \sigma_{in}(\mathbf{V} \rightarrow \mathbf{V}', \mathbf{r}) \tilde{\varphi}_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}') d\mathbf{V}'$$

$$(\tilde{f} \tilde{\varphi}_s) \equiv \int \bar{f}(V') \tilde{\varphi}_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}') dV'$$

である。

この反応度固有関数を用いるとボルツマン方程式は

$$N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) = \sum_s B_s(t) \varphi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V})$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{dB_s}{dt} + \lambda_i B_s = \sum_s \beta_{\sigma s} B_s \\ \sum_s \left[ l_{\sigma s} \frac{dB_s}{dt} - B_s (\rho_{\sigma s} \delta_{\sigma s} - \beta_{\sigma s}) \right] = \sum_s \lambda_{i\sigma} B_s + S_{\sigma}^* \end{aligned} \right\} (5)$$

ここで

$$D_{i\sigma} = \int (f_i \tilde{\varphi}_{\sigma}) c_i(\mathbf{r}, t) d\mathbf{r}, \quad S_{\sigma}^* = \int (\tilde{\varphi}_{\sigma} S) d\mathbf{r}$$

$$l_{\sigma s} = \int (\tilde{\varphi}_{\sigma} \varphi_s) d\mathbf{r}, \quad \rho_{\sigma} = (K_{\sigma} - 1) / K_{\sigma}$$

$$\beta_{\sigma s} = \beta_i \int (f_i \tilde{\varphi}_{\sigma}) (v \sigma_i v \varphi_s) d\mathbf{r}, \quad \beta_{\sigma s} = \sum \beta_{\sigma s}^i$$

と変形できる。なおここには

$$\int (\bar{f}(v) \tilde{\varphi}_{\sigma}) (v \sigma_i v \varphi_s) d\mathbf{r} = \delta_{\sigma s}$$

のような直交関係が成立している。

(5) 式から一般化された逆時間公式が得られる。すなわち

$$\left| \left( l_{\sigma s} + \sum_i \frac{\beta_{\sigma s}^i}{\lambda_i + P} \right) P - \rho_{\sigma} \delta_{\sigma s} \right| = 0 \dots \dots \dots (6)$$

ただし  $P$  は普通のラプラス変換の変数である。

また炉の物理的定数が変わったとき、やはり物理定数が変わらない前の反応度固有関数を用いると、 $\rho_{\sigma} \delta_{\sigma s}$  の項は  $\rho_{\sigma} \delta_{\sigma s} + R_{\sigma s}(t)$  となる。したがって

$$\begin{aligned} R_{\sigma s}(t) = - \int [\tilde{\varphi}_{\sigma} v \delta \sigma \varphi_s] d\mathbf{r} + \int [\tilde{\varphi}_{\sigma} \varphi_s (\delta T)] d\mathbf{r} \\ + \int [\tilde{\varphi}_{\sigma} \delta \bar{f} (F \varphi_s)] d\mathbf{r} \dots \dots \dots (7) \end{aligned}$$

ここで  $\delta \sigma$ ,  $\delta T$ ,  $\delta \bar{f}$  は物理的定数の変化量である。

普通の動特性方程式<sup>1)</sup>はこのうち基本モードの解のみを用いた場合に相当する。もし  $N(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) = N_0(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) A(t)$  かつ  $\int (\tilde{f}_0 \tilde{\varphi}_0) (F N_0) d\mathbf{r} = 1$  とおけば、近似式として、

$$\left. \begin{aligned} l \frac{dA(t)}{dt} = (\rho - \beta) A(t) + \sum \lambda_i D_i(t) + S^*(t) \\ \frac{dD_i(t)}{dt} = -\lambda_i D_i(t) + \beta_{\text{eff}}^i A(t) \end{aligned} \right\} (8)$$

$$\text{ただし } l = \int (\tilde{\varphi}_0 N_0) d\mathbf{r}$$

$$\begin{aligned} \rho = \rho_0 - \int [\tilde{\varphi}_0 v (\delta \sigma) N_0] d\mathbf{r} + \int [\tilde{\varphi}_0 (\delta T) N_0] d\mathbf{r} \\ + \int [\tilde{\varphi}_0 (\delta \bar{f}) (F N_0)] d\mathbf{r} \end{aligned}$$

$$\beta_{\text{eff}}^i \equiv \beta_i \int (f_i \tilde{\varphi}_0) (F N_0) d\mathbf{r}, \quad \bar{\beta} \equiv \sum_i \beta_{\text{eff}}^i$$

$$D_i(t) = \int (f_i \tilde{\varphi}_0) c_i(\mathbf{r}, t) d\mathbf{r}, \quad S^*(t) = \int (\tilde{\varphi}_0 S) d\mathbf{r}$$

となる。したがって制御棒落下法 (rod drop method) による制御棒の反応度の較正や、炉の制御棒による停止などの場合のような局所的变化が大きいたく時には、この普通の動特性方程式を用いるのは不適當である<sup>3)</sup>。

一方、ペリオド固有関数で展開するとつぎようになる。ペリオド固有関数  $\psi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V})$  は

$$\left. \begin{aligned} -\mathbf{V} \cdot \nabla \psi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) - \sigma(\mathbf{r}, \mathbf{V}) \mathbf{V} \psi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) \\ + (T \psi_s) + (1 - \beta) f(v) (F \psi_s) \\ + \sum \lambda_i f_i(v) \xi_{is}(\mathbf{r}) = w_s \psi_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) \\ \beta_i (F \psi_s) - \lambda_i \xi_{is}(\mathbf{r}) = w_s \xi_{is}(\mathbf{r}) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (9)$$

で定義され、随伴方程式は、

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{V} \cdot \nabla \tilde{\psi}_{\sigma} - \sigma(\mathbf{r}, \mathbf{V}) \mathbf{V} \tilde{\psi}_{\sigma} + (T^+ \tilde{\psi}_{\sigma}) \\ + v \sigma_i \mathbf{V} [(1 - \beta) (\tilde{f} \tilde{\psi}_{\sigma}) + \sum \beta_i \tilde{\xi}_{i\sigma}] \\ = w_{\sigma} \tilde{\psi}_{\sigma} \\ \lambda_i [(f_i \tilde{\psi}_{\sigma}) - \tilde{\xi}_{i\sigma}] = w_{\sigma} \tilde{\xi}_{i\sigma} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (10)$$

となる。

この固有関係を用いると、つぎのようにかける。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dA(t)}{dt} - w_s A_s(t) = S_s(t) \\ S_s(t) = \int \tilde{\psi}_s(\mathbf{r}, \mathbf{V}) S(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) d\mathbf{V} d\mathbf{r} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (11)$$

(11) 式を用いて随伴方程式の解の意味を調べる。

$$\text{いま } S(\mathbf{r}, \mathbf{V}, t) = \delta(\mathbf{r} - \mathbf{r}_0) \delta(\mathbf{V} - \mathbf{V}_0) \delta(t)$$

とする。すなわち  $t=0$  のとき、点  $\mathbf{r}_0$  へ、 $\mathbf{V}_0$  の中性子をパルス的に入れたとする。このときの  $\sigma$  モードの振幅は

$$A_{\sigma}(t) = \tilde{\psi}_{\sigma}(\mathbf{r}_0, \mathbf{V}_0) e^{i\omega_{\sigma} t} \quad \dots\dots\dots (12)$$

となる。すなわちこの随伴方程式の解は、あるエネルギーのパルス状中性子を挿入した場合の中性子密度の振幅を表わすものである。もし炉が臨界未満で（すべての  $\sigma$  に対して  $W_{\sigma} < 0$ ） $S_0$  という一定の中性子源がおかれた場合は、各モードの平衡に対する振幅は次式で与えられる。

$$A_{\sigma} = \frac{S_0}{-w_{\sigma}} \tilde{\psi}_{\sigma}(\mathbf{r}_0, \mathbf{V}_0) \quad \dots\dots\dots (13)$$

## 2.2 動特性方程式の解 [629]

(8) 式のような形の近似式で表わされる場合の解はすでにいろいろな場合に求められているので、その結果のうち、 $\rho$  の入り方が一般的な場合だけをあげる。

i)  $\rho$  が一定の場合<sup>5)</sup>

$$n(t) = A(t) = \sum a(p_j) e^{p_j t} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$c_i(t) = \frac{1}{l} D_i(t) = \sum \frac{\lambda_i}{\lambda_i + p_j} a(p_j) \exp(p_j t) \quad (15)$$

ここで  $p_j$  は

$$\rho = p \left\{ 1 + \sum_i \frac{\beta_{\text{eff}}^i}{\lambda_i + p} \right\} \quad \dots\dots\dots (16)$$

の解であり

$$a(p) = \frac{n(0) + \sum \frac{\lambda_i c_i(0)}{\lambda_i + p}}{1 + \frac{1}{l} \sum \frac{\beta_{\text{eff}}^i \lambda_i}{(\lambda_i + p)^2}} \quad \dots\dots\dots (17)$$

である。この  $p$  と  $a(p)$  を求める表は文献 5) にのっているが  $\beta_i \rightarrow \beta_{\text{eff}}^i$  (後述) の点に注意すべきである。

ii) 時間に比例して反応度が変わる場合<sup>6)</sup>

$$\rho(t) = \rho_0 + \gamma t$$

とすると

$$n(t) = \alpha \int_0^{\infty} \prod_i \left( 1 + \frac{\gamma x}{\lambda_i} \right)^{\frac{\beta_i \lambda_i}{\lambda_i}} \exp \left\{ x (\rho_0 + \gamma t - \beta) - \frac{1}{2} \gamma l x^2 \right\} dx \quad \dots\dots\dots (18)$$

となる。この解はラプラス変換で求めてあるが [107] のように、遅発中性子を 1 群としたときは、合流型超幾何級数による解決がある。

いま、遅発中性子を 1 群に平均化して考えると、

$$\frac{dn}{dt} = \frac{k(1-\beta) - \beta}{l} n + \lambda c + s, \quad \frac{dc}{dt} = \frac{1+k}{l} \beta n - \lambda c \quad (19)$$

ここで  $\beta, \lambda$  の決め方は目的に応じて種々の方法が考えられる。

(1) 低周波数領域で遅発中性子 6 群の方程式に合うようにするには

$$\frac{\beta}{\lambda} = \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{\lambda_i}, \quad \frac{\beta}{\lambda^2} = \sum_{i=1}^6 \frac{\beta_i}{\lambda_i^2} \quad \dots\dots\dots (20)$$

を満足するように  $\beta, \lambda$  を決める。これを  $\beta_1, \lambda_1$  とお

く。

(2) 高周波数領域で合うようにするには

$$\beta = \sum \beta_i, \quad \beta \lambda = \sum \beta_i \lambda_i \quad \dots\dots\dots (21)$$

を満足するように  $\beta, \lambda$  を決める。これを  $\beta_2, \lambda_2$  とおく。

(3) 低周波数極限および高周波数極限で合うようにするには

$$\frac{\beta}{\lambda} = \sum \frac{\beta_i}{\lambda_i}, \quad \beta = \beta_i \quad \dots\dots\dots (22)$$

を満足するように  $\beta, \lambda$  を決める。これを  $\beta_3, \lambda_3$  とおく。

(4) 全周波数領域で平均して合うようにするには

$$\beta = \frac{1}{2} (\beta_1 + \beta_2) \equiv \beta_4, \quad \lambda = \frac{(1 - \beta_4) \beta_4}{l + \sum \frac{\beta_i}{\lambda_i}} \quad \dots\dots\dots (23)$$

なるようにする。たとえば、

$l = 0.64 \text{ m sec}$  の場合にキーピン<sup>7)</sup>の測定した  $\beta_i, \lambda_i$

を用いて  $\lambda, \beta$  を計算すると次のようになる。

$$\lambda_1 = 0.0274 \text{ sec}^{-1} \quad \lambda_2 = 0.4053 \text{ sec}^{-1}$$

$$\lambda_3 = 0.0768 \text{ sec}^{-1} \quad \lambda_4 = 0.0516 \text{ sec}^{-1}$$

$$\beta_1/l = 3.615 \text{ sec}^{-1} \quad \beta_2/l = 10 \text{ sec}^{-1}$$

$$\beta_3/l = 10 \text{ sec}^{-1} \quad \beta_4/l = 6.81 \text{ sec}^{-1}$$

さて、 $k(t) = k_0 + k_1(t)$  とおき (19) 式を変形すると、

$$\frac{d^2 n}{dt^2} + [a + b k_1(t)] \frac{dn}{dt} + [c + f k_1(t) + b k_1'(t)] n = 0 \quad (24)$$

となる。ここで  $a, b, c, f$  はそれぞれ

$$a = \lambda - \frac{1}{l} (k_0(1-\beta) - \beta)$$

$$b = -\frac{1}{l} (1-\beta)$$

$$c = -\frac{\lambda}{l} k_0, \quad f = -\frac{\lambda}{l}$$

である。いま (1)  $k_1(t) = \gamma t$

$$(2) k_1(t) = -k_2 e^{-\gamma t}$$

$$(3) k_1(t) = 1/\gamma t$$

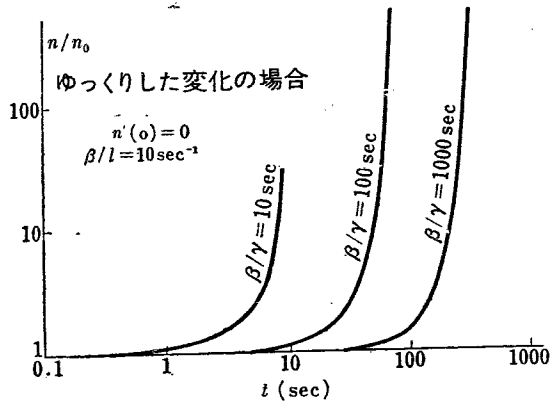
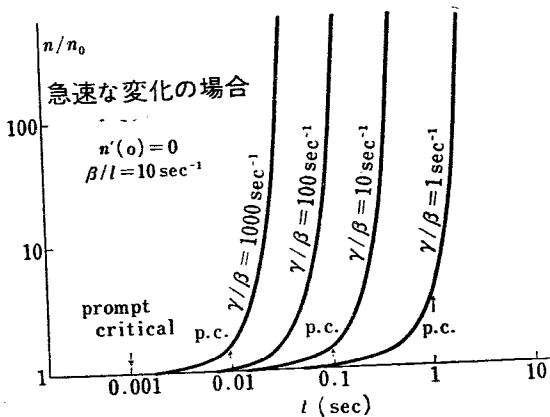
の 3 つの場合について解を求めてみる。この場合には解は合流型超幾何関数を用いて表わせる。

(1)  $k_1(t) = \gamma t$  の場合

$$n(t) = e^{-\lambda/(1-\beta)} [c_3 \phi(-\alpha/2, 1/2, y^2/2) + c_4 \phi(-\alpha/2, 1/2, y^2/2)] \quad (25)$$

ここで

$$y^2/2 = -\frac{b\gamma}{2} \left[ t - \frac{2}{b\gamma} (f/b - a/2) \right]^2$$

第1図  $k_1 = \gamma t$  のときの解(ゆっくりした変化の場合)[107]第2図  $k_1 = \gamma t$  のときの解(急速な変化の場合)[107]

$\phi, \psi$  は合流型超幾何関数である。

この解は第1図および第2図のようになる。

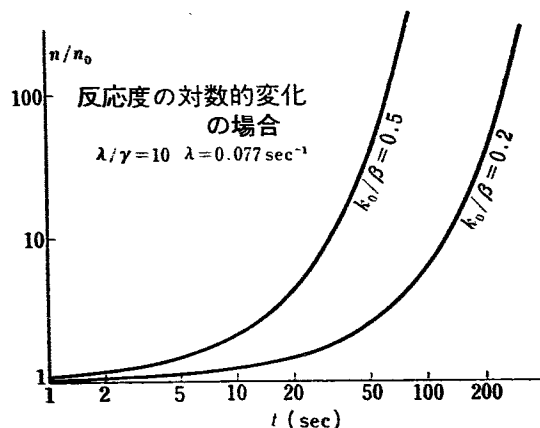
(2)  $k_1(t) = -k_2 e^{-\gamma t}$  の場合

$$n(t) = \exp\left\{-\frac{at}{2}(1 + \sqrt{1 - 4c/a^2})\right\} [c_5 \phi(r, s, x) + c_6 \psi(r, s, x)] \quad (26)$$

ここで  $r = 1 - f/b\gamma + a/2\gamma - \sqrt{(a^2 - 4c^2)/2\gamma}$

$$s = 1 - \sqrt{(a^2 - 4c^2)/\gamma}, \quad x = -\frac{bk_2 e^{-\gamma t}}{\gamma}$$

この解は第3図のようになる。

第3図  $k_1 = -k_2 e^{-\gamma t}$  のときの解 [107]

(3)  $k_1(t) = \frac{1}{\gamma t}$  の場合

$$n(t) = t^{\frac{1}{2}} \left[ 1 - \frac{b}{\gamma} + \sqrt{1 + \frac{2b}{\gamma} \left( 1 - \frac{b}{2\gamma} \right)} \right] \times \exp\left\{-at/2 - \sqrt{a^2/4 - c} t\right\} \times [c_7 \phi(r', s', x') + c_8 \psi(r', s', x')] \quad (27)$$

$$\text{ただし } r' = \frac{1}{2} \left[ 1 + \sqrt{1 + \frac{2b}{\gamma} \left( 1 - \frac{b}{2\gamma} \right)} - \left( \frac{f}{\gamma} - \frac{ab}{2\gamma} \right) \left( \frac{a^2}{4} - c \right)^{-\frac{1}{2}} \right]$$

$$s' = 1 + \left[ 1 + \frac{2b}{\gamma} \left( 1 - \frac{b}{2\gamma} \right) \right]^{\frac{1}{2}}, \quad x' = 2 \left( \frac{a^2}{4} - c \right)^{\frac{1}{2}} t$$

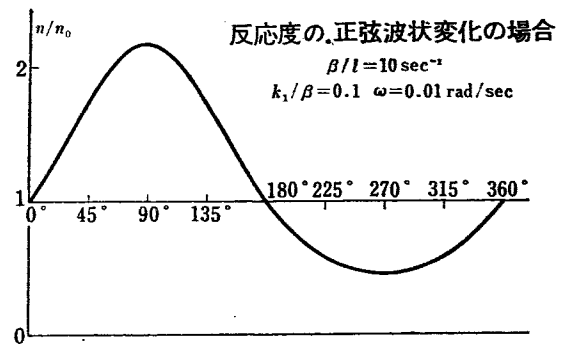
この解については図がのっていない。

つぎに解が合流型超幾何関数では表わせない  $k_1(t) = k_1 \sin \omega t$  の場合は、

$$n(t) = e^{\mu t} (n_0 + n_1 \sin(\omega t - \varphi_1) + n_2 \sin(2\omega t - \varphi_2) + \dots) \quad (n_1 > 0, n_0 > 0)$$

とおき、 $\mu, \varphi_1, \varphi_2, \dots$  を求める。

この場の解は第4図のようである。

第4図  $k_1 = k_2 \sin \omega t$  のときの解 [107]

なおこの報告からわかるように  $k_1(t)$  が  $t$  の関数である場合、合流型超幾何方程式を用いると漸近解を求めることが容易になる特長がある。また  $k_1(t) = \gamma t$  の場合 LAPLACE 変換を用いる方法<sup>9)</sup>もあるが、LAPLACE 変換と合流型超幾何関数の関係は簡単につけうる。この種の微分方程式の因数分解について原報告にわずかに触れているが、犬井鉄郎の扱いが総括的である<sup>9)</sup>。

また KOVANIC は次のような順序で動特性方程式を簡単化している [2104]。

1) 超過反応度の階段状変化に対する中性子密度変化の近似式を逐次近似法で求める。

2) 超過反応度の任意の変化に対する中性子密度変化を DUHAMEL の公式を用いて求める。

(1) 階段状超過反応変化に対する中性子密度変化まず基礎式として

$$\frac{dN}{dt} + \frac{K(\beta - \rho)}{T_0} N = \sum \lambda_i c_i + s, \quad \frac{dc_i}{dt} + \lambda_i c_i = -\frac{K\beta_i}{T_0} N \quad (28)$$

ここで  $N$ : 中性子密度

$T_0$ : 平均中性子寿命

$K$ : 反応度

$$\rho = \frac{K-1}{K}$$

を考える。逐次近似をおこなうのであるから  $N^{(s)}$  を  $N$  に対する第  $s$  次近似、 $c_i^{(s)}$  を  $c_i$  に対する第  $s$  次近似とし、超過反応度が  $\rho$  だけ階段状に変化したとする。このとき  $\frac{K(\beta-\rho)}{T_0} = \lambda$  とおくと  $N^{(s)}$ ,  $c_i^{(s)}$  は

$$\left. \begin{aligned} N^{(s)} &= e^{-\lambda t} \left\{ \int_0^t e^{\lambda \tau} \sum_i \lambda_i c_i^{(s)} d\tau + N_{t=0} \right\} \\ c_i^{(s)} &= e^{-\lambda t} \left\{ \int_0^t e^{\lambda \tau} \frac{K\beta_i}{T_0} N^{(s-1)} d\tau + c_{it=0} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

$c_i^{(0)} = c_{it=0}$  に取ると

$$N^{(0)} = N_{t=0} \left\{ \frac{\beta}{\beta-\rho} - \frac{\rho}{\beta-\rho} e^{-\lambda t} \right\} \quad (30)$$

$$\begin{aligned} N^{(1)} &= N_{t=0} \left\{ \frac{\beta^2}{(\beta-\rho)^2} + \left[ \frac{\rho^2 - 2\rho\beta}{(\beta-\rho)^2} \right. \right. \\ &\quad + \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=1} \frac{\beta_i \lambda^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} \left. \right] e^{-\lambda t} \\ &\quad - \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=1} \frac{\beta_i \lambda^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} e^{-\lambda_i t} \\ &\quad + \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=1} \frac{\beta_i \lambda \lambda_i}{\lambda-\lambda_i} t e^{-\lambda t} \left. \right\} \\ &\quad (\lambda \neq \lambda_i) \end{aligned} \quad (31)$$

$$\begin{aligned} N^{(1)} &= N_{t=0} \left\{ \frac{\beta^2}{(\beta-\rho)^2} + \left[ \frac{\rho^2 - 2\rho\beta}{(\beta-\rho)^2} \right. \right. \\ &\quad + \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=2} \frac{\beta_i \lambda^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} \left. \right] e^{-\lambda t} \\ &\quad - \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=2} \frac{\beta_i \lambda^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} e^{-\lambda_i t} \\ &\quad + \frac{\rho}{(\beta-\rho)^2} \sum_{i=2} \frac{\beta_i \lambda \lambda_i}{\lambda-\lambda_i} t e^{-\lambda t} - \frac{\beta_1 \rho}{\beta-\rho} \lambda_1 e^{-\lambda t} \\ &\quad - \frac{\beta_1 \rho}{2(\beta-\rho)^2} (\lambda_1)^2 e^{-\lambda t} \left. \right\} \\ &\quad (\lambda = \lambda_1) \end{aligned} \quad (32)$$

近似式としてこの一次近似を用いる。

いま  $n = \frac{N^{(1)} - N_{t=0}}{N_{t=0}}$  とおき  $|\rho| \ll \beta$  と仮定して、

$\frac{1}{(\beta-\rho)^2}$  を展開することにより  $n = \frac{\rho}{\beta} f(t)$  とかけることを知る。

$$\begin{aligned} \text{ここで } f(t) &= \left( 2 - \sum_{i=1} \frac{\beta_i \lambda^2}{\beta (\lambda-\lambda_i)^2} \right) (1 - e^{-\lambda t}) \\ &\quad + \frac{\beta_1}{\beta} \frac{\lambda^2}{(\lambda-\lambda_1)^2} (1 - e^{-\lambda_1 t}) + \sum_{i=1} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda \lambda_i}{\lambda-\lambda_i} t e^{-\lambda t} \\ &\quad + \sum_{i=2} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda^2 \lambda_i}{(\lambda-\lambda_i)^2} t - \sum_{i=2} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda^2 \lambda_i^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} \frac{t^2}{2} \\ &\quad (\lambda \neq \lambda_i) \end{aligned} \quad (33)$$

$$\begin{aligned} f(t) &= \left( 2 - \sum_{i=2} \frac{\lambda^2}{\beta (\lambda-\lambda_i)^2} \right) (1 - e^{-\lambda t}) \\ &\quad + \sum_{i=2} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda^2 \lambda_i}{(\lambda-\lambda_i)^2} t - \sum_{i=2} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda^2 \lambda_i^2}{(\lambda-\lambda_i)^2} \frac{t^2}{2} \\ &\quad + \sum_{i=2} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda \lambda_i}{\lambda-\lambda_i} t e^{-\lambda t} - \frac{\beta_1}{\beta} \lambda t e^{-\lambda t} - \frac{\beta_1 (\lambda t)^2}{\beta} \frac{e^{-\lambda t}}{2} \\ &\quad (\lambda = \lambda_i) \end{aligned} \quad (34)$$

したがって DUHAMEL の式を用いて  $\rho = \rho(t)$  のときは

$$n = \frac{\rho(t)}{\beta} f(0) + \int_0^t \frac{\rho(t-\tau)}{\beta} \frac{\partial f}{\partial \tau} d\tau$$

となる。この式へ  $f(t)$  を代入し、小さい項を略すことにより

$$\begin{aligned} \frac{dn}{dt} + \frac{1}{\lambda} \frac{d^2 n}{dt^2} &= \frac{d}{dt} \left( \frac{\rho}{\beta} \right) + \sum_{i=1} \frac{\beta_i}{\beta} \frac{\lambda_i \lambda}{(\lambda-\lambda_i)^2} \frac{\rho}{\beta} \quad (35) \\ (\sum \text{は } \lambda = \lambda_1 \text{ のとき } i=2 \text{ から}) \end{aligned}$$

をうる。ここで  $T_1 = \frac{1}{\sum \frac{\rho}{\beta} \frac{\lambda_i \lambda^2}{(\lambda-\lambda_i)^2}}$  とすると、

$T_1$  は中性子寿命として考えることができる。

上の導き方からわかるように、基礎式を  $n$  および  $\rho$  に関して線型化したものであり、また  $|\rho| \ll \beta$  なる仮定が含まれている。この結果は、原報告のような大変な手続きをふむ必要はなく、1群遅発中性子方程式を線型化すれば求められる。ただし定数係数が少し異なる。いずれにしてもこれらは現象論的な式であるから、実験に合うよう定数を定めればよいのであろう。

1群遅発中性子方程式を線型化した式を付記すると

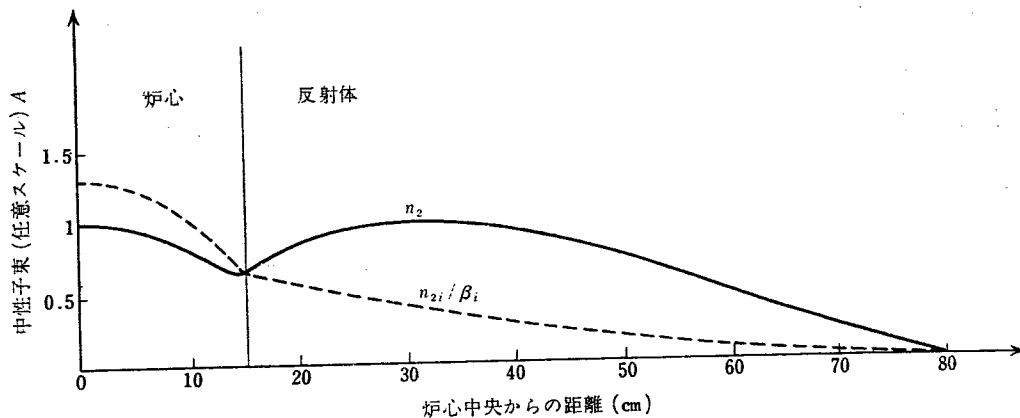
$$\frac{dn}{dt} + \frac{T_0}{\beta + \bar{\lambda} T_0} \frac{d^2 n}{dt^2} = \frac{d}{dt} \left( \frac{T_0}{\beta + \bar{\lambda} T_0} \right) + \frac{\bar{\lambda} \bar{\beta}}{\beta + \bar{\lambda} T_0} \frac{\rho}{\beta} \quad (36)$$

である。ここで  $\bar{\beta}$  は平均遅発中性子発生割合、 $\bar{\lambda}$  は平均遅発中性子先行核崩壊定数である。

### 2.3 特殊な場合の取扱い

すでに 2.1 で述べたような基礎論によって中性子の発生エネルギーや位置を考慮すると、いわゆる動特性方程式のなりたつ限界がはっきりしてくる。しかし臨界集合体や小型研究炉では議論をそこまで一般化しないで、比較的实际に合致する取扱いとしては、即発と遅発両中性子のエネルギー差によって生じる遅発中性子の実効比率を算出して、 $\beta$  を  $\beta_{\text{eff}}$  と置きかえることから、正確な逆時間方程式が成立する。

これをノースカロライナ州立大学のウォーター・ボイラー炉について、計算した場合が報告されている [960]。詳しい計算方法は原文献にゆずり、その結果のみを紹介すると、第5図に示すように、遅発中性子は



第5図 ノースカロライナ州立大ウォーター・ボイラー炉の熱中性子の起源による分布 (計算値) [960]

発生エネルギーが低いので、当然漏出が少なく、炉心内での熱中性子の割合はつぎのようになる。

$$\frac{\int n_{2i} dV}{\int n_{20} dV} = 1.207 \quad (37)$$

ただし 2 は熱中性子,  $i$  は遅発中性子, 0 は即発中性子を示す記号。

これからさらに高速中性子による核分裂を算出すると,

$$\beta_{\text{eff}} = 1.22$$

という結果が得られている。また他の特殊な場合の取り扱いとしては、液体金属燃料炉において燃料を循環させた場合の炉動特性が論じられている [1095]。水溶液燃料を使った均質炉で燃料が循環する場合については、すでに多くの研究が存在するが、この炉の場合は液体金属の中にサスペンドされた粒子状の燃料体の行動が画一的でなく、平均化した取扱いでは不十分で、統計的変動を十分考慮して動特性の解析をおこなう必要があることを指摘している。

また、日本の加賀山から原子炉起動時の炉動特性の解析には出力の対数変化を考えると線型化した取扱いが可能となり各種の解析に好都合であることが実例と共に示されている [1338]。なお、その内容はすでに同氏の邦文報告が広く読まれているから、ここでは省略する。

## 2.4 動特性方程式の数値解 [629]

動特性方程式をデジタル計算機で解く方法についていくつかの報告がある<sup>10)</sup>。これらの方法による数値計算には時刻  $t$  の中性子束から  $t+h$  の中性子束増加を求めるときの時間の間隔  $h$  に制限が加わる。この制限は次のようなことから生ずる。炉が臨界に近いときには中性子束の変化は余り大きくないが、臨界からは

ずれてくるにしたがって  $e^{(\beta/l)t}$  で変化するようになる。したがって  $e^{\beta t/l}$  で変化するときの計算のためには  $l/\beta$  の程度の間隔で点をとらねばならないが、この間隔で臨界付近の変化を求めると非常に点を多くとらねばならず、計算速度の上からも、また全体の誤差が累積されることから好ましくない。

動特性方程式は次のようにかき直せる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dn}{dt} &= \frac{\beta}{l} [(r-1)n + \sum f_i w_i] + S \\ \frac{dw_i}{dt} &= \lambda_i (n - w_i) \\ w_i &= \frac{l \lambda_i c_i}{\beta_i} \quad f_i = \beta_i / \beta \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

これを積分すると

$$\left. \begin{aligned} n(t+h) &= n(t) e^{Q(0)} \\ &+ \int_0^h \left\{ \frac{\beta}{l} \sum f_i w_i(t+\xi) + S(t+\xi) \right\} e^{Q(\xi)} d\xi \\ Q(\xi) &= \frac{\beta}{l} \int_{t+\xi}^{t+h} [r(t') - 1] dt' \end{aligned} \right\} \quad (39)$$

この (28) 式を用いると  $r(t')$  が一定でない場合には積分が困難である。SOODAK<sup>11)</sup> はこの方法を変形してつぎのような式を使うことをすすめている。

$$\begin{aligned} n(t+h) &= n(t) e^{\alpha h} \\ &+ \int_0^h R(n, w_i, \dots, t+\xi) e^{\alpha(h-\xi)} d\xi \end{aligned} \quad (40)$$

ここで

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{\beta}{l} [r(t) - 1] \\ R(n, w_i, \dots, t+\xi) &= \frac{\beta}{l} [\{r(t+\xi) - r(t)\} n(t+\xi) + \sum f_i w_i] + S \end{aligned}$$

一方 RUNGE-KUTTA 法<sup>12)</sup>を用いる方法もある。

$$\frac{dn}{dt} = \alpha n + R(n, t) \quad (41)$$

ここで  $c_m(x) = \int_0^1 u^{m-1} e^{xu(1-u)} du$  を用いて,

$$n_0 = n(t) \quad R_0 = R(n_0, t)$$

$$\delta_1 = \frac{1}{2} h c_1 \left( \frac{1}{2} \alpha h \right) [R_0 + \alpha n]$$

$$n_1 = n_0 + \delta_1 \quad R_1 = R \left( n, t + \frac{1}{2} h \right)$$

$$\delta_2 = \frac{1}{2} h c_2 \left( \frac{1}{2} \alpha h \right) [R_1 - R_0]$$

$$n_2 = n_1 + \delta_2 \quad R_2 = R \left( n_2, t + \frac{1}{2} h \right)$$

$$\delta_3 = h c_1(\alpha h) [R_0 + \alpha n_0] + 2 h c_2(\alpha h) [R_2 - R_0]$$

$$n_3 = n_2 + \delta_3 \quad R_3 = R(n_3, t + h)$$

$$\delta_4 = h \{ 2 c_3(\alpha h) \} [R_0 - 2 R_2 + R_3]$$

$$n_4 = n_3 + \delta_4 \quad R_4 = R(n_4, t + h)$$

$$\delta_5 = h \{ 2 c_3(\alpha h) - c_2(\alpha h) \} [R_4 - R_3]$$

$$n(t+h) = n_4 + \delta_5 = n(t) + \delta_3 + \delta_4 + \delta_5 \quad (42)$$

ここで  $c_m(x)$  はつぎのように与えられる.

$$c_1(x) = \frac{1}{x} \{ e^x - 1 \} \quad c_{m+1}(x) = \frac{1}{x} \{ m c_m(x) - 1 \} \quad (43)$$

計算の手順は、最初の段階で  $R(n, t+\xi)$  を一定  $R_0$  として  $n(t+h/2)$  の近似値を計算し、さらにこの  $n(t+h/2)$  を用いて  $R(t+h/2)$  の近似値を求める。そこでこの範囲で  $R$  は時間に比例して変化するものとして計算しなおすことにより  $n(t+h/2)$  のよりよい近似値が得られ、また  $R(t+h/2)$  も改良される。この改良された  $R(t+h/2)$  を用いて、 $R$  が  $t+h/2$  から  $t+h$  まで時間に比例して変化するとして  $n(t+h)$  を求める。この  $n(t+h)$  から  $R(t+h)$  の第1近似を求めつぎに  $R$  が  $R(t+h/2)$ ,  $R(t+h)$  を二次関数により通るとして  $n(t+h)$  の近似度をあげる。このようにくり返すことにより  $n(t+h)$  の値が求められる。

このような近似計算による誤差は解の TAYLOR 級数と比較することにより推定される。

$$e^{\alpha h} \text{ を近似的に級数 } 1 + \alpha h + \frac{1}{2} \alpha^2 h^2 + \dots + \frac{1}{n} \alpha^n h^n$$

によりおきかえると  $\alpha h$  が小さくないと近似は悪くなる。このことから  $h$  の大きさに制限が加わる。しかし、上の計算では指数関数はそのまま、TAYLOR 展開はゆっくり変わる関数についておこなわれるようになるので、 $\alpha h$  の大きさには制限がないが、その代わり全体の解の TAYLOR 展開より制限が加わる。ここでは完全な誤差の価値はおこなわないが、特殊な場合に

ついて調べてみる。

$$\frac{dy}{dt} = \alpha y + R(t) \quad (44)$$

この解の先の近似計算をシンプソン近似の表わし方で表わすと

$$y(t+h) = y(t) e^{\alpha h} + h \int_0^1 e^{\alpha x(1-u)} \left[ (1-2u)(1-u) R_0 + 4u(1-u) R_{1/2} + u(2u-1) R_1 + \frac{1}{6} u \left( u - \frac{1}{2} \right) (u-1) \left\{ h^3 R''' + \frac{u}{4} h^4 R'''' \right\} \right] du \quad (45)$$

$$\text{ここで } x = \alpha h \quad R_K = R(t + hK) \quad R''' = \frac{d^3 R}{dt^3}$$

$$R'''' = \frac{d^4 R}{dt^4}$$

もし  $R_{1/2}$  および  $R_1$  が正確に計算できるとすると誤差は

$$\epsilon = \frac{h^5}{720} \left[ K_3 \alpha R''' - \frac{1}{4} K_4 R'''' \right] \quad (46)$$

となる。ここで

$$K_3(x) = 30 [c_3(x) - 2c_4(x) + c_5(x)]$$

$$K_4(x) = 60 [-c_3(x) + 3c_4(x) - 2c_5(x)]$$

$$K_3(x) \rightarrow 1 \quad (x \rightarrow 0)$$

$$K_4(x) \rightarrow 1$$

いま、 $\alpha < 0$ ,  $|\alpha h| \gg 1$ , のときを考えてみると、

$$K_3 \approx 15(\alpha h)^{-3} \quad K_4 \approx 10(\alpha h)^{-2}$$

$$\text{したがって } \epsilon \approx \frac{1}{48} h^4 (\alpha h)^{-2} R''' \quad (47)$$

となる。

また、動特性方程式をグラフィカルに解くことも可能である [1896]。まず動特性方程式を次のように書き改める。

$$\left. \begin{aligned} \sum \lambda_i \frac{c_i}{n_0} &= \frac{d \left( \frac{n}{n_0} \right)}{dt} + \frac{\sum \beta_i - \delta k}{l} \frac{n}{n_0} \\ \frac{n}{n_0} &= \frac{d \left( \frac{lc_i}{\beta n_0} \right)}{dt} + \lambda_i \frac{lc_i}{\beta_i n_0} \end{aligned} \right\} \quad (48)$$

これはつぎのような電気回路で模擬できる。

$$\left. \begin{aligned} u &= \frac{d i_i}{dt} + R(t) i_i \\ u_i &= \frac{d i_i}{dt} + R_i(t) i_i \quad (i=1, \dots, 6) \end{aligned} \right\} \quad (49)$$

したがって、この回路をグラフィカルに解くことにほかならない。なお詳細の方法は本文によりたい。

### 3. 原子炉の動特性実験とその解析

#### 3.1 概 説

原子炉の動特性を実験的に研究、解析する方法は目的に応じて大体3つに分類することができよう。第1には、炉動特性を支配する核的定数、たとえば、反応度の絶対測定、中性子平均寿命、遅発中性子の有効割合の測定などをあげることができる。第2の分類に属するものは炉の安定性を実験したり、炉全体の伝達特性を測定しようとするもので、たとえば共鳴周波数の測定や伝達関数の測定などがそれである。第3の分類に入るのは、炉の安全性をきわめて直接的に確かめようとする実験で、暴走実験などがこれである。もちろんこれらの3種の実験には確然たる境界が存在するわけではなく、それぞれが互いに入り組んだ状態でおこなわれることが多い。

このうち、第1の分類に入る実験は主として、炉物理的な立場でおこなわれており、今回の会議には、パルス中性子源とタイム・アナライザーによる方法<sup>13)</sup>とロッシ  $\alpha$  法<sup>14)</sup>や、ファインマン  $\alpha$  法<sup>15)</sup>のような統計的手法による方法についての実験結果を報告し、その比較をおこなった論文 [1783] が提出されている。これによると、ロッシ  $\alpha$  法は、遅発臨界にきわめて近い高速中性子増倍系に最適である。臨界から遠い未満の状態では、かつ中性子寿命の長い系では、バックグラウンドの妨害が問題となってくるので、中性子寿命に比例して測定時間を要することとなり、 $l=50\mu\text{s}$  以上の系に対しては著しく困難であることが指摘されている。これに対して、パルス中性子源を使用する方法は、 $l=0.1\text{ms}\sim 0.01\text{ms}$  程度の広範囲な系を対象とし得てかつ臨界よりはるかに低い未満の状態でも使用できる利点がある。ただしこの方法では、多額の費用を要することは明白である。ファインマン  $\alpha$  法は、ロッシ  $\alpha$  法のように特殊なタイム・アナライザーを要せず、より一般的な機器で、実験可能な点が大きい利益といえるが、測定回数を非常に大きくしないとよい測定がおこなえない欠点がある。また取り扱う系の状態については、ロッシ  $\alpha$  法と同じように、遅発臨界付近に最適であるが、中性子寿命の短い系では、非常に短い時間間隙を得るための正確なゲート・タイマーが作りにくい点から、高速中性子系では問題が多い。しかし

$l=50\mu\text{s}$  程度の系に対しては、パルス中性子源法と測定精度、所要時間ともに同程度である。なおこの報告以外の統計的手法についても最近特に研究がすすめられているので、文献<sup>16)17)</sup>などを参照されたい。

第2の分類に属するものについては、一般的な取り扱いには BETHE のすぐれた論文<sup>18)</sup>があるので、これを参照されたい。また今回の会議にかなり多数提出された沸騰水型炉に関しては特に別章で詳しく取り扱っているのので、ここでは、高速中性子炉の安定性を論じた [1462] のみを紹介する。

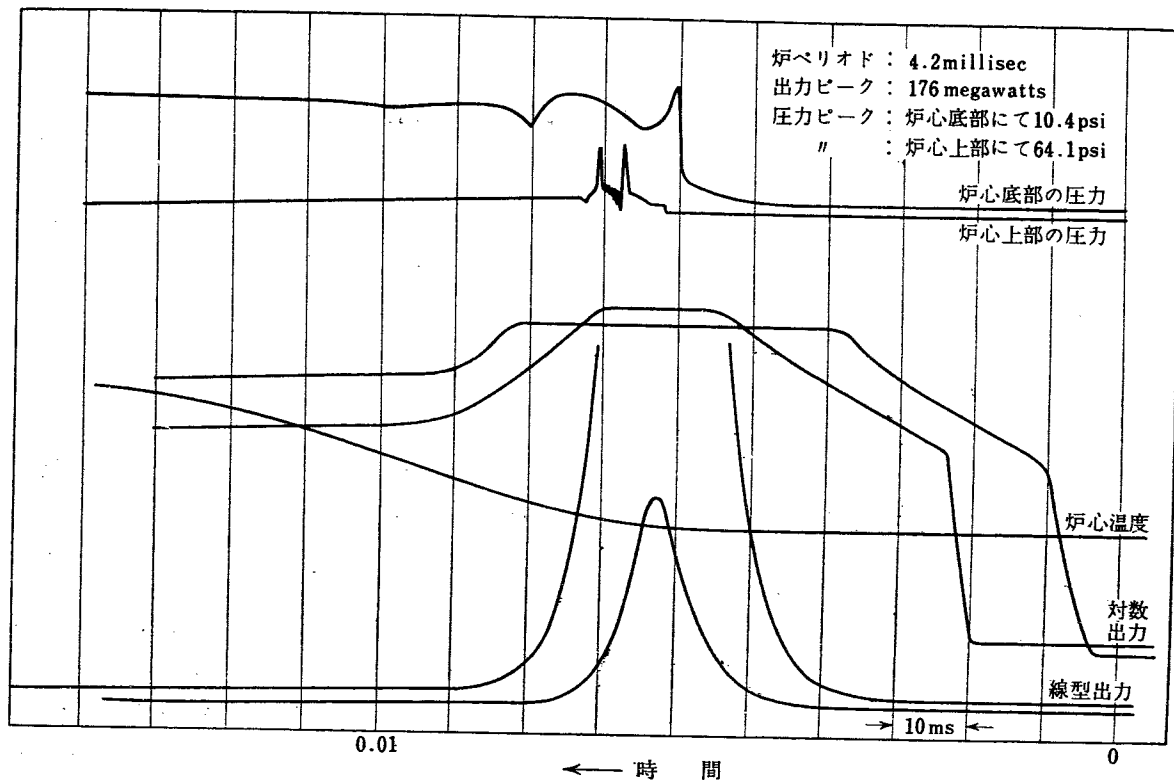
熱中性子炉と高速中性子炉の大きな違いは、高速中性子炉においては、(1) 中性子寿命が短いこと、(2) 反応度係数の性質が異なり炉の構造に非常に依存していることである。このことが実際に熱中性子炉と異なる現象を示すことがある。ここでは EBR-1 における振動現象の1つの説明とドーンレイ炉の設計値を用いて時間変化をシミュレーターで求めた例が報告されている。これは EBR-1 の振動現象の説明として設計値を用い、反応度を外から強制的に正弦変化させたときの出力変動の周波数特性を求めている。計算は、線型化した数式を通常の方法によっているが、詳細は示していない。最初炉心とブランケットを別々に考えて応答曲線を描いたが、このとき曲線は周波数に対して単調に減少して共振は現われなかった。したがってこの考えは重大な事柄を落していることがわかる。つぎに詳細な点を考慮して、ブランケット内の熱発生の半径方向の変化、炉心からブランケットへの熱の移動、ブランケットの冷却管の変化、コア内の温度分布などをも考慮するようになった。

この結果として EBR-1 の振動現象は燃料の歪曲とそれに伴った冷却水の流れの変化による効果であると考えられた。そして冷却水が炉心とブランケットに直列に入っていないければ、この現象は起きなかったといえる。

なお、同じく EBR-1 の安定性を論じた他の報告も [1845] も BETHE の論文<sup>18)</sup>も、ほぼ同じような方法と結果を示しているのので、ここでは省略することにする。

#### 3.2 原子炉の固有安全性に関する実験

第3の分類に属するものについては、すでに最近ま



第6図 過渡出力の記録 (炉ペリオド 4.2 ms)

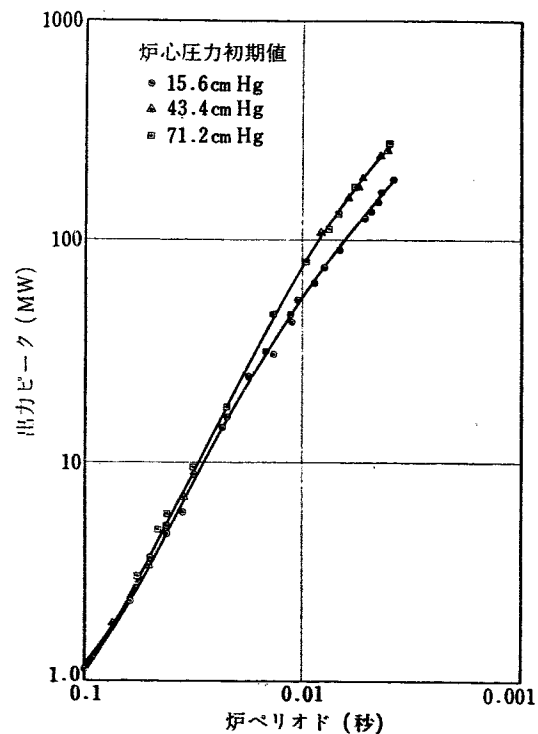
での研究をまとめた総合調査報告<sup>19)</sup>が邦文で発表されているので、ここでは全貌をつたえることよりも、むしろ個々の論文の内容をくわしく紹介することにした。

ウォーター・ボイラー型炉については動特性実験、とくに暴走実験をおこなうための炉としてつくられた KEWB での実験結果が報告されている [1079]。

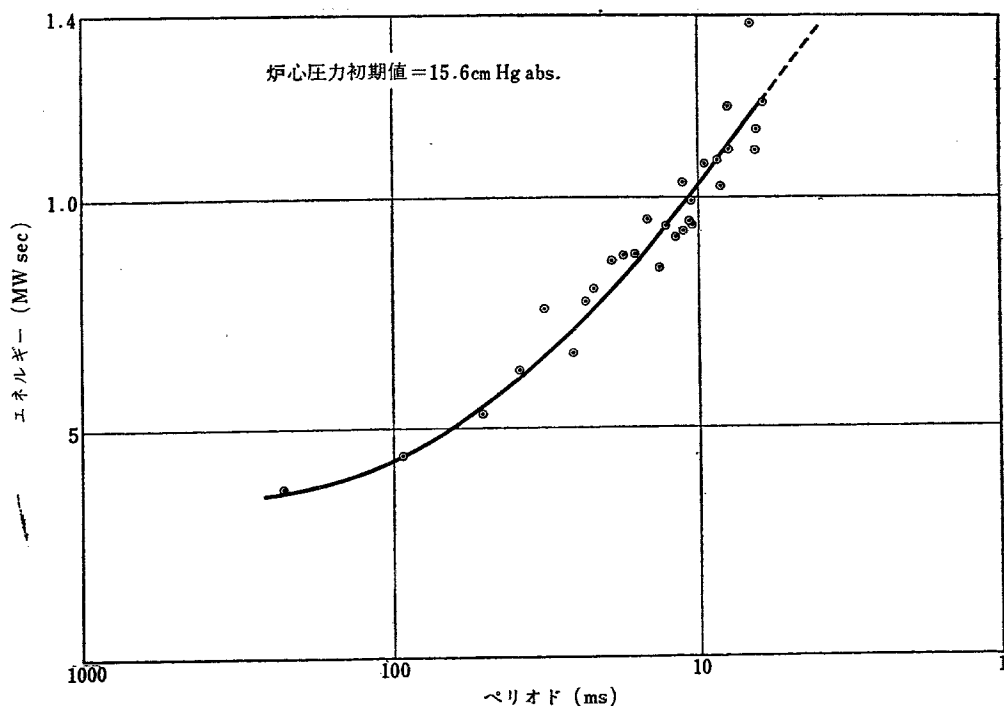
ウォーター・ボイラー型炉については、これまでも SUPOや、リバモアのウォーター・ボイラー型炉について実験がおこなわれてきたが、反応度 0.4%, ペリオド 6 秒までの範囲であったので、それ以上にきびしい条件での実験をめざしたものである。KEWB での実験は変数として炉に与える反応度の総量と、付加率、燃料温度初期値、炉心内圧力初期値の 4 つを選び、急激な反応度変化に対する過渡的な炉出力上昇とパラメーターの関係を求めているが、第 6 図は、その 1 つの実験例である (以下第 10 図まで反応度は階段状に加えられる)。

この第 6 図からもわかるように、出力ピーク値の約 10%に達するまでは、炉出力は指数関数的に上昇するが、このへんで炉の固有自己停止機能が働き始める。そしてピーク値直後の停止曲線はより鋭角的で、ピーク値の前後が非対象となり、この現象は炉ペリオド 0.2~0.3 秒以下ではもっと顕著に現われる。またこ

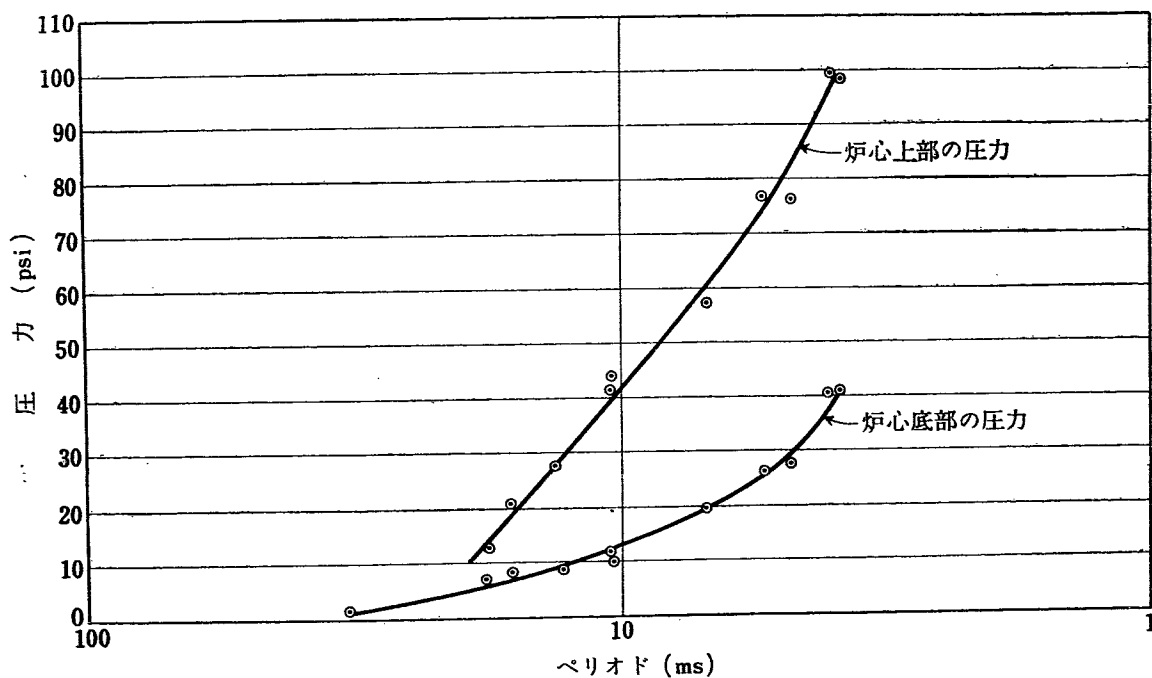
の記録で炉内圧力の変化に 2 つの大きなパルス状ピークが見られるが、第 1 のものは燃料溶液が炉心からオーバー・フローした衝撃によるもので、有意義なのは第 2 のパルス状ピーク以下である。



第7図 出力ピークと炉ペリオド (炉ペリオド、100~3.7 ms) の関係



第 8 図 出力上昇による全放出エネルギーと炉ペリオドの関係 (炉心圧力初期値 15.6 cmHg)



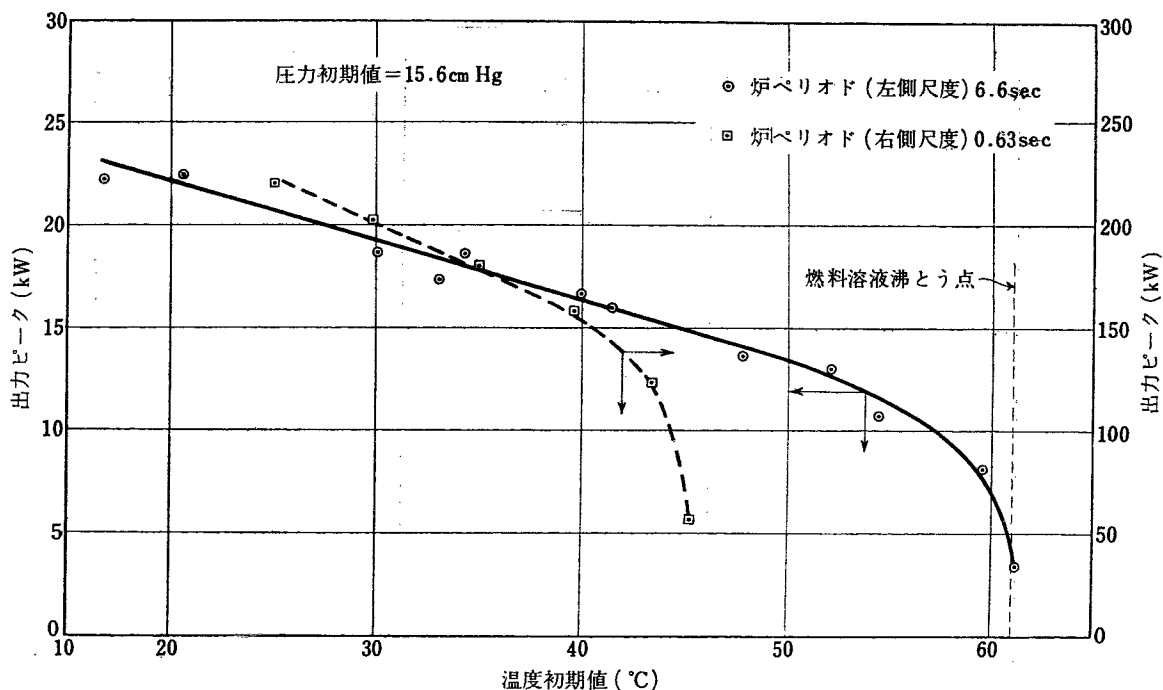
第 9 図 炉心過渡出力と炉ペリオドの関係

次に各種の実験結果を総合した第 7 図以下に示す。

第 7 図からは圧力が低いほど出力ピーク値が小さいことがわかるが、これは低圧ほど水の放射線による分解ガスの生成率が大きくなりやすいためと考えられるものの、正確な機構はまだはっきりしていない。第 8 図に出力積分値としての全放出エネルギーと炉ペリオドの関係を示しておくが、これはグラフ上で積分値を求

めたものである。

炉心内圧力の変化は、炉の核的特性の変化に大きな影響を与えるのはもちろんとして、技術的に容器の耐圧限界を押えるためにも重要視されるが、第 9 図では、20 ms 以下のペリオドでは圧力ピークが生じ、ほぼ炉ペリオドに逆比例してピーク値が増加し、4 ms では 100 psi にもおよぶことがわかった。またすべて



第10図 炉心温度初期値、出力ピーク、反応度の関係

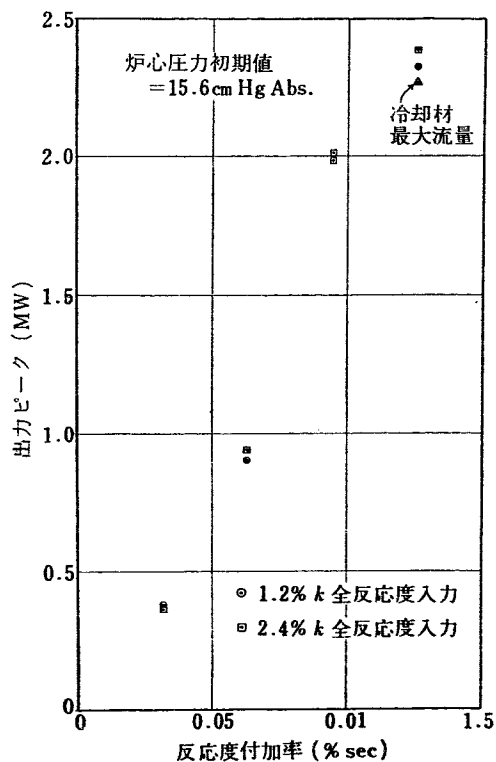
の実験を通じて炉心上部に最も圧力が大きくかかることもわかった。

第10図は炉心温度初期値が動特性におよぼす影響を示しているが、出力ピークと温度初期値が高いほど炉心内に含まれている水蒸気量が増すためと考えられる。また、ある温度以上で出力ピークが急減するのは局部的沸騰が生じるためと考えられるが、これは、炉心のそばにマイクロフォンをおいて沸騰による騒音をモニターすることによって確かめられている。

反応度付加率と出力ピーク値との関係は第11図に見られるが、これは炉の起動時に生じる事故の例として代表的なものといえる。この実験では、反応度付加が始まるとともに炉出力は急上昇し始め、一応鋭い出力ピークを示してのち、小さな極小点を作ってふたたび出力がゆるやかに上昇し始める。この第2次の上昇は反応度が加えられる間ずっとつづき、この間、周期2～3秒くらいの小さな振幅の減衰振動が見られる。また反応度付加が終わったあとは炉出力は加えられた全反応度によって定まるところへ落ち着く。なおこれらの全過程で、特に出力が不安定になるような現象は見られなかった。

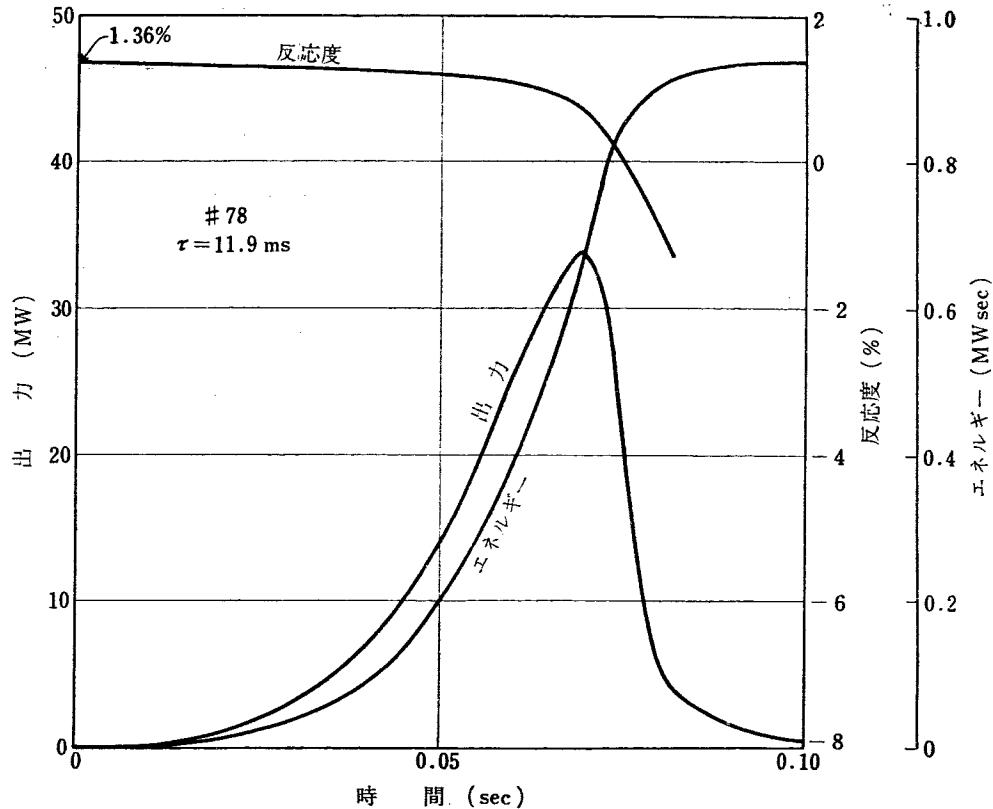
また第11図からわかることは、付加率が出力ピーク値を定める重要な因子で、付加された反応度総量は出力ピークを決定づけずに、単に平衡点を与える以上の意味しかないことである。もちろんこの平衡点は他の変数によっても大きく変化することは自明である。

これらの実験結果の解析は2つの目的をもっておこ



第11図 出力ピークと反応度付加率の関係

なわれた。1つは暴走時の出力記録から反応度の時間変化を逆算することによって、自己停止機構を解明しようとするもので、他の1つは、炉出力の時間的変化を予知するためのモデルを作ることにあつた。たとえば第12図は、炉ベリウド12msということと、出力記録からエネルギーと反応度の値を求めた例である。



第 12 図 過渡状態における出力，エネルギー，反応度，炉ペリオドの関係（炉ペリオド=12 ms）

これらの解析からわかった重要なことは次のとおりである。

もし水が分解して生じるガス泡が反応度付加後ただちに生成されるという仮定をすれば，出力ピークが生じるまでに放出されるエネルギーは，反応度を約 10 以上も減少させようという現実に矛盾した結果になる。またこれとは別個に，温度上昇による沸騰の面から計算してもこの仮定は誤っていることがわかったが，炉ペリオド 4 ms～1 s くらいの間に対してある遅れ時間をもった分解ガス生成が，この型の炉の最も主要な自己停止機構であるということになった。

最後に KEWB の実験として得られる炉の時間的变化を与える一般的モデルを数式で与えると，

核的特性

$$\left. \begin{aligned} \frac{dN}{dt} &= \frac{\beta}{l} \left[ (R-1)N + \sum_{i=1}^6 f_i W_i \right] \\ \frac{dW_i}{dt} &= \lambda_i (N - W_i), \quad i=1 \sim 6 \end{aligned} \right\} \quad (50)$$

温度特性

$$\frac{dT}{dt} = K(N - N_0) - \gamma T \quad (51)$$

分解ガス

$$\frac{dB}{dt} = G(N - N_0) - \nu B \quad (52)$$

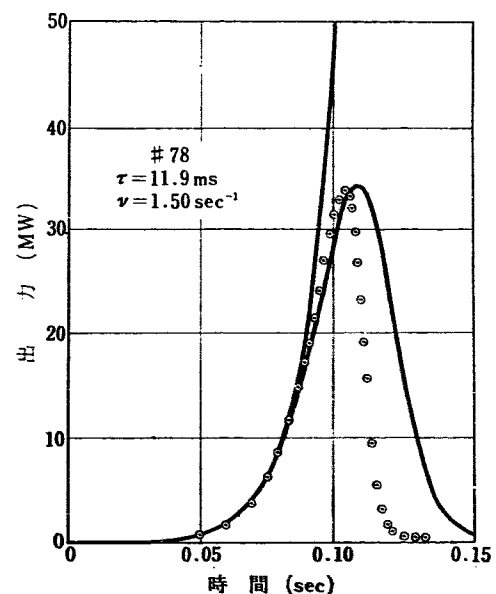
ボイド（気泡）特性

$$\frac{dV}{dt} = \nu B - \sigma V \quad (53)$$

反応度

$$R = R_0(t) + \alpha T + \phi V \quad (54)$$

記号； $R$ =反応度（ドル単位）， $f_i$ = $i$  番目の遅発中性子先行核の生成率， $W_i$ =同存在率， $\lambda_i$ =同崩壊係数，

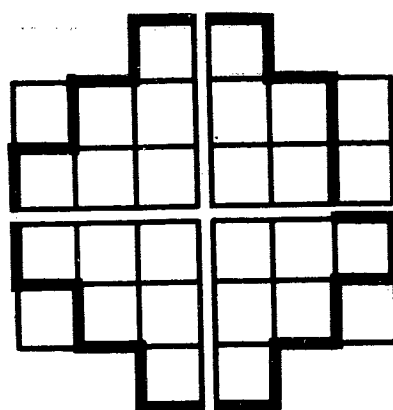


第 13 図 過渡状態における出力変化の実験値と計算値の比較（炉ペリオド，12 ms）

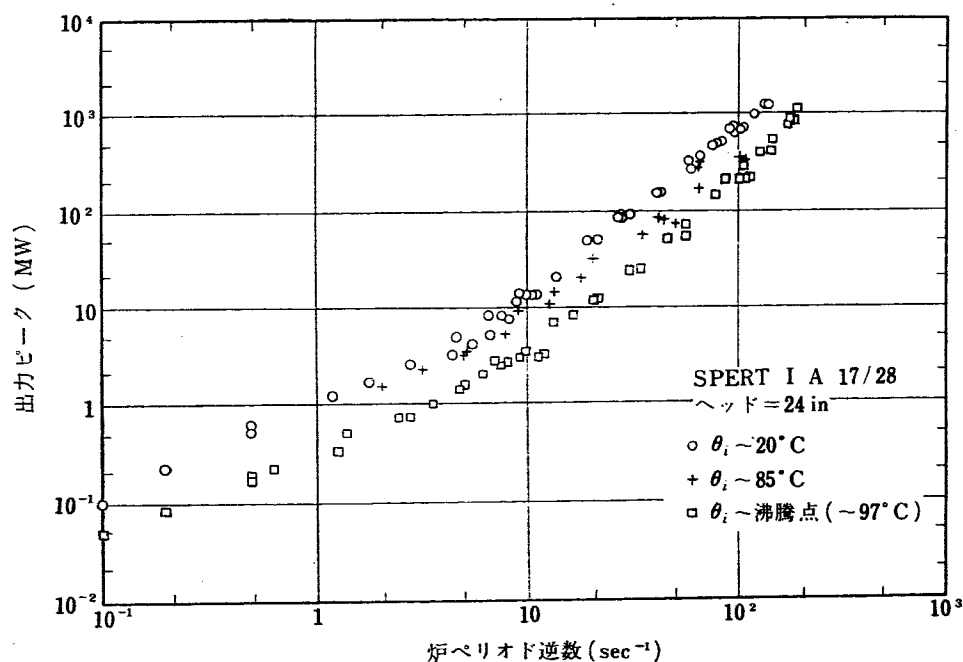
$K$ =比熱容量の逆数,  $r$ =熱伝達時定数(無視可能)の逆数,  $G$ =水の放射線分解率,  $v$ =気泡生成遅れ時間の逆数, 実験データとの調節パラメーター,  $\sigma$ =気泡が溶液から脱出するまでの時間の逆数,  $R_0$ =付加反応度,  $\alpha$ =反応度の温度係数,  $\phi$ =反応度のボイド係数.

第13図はこの計算式と実験値の比較図であるが, 実験値のほうがピーク値直後の減衰が鋭く, これは特にペリオドの短い場合に著しい. これが今後に残された問題点といえよう.

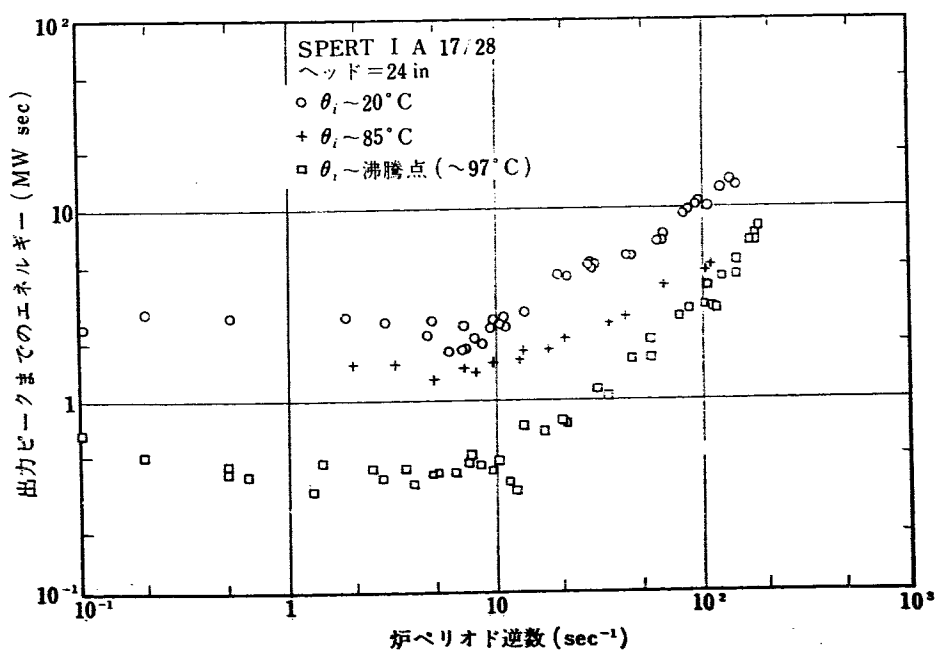
つぎに濃縮ウラン軽水炉ではあるが, 非均質固体燃料炉の場合の実験例として SPERT-1 における実験結



第14図 SPERT-1 炉心燃料配置の一例 (A17/28)



第15図 出力ピークと炉ペリオド逆数の関係



第16図 出力ピークまでの所要エネルギーと炉ペリオド逆数の関係

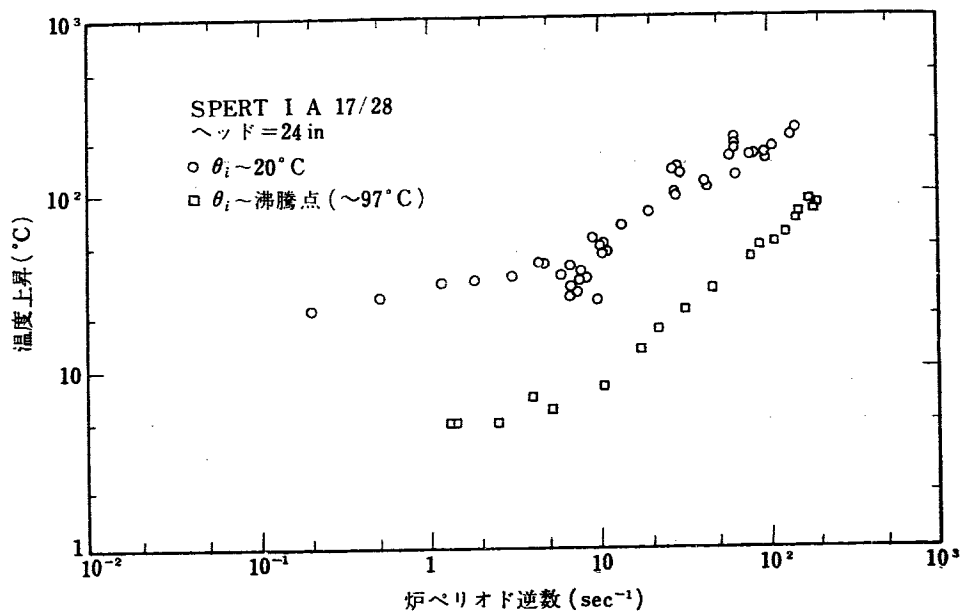
果の報告 [2428] をとり上げよう。

SPERT-1 についての核的特性などは他の章にゆずって、ここでは主として動特性のみにあつてのべる。

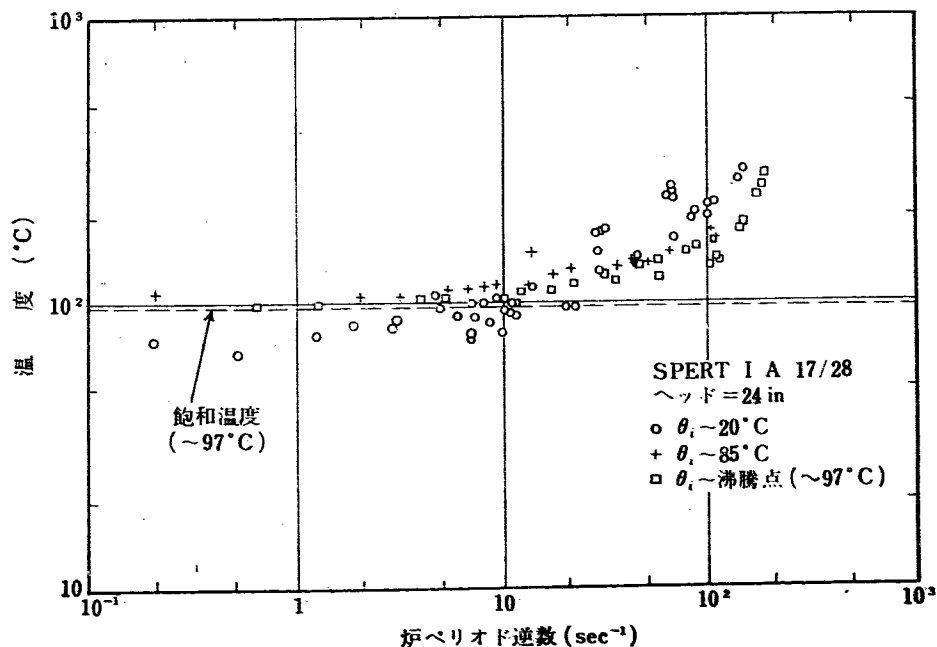
SPERT-1 は燃料構成をいろいろと変化させ、それぞれの炉心構造について燃料温度の初期値と、反応度付加値（階段状、線型変化の2種）を変えて実験をおこなっている。第14図は、例として最も多くの実験のおこなわれた炉心（A17/28）の構成を示す。なお炉そのものの構成については他の文献<sup>20)</sup>によりたい。またこの第2回会議には主としてこの炉心構造でおこ

なった実験結果が報告されている。

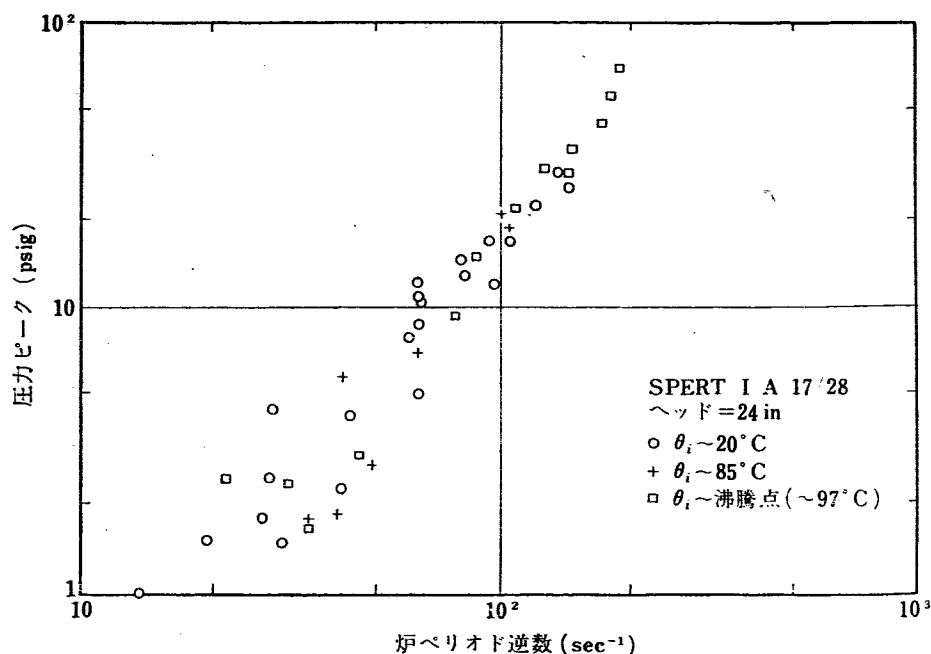
さて、この SPERT-1 においても KEWB とほぼ同様な試験がくり返されている。まず、反応度の階段状変化をおこなわせるに当って、炉温度と冷却水溜めの温度を一定におさえた後、炉を低出力（数W）で臨界よりもすこし低い未満の状態におき、そこへ階段状に反応度を付加している。この場合の典型的なデータを見ると、反応度が加えられた直後はその反応度で定められたペリオドで出力の指数関数的上昇が始まる。そうして、炉固有の自己停止機能、すなわち SPERT



第17図 出力ピーク時における燃料表面温度上昇と炉ペリオド逆数の関係



第18図 燃料表面温度ピークと炉ペリオド逆数の関係



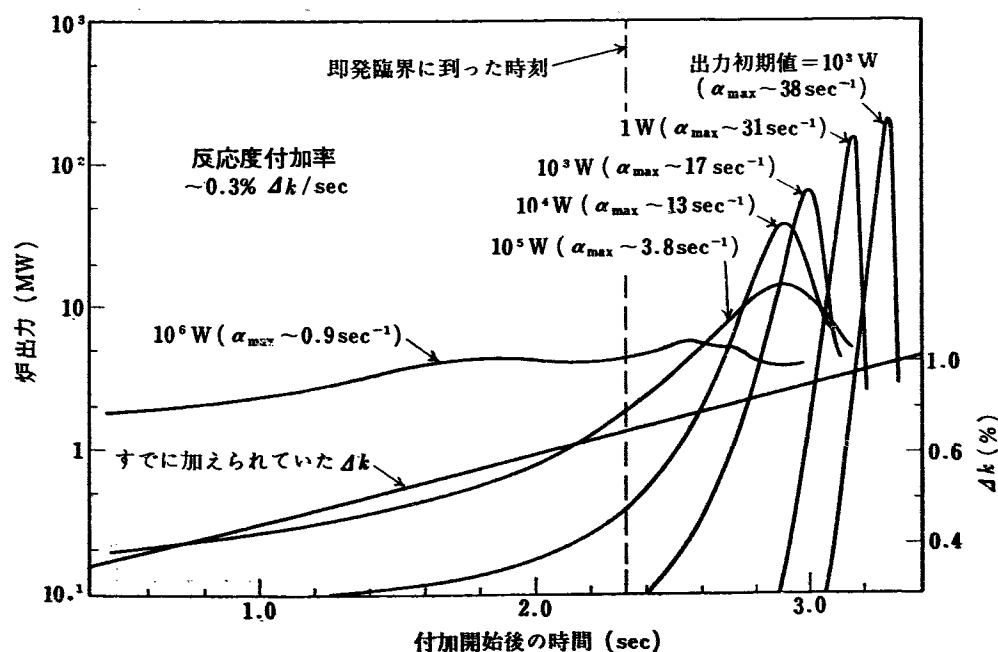
第19図 圧力ピークと炉ペリオド逆数の関係

の場合は沸騰による気泡の生成が始まる程度のエネルギーが貯えられるところまでは上記の現象がつづく。

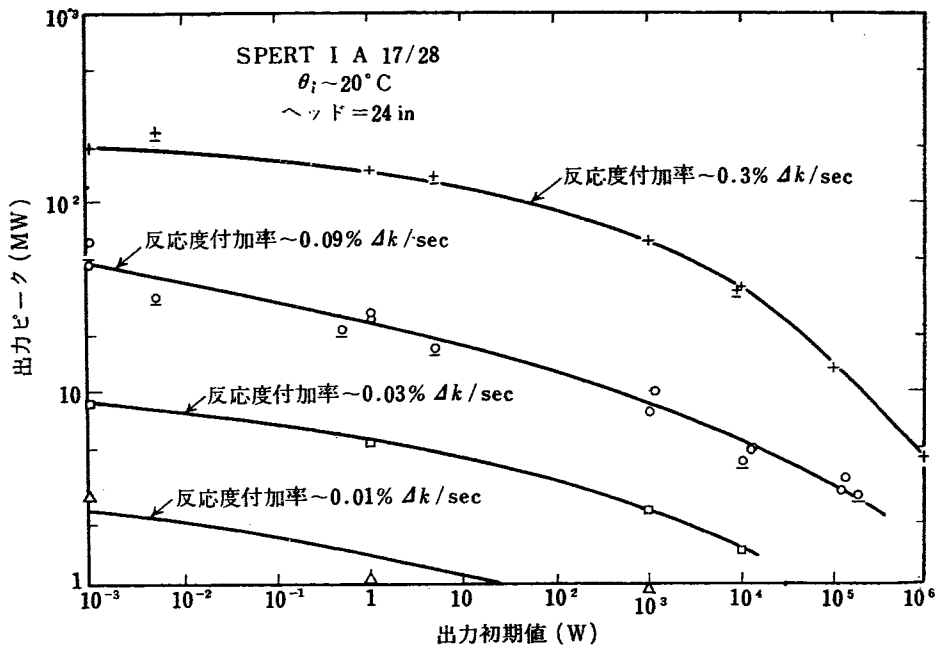
そうして、自己制御機能が有効になると、反応度が低下し始め、炉出力は極大値を通りぬけたのち、単調もしくは振動しながらある値に落ち着いてゆく。そして、実験では反応度を加えた直後の一定時間後には外部から働かしうる安全系が働いて炉を止めるように準備していたが、実際にはこの必要がなかった。ほとんどの実験で出力の第1のピークですでに自己制御機能が働いて暴走がくい止められ、安全系を使用すべき必

然性はなかったのである。第15～19図は反応度の逆数 $\alpha$ と諸量との関係を、実験結果よりまとめたものである。これらのうち、特に注目すべきものは燃料温度と出力ピークとの関係であろう。また反応度線型付加(ramp)による結果を第20～23図に示す。これらのうち、とくに注目すべきことは、この場合 KEWB と同様に出力初期値より反応度付加率のほうが、より重要なパラメータになっている点であろう。

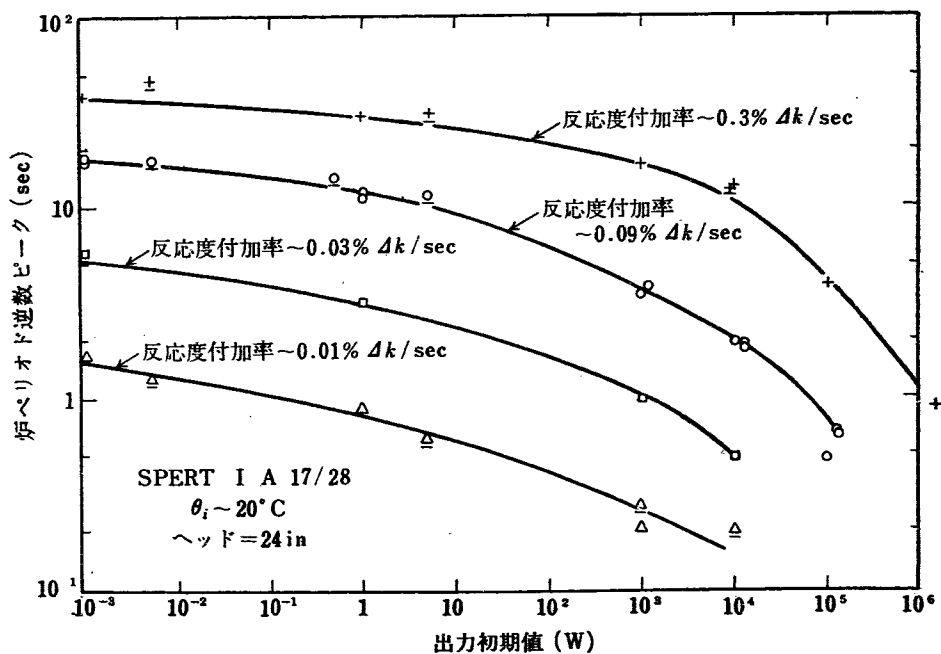
つぎに以上の実験結果を簡単な式の型に要約すると、階段状反応度変化で、遅発中性子が無視できるよ



第20図 反応度付加率と出力の時間的変化の関係



第 21 図 反応度付加率による出力ピークと初期値の関係の変化



第 22 図 反応度付加率による炉ペリオド逆数と初期値の関係の変化

うな即発臨界以上の状態では、

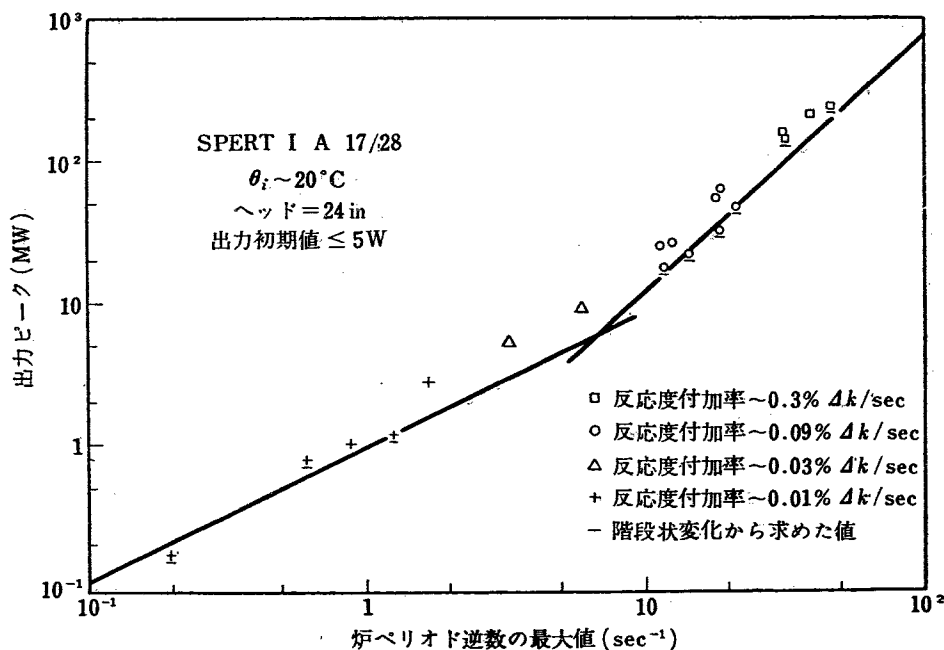
$$\frac{\ddot{\phi}(t)}{\phi(t)} = a(t)$$

$\phi(t)$  は、時間  $t$  における放出エネルギー、 $\ddot{\phi}$  はその二次微分、 $a(t)$  は出力対数値の勾配を示す。すなわち、指数関数的に出力が  $a$  の勾配で上昇すれば（ペリオド  $\tau$  の逆数、 $\Delta k_p/l_p$ ）、 $a(t) = \Delta k_p(t)/l_p$  ということとなり、反応度変化と放出エネルギーの関係から出力の時間変化が求められる。

また遅発中性子が有効な即発臨界以下では、

$$\frac{\ddot{\phi}}{\phi} = a_0 - b[\phi(t-T)]^n$$

ただし、 $a_0$  は反応度に比例する定数、 $b$  は反応度係数（単位：エネルギー<sup>-1</sup>・秒<sup>-1</sup>）、 $\phi(t-T)$  は時間遅れを示す項である。SPERT-1 の実験では、 $n$  の実験値は、1.5~2 が計算とよく合致する値であった。この式から、出力ピーク値とピーク時のエネルギー放出量は  $b^{1/n}$  に比例し、停止機構そのものの原因にはあまり関連性がないことと、 $a_0$  は  $T$  にかかなり支配されることである。そして、 $a$  と出力ピーク、放出エネルギー



第23図 反応度付加率による炉ペリオド逆数と出力ピークの関係の変化

一との関係を実験的にきめるには、 $T(a_0)$  を各炉ペリオドでの実験データに対してほぼ一定になるように定めることが必要である。そして、この実験からいえることは、暴走の機構を明確に知らなくても、実験的に動的な反応度係数のみを測定するだけで、暴走時の出力波形をかなり正確に予想しうることである。

反応度が線型に変化する場合には、やや異なった取扱が必要である。ここでは出力初期値がやや重要な意味をもってくる。しかし、それにもまして付加率のほうが重要なことは、実験結果の図からも明白であろう。

さて、図から実験曲線として得られるものは、

$$\frac{\ddot{\phi}}{\phi} = a(t) = at - b\phi(t) \quad (55)$$

ここで、 $a$  は反応度  $k$  の付加率を  $l$  で割ったものとする。もし出力  $\phi(t)$  が  $\phi_m = \frac{a}{b}$  まで上昇したとき

の  $a$  を  $a_m$  とすると、

$$a_m \approx \sqrt{2a \left( l_n \frac{a}{b\dot{\phi}(0)} - 1 \right)} \quad (56)$$

ただし  $\dot{\phi}(0) < 0.1\dot{\phi}_m$

この2つの式から、炉ペリオドが即発臨界の値以下では、 $\dot{\phi}_m$  は  $\dot{\phi}(0)$  からは影響を受けず、 $a_m$  は  $b$  より  $a$  に強く影響されることがわかる。また実験データから (56) 式を使って  $b$  を推定することは、階段状変化における反応度係数の約2倍以内の精度で可能である。

そして、このような実験によって、炉の安全の立場から見た中性子源の強さや制御棒引出し率に対する検討が可能であり、適当な制限下ではどんな状態においても、完全に安全な炉を作りうる可能性も見いだすことができよう。

## 文

## 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [107] H. B. SMETS: Reactor dynamics at low power.
- [232] P. SCHMID: A basic integral equation of reactor kinetics.
- [629] E. R. COHEN: Some topics in reactor kinetics.
- [960] D. EMENDORFER, K. H. HOCKER: Influence of delayed neutrons on a reflected reactor.

- [1079] M. E. REMLEY *et al.*: Experimental studies on the kinetic behavior of water boiler type reactors.
- [1095] J. J. THOMPSON: Statistics of circulating fuel reactors.
- [1338] T. KAGAYAMA: Dynamic analysis of reactor start-up.
- [1462] R. T. ACKROYD *et al.*: Stability considerations in the design of fast reactors.

- [1793] J. BENGSTON *et al.*: Determination of prompt neutron decay constants of multiplying system.  
[1845] F. W. THALGOTT *et al.*: Stability studies on EBR-I  
[1896] P. STIENENART, P. ERKES: Graphical solution of reactor transients.  
[2104] P. KOVANIC: Approximate solution of reactor kinetic equations.  
[2428] W. E. NYER, S. G. FORBES': SPERT I safety studies.

## その他

- 1) S. GLAASTON, M. C. EDLUND: The element of nuclear reactor theory (1952). (邦訳: 伏見, 大塚訳: 原子炉の理論).
- 2) L. N. USSACHOFF: 1 st Geneva Conf. p. 656 (1956).
- 3) A. F. HENRY: *Nuclear Sci. & Eng.*, **3**, 52 (1958).
- 4) T. A. WELTON: 1 st Geneva Conf. p. 377 (1956).
- 5) G. GOERTZEL: Reactor Handbook, vol. 1, Physics, Chap. 1, 6 (1955).
- 6) S. WALLACH: WAPD-13.
- 7) KEEPIN: *Phys. Rev.*, **107**, 1044 (1957).
- 8) M. A. SCHULTZ: Controls of nuclear reactors and power plants (1955).
- 9) 犬井鉄郎: 球関数, 円筒関数, 超幾何関数 (河出書房).
- 10) たとえば W. C. SANGREN: ORNL-1205 (1955).
- 11) H. SOODAK *et al.*: ANS meeting Oct. 28 (1957). paper 5-3.
- 12) W. E. MILNE: Numerical solution of differential equation (1953).
- 13) たとえば N. G. SJÖSTRAND: Arkiv för Fysik; Band II, p. 233 (1956).
- 14) たとえば J. ORUNDOFF: *Nuclear Sci. & Eng.*, **2**, 450 (1957).
- 15) たとえば R. P. FEYNMAN *et al.*: *J. Nuclear Energy*, **3**, 64 (1956).
- 16) M. N. MOORE: *Nuclear Sci. & Eng.*, **3**, 387 (1958).
- 17) C. E. COHN: *Nuclear Sci. & Eng.*, **5**, 331 (1959).
- 18) H. A. BETHE: APPA, 117 (1956).
- 19) 武田栄一: 原子力学会誌, **1**, 70 (1959).
- 20) T. R. WILSON: IDO, 6318 (1957).

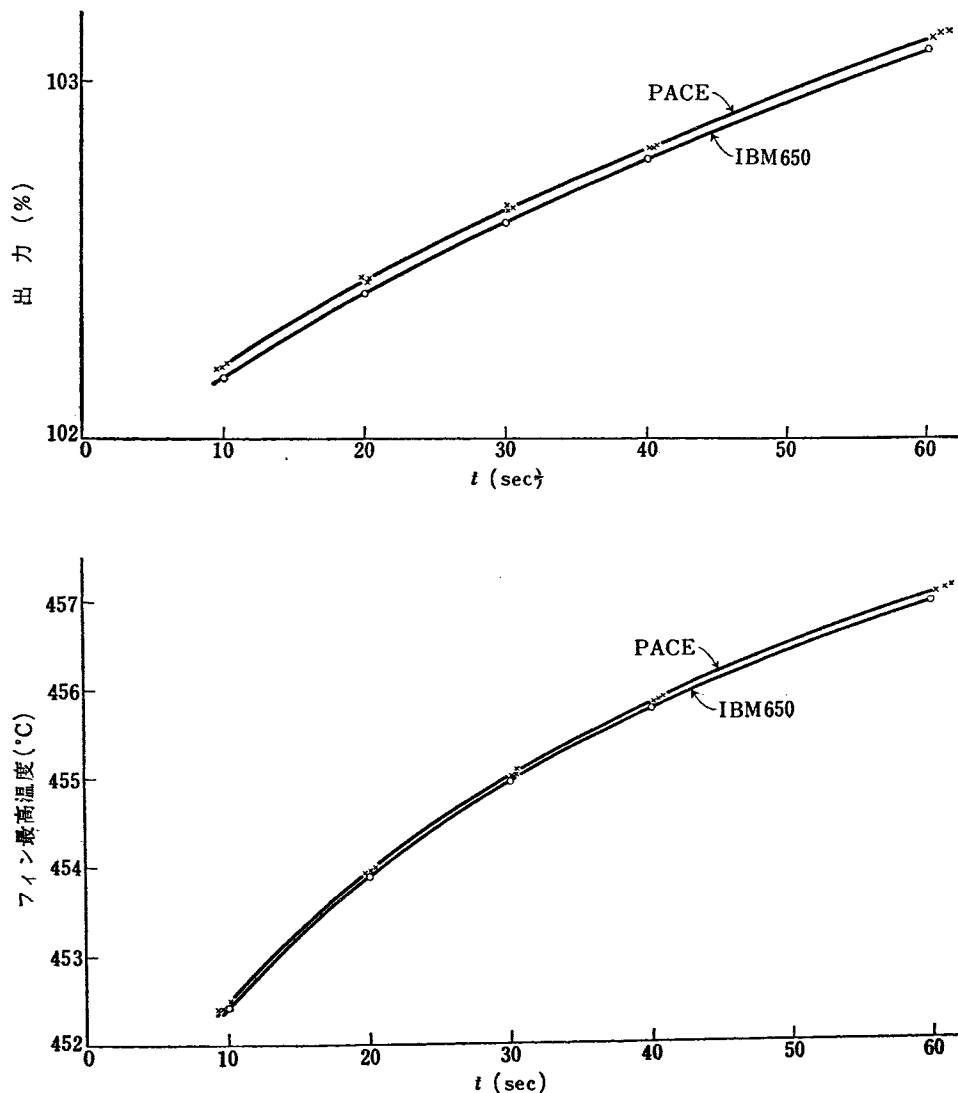
# アナログ計算機による原子炉および 原子力プラントの動特性解析

## 1. 緒 言

この報告は、第2回ジュネーブ会議に発表された論文を中心として、原子炉および原子力プラントのアナログ計算機による動特性解析についてまとめた。内容は主としてジュネーブ会議の論文の紹介であるが、それだけでは不十分と思われるところは、ほかの論文や資料を引用して補うことに努めた。しかしもちろんこ

の報告だけで、すべてをつくしているわけではなく、さらに詳しいことは原文献を参照していただきたい。

動特性解析 (Dynamic Analysis) は、原子炉の核計算や熱除去の計算が、定常状態の特性を扱うのに対して、系に種々の外乱が加わった際の過渡状態における特性を問題にし、系の負荷応答性や安全性を調べたり



第1図 アナログ計算機とデジタル計算機の計算結果の比較<sup>2)</sup>

制御の方法を検討したりすることをいう。基本的には自動制御の力学の応用であるが、原子力プラントでは種々の熱力学的現象や水力学的現象が関係してくるので、電気工学が中心となる自動制御の場合と多少おも

むきが異なる。そして、これらの熱力学的または水力学的特性はたいていなんらかの非線型性をもっているため、解析の手段としてはアナログ計算機が有力な武器となる。

## 2. アナログ計算機<sup>1)</sup>による解析の特色

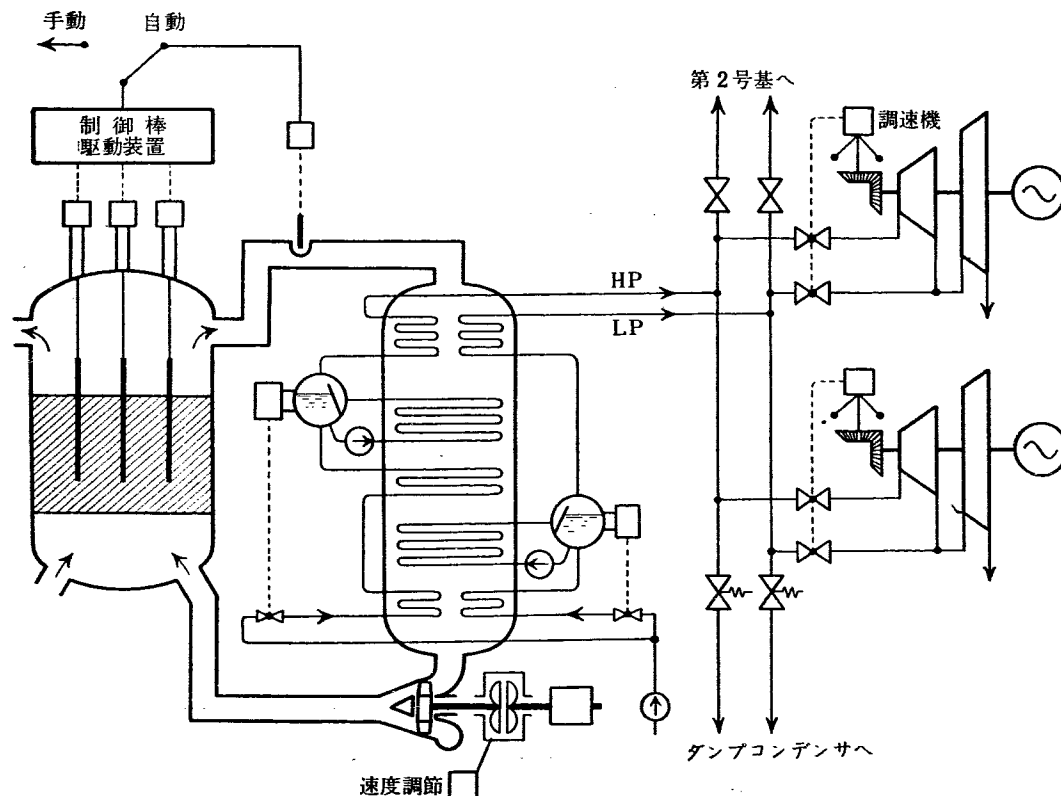
動特性解析にアナログ計算機を用いるのと、デジタル計算機によるのとは比較してみると、アナログ計算機の長所としては第一に、実際の系の一部分、たとえば原子炉とか熱交換器の特性がそのままとまって計算機の上に表現されるので、演算回路と実際の系の対応が理解しやすく、またいろいろのパラメータを変えて動特性をしらべるのにも都合がよい。

第二に演算の所要時間が短い。たとえば文献<sup>2)</sup>の計算の一部を IBM 650 と PACE<sup>1)</sup> とでおこない、比較したところ、前者はプログラミングに約 10 日、演算に 50 時間を要したのに対し、後者のプログラミングは約 2 日、純粹の演算時間は 10 分程度で、係数の設定などに要する時間を入れても 2 時間たらずであった。

第三にアナログ計算機では、実時間の演算が可能で

ある。したがって演算の一部に実際の制御機器やそのモデルを組み込むことができる。複雑な特性の機器を含む系ではこの方法は便利である<sup>3)</sup>。

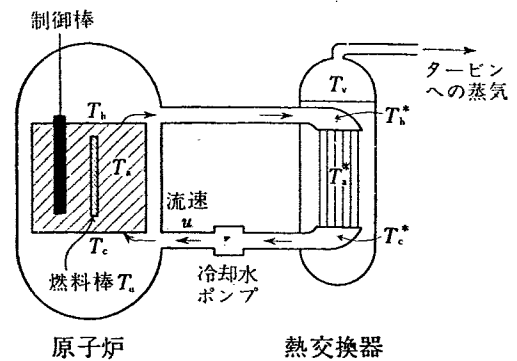
一方アナログ計算機の短所は精度が劣ることである。精度は問題の複雑さによってももちろん異なるが、中規模（演算増幅器 20 台くらい、掛算器 1 台、係数ポテンショメータ 30 台くらい）の問題で IBM 650 による解と比較した結果を第 1 図に示す<sup>2)</sup>。かなりよい一致がみられるが、もっと複雑な問題では時には誤差が大きくなる場合もある<sup>4)</sup>。アナログ計算機で誤差の原因となるのは信号電圧が小さくなって信号/ノイズ比が小さくなることである。信号/ノイズ比が小さくならないように気をつけてプログラムすれば、アナログ計算機でも通常は実用上さしつかえない程度の誤差にとどめることができる。



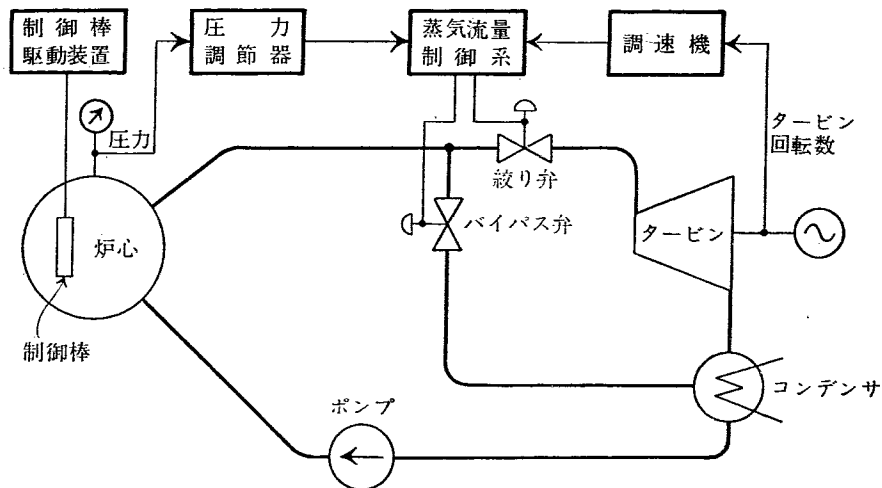
第 2 図 GCR プラントの概念図 [55]

### 3. 原子力プラントの概念

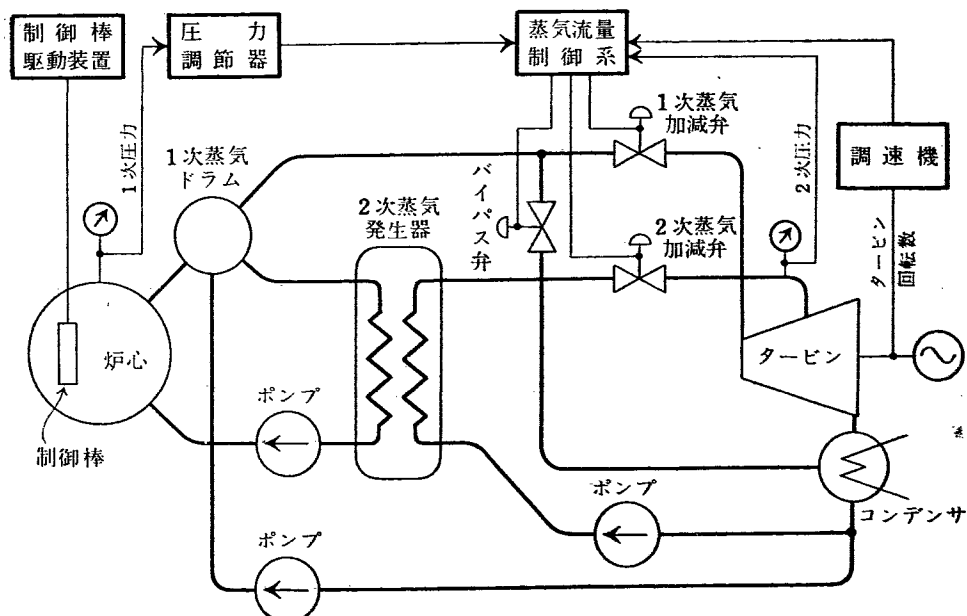
原子力プラントは原子炉、熱交換器、タービン発電機およびその他の補機などから成り、その構成は用いる原子炉の形式によって異なる。現在動力炉として有望とされ、開発されつつある天然ウラン、ガス冷却炉および濃縮ウラン、軽水冷却炉（加圧水型および沸騰水型）を用いた場合の大体の構成を第2図～第4図に示す。GCR注2) および PWR では原子炉内を流れる一次クーラントを熱交換器を通して蒸気を発生し、蒸気タービンをまわす。BWR では炉内で発生した蒸気を直接蒸気タービンへ導くが、第4図(A)に示すよう



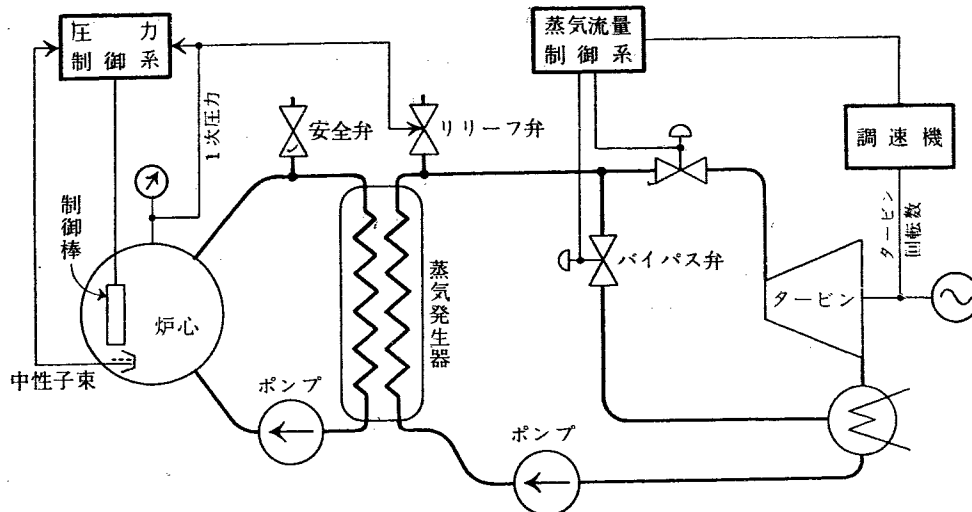
第3図 PWR プラントの概念図 [83]



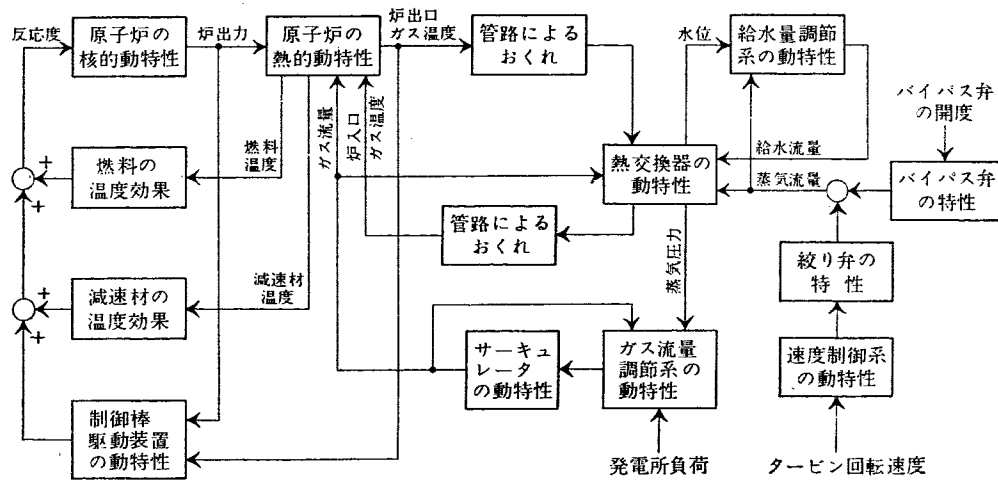
第4図(A) 単一サイクル BWR プラントの概念図



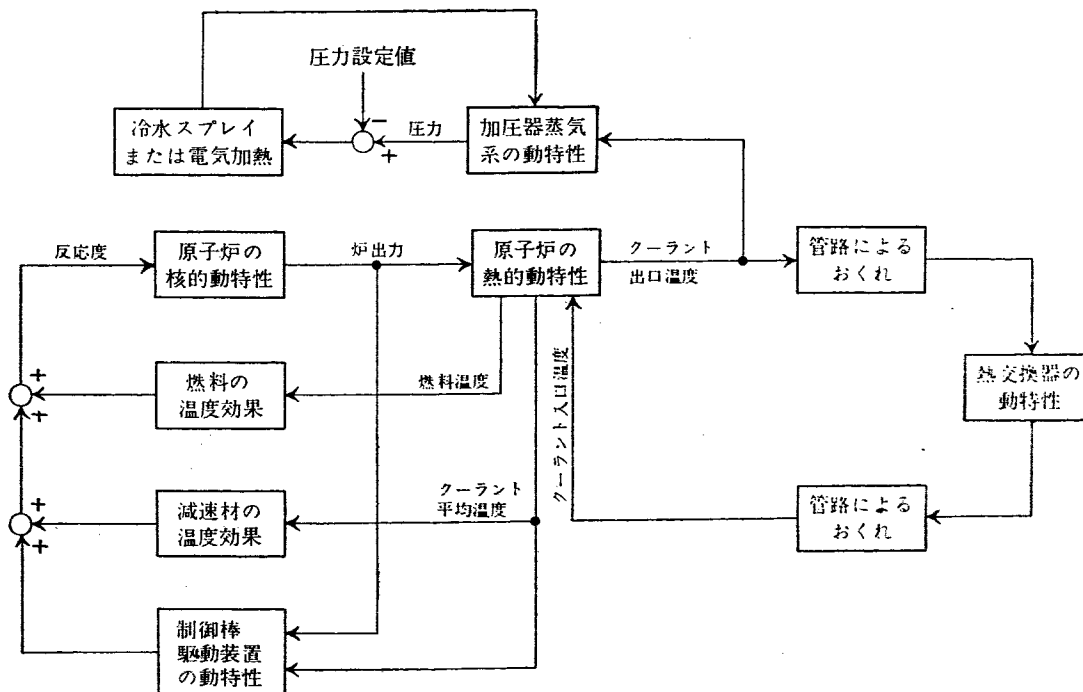
第4図(B) 二重サイクル BWR プラントの概念図



第4図 (C) 間接サイクル BWR プラントの概念図



第5図 GCR プラントのブロック図

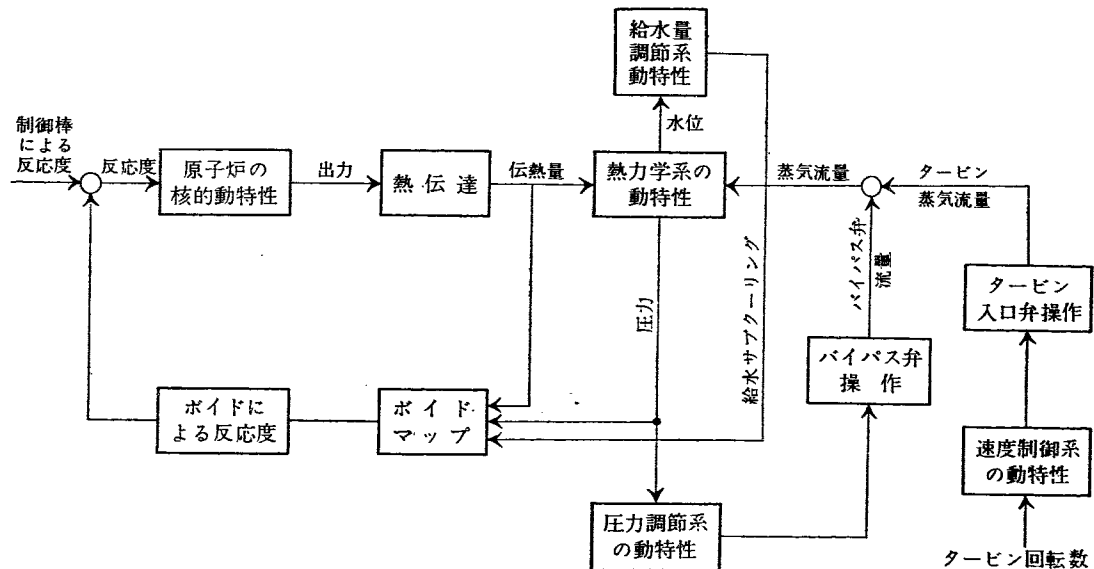


第6図 PWR プラントのブロック図

な単一サイクル型と、制御特性を改善するために第4図(B)のように二重サイクルにしたものおよび負荷応答性をよくしかつ放射能を帯びた蒸気がタービンへ入るのを防ぐための間接サイクル型(第4図(C))とがある<sup>5)~7)</sup>。

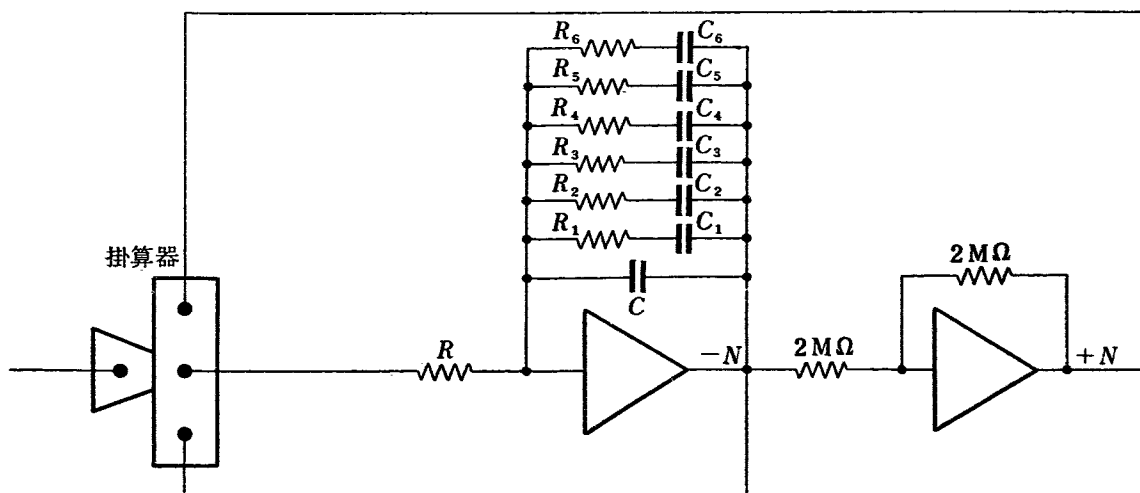
動特性を解析するには、プラントをいくつかのブロックに分けてそれぞれの動特性を数式化し、ブロック相互間の関係を明らかにしたブロック線図をかいておくことと便利である。GCR, PWR, および単一サイクル

BWR についてのブロック図を第5図~第7図に示す。PWR は一次クーラントの流量を一定に保つなど多少GCRと異なる点もあるが、熱交換器以後の蒸気系は大体GCRと同じと考えてよいので第6図では蒸気系は省略した。BWR ではボイドによる反応度変化などのために動特性はやや複雑になる。以下各ブロックの動特性とアナログ計算機による模擬のしかたをのべることにする。



第7図 単一サイクル BWR プラントのブロック図

#### 4. 原子炉の核的動特性の模擬



第8図 原子炉シミュレータ回路—1—[1196]

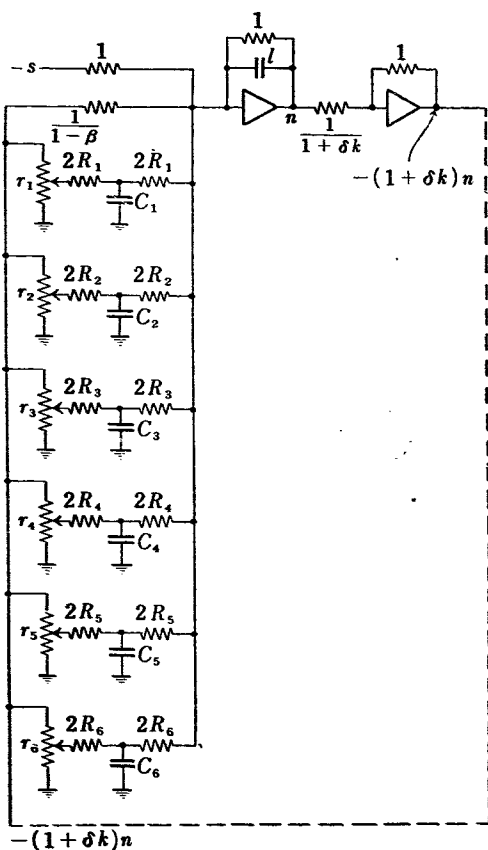
よく知られているように、原子炉の核的動特性はつぎの式で表わされる<sup>8)</sup>。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\delta k - \beta}{l} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i c_i + S \quad (1)$$

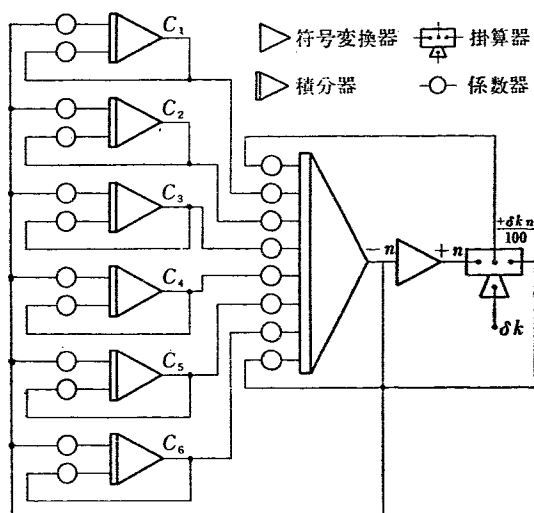
$$\frac{dc_i}{dt} = \frac{\beta_i}{l} n - \lambda_i c_i \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (2)$$

$n$ : 炉内の中性子密度  $\text{cm}^{-3}$ ,  $\delta k$ : 反応度,  
 $\beta_i$ :  $i$  番目の遅発中性子の発生割合,  $\lambda_i$ :  $i$  番目の遅発中性子先行核の崩壊係数  $\text{sec}^{-1}$ ,  
 $c_i$ :  $i$  番目の遅発中性子先行核の密度  $\text{cm}^{-3}$ ,  
 $l$ : 中性子平均有効寿命  $\text{sec}$ ,  $S$ : 中性子源の強さ  $\text{cm}^{-3} \text{sec}^{-1}$

これらの式を模擬する回路は古くから開発され<sup>9)</sup>, 原子炉シミュレータと呼ばれる。最も簡単な回路を第8図に示す[1196]。原子炉の起動特性のように広範囲の出力変化を扱うには、一度に全範囲を計算することはアナログ計算機では無理で、いくつかの区間にわけて計算し結果をつなぎ合わせるという方法を用いる<sup>10)</sup>。そのためには  $c_i$  の値をよみとったり、初期条件として加えたりするのに第8図の回路では不便なので、第9図のようにやや複雑な回路がくふうされている<sup>11)</sup>。専用の原子炉シミュレータでなく、大型のアナログ計算機の一部を使って模擬するときは、第10図のよう



第9図 原子炉シミュレータ回路—2—<sup>11)</sup>



第10図 原子炉シミュレータ回路—3—[1196]

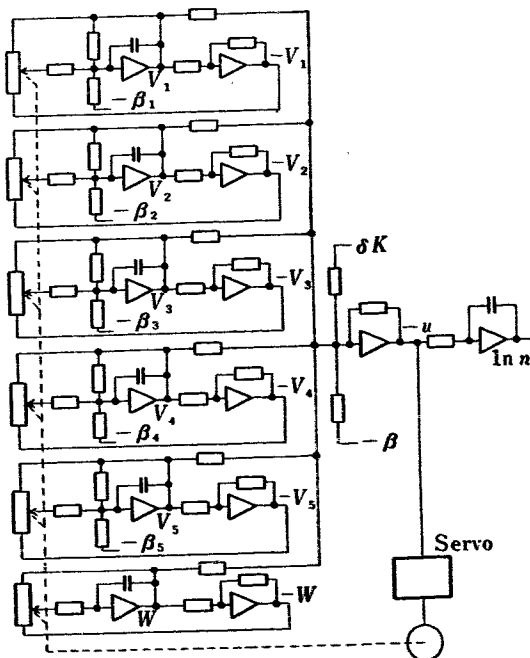
な回路にすれば便利である[1196]。遅発中性子に関する定数は種々の実験値が用いられる<sup>12)13)</sup>。また重水炉の場合には核分裂による遅発中性子のほかに、核分裂生成物から出る  $\gamma$  線と重水素核の  $(\gamma, n)$  反応による光中性子も考慮する必要がある<sup>14)</sup>。

広範囲の出力変化を扱う時、出力の対数をとると便利ことが多い<sup>15)</sup>。いま (1), (2) 式で  $\ln n = u$ ,  $c_i/n = V_i$ ,  $S/n = W$  とおいて変形すれば、

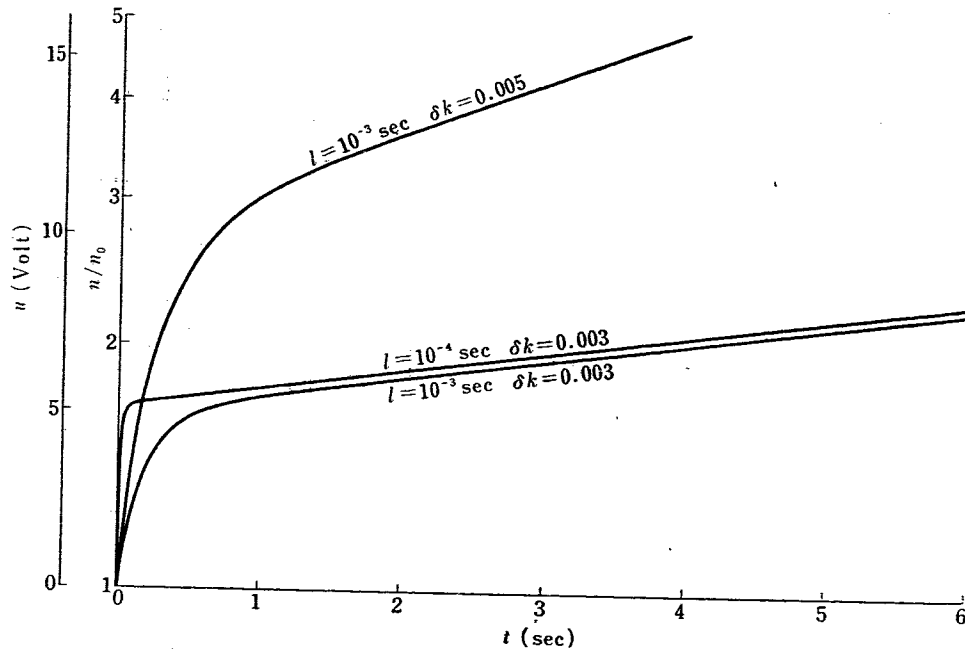
$$\frac{du}{dt} = \frac{\delta k - \beta}{l} + \sum_{i=1}^6 \lambda_i V_i + W \quad (3)$$

$$\frac{dV_i}{dt} + V_i \frac{du}{dt} = \frac{\beta_i}{l} - \lambda_i V_i \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (4)$$

$$\frac{dW}{dt} + W \frac{du}{dt} = 0 \quad (5)$$



第11図  $\log N$  シミュレータ<sup>15)</sup>

第12図 log N シミュレータによる解の1例<sup>16)</sup>

となる。これを模擬する回路を第11図に示す。これを、遅発中性子を平均化した1種類でおきかえ簡便化したものについて得られた結果の一部を第12図に示す<sup>16)</sup>。電圧  $u$  (volt) が,  $\log n$  に比例する。この方法によれば, 起動特性や事故時の解析を前記のような分割法によらずにおこなえる。ただし出力の対数しか求められないから, 出力そのものを計算したいときには使えない。

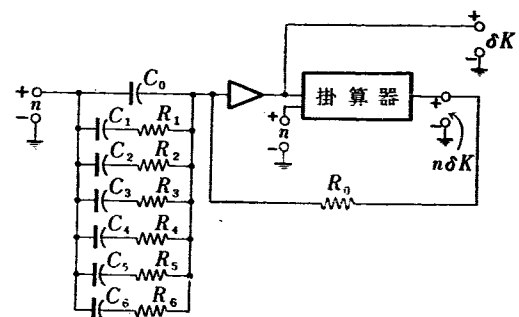
出力の対数をとるかわりに別の変換をしても, 広範囲の出力変化を扱うことはできる。たとえば<sup>17)</sup>では  $ne^{-xt^2} = \xi$ ,  $c_i e^{-xt^2} = \eta_i$  という変換をして (1), (2) 式を

$$\frac{d\xi}{dt} = \left\{ \frac{\delta k - \beta}{l} - 2xt \right\} \xi + \sum_{i=1}^6 \lambda_i \eta_i + S e^{-xt^2} \quad (6)$$

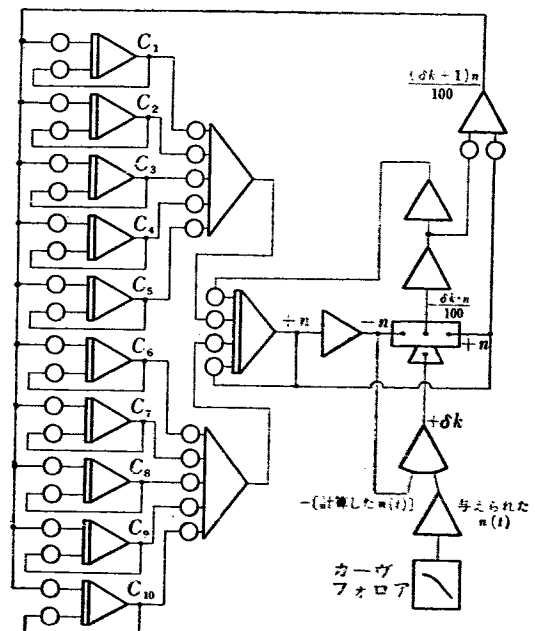
$$\frac{d\eta_i}{dt} = \frac{\beta_i}{l} \xi - (\lambda_i + 2xt) \eta_i \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (7)$$

と書き直している。このほかにもいろいろの変換は可能であろうが, 対数をとるのが最も考えやすく, また出力の対数の微分値がペリオドの逆数であるという点からも便利ではないかと思われる。

反応度が変化したときに出力がどう変わるかを求めるのが通常の原子炉シミュレータであるが, 逆に出力の変化がわかっているときにどういった反応度変化が起っているかを逆算するのが, 反応度計算機である<sup>18)</sup>。その使いみちは, (1) たとえば炉心出口ガス温度を一定に保つためには制御棒をどう操作したらよいかというような検討, (2) 原子炉の計装の一部として反応度の指示, 記録に使う, (3) 原子炉動特性の実験結果



第13図 反応度計算機—1—[1196]

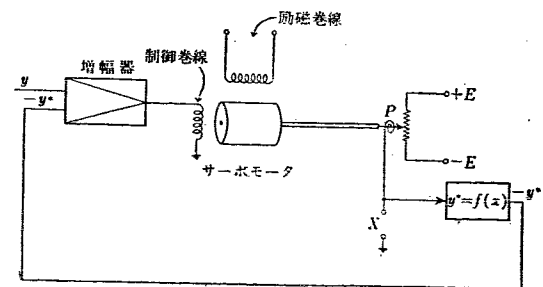
第14図 反応度計算機—2—[1196]  
遅発中性子6組と光中性子4組を考慮した場合

のチェック, (4) 制御用の信号として (a) スクラム信号に用いる, (b) ある大きさ以上の反応度が加わらないように制限する, (c) 中性子束制御のサーボ系で, 反応度をフィードバックする小ループを作り, 制御特性を改善するなどが考えられる. (1), (2) 式を書き直して,

$$n \times \delta k = l \frac{dn}{dt} + \sum_{i=1}^6 l \frac{dc_i}{dt} - lS \quad (8)$$

$$\frac{dc_i}{dt} = \frac{\beta}{l} n - \lambda_i c_i \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (9)$$

とし, これを模擬する回路を作れば第13図のようになる<sup>18)</sup>. そのほかに第14図のような方法もある[1196]. この方法の原理を第15図に示す. ある関数  $y=f(x)$  の逆関数  $f^{-1}(y)$  を求めるのに, 図のわくの中にまず  $y=f(x)$  の回路を作る. 原子炉の場合なら通常の原子炉シミュレータである. そうしてその出力  $y^*$  と与え



第15図 反応度計算機—2—の原理

られた入力  $y$  との差をサーボ増幅器の入力とすれば, サervo系はこの差  $(y-y^*)$  が0になるようにポテンシオメータ  $P$  を動かすから  $P$  の位置  $x$  を検出すれば  $x=f^{-1}(y^*)=f^{-1}(y)$  となって求める解が得られる.

このほか, 特殊な原子炉シミュレータとして Xe 毒作用計算機などもあるが, ここでは省略する<sup>19)</sup>.

## 5. 原子炉の熱的動特性の模擬

### 5.1 PWR および GCR の場合

燃料棒内で核分裂によって発生する熱は, その周囲を流れるクーラントに伝えられ運び去られる. 発生する熱量は中性子密度  $n$  に比例するが, クーラントへ伝えられる熱量は, 燃料棒とクーラントの温度差, 熱伝達率, クーラントの流速などによって異なる. そこでこれらの影響を考慮して, 原子炉内の伝熱現象の動特性を数式化する必要がある. 伝熱現象はいわゆる分布定数系なので, その動特性は時間  $t$  と, クーラントの流れに沿っての位置  $x$  との2変数による偏微分方程式で表わされ, そのままではアナログ計算機で解析しにくい. 従来, 広く用いられてきたのは, 近似的に集中定数系とみなし, 全体の熱容量と平均温度のみで, 熱伝達が表わされるとする方法である.

[21] では コールダーホール改良型原子炉についてつぎのような仮定をして集中定数モデルを適用している. これらの仮定の大部分は他の型の原子炉の場合も共通である.

(1) 平均的な1チャンネルで炉心全体を代表させ, 炉心半径方向の出力分布は考えない.

(2) チャンネル軸方向の出力分布はコサイン状とする.

(3) 熱は燃料と減速材中とで一定の割合で発生す

る.

(4) 単位セルの中での熱伝達のみを考え, セル境界での熱の出入はないとする.

(5) 固体の熱伝導率は十分大きいとする.

(6) 固体とガス間の伝熱量は両者の平均温度の差に比例する.

(7) 輻射伝熱量は半径方向の平均温度の4乗の差に比例する (平均温度と表面温度の差は小さいとする).

(8) ガスの輻射熱吸収は十分小さい.

(9) ウランの温度分布は過渡状態でも定常状態と相似である.

(10) 燃料棒被覆の温度は半径方向にはば一定である.

(11) ガスの温度も半径方向にはば一定である.

(12) 減速材の温度分布も過渡状態でも定常状態と相似である.

(13) 物質定数の温度による変化は考えない.

(14) 定常状態でのクーラントの温度分布の式を求めるのには, 輻射伝熱量を無視してもさしつかえない.

(15) ガスの平均温度はチャンネル出入口温度の平均に等しい.

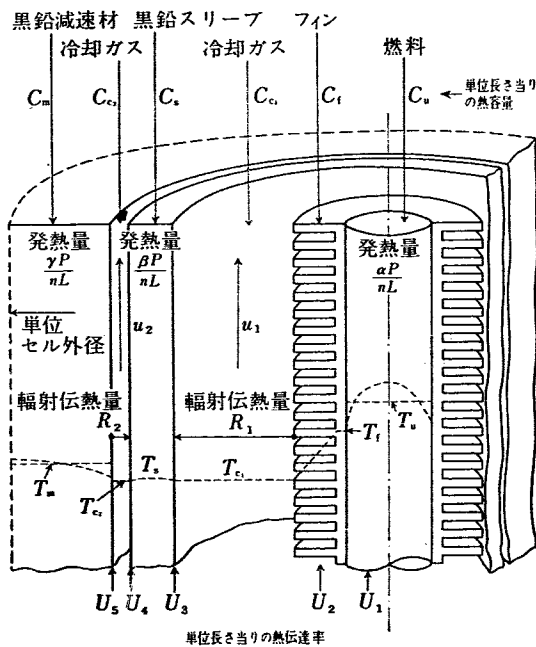
コールダーホール改良型では燃料の外側に黒鉛スリ

ープをおき、その外側のガス層で主減速材を熱絶縁し、主減速材の温度変化を少なくしている。そのスリーブについて

(16) スリーブを通してガスはもれない。

(17) スリーブの内外には一定の流量比でガスが流れる。

さらに反応度の温度効果を考え、反応度はチャンネル軸方向に中性子束の2乗で重みをつけた平均温度(以下これを  $\bar{T}$  で表わす)に比例すると仮定して熱伝達の方程式を導いている(第16図参照)。



第16図 GCRの単位セルのモデル [21]

$$c_u \frac{d\bar{T}_u}{dt} = \frac{\alpha k P}{nL} - U_1(\bar{T}_u - \bar{T}_f) \quad (10)$$

$$c_f \frac{d\bar{T}_f}{dt} = U_1(\bar{T}_u - \bar{T}_f) - U_2(\bar{T}_f - \bar{T}_{cl}) - R_1 \quad (11)$$

$$c_{cl} \left\{ \frac{d\bar{T}_{cl}}{dt} + \frac{2u_1}{L}(\bar{T}_{cl} - T_{in}) \right\} = U_2(\bar{T}_f - \bar{T}_{cl}) - U_3(\bar{T}_{cl} - \bar{T}_s) \quad (12)$$

$$c_s \frac{d\bar{T}_s}{dt} = \frac{\beta k P}{nL} + U_3(\bar{T}_{cl} - \bar{T}_s) - U_4(\bar{T}_s - \bar{T}_{c2}) + R_1 - R_2 \quad (13)$$

$$c_{c2} \left\{ \frac{d\bar{T}_{c2}}{dt} + \frac{2u_2}{L}(\bar{T}_{c2} - T_{in}) \right\} = U_4(\bar{T}_s - \bar{T}_{c2}) - U_5(\bar{T}_{c2} - \bar{T}_m) \quad (14)$$

$$c_m \frac{d\bar{T}_m}{dt} = \frac{\gamma k P}{nL} + U_5(\bar{T}_{c2} - \bar{T}_m) + R_2 \quad (15)$$

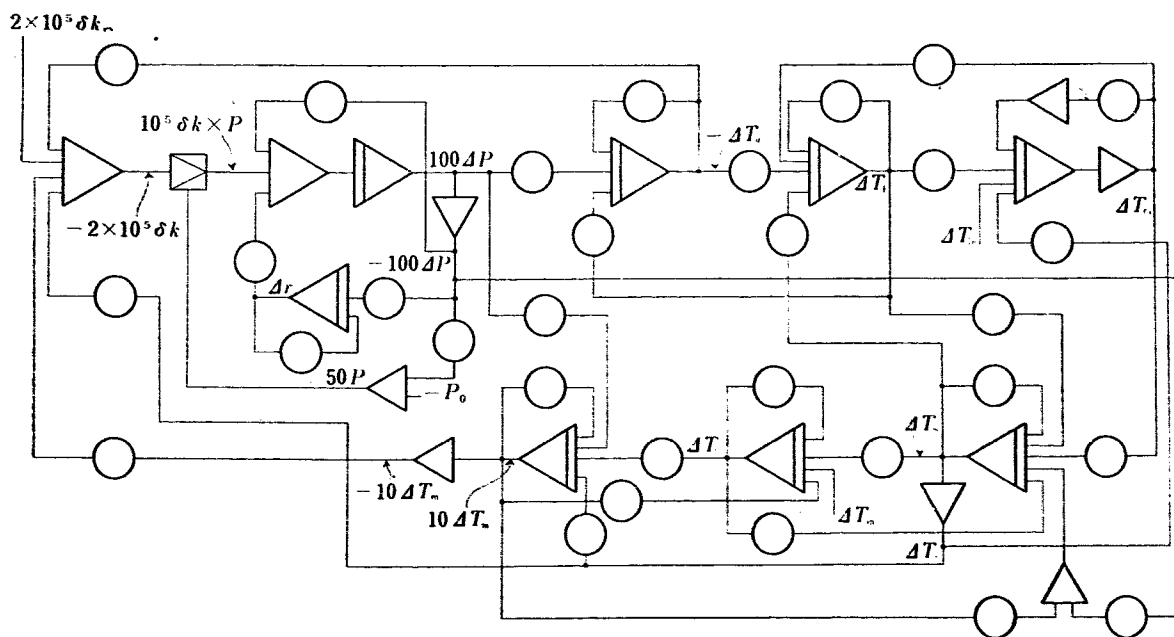
これらの方程式をとくためのアナログ計算機の結線は、たとえば第17図のようになる<sup>20)</sup>。

ここで  $T_u$  は半径方向の温度分布も考慮した平均温度を用いている。中性子束が断面内で一様であると仮定すれば、半径方向の温度分布は放物線状になる。

$$T_u(r) = T_{u \max} - \frac{qr^2}{4k_u} \quad (16)$$

ただし  $T_{u \max}$  は中心の温度、 $k_u$  は熱伝導率 cal/cm sec °C、 $q$  は単位体積当りの熱発生 cal/cm³ sec

PWR ではクーラントも減速材もともに水なので、方程式はいっそう簡単になる。[83]では次のような方程式を用いている(第3図参照)。



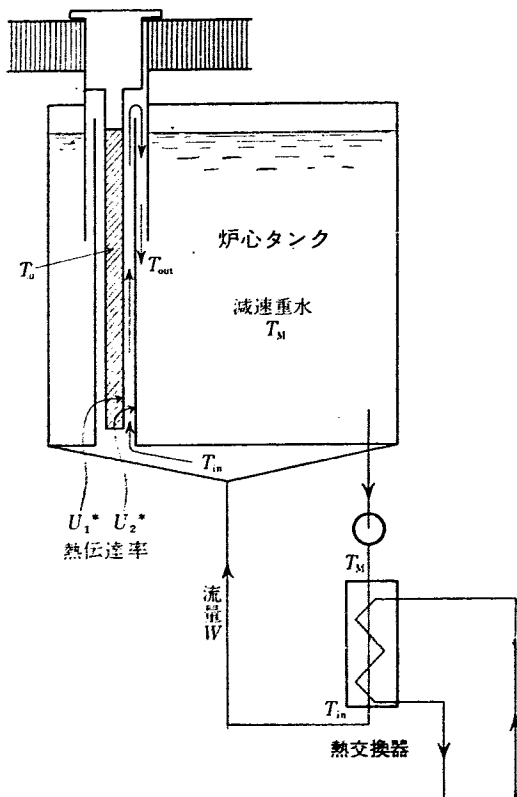
第17図 熱系を含む原子炉の模擬回路の例<sup>20)</sup>

$$c_u \frac{dT_u}{dt} = \frac{P}{L} - U(T_u - T_a) \quad (17)$$

$$c_a \frac{dT_a}{dt} = U(T_u - T_a) - \frac{c_a u}{L} (T_h - T_c) \quad (18)$$

ただし  $c_u$ ,  $c_a$  は燃料およびクーラントのチャンネル単位長さ当りの熱容量 cal/cm°C,  $U$  はチャンネル単位長さ当りの熱伝達率 cal/cm sec °C

[231] では重水炉について、次のような方程式を用いている (第 18 図参照)。



第 18 図 重水炉 DIORIT のモデル [231]

$$c_u \frac{dT_u}{dt} = \frac{\alpha P}{L} - U_1(T_u - T_c) \quad (19)$$

$$c_c \frac{dT_c}{dt} + \frac{c_c u}{L} (T_{out} - T_{in}) = U_1(T_u - T_c) - U_2(T_c - T_M) \quad (20)$$

$$c_M \frac{dT_M}{dt} + \frac{c_c u}{L} (T_M - T_{out}) = (1 - \alpha) P + U_2(T_c - T_M) \quad (21)$$

ただし  $c_M$  は減速材のチャンネル単位長さ当りの熱容量 cal/cm°C

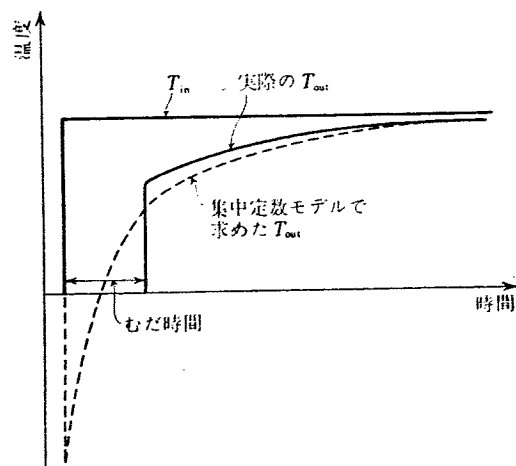
ここで特長となることは、クーラントの平均温度を出入口温度の平均とせず

$$T_c = x T_{in} + (1 - x) T_{out} \quad (22)$$

として、係数  $x$  によってチャンネル軸方向の出力分布の影響を考慮していることである。またこの場合第 18

図のようにチャンネルを出たクーラントが炉心タンク内にたまって減速材となるのでクーラントと減速材は別に考えねばならず、方程式の数は 1 つふえる。

本来分布定数系である熱系を集中定数系で近似するのであるからいろいろな点で無理を生じる。たとえば [21] では仮定 (15) でガスの平均温度  $T_c$  は入口温度  $T_{in}$  と出口温度  $T_{out}$  の平均であるとしている。[83], 8) などと同じ仮定をしているが、この仮定は定常状態ではなりたつが、過渡状態、ことに  $T_{in}$  が変化する場合にはなりたたない。この仮定を認めて  $T_{in}$  の階段状変化に対する  $T_{out}$  の応答を求めてみると、第 19 図



第 19 図  $T_{in}$  の階段状変化に対する応答

の破線のように逆応答を示し、実際の応答 (実線) とかけはなれたものになる。場合によっては仮定 (15) のかわりに、 $T_{out}$  が  $T_c$  に等しいと仮定したり、<sup>11)17)</sup> のように、 $T_{out}$  の変化を  $T_{in}$  の変化による項と、燃料からの伝熱量の変化による項とにわけ、クーラントが入口から出口まで流れるのに要する時間遅れ  $\tau$  を考慮して

$$T_{out} = \frac{U^*}{cW} (T_u - T_a) e^{-\frac{\tau}{2}s} + T_{in} e^{-\tau s} \quad (23)$$

とすることもあるが、いずれもあまりよい近似ではない。

原子炉内の熱伝達を分布定数系として扱う方法は<sup>21)</sup>に示されている。たとえば PWR の場合には (17), (18) 式のかわりに、つぎの方程式が得られる。

$$c_u \frac{\partial T_u}{\partial t} = \frac{P \sin \pi x}{L} - U(T_u - T_a) \quad (24)$$

$$c_a \left\{ \frac{\partial T_a}{\partial t} + u \frac{\partial T_a}{\partial x} \right\} = U(T_u - T_a) \quad (25)$$

この方程式を時間  $t$  についてラプラス変換すると  $x$  についての常微分方程式となる。それを解いて  $x=L$  とすれば  $T_{out}$  が求められる。

$$T_{out} = \frac{\tau}{\pi c_a} \frac{1 + e^{-A(s)}}{1 + \frac{c_u}{U} s + \left\{ \frac{A(s)}{\pi} \right\}^2} \frac{P}{L} + e^{-A(s)} T_{in} \quad (26)$$

$$\text{ただし } A(s) = \tau s \left\{ 1 + \frac{c_u}{c_a} \frac{1}{1 + \frac{c_u}{U} s} \right\}$$

この関数をアナログ計算機で扱いやすいように近似する方法は<sup>21)</sup>にのべてある。

<sup>22)</sup>では液体金属燃料炉について上と同様な方法で分布定数系として扱う試みがなされている。

つぎに半径方向の熱伝達について考える。(10)式などで用いた  $T_a$  は前にのもののように、燃料棒全体を一つの集中定数系とみなした平均温度であるが、少し精度をあげるために燃料棒を半径方向にいくつかの同心円状の部分に分け、そのおのおのを集中定数系として一点近似する方法もある<sup>17)23)</sup>。

半径方向の熱伝達を分布定数系として扱う方法は<sup>24)</sup><sup>25)</sup>にのべられている。燃料棒で発生する熱  $P$  と、燃料棒からクーラントへ伝えられる熱  $Q$  との間の伝達関数を求めると、無限個の一次遅れの和の形に表わされる。そのゲイン定数および時定数はベッセル関数の固有値、熱伝達率、燃料棒の外径などで定まるものである。アナログ計算機で模擬するには、これら無限個の一次遅れのうち、優勢なものを1項ないし2項とりそれ以外の小さい項は無視すればよい。

広い意味で原子炉熱系に含まれるものに PWR の場合の加圧器がある。炉の加圧水の温度が変化すると、体積が変わり加圧器内の水面が上下するために圧力も変動する。圧力変動を少なくするために加圧器内へ冷水をスプレーして蒸気を一部分コンデンスさせたり、逆に電熱器を用いて蒸発させたりすることもある。このような圧力の過渡現象の解析についての詳細は、ここでは省略する<sup>26)27)</sup>。

## 5.2 BWR の場合

BWR の動特性の大きな特色は PWR や GCR では大きな役割を果たした温度効果があり問題にならず、その代わり炉心内のボイドによる反応度変化が支配的になることである。したがって BWR の動特性解析はボイドの発生量を中心としておこなわれる。

燃料棒の中で中性子密度  $n$  に比例する熱が発生し、これが燃料棒とクーラントの温度差によってクーラントへ伝えられる過程は 5.1 にのべたと同じように解析できる。BWR の場合はクーラントに熱が伝えられると、水が蒸発し蒸気となってボイドを生じる。ボイド

の発生する割合は時間と位置の2変数で表わされることは 5.1 の温度変化の場合と同様である。これを簡単化するにはまず炉心全部を一つの集中定数系とみなして、その中での全ボイド量を求める。つぎに定常状態における炉心内のボイド分布を求め、過渡状態でもこの分布はほとんど変わらないとして、過渡状態でのボイド分布を定める。そうしてボイド量にその場所の中性子束の2乗をかけて炉心全体にわたって積分したものが、ボイドによる反応度であるとする。これはたとえば [21] でまず、炉心全体を近似的に集中定数系と考えて温度変化を求め、過渡状態での温度分布は定常状態のものと相似であるとして温度分布を求め、その温度に中性子束2乗の重みをつけて、温度効果による反応度を求めた過程と似ている。

順序は逆になるが、まず定常状態のボイド分布を求める方法から説明する。冷却チャンネル内の流れについて連続の方程式は

$$V_s(x) A_s(x) \rho_s + V_w(x) A_w(x) \rho_w = V_w(0) A_c \rho_w \quad (27)$$

ただし  $x$ : チャンネル下端からの距離 cm

$V$ : 流速 cm/sec  $A$ : 流れの占める面積 cm<sup>2</sup>

$\rho$ : 比重 kg/cm<sup>3</sup>

添字  $s$  は蒸気,  $w$  は水,  $c$  はチャンネル

つぎに熱のつりあいの式は

$$V_s(x) A_s(x) \rho_s = \frac{1}{h_s - h_w} \int_{x_0}^x Q(x) dx \quad (28)$$

ただし  $Q$ : 燃料からクーラントへ伝えられる熱量 cal/sec cm

$h$ : エンタルピー cal/kg

$x_0$ : 沸騰の始まる位置 cm

$$\text{また } A_s(x) + A_w(x) = A_c \quad (29)$$

ここで4つの未知数  $V_s(x)$ ,  $V_w(x)$ ,  $A_s(x)$ ,  $A_w(x)$  に対して、方程式は3つしかないの、ボイド分布を求めるには、もう1つ何か仮定をおかねばならない。

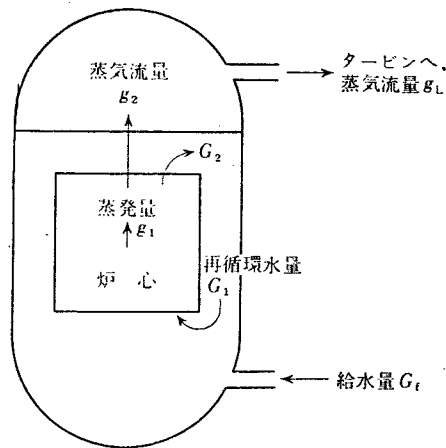
<sup>28)</sup>では  $V_s(x) = \text{const}$  として (28) 式から  $A_s(x)$  を求めている。<sup>23)</sup>ではすべり比

$$r_s = V_s(x) / V_w(x) \quad (30)$$

を一定と仮定することによって解いている。

$$\text{なお } \xi(x) = \frac{V_s(x) A_s(x) \rho_s}{V_w(0) A_c \rho_w} \quad (31)$$

を quality と呼び、特にチャンネル出口におけるこの値を core exit quality と呼ぶ。<sup>29)</sup>ではこの core exit quality をボイド量の目安としているのは注目に値する。ただし core exit quality を指定しただけでは炉心内のボイド分布までは求められない。分布を求めるにはさらに ( $r_s = \text{const}$  というような) 別の仮定を



第20図 圧力容器および炉心の概念図

必要とする。

つぎに全ボイド量の求め方であるが、まず原子炉を第20図のように炉心と炉心以外の部分にわけて考えつぎのように記号を定める。

- $w$ : 蒸気量 kg       $W$ : 水量 kg  
 $v$ : 比容積  $\text{cm}^3/\text{kg}$        $V$ : 容積  $\text{cm}^3$   
 $G_1$ : 炉心へ流れ込む再循環水の流量 kg/sec  
 $G_f$ : " 給水の " kg/sec  
 $G_2$ : 炉心から出る水の流量 kg/sec  
 $g_1$ : 炉心内の蒸気発生量 kg/sec  
 $g_2$ : 炉心から出る蒸気の流量 kg/sec  
 $g_L$ : タービンへ流れる蒸気の流量 kg/sec

添字  $c$  は炉心、 $v$  は炉心以外の部分  
質量の保存法則から、

$$\frac{dW_c}{dt} = G_1 + G_f - G_2 - g_1 \quad (32)$$

$$\frac{dW_c}{dt} = g_1 - g_2 \quad (33)$$

$$\frac{dW_v}{dt} = G_2 - G_1 \quad (34)$$

$$\frac{dW_v}{dt} = g_2 - g_L \quad (35)$$

炉心および容器の容積が一定であるところから、

$$\frac{dW_c v_w}{dt} + \frac{dw_c v_s}{dt} = 0 \quad (36)$$

$$\frac{dW_v v_w}{dt} + \frac{dw_v v_s}{dt} = 0 \quad (37)$$

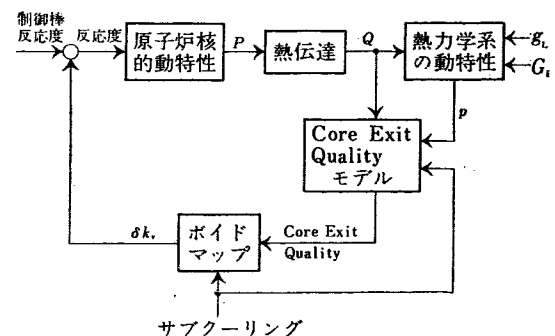
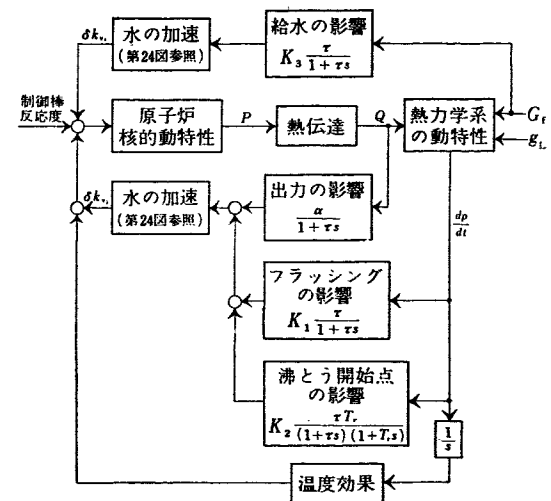
熱のつりあいの式は、

$$Q + G_1 h_1 + G_f h_f - g_2 h_s - G_2 h_w = \frac{dW_c h_w}{dt} + \frac{dw_c h_s}{dt} - \frac{V_c dp}{J dt} \quad (38)$$

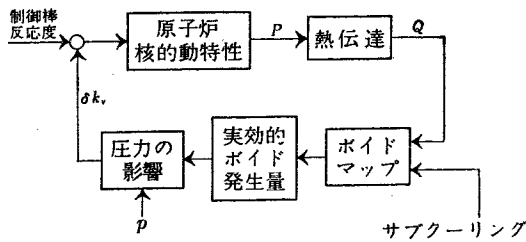
$$G_2 h_w + g_2 h_s - G_1 h_1 - g_1 h_s = \frac{dW_v h_w}{dt} + \frac{dw_v h_s}{dt} - \frac{V_v dp}{J dt} \quad (39)$$

ここに現われる変数のうち、 $g_L$  および  $G_f$  は外部から制御する量で既知である。 $h_f$  は給水予熱をしなければコンデンサの真空度のみできまり、大体一定である。 $Q$  はさきに述べたように燃料棒とクーラントの熱伝達の方程式から求められる。飽和水および飽和蒸気のエンタルピおよび比体積は圧力のみで定まる。 $G_1$ ,  $h_1$  についてはのちに述べるように多少問題があるが、これも既知であるとしてよい。残る8つの未知数  $W_c$ ,  $w_c$ ,  $W_v$ ,  $w_v$ ,  $G_2$ ,  $g_1$ ,  $g_2$ ,  $\frac{dp}{dt}$  に対して8つの方程式があるから、これらを解いてボイド量を求めることができる。

<sup>29)</sup>ではこの方法で、core exit quality  $g_2/(g_2 + G_2)$  を求め、これを炉心入口のサブクーリングとから、ボイドによる反応度をボイドマップによって求めている(第21図)。

第21図 BWR 動特性のモデル-1—<sup>29)</sup>第22図 BWR 動特性のモデル-2—<sup>23)</sup>

<sup>23)</sup>も大体の考え方は上と同じであるが、第22図のように、 $Q$  の影響、圧力の影響、給水の影響などにわけて考え、定常状態からのずれが非常に小さいとして線型化して、それぞれの伝達関数を求めている。また<sup>29)</sup>では core exit quality に着目しているのに対し、<sup>23)</sup>では炉心内の蒸気発生量からボイド量を求めている。

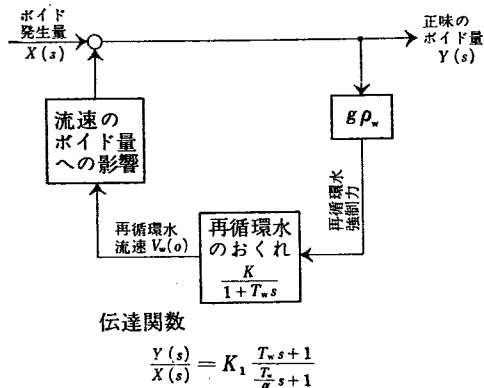
第23図 BWR 動特性のモデル—3—<sup>28)</sup>

るなどの相違がある。

<sup>28)</sup>では第23図のように、 $Q$ およびサブクーリングから、さきにのべたように、 $V_s(x)=\text{const}$ としてボイド分布を求めボイドによる反応度を計算している。圧力の影響は図のように別のブロックとして考えているが、具体的にどのように扱ったかについてはふれてない。

以上でボイドによる反応度を求める大体的手順をのべたが、なお若干問題が残っている。

再循環水流量  $G_1$  は、強制循環型の炉であれば、ポンプの吐出量できまり大体一定であるが、自然循環型では、炉心内外の平均密度の差が、強制力となって循環させているので、ボイド量が変わると炉心内の平均密度も変わり、強制力も変わって  $G_1$  が変わる。<sup>29)</sup>では強制循環型なので  $G_1=\text{const}$  としている。<sup>23)</sup>では

第24図 ボイドと再循環水流量との関係<sup>23)</sup>

これを第24図のようなブロック図で表わし、いろいろの近似を用いて伝達関数を導いている。<sup>7)</sup>では core exit quality と  $G_1$  の関係が一次遅れで表わされるとしているが、その根拠は示していない。

再循環水のエンタルピ  $h_1$  は、定常状態では  $h_w$  に等しいはずであるが、過渡状態では再循環水が炉心上端を出てから炉心入口にもどるまでに時間遅れ  $\tau_r$  があるため、必ずしも  $h_w$  に一致しないかもしれない。

<sup>23)</sup>ではこの時間遅れを考慮して

$$h_1(t) = h_w(t - \tau_r) \quad (40)$$

としている。

ボイド発生量が変わってからボイド分布が落ち着くまでには、多少の遅れがある。<sup>29)</sup>ではこの遅れはクーラントの炉心通過時間程度の時定数の一次遅れで表わせるが、時定数が短いから、省略してもよいとしている。また<sup>29)</sup>でも炉心通過時間の関数で表わせるとしているが、具体的な関数形は示していない。<sup>23)</sup>では経験的に求めた時定数  $\tau$  の一次遅れで表わし、第22図に示したように  $Q$  や圧力のボイドへの影響の項の中に含めて考えている。

以上単一サイクルの BWR について動特性解析の大体的手順と若干の問題点についてのべた。これをアナログ計算機で模擬するには、第21図～第23図のモデルのうち場合に依じて適当なものをえらんで用いられよう。実際に EBWR についてこのようなモデルを用いて解析し、実験結果と比較したデータも発表されている [638], [2379]。

なおボイドマップを用いる場合には、2変数  $X, Y$  の関数  $F(X, Y)$  を発生する必要があるが、その方法については<sup>30)</sup>に詳しい。

二重サイクルの BWR については、本質的な部分は単一サイクルの場合と変わらないので詳細は<sup>7)28)</sup>などの文献にゆずり省略する。

## 6. 管路の模擬

原子炉と熱交換器のように、ある長さの配管によって結合している場合、その管路内の流体の流れは管壁との熱交換をともなう。いわゆるパーコレーションである。その伝達関数は (26) と同様な方法で求められる<sup>31)</sup>。

$$T_2(s) = e^{-A(s)} T_1(s) \quad (41)$$

$$\text{ただし } A(s) = \tau s \left\{ 1 + \frac{\frac{C_T}{C_c}}{1 + \frac{C_T}{U}} \right\}$$

$\tau$ : 流体が管路を流れるに要する時間 sec

$C_T, C_c$ : 管壁および流体の管路単位長さ当りの熱容量 cal/cm $^{\circ}$ C

$U$ : 管路単位長さ当りの熱伝達率 cal/cm sec °C

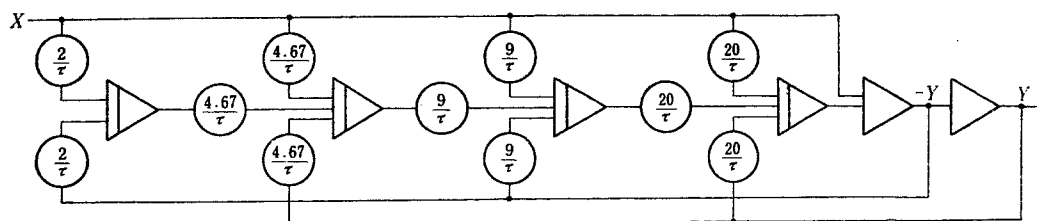
$T_1, T_2$ : 管路入口および出口での流体温度 °C

しかし多くの場合、管壁との熱交換による途中の温度降下などを無視して、管路を流れるのに要する時間  $\tau$  のみを問題にする。そうすると (41) 式は

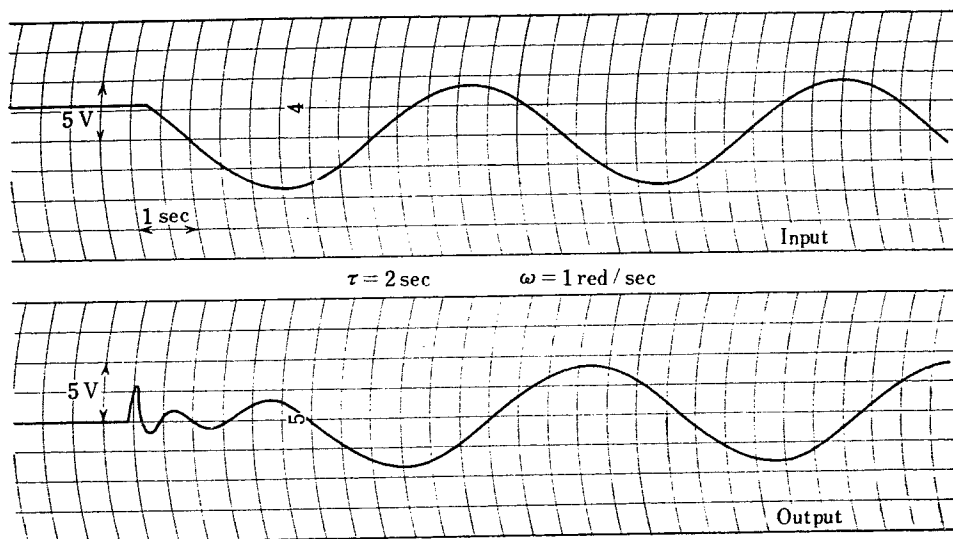
$$T_2(s) = e^{-\tau s} T_1(s) \quad (42)$$

となる。このような純粹の「むだ時間」はアナログ計

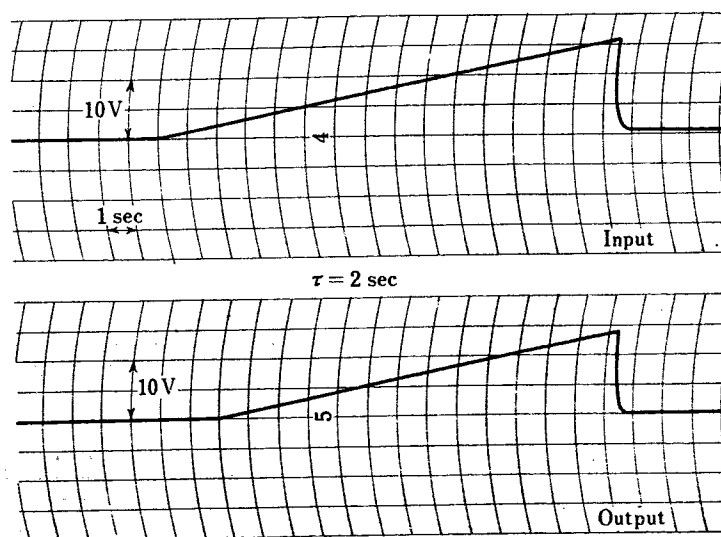
算機では模擬しにくい。コンデンサを逐次充電して、時間  $\tau$  だけ遅れて放電させるという方法<sup>34)</sup>や、磁気録音テープ<sup>33)</sup>なども使えるが、通常は線型要素を組み合わせて伝達関数が  $e^{-\tau s}$  に近いような回路を作り、むだ時間を近似する [1196]。その他多くの場合に用いられるのは PADE の展開式



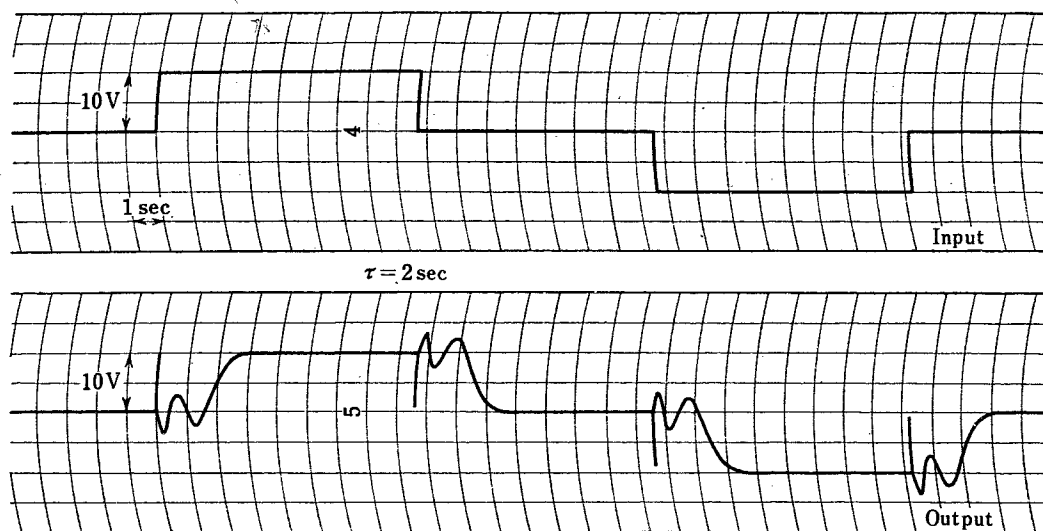
第 25 図 PADE の展開式による近似的むだ時間回路 ( $u=v=4$  の場合)



第 26 図 (A) サイン状入力に対する応答<sup>34)</sup>



第 26 図 (B) 直線状入力に対する応答<sup>34)</sup>

第26図(C) ステップ状入力に対する応答<sup>34)</sup>

$$e^x = \lim_{u+v \rightarrow \infty} \frac{F_{u,v}(x)}{G_{u,v}(x)} \quad (43)$$

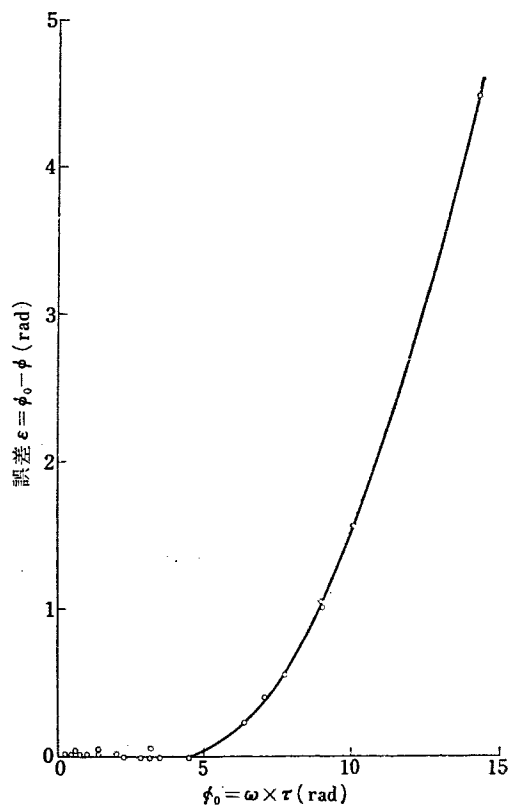
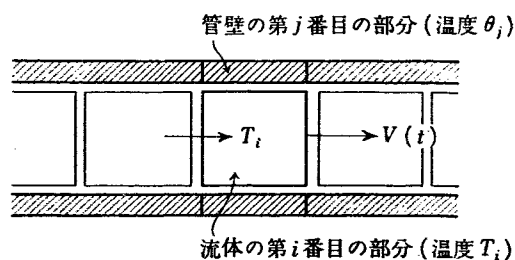
$$F_{u,v}(x) = 1 + \frac{v}{(u+v)1!}x + \frac{v(v-1)}{(u+v)(u+v-1)2!}x^2 + \dots + \frac{1}{(u+v)(u+v-1)\dots(u+1)}x^v \quad (44)$$

$$G_{u,v}(x) = 1 - \frac{u}{(v+u)1!}x + \frac{u(u-1)}{(v+u)(v+u-1)2!}x^2 + \dots + \frac{1}{(v+u)(v+u-1)\dots(v+1)}x^u \quad (45)$$

である<sup>34)35)</sup>。たとえば  $u=v=4$  とおいた場合の演算回路を第25図に示す。これにサイン状直線状、ステップ状の入力を加えた場合の応答を第26図に示す<sup>34)</sup>。またサイン状の入力を加えた場合周波数  $\omega$  が大きくなると近似の精度はわるくなる。一例として第27図に  $\omega \times \tau$  に対して誤差（簡単な計算によって、純粹のむだ時間要素にサイン状入力を入れた場合の位相遅れは、 $\phi_0 = -\omega\tau$  になることがわかる。これと近似むだ時間要素で実測した位相遅れ  $\phi$  との差）がどのように変わるかを示した。 $e^{-\tau s}$  を近似する方法は PADE の展開式のほかにも 2, 3 考えられる<sup>36)~38)</sup>。

管路内の流れについては純粹のむだ時間と考えられるが、たとえば原子炉入口などは、混合が起るので一次遅れと見なしたほうがよい場合もある。[83] では全部をむだ時間とした場合と  $\tau$  の  $1/3$  を一次遅れで表わした場合の動特性を比較している。

[1196] では管壁との熱交換を模擬するために、管壁および流体をいくつかの部分にわけて第28図のようなモデルを考えた。今ある時刻に流体の第  $i$  番目の

第27図 誤差 (第25図の回路)<sup>34)</sup>

第28図 管壁との熱交換のモデル [1196]

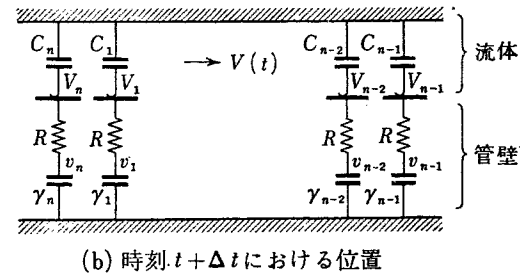
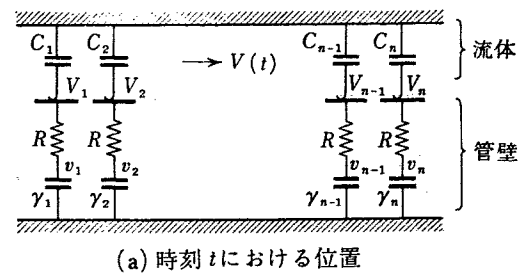
部分と管壁の第  $j$  番目の部分が接しているとすれば,

$$\frac{dT_i}{dt} = K(\theta_j - T_i) \quad (46)$$

つぎにある時間  $\Delta t$  だけ経過して, その間に流体は 1 ブロック分だけ流れたとすると, 第  $i+1$  番目の部分が管壁の第  $j$  番目の部分と接することになり, 式は

$$\frac{dT_{i+1}}{dt} = K(\theta_j - T_{i+1}) \quad (47)$$

となり, 以下同様の過程をくり返す. これを模擬するには第 29 図のような C-R 回路で接点を矢印の方向に  $\Delta t$  時間ごとに 1 つずつずらせばよい. この方法は前にのべたコンデンサの充放電によってむだ時間を作る方法の拡張と考えられる. そうしてこの方法は管路の模擬ばかりでなく, 原子炉内での伝熱や, 熱交換器などの解析にも応用できる.



第 29 図 管壁との熱交換の模擬 [1196]

## 7. 熱交換器の模擬

熱交換器の動特性は 5. でのべた原子炉内の伝熱と同様, 分布定数系であり, しかも二次側では沸騰ともなうのでいっそう複雑である. 一般論としては, 文献<sup>39)~42)</sup>などがあり, 分布定数系としての厳密な解析もおこなわれているが, 結果が複雑すぎてアナログ計算機で扱うのに不向きなことや, 二次側が沸騰する場合の解法がまだないことなどから, やはり集中定数モデルが多く用いられている. もちろん集中定数モデルを用いるかぎり, 5. でのべたような矛盾が起る可能性は避けられない.

[83] ではつぎのような式で熱交換器を模擬している (第 3 図参照).

$$C_v^* \frac{dT_v}{dt} = U^*(T_a^* - T_v) - Q \quad (48)$$

$$C_a^* \frac{dT_a^*}{dt} = \frac{C_a^* u}{L} (T_h^* - T_c^*) - U^*(T_a^* - T_v) \quad (49)$$

ただし  $C_a^*$ ,  $C_v^*$  はそれぞれ一次クーラントおよび二次蒸気の熱容量 cal/°C

$U^*$  は熱交換器における熱伝達率 cal/sec°C

すなわち熱交換器で伝えられる熱量は一次側の平均温度と二次側の蒸気温度の差に比例するとし, 蒸気温度も (48) のような簡単な式で表わしている.

これと本質的には同じであるが, <sup>8), 43)</sup>では (48) の代わりに,

$$(C_b^* + C_v^*) \frac{dT_v}{dt} = U^*(T_a^* - T_v) - K_A A P \quad (50)$$

としている. ここで  $C_b^*$  は, 熱交換器内の管の熱容量で, (50) 式では管の温度は二次側の蒸気の温度に等しいと近似して管の熱容量も考慮している点が (48) 式と異なる. また (48) 式の  $Q$  は二次側の蒸気を持って出る熱量であるが, これは蒸気の流量に比例する. その流量はまた, タービン入口のべん開度  $A$  と圧力  $P$  に比例するとして, (50) 式では右辺第 2 項のように表わしている.

[231] ではさらに簡単化して (第 18 図参照),

$$T_{in} = a T_M \quad (51)$$

と表わし, 熱交換器の特性は全部係数  $a$  にしわよせしてしまっている. この方法では二次側の温度については考慮していない.

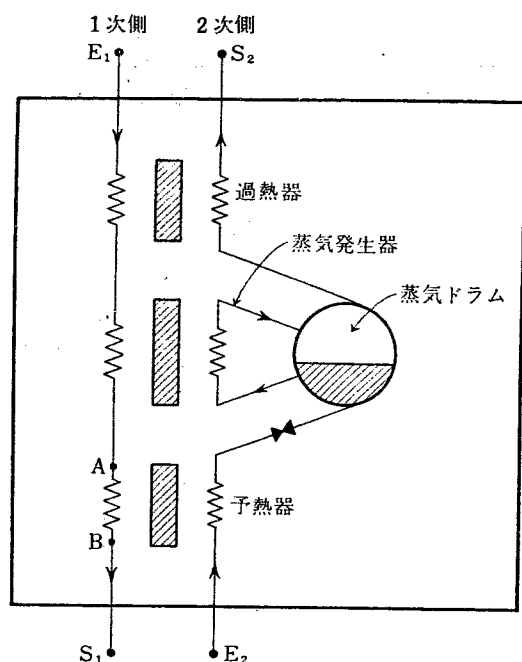
これと似た方法で, <sup>2)</sup>で用いたのは

$$\Delta T_{in}(t) = \mu \Delta T_{out}(t - \tau) \quad (52)$$

とし, 係数  $\mu$  にしわよせする方法である. 熱交換器で二次側に伝えられる熱量が一定ならば  $\mu=1$  であり, 逆に  $\mu=0$  ならば炉入口温度は完全に一定である. 実際はこの両者の中間にあると考えられる.

これらの方法は, 係数  $a$ ,  $\mu$  をどのように仮定するかが問題であるが, 簡単であるから概略の動特性の検討には便利である.

[1196], [1200] などで用いている方法は, 熱交換



第30図 熱交換器のモデル [1196]

器を第30図のように、予熱器（二次冷却水を飽和温度まで加熱する）、蒸気発生器（飽和水を蒸発させて飽和蒸気を作る）、および過熱器（飽和蒸気を過熱する）の3部分および蒸気ドラムにわけて、それぞれを集中定数系と考えるものである。この方法によれば前述の方法よりは実際に近いモデルが得られるが、かなり複雑になる。また熱交換器の構造によっては、はっきり3部分にわけにくく、たとえば予熱器と蒸気発生器の境界が給水量や温度によって変化する場合もある。そのような場合には厳密な模擬はむずかしい<sup>22)</sup>。

もう少し精度のよい近似法としては、熱交換器を流れる方向にいくつかの小部分に区切り、そのおのをおの集中定数系で近似する方法がある [1196]<sup>44)45)</sup>。もちろん分割数を増せば精度はよくなる。またその際に6.でものべたようなやり方で接点をつぎつぎにずらせて流体の流れを模擬する試みもおこなわれている<sup>46)</sup>。

## 8. 回転機械の模擬

タービン発電機やポンプ、ブローなども原子力プラントの構成要素であるが、これらの動特性についての文献は比較的少ない。[1196]ではタービンで駆動される送風機の場合をつぎのような考え方で模擬している。まず回転数  $N$  と動力の関係は

$$4\pi^2 I \frac{dN}{dt} = \frac{D_T}{N} - \frac{D_s}{N} \quad (53)$$

タービンの馬力  $D_T$  を

$$D_T = \eta M q_a - D_m \quad (54)$$

と表わし、タービン効率  $\eta$  は

$$\eta = f_1\left(\frac{N}{\sqrt{q_a}}\right) \quad (55)$$

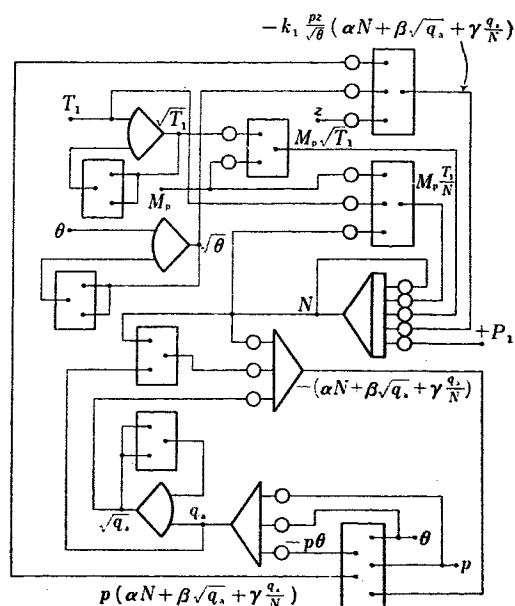
として、経験的なグラフから求める。タービンを流れる蒸気流量  $M$  は弁の開度  $Z$  に比例し、

$$\frac{M\sqrt{\theta}}{P} = K_1 Z \quad (56)$$

と表わせる。

またタービン内でのエンタルピー降下  $q_a$  は圧力、温度から MOLLIER 線図によって求める。機械的損失  $D_m$  は回転数  $N$  の2乗に比例すると仮定する。ブローの所要馬力  $D_s$  は

$$\frac{D_s}{h_1 \sqrt{T_1}} = f_2\left(\frac{N}{\sqrt{T_1}}, \frac{Q_1}{\sqrt{T_1}}\right) \quad (57)$$



第31図 タービンの動特性を模擬する回路 [1196]

と表わし、やはり経験的なグラフから求める。以上を(53)に代入して整理すると、動特性の方程式が得られる。

$$4\pi^2 I \frac{dN}{dt} = \frac{K_1 p Z}{\sqrt{\theta}} (\alpha N + \beta \sqrt{q_a} + \gamma \frac{q_a}{N}) - K_2 N$$

$$-\alpha_1' P_1 - (\alpha_2' + \beta_2') M_p r \sqrt{T_1} - \beta_1' M_p r \frac{T_1}{N} \quad (58)$$

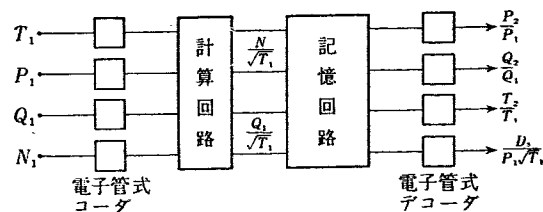
$$q_a = \alpha_1 \theta + \beta_1 p + (\alpha_2 + \beta_2) p \theta \quad (59)$$

ここで  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $r$  などは定数である。これを模擬する回路は第 31 図のように複雑になるので、定常状態からの偏差をとって、つぎのような形に書き直す。

$$\frac{4\pi^2 N_0^2}{W_{T_0}} \frac{d}{dt} \frac{\Delta N}{N_0} = \frac{\Delta Z}{Z_0} + \left( \frac{2A-1}{2} \right) \frac{\Delta \theta}{\theta_0} + (B+1) \frac{\Delta P}{P_0} - C \frac{\Delta P_1}{P_{10}} - E \frac{\Delta T_1}{T_{10}} - F \frac{\Delta N}{N_0} \quad (60)$$

ここで  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$ ,  $E$ ,  $F$  は定数である。この式を用いれば比較的簡単にタービンの動特性を模擬することができる。

ブロアについては、吐出側の圧力、温度、体積流量



第 32 図 ブロア特性を表わす計算機 [1196]

および所要馬力は  $Q_1/\sqrt{T_1}$ ,  $N/\sqrt{T_1}$  の関数として求められるとしている。しかしその関数は複雑になるので、アナログ計算機で模擬するのは不可能ではないにしても精度の点などで問題があり、むしろそれらの関数値を適当な記憶回路にたくわえておき、たとえば第 32 図のような方法で、取り出すほうが実用的だとしている。

## 9. 解析の実例

以上 4~8 では原子力プラントの各構成要素の動特性をどのように数式化しアナログ計算機上でどのように模擬するかについて述べた。ここでは、このような模擬回路ができたとして、どのような解析が可能かについて簡単にふれる。

動特性解析は大きくわけて、(1) いろいろの外乱を与えてどのような過渡応答を示すかをしらべる、(2) プラントの制御方式の検討、(3) 具体的な事故を想定して安全性を検討する、の 3 種類がある。

(1) については 2. でものべたように、外乱の大きさやパラメータを広範囲に変えて過渡応答を比較できるのがアナログ計算機の強味である。たとえば [83] では PWR プラントにおいて負荷が突変した際の炉出力の上昇を、クーラントの循環に要する時間などをパラメータとして比較したり、負荷を周期的に増加、減少させ、その周期と炉出力の上昇との関係をしらべたりしている。また [85]<sup>2)</sup> では、GCR について、反応度、炉入力ガス温度、ガス流速などの外乱に対応する過渡応答を減速材の温度係数、その他いろいろのパラメータを変えて比較している。

プラントの制御方式は、(a) 何を一定に保つか、(b) 何を動作信号として、(c) 何を変化させるかなどによっていろいろのものが考えられる<sup>4)</sup>。このうち (a) は PWR の場合は炉内平均温度、GCR では炉出口ガス温度というように大体きまってしまうが、(b)、(c) にはいくつかの組合せが可能な場合が多い。それ

らのうち、どれを採用すれば最もよい制御がおこなわれるかをしらべるのが (2) である。たとえば [1200] では EDF-1 という GCR について、ある制御方式を仮定して、負荷が突変した際の応答を計算したところ、蒸気圧力の変動が大きすぎた。そこで別の制御方式を仮定して計算しなおしたら、圧力変動もあまり大きくなく、この方式が適当なことがわかったということである。[231] では、炉の出力、その微分値、およびペリオドを動作信号とする自動起動系についてのべている。これもある意味では制御方式の検討である。

(3) の例としては、EDF-1 で主ブロアが故障し、5 秒後に制御棒が挿入され、15 秒後には補助のブロアが動いて定格出力の場合の 15% だけクーラントを流す。蒸気はやはり 15% だけ発生しコンデンサにバイパスされるというような想定で事故時の過渡状態を計算している [1200]。原子炉の安全性を確認するための同様な解析はこのほかにも多くおこなわれている。([231], [85] など。)

最後に、このような解析にはどの程度の規模のアナログ計算機がいるかという点にふれておく。[1196] で GCR プラントを模擬するのに演算増幅器 95 台、サーボ増幅器 7 台、電子管式増幅器 1 台を用いた。[1200] では EDF-1 の模擬に、演算増幅器 64 台、関数発生器 3 台、サーボ増幅器 5 台を用いたということである。また<sup>2)</sup> では [21] と同様な方法で、GCR を模擬したが、もっとも複雑な場合で演算増幅器 37 台、関

数発生器 3 台, 電子管式掛算器 5 台, 係数ポテンシオメータ 53 台を要した。もちろんこれらの数字は場合によってかなり異なるであろうが, 大体の目安として

原子力プラントをある程度詳しく模擬しようとする演算増幅器 100 台, 掛算器 10 台くらいの規模のアナログ計算機が必要だといえるであろう。

## 10. 結 言

原子力プラントの構成要素である, 原子炉, 熱交換器, 管路および回転機械などについて, それらの動特性をアナログ計算機によって模擬する際のいろいろの問題点をのべ, 簡単な近似法を示した。どのように模擬するかの説明に重点をおいたため, その模擬回路を用いてどのような解析がおこなわれたかを詳しくのべる余地がなくなったが, 最後に「解析の実例」として

ごく簡単にのべた。詳細は, 個々の論文を参照されたい。

注 1) Precision Analog Computing Equipment.

当研究室設置の米国 Electronic Associate 社製 アナログ計算機。

注 2) 以下ガス冷却炉を GCR, 加圧水型炉を PWR, 沸騰水型炉を BWR と略すことにする。

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [21] T. J. O'NEILL: The derivation of reactor heat transfer transient equations for gas cooled graphite moderated thermal reactors.
- [55] J. M. YELLOWLEES: Kinetics and control of the Berkley Reactors.
- [83] A. BIRCH: The kinetics of pressurised water and other reactor power plants.
- [85] R. J. SMITH: The overall control of nuclear power stations of the gas-cooled thermal reactor type.
- [231] H. ALBERS *et al.*: Simulation of the dynamic behavior of the Swiss D<sub>2</sub>O Reactor DIORIT.
- [638] J. A. THIE: Theoretical reactor statics and kinetics of boiling reactors.
- [1196] C. CAILLET *et al.*: Possibilités et limitations du calcul analogique pour les études dynamiques de centrales nucléaires.
- [1200] DELOUX *et al.*: La régulation de la centrale nucléaire EDF-1.

### その他

- 1) G. A. KORN, *et al.*: Electronic Analog Computers, McGraw Hill, New York (1956).
- 2) J. MIDA, *et al.*: JAERI 1006-B 286 (1959).
- 3) 鈴木顕二: 第2回原子力シンポジウム報文集 (1958).
- 4) P. R. HILL, *et al.*: *Nucleonics*, **15**, 5, 61 (1957).
- 5) S. A. UNTERMAYER: *Nucleonics*, **13**, 7, 34 (1955).
- 6) GEAP-1044 (1957).

- 7) M. A. HEAD: GEAP-3166 (1959).
- 8) M. A. SCHULTZ: Control of nuclear reactors and power plants, McGraw Hill, New York (1955).
- 9) P. R. BELL, *et al.*: *Rev. Sci. Instrum.*, **21**, 8, 760 (1950).
- 10) T. E. BURNUP: AERE RE/R-1486 (1954).
- 11) J. J. STONE, *et al.*: ORNL-1632 (1954).
- 12) D. J. HUGHES, *et al.*: *Rhys. Rev.*, **73**, 2, 111 (1948).
- 13) G. R. KEEPIN, *et al.*: *Phys. Rev.*, **107**, 1044 (1957).
- 14) M. W. JOHNS: *Can. J. Phys.*, **32**, 136 (1954).
- 15) J. P. FRANZ, *et al.*: *IRE Trans. NS-4*, 1, 11 (1957).
- 16) 三井田純一他: 計測制御研究室資料 No. 4 (1958).
- 17) R. S. BOYD, *et al.*: BMI 1269 (1958).
- 18) G. S. STUBBS: *IRE Trans. NS-4*, 1, 40 (1957).
- 19) F. S. GOULDING, *et al.*: AECL-191 (1955).
- 20) 三井田純一他: 計測制御研究室経過報告 No. 6 (1959).
- 21) 加賀山正: 第1回原子力シンポジウム報文集 293 (1957).
- 22) E. P. GYFTOPOULOS, *et al.*: *Nucl. Sci. Engng.*, **5**, 405 (1959).
- 23) E. S. BECKJORD: ANL 5799 (1958).
- 24) F. E. TIPPETS: HW 41895 (1956).
- 25) 加賀山正: 第3回原子力シンポジウム論文 321 (1959).
- 26) W. M. GAJEWSKI, *et al.*: WAPD-RM-187 (1953).
- 27) 長沼辰二郎他: 原子力発電, **2**, 3, 74 (1958).
- 28) D. W. LEIBY: *Trans. AIEE Part II*, **77**, 3, 17 (1958).
- 29) M. A. HEAD, *et al.*: GER 1468 (1957).

- 30) D. A. ELLIOT: *Trans. ASME*, **79**, 489 (1957).
- 31) 高橋安人: 自動制御理論, 岩波書店 (1954).
- 32) たとえば R. S. STONE, *et al.*: *IRE Trans. EC-*  
*6*, 3, 187 (1957).
- 33) たとえば D. C. REUKAUF: *Contr. Engng.*, **4**, 6,  
45 (1957).
- 34) 須田信英他: 計測制御研究室資料 No. 1 (1958).
- 35) J. G. TRUXAL: Automatic feedback control system  
synthesis, McGraw Hill, New York (1955).
- 36) G. S. STUBBS, *et al.*: WAPD-T-38 and Suppl.  
(1954).
- 37) E. G. HOLZMANN: NSA Chicago Conf. P-112  
(1958).
- 38) W. J. CUNNINGHAM: *IRE Trans. EC-3*, **4**, 16  
(1954).
- 39) 高橋安人: 日本機械学会誌, **54**, 426 (1951).
- 40) 増淵正美: 日本機械学会論文集 **24**, 139, 269; **24**,  
147, 934 (1958).
- 41) H. M. PAYNTER, *et al.*: *Trans. ASME* **78**, 749  
(1956).
- 42) Y. TAKAHASHI: "Transfer function analysis of  
heat exchangers" in "Automatic and Manual Con-  
trol". edited by A. TUSTIN, Butterworth Scientific  
Publication, 235 (1952).
- 43) R. G. DURNAL: WAPD-RM-78 (1952).
- 44) R. L. FORD: *Proc. Inst. Elec. Engrs.*, **103**, Part B  
65 (1956).
- 45) VON G. KOURIM: *Regelungstechnik*, **5**, 5, 163  
(1957).
- 46) R.M.CIMA, *et al.*: *Trans. ASME*, **80**, 1169 (1958).
- 47) *Nucleonics*, **16**, 5, 71 (1958).

## 沸騰水型原子炉のカイネティクス

### 1. ま え が き

沸騰水型原子炉(以下 BWR と略称する)は原子炉工学の中では歴史が比較的浅く、1948~1953 年あたりの動力用原子炉開発の初期にはもっぱら沸騰を起さない軽水炉の開発に主力が注がれた。その理由は沸騰を起す原子炉は設計が困難であるばかりではなく、実現不可能であろうと、当時の人々は考えたためである。すなわち定性的に考えて蒸気ボイドがなんらかの原因でつぶれると反応度を増加し出力が急激に上昇する。つぎにあるおくれをもって蒸気が発生し反応度を減少するであろうが、このフィードバックの機構ははげしい振動を起し制御できないであろうと考えた。しかし今日ではこのような出力振動はある条件のもとに起る(制御工学では条件付安定という)のであって、必ずしも危険でも制御不可能でもないことがあきらかになった。このような初期のちょっとした先入観がいかに BWR 開発をおくらせたかということは、動力炉発達史の上に興味のあるものである。

このような事情にもかかわらず、BWR のアイデアが育てられたのは、第1に水の蒸発の潜熱を利用して能率よく熱除去ができる。第2に原子炉内で直接に蒸気が作られるので熱交換器なしで直接タービンに蒸気を送ることができて経済的であり、また自然循環を利用すれば高価な循環ポンプは不要になるなどの理由のためである。

初期の BWR の基礎的実験は、BORAX (Boiling Reactor Experiments) などによる実験によって開始された。動力炉の安全性は建設費に密接に関連してくるので、安全性の検討が軽水炉についておこなわれた。これが BORAX などの実験である。最初の疑問は、もし原子炉を安全装置を働かせないで、臨界以上においたらいったいどのようなことが起るかということであった。もちろん原子炉自身出力上昇をくいとめる要素もっている。すなわち、考えられることは、燃料のドブラー効果による負の温度係数、軽水減速減速材の温度係数、燃料表面の急激な蒸気の生成によって水を排除することによる反応度の減少などである。しかし

いずれにしても未知の事柄が非常に多かった。このような事情のもとに BORAX 実験がおこなわれ、特に BORAX-IV では燃料に  $\text{UO}_2$  がはじめて用いられた。これらの実験の結果、高出力の BWR の設計の可能ことがわかり、Experimental Boiling Water Reactor (以下 EBWR と略称する)が ANL (Argonne National Laboratory) において 1956 年に完成した<sup>1)</sup>。さらに Vallecitos Boiling Water Reactor (以下 VBWR と略称する)が G. E. 社によって建設され、1957 年に完成している [1923]。

EBWR が動き出してから EBWR のカイネティクス、安定性などについてここ 2~3 年の間に理論および実験の両面から徹底的に研究され、その相当な部分は解明されたといつてよい。現在では性能上の制限は安定性よりは、むしろ熱伝達および燃料の問題にきていると考えられる。

ここでは、第2回ジュネーブ会議の論文を中心に BWR のカイネティクスの問題をとりあげるといふよりは、むしろこれに関連した諸問題の理解に重点をおいた。したがって、第2回の論文数編ではその全容を知ることは不可能と考えたので、主力はむしろ第1回の会議およびそれ以後第2回の会議までに発表された多数の論文(主として AEC リポート)に注がれた。中心は BWR のカイネティクスのうち BWR の安定性の研究にある。その周辺領域すなわち核的設計に関連する部分は含まなかった。とくに BWR の性能計算に関連することおよびボイド係数を実験的に求める方法などは、第2回の会議で報告されているので、簡単にふれた。

BWR のカイネティクスを理解するうえに、初期の実験および BORAX の一連の実験は特に重要と思われるので詳しく紹介し、あとはなるべく年代順に研究発展のあとをたどった。

限られた紙面のため完全にしるすことはのぞめないし、理解しにくい点もあり、また部分によって精粗まちまちになったきらいもあるが、文献はできるだけ多

く整理してのせ、それを補うように努めた。

## 2. 初期の実験

1949 年ころから MTR 型の燃料棒を用いて、蒸気による熱除去についてのモデル実験がおこなわれた。その結果、炉を停止したのち核分裂生成物による発熱は、蒸気によって十分除去されることがわかった。

つづいて出力が急激に上昇したとき蒸気が発生し減速材の水を排除して反応度を下げることが、燃料がとける前に十分はやくおこなわれるかどうかをためす実験がおこなわれた。最初 S. UNTERMYER<sup>1)</sup> らにより簡単なモデルについておこなわれたが、のちにさらに大規模な電流加熱実験がおこなわれた。その結果、電流加熱の開始後 0.003 秒くらいのちに蒸気が形成され水を排除することがわかった。この実験記録を第 1 図に示す。この程度の遅れは原子炉に自己制御性を与え

るまでに蒸気の発生により出力上昇をとめるのに十分であると考えられるからである。

これからさらに進んで、つぎのような目的で実際の原子炉を用い、実験をおこなってみる必要がおこった。すなわち

(i) 蒸気の発生は実際に出力上昇をくいとめうるか？

(ii) 蒸気発生のもとに原子炉が安定に制御できて十分な出力をとり出しうるか？

などである。この目的のために次のような仕様の原子炉を建設して実験をおこなうことが提案された<sup>2)</sup>。

(i) 原子炉はさばくのような隔離された場所に作り、半マイルくらいはなれたところから制御できる。

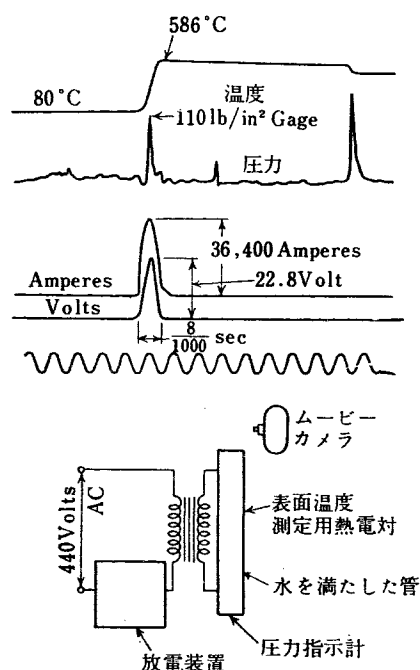
(ii) 過渡特性実験および暴走実験を、原子炉の定常運転前におこなう。

(iii) 原子炉は軽水減速で MTR 型燃料をもつこと。

この仕様は後の BORAX 実験の基礎になったものである。他方、問題と考えられるのは蒸気の上昇速度である。もしも蒸気のアウにストークスの法則が適用可能であると仮定すると蒸気のすべり速度は 0.3 m/sec 以上は得られないので、出力はあげられず、高出力の BWR は実現不可能であるということである。MTR の燃料棒についてこのモデル実験をおこなった結果 10 m/sec の蒸気速度が得られストークスの法則は適用できないことがわかった。さらに大きな電流加熱のモデル実験装置が作られ蒸気の発生割合およびすべり速度などが測定された。その結果は 23 m/sec の蒸気速度が得られた。さらに 150 psi の圧力を加えた実験もおこなわれた。以上の諸実験の結果は 1954 年に S. UNTERMYER らによって報告された<sup>1)</sup>。

圧力をあげた実験で性能が向上することがわかったので、150 kVA の電流加熱のできる加熱面の長さ 1.3 m、圧力 600 psi の実験装置が作られた。

ANL においておこなわれたこれらの実験は、熱伝達、蒸気の発生、蒸気の数値などに関するかぎり、BWR は十分実現可能であることがわかった。しかし蒸気ボイドの反応度におよぼす影響などに関してさらにくわしい実験データが必要となった。これらの問題



第 1 図 水排除の実験装置

管の内径  $\frac{5}{16}$  in, 管壁厚さ 0.015 in, 長さ 6 in の銅管、水排除まで 0.003 sec を要した<sup>1)</sup>。

るのに十分である確信を強めた。何となれば熱中性子炉では中性子の平均寿命は  $10^{-5} \sim 10^{-3}$  秒であるから、いまかりに通常の軽水炉のもつ中性子寿命を  $5 \times 10^{-5}$  秒と仮定し 1% の反応度が加わったとき出力が 2.7 倍になるのは  $5 \times 10^{-5} / 0.01 = 0.005$  秒程度の時間を経過してからである。この程度の時間なら燃料棒がとけ

に解答を与えたのは Idaho の AEC Reactor Testing

Station における BORAX の実験である。

### 3. BORAX 実験 (Boiling Reactor Experiments)

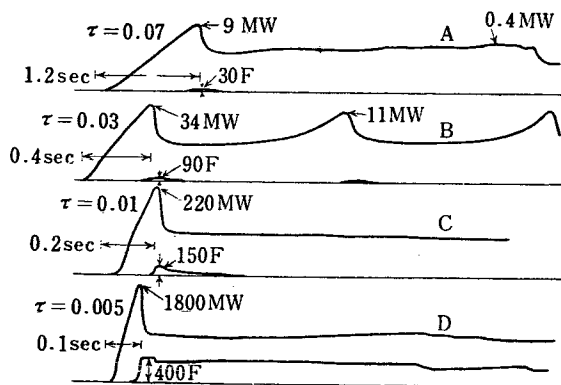
BORAX 実験は BORAX-I から BORAX-IV までの4つにわかれている。

#### 3.1 BORAX-I の実験<sup>3)4)6)</sup>

BORAX-I の目的は前にのべたように蒸気の発生によって反応度が減少し、原子炉が自己制御性をもつかどうかを確かめるためであった。1953 年の BORAX-I による実験結果は原子炉は十分高い自己制御性をもつのみならず、ある条件のもとでは非常に安定に働くことがわかった。

##### 3.1.1 反応度をステップ状に加えた場合

第2図は実験の中で特に興味のある結果である。これは最初水が飽和温度の状態のもとで、いろいろの反



これらはガルバノメータの直接の記録である。時間のスケールはそれぞれ異なっている。 $\tau$  は出力上昇の定常のペリオドを秒で示す。

第2図 種々のステップ状反応度を加えたときの出力上昇を示す代表的な記録 (水温は実験前に飽和温度としてある)<sup>4)</sup>

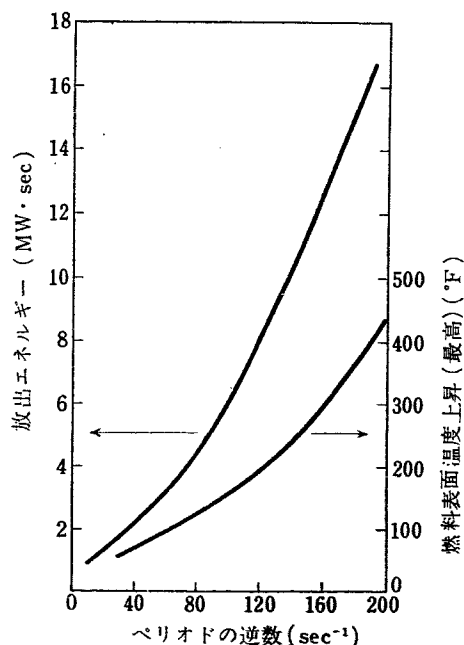
応度をステップ状に加えたときの出力の記録である。ここに $\tau$ は加えた反応度に対応する出力上昇の定常ペリオドを示す。加えた反応度が小さく(約1%以下)ペリオドが0.03秒より長い場合は出力は最初のピークのあとある値にすみやかに落ち着き、十分高い自己制御性を示す(A図)。

つぎに加えた反応度がさらに大きく(1.0~1.1%程度)、ペリオドが0.02~0.03秒程度の場合には出力は最初のピークののちにさらに約1秒後に同じようなピークが現われこれをくりかえす(B図)。この形の出力振動は chugging と名づけられる。

つぎに反応度がさらに大きく(1.4%程度)、ペリオドが0.01秒より小さくなると chugging はもはや起らないで、出力は最初のピークのあとに低い値におちつく。これは明らかに蒸気によって炉内の水の一部をタンク外に排除して反応度が下がるためである(C図)。

反応度がさらに大きく(2.1%程度)、ペリオドが0.005秒程度になると前の場合とちがって燃料棒の温度はすぐにさがらない(D図)。

以上の結果を放出エネルギーと加えた反応度を関連づけると興味がある。ただし反応度のかわりにそれに対応するペリオドの逆数を用いると便利である。第3図に放出エネルギーおよび燃料表面温度上昇とペリオドの逆数との関係を示す。



第3図 いろいろのペリオドの出力上昇をさせた場合の燃料表面温度の上昇と、全放出エネルギー (大気圧、水温は飽和温度)<sup>4)</sup>

##### 3.1.2 定常運転時の実験

つぎに定常運転の実験結果について少しのべよう。BWR では水が飽和温度で、反応度が臨界にあった状態に超過反応度が加わると、出力が増し、蒸気ボイドを作り、ある時間後にはこの蒸気ボイドがちょうど超過反応度を打消す出力のところで定常状態になるはず

である。この蒸気ボイドによって打ち消された反応度をボイド反応度とよぶことにする。このボイド反応度が小さい間は出力は  $\pm 10 \sim 20\%$  の変動を示し、その様子は規則的な振動とは見られず、主として蒸気の気泡の不規則な発生によるものと思われる。

つぎにボイド反応度が  $1.5 \sim 1.6\%$  くらいに増すと、出力変動は一定周期\*の規則的な振動とみなされ、その振動数は  $1.2 \sim 1.8$  cycles/sec であった。しかもこの振動はパルス状におこり、その各パルスはこの規則的な周期の波を数個含み、パルス相互の間には前の場合と同じ全く不規則な変動がみられた。

ボイド反応度をさらに増すと、振動の振幅は増し、振動周期は減少し、パルスの間の間隔はつまってきて、ついには連続的振動となったが振幅は時間と共に変動した。

最後にボイド反応度を  $2.6\%$  まで増すと、増幅の急激に増大する振動をおこし、前に反応度をステップ状に加えた場合と同じような chugging をおこした。

### 3.1.3 圧力を上げた場合の実験

以上のべた実験は大気圧のもとでおこなった実験であるが、大気圧以上の圧力の実験もおこなわれた。この場合も大気圧実験の場合と同じく2種類の出力変動がみられた。すなわちボイド反応度が小さい間は不規則な変動を示すに対して、ボイド反応度が大きくなると規則的な振動が見られた。ただその境界が前の場合は  $1.5\%$  くらいであったのに対し、圧力を増した場合は  $2\%$  となった。しかも不規則変動の場合は出力振幅は  $\pm 2 \sim 3\%$  であった。

このことから圧力を増した場合の効果は、振動をおこしはじめる限界のボイド反応度を増し、出力変動の振幅を小さくできることがわかった。

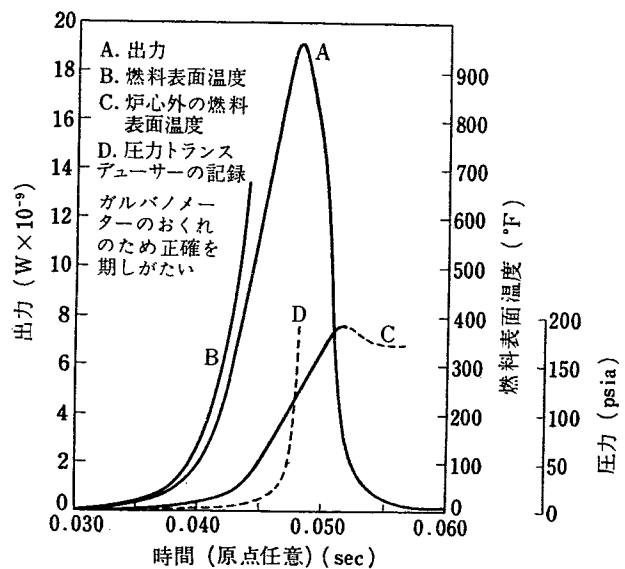
以上の実験で、ある条件のもとできわめて安定に自己制御性をもって働くことはわかったが、より高い出力が得られるという見通しはなんら得られていない。この問題はつぎの実験であきらかにされる。

### 3.1.4 破壊実験<sup>4)</sup>

3.1.1 でのべた大気圧のもとで大きな反応度をステップ状に加えた実験では、急激なショックのために燃料を変形させてしまい、ペリオドを  $0.005$  秒以下にして燃料をとくすまで短いペリオドの実験ができなかった。しかし最後に大部分の実験が終わったあとで原子

炉の破壊を予想して燃料が溶けるまで反応度を増す実験がおこなわれた。この実験では反応度  $4\%$  をほとんどステップ状に加えておこなわれ、最小のペリオドは  $0.0026$  秒であった。

その結果は大部分の燃料を溶かし、タンク内のものは大部分空中にふきとばされた。そのときの全放出エネルギーは  $135$  MW-sec であった。第4図はこの実験によって得られた出力、燃料温度、圧力などの記録を示す。ただしこの記録は激しい機械的衝撃のために測定器が正しく働いているとは保証できない。この破壊実験で出力上昇をくいとめる機構は、前の非破壊実験と同様であると推定される。



第4図 破壊実験の記録<sup>4)</sup>

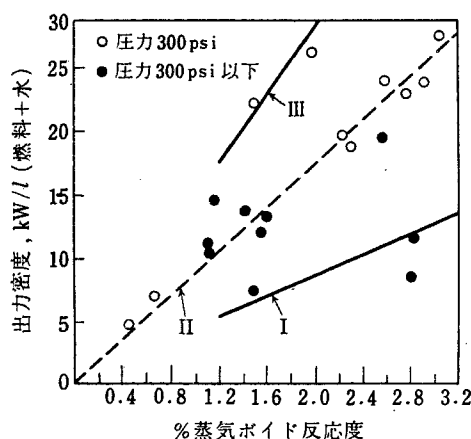
### 3.2 BORAX-II<sup>13)</sup> および III の実験

BORA-I の破壊後、1954 年の終りに BORAX-I と同じ制御装置と修理した他の部品を用いて近くの場合に BORAX-II が作られた。これは大気圧から  $300$  psi までのいろいろの圧力で運転でき、 $6$  MW の出力まで出すことができた。ただし炉心の容積は BORAX-I の2倍であった。

つづいて 1955 年に BORAX-III が作られたが、これは BORAX-II と同じタンクを用い、圧力は  $300$  psi で炉心は全く新しく作られた。しかも電気出力を出るようにタービンと発電機がとりつけられた。

ステップ状の反応度を加える実験が BORAX-I と同様におこなわれたがここでは省略し、定常運転の結果についてのべる。一定圧力のもとでの出力変動はやはりボイド反応度に強く関係し、ボイド反応度を増すと出力振動が現われた。特に興味のあるのはボイド反応度

\* 指数関数的増大  $e^{t/\tau}$  と振動  $\sin 2\pi t/\tau$  の場合の  $\tau$  を英文では同じく "period" とよんでいるが、上のような文章の場合はまぎらわしいので、以下本文では前者の  $\tau$  を "ペリオド"、後者の  $\tau$  を "周期" と区別した。



第5図 蒸気ボイド反応度と出力密度との関係 (BORAX-I, II, III)<sup>35)</sup>

と出力密度との関係である。第5図はこの関係を示し BORAX-I, II, III について比較してある。なお BORAX-II では 300 psi の圧力下で安定な出力を出しうる限界のボイド反応度は 3.2% となり、BORAX-I の場合の 2% より増加している。

### 3.3 BORAX-IV<sup>14)</sup><sup>15)</sup>

BORAX-IV は 1956 年につぎの 2 つの目的をもって作られた。この炉は燃料として ANL で開発された  $\text{UO}_2$  と  $\text{ThO}_2$  の混合物からなる pellet を用いているので、第1にこの新しい型の燃料のこの種の炉に対する適合性をテストすること、第2にこの種の燃料は熱的に長い時定数をもっているため、この長い時定数が動特性にどのように影響を与えるかをしらべ、EBWR の設計の資料をうるためである。参考のため次に燃料の時定数を比較すると第1表のようになる。

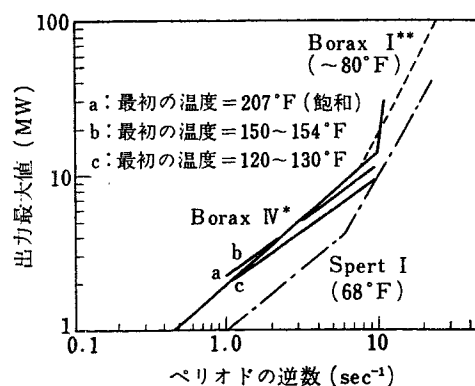
第1表 燃料時定数の比較

| 炉の種類      | 燃料の時定数  | 燃料要素                               |
|-----------|---------|------------------------------------|
| BORAX-IV  | 0.9 sec | $\text{UO}_2 + \text{ThO}_2$       |
| BORAX-III | 0.006   | $\text{Al} + \text{U}^{235}$       |
| EBWR      | 0.8     | $\text{U} + \text{Zr} + \text{Nb}$ |

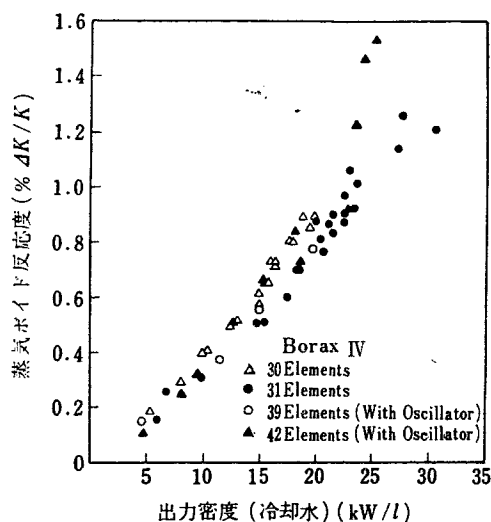
第6図は各種のステップ状の反応度を加えた場合の出力の最大値を示すものである。

第7図は定常運転時におけるボイド反応度と出力密度との関連を示すものである。ここで大気圧のもとでも、30 kW/l の出力密度が得られていることは興味がある。

つぎに安定性の問題に入る。系のパラメータを与えたときに安定の限界を予測できることは重要なことである。この目的のために制御棒を正弦状に振動させ

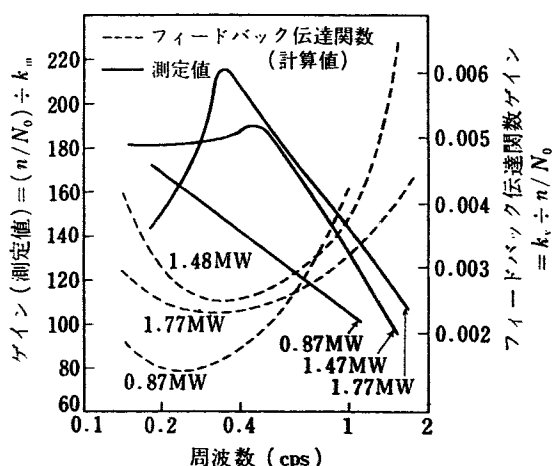


第6図 出力最大値とペリオド逆数との関係 (BORAX-I, IV, SPERT-I)<sup>15)</sup>



第7図 出力密度と蒸気ボイド反応度との関係<sup>15)</sup>

て原子炉の伝達関数が測定された。この種の実験は、BWR については BORAX-IV においてはじめておこなわれた。この方法は BORAX-IV はもちろん、のちの EBWR についても、炉を不安定な状態におかないで安定性が予測できるし、また低出力で伝達関数を測定しておく、それを用いて外挿によって高出力の状態



第8図 BORAX-IV の伝達関数のゲイン<sup>15)</sup>

の安定性を論じうる点で非常に重要である。

第8図は伝達関数の測定結果で、3種類の出力レベルについて記録してある。

BORAXの実験以後に同じく、IdahoのAEC Reactor Testing StationにおいてSPERT (Special Power Excursion Reactor) による実験がおこなわれた。これは

BORAXと同種類の実験がおこなわれ、主として原子炉の安全性の実験をおこなう目的で作られた。その後ANLにおけるEBWR<sup>11)</sup>、G.E.によって建設されたVBWR [1923]の2つが圧力それぞれ600 psi、1,000 psiで運転を開始した。第2表、第3表にそれらの諸特性を示す。

第2表 BWR 原子炉の比較

| 原子炉型       | 最大圧力     | 燃料                                  | 燃料の熱伝達率      | 場所                 | 建設者                                           |
|------------|----------|-------------------------------------|--------------|--------------------|-----------------------------------------------|
| BORAX-I    | 130 psig | Al+ <sup>235</sup> U                | high         | Argonne            | USAEC                                         |
| BORAX-II   | 300      | Al+ <sup>235</sup> U                | high         | Argonne            | USAEC                                         |
| BORAX-III  | 300      | Al+ <sup>235</sup> U                | high         | Argonne            | USAEC                                         |
| BORAX-IV   | 300      | ThO <sub>2</sub> + <sup>235</sup> U | low          | Argonne            | USAEC                                         |
| SPERT-I    | 0        | Al+ <sup>235</sup> U                | high         | Phillips Petroleum | USAEC                                         |
| EBWR       | 600      | U-Zr-Nb (1.44% enriched)            | intermediate | Argonne            | USAEC                                         |
| Vallecitos | 1000     | Stainless steel+ <sup>235</sup> U   | high         | General Electric   | General Electric and Pacific Gas and Electric |

第3表 BORAX の比較

| 比較項目                                             | BORAX-I                      | BORAX-II             | BORAX-III          | BORAX-IV                     |
|--------------------------------------------------|------------------------------|----------------------|--------------------|------------------------------|
| 1. 燃料の間隔                                         | 0.177                        | 0.324                | 0.324              | 0.604                        |
| 2. サブアセンブリー当りの燃料本数                               | 18                           | 10                   | 24                 | 6                            |
| 3. サブアセンブリーの大きさ                                  | 3×3                          | 3×3                  | 3.888×4.0          | 3.888×4.0                    |
| 4. 容積比 (炉心内の Metal/H <sub>2</sub> O)             | 0.63                         | 0.49                 | 0.36               | 0.52 (UO <sub>2</sub> を含む)   |
| 5. 中性子寿命 (sec)                                   | 6.5×10 <sup>-5</sup>         | 7.5×10 <sup>-5</sup> | 7×10 <sup>-5</sup> |                              |
| 6. 炉心内の容積割合                                      | 0.614                        | 0.672                | 0.735              | 0.656                        |
| 7. <sup>235</sup> U の重量/サブアセンブリー (g)             | 138.6                        | 93.4                 | 137                | 283                          |
| 8. 伝熱面積/炉心容積 (ft <sup>2</sup> /ft <sup>3</sup> ) | 120                          | 66.7                 | 63.9               | 34                           |
| 9. 温度係数 (27~128°C) (% k <sub>eff</sub> )         | 3.5                          | 1.16                 | 0.8                | 1.6                          |
| 10. ボイド係数 (計算値) (% k <sub>eff</sub> %蒸気)         | -0.24 (207 F)                | -0.10                | -0.10              | -0.35 (207 F)                |
| 11. 出力密度 (kW/l) (炉心)                             | 8.4 (大気圧)<br>10.0 (135 psi)  | 27 (300 psi)         | 27 (300 psi)       | 19.6 (大気圧)<br>36.0 (300 psi) |
| 12. 出力密度 (kW/l) (冷却水)                            | 14.7 (大気圧)<br>17.5 (135 psi) | 38.5 (300 psi)       | 38 (300 psi)       | 30.5 (大気圧)<br>56.5 (300 psi) |
| 13. 蒸気ボイド反応度 (% k <sub>eff</sub> )               | 2.0 (135 psi)                | 3.1 (300 psi)        | 2.0 (psi)          | 1.25 (大気圧)<br>31エレメント        |

#### 4. BWR の振動機構および伝達関数<sup>26)~33)</sup>

BORAXの実験およびEBWRの伝達関数の実測などをもとにしてANLおよびG.E.社の人々によってBWRの伝達関数の解析的表現をおこなう研究がなされた<sup>29)</sup>。その主たる目的は、伝達関数を用いて出力振動の機構をあきらかにし、安定限界の条件を求め、ひいては設計のパラメータをきめる資料を得ることである。

BORAX実験から安定性を論ずるに必要な重要な結論を要約すると、つぎようになる。

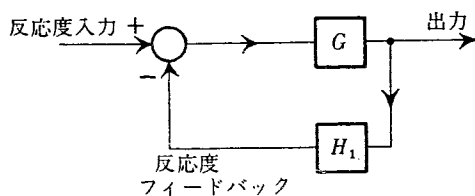
- (1) 一定の出力で定常運転をしている炉の出力を、しだいに増していくと、ある値に達して振動をおこす。
- (2) 定常運転中にボイド反応度を増していくと、ある値で振動をおこし、このボイド反応度が安

定限界をきめる重要な要素と初期には考えられたが、これは別に意味はなかった。BORAX-I, SPERT-I などではボイド反応度は 1~2% であるが, EBWR, BORAX-II および IV ではそれぞれ 2.2, 3.2, 5.5% である。

- (3) 振動をおこす限界出力レベルは圧力の影響を強く受け、大気圧のもとでおこった振動も圧力がある程度上げると振動はとまる。
- (4) BORAX-IV とそれ以前の BORAX との性能上の差異は、主として燃料の熱伝達率の差、すなわち熱的時定数の差にもとづくものと考えられる。
- (5) 炉心上部の水位が安定性に強く関係する。

以上のことから振動の機構には核的要素、燃料および水と蒸気の 2 相系の熱力学的要素、および水の流体力学的要素が複雑に関連していることがわかる。

BWR の最も簡略化したフィードバックの機構を第 9 図に示す。ここに  $G(s)$  はゼロ出力伝達関数とよばれ、反応度と中性子束または出力を結びつける伝達関



$G$ : 原子炉ゼロ出力伝達関数  
 $H_1$ : フィードバックの伝達関数

第 9 図 ブロック図

数で、主として原子炉の核的性質できまるものである。つぎにフィードバックの伝達関数  $H_1(s)$  は、出力から蒸気ボイドを通して反応度におよぶ熱力学的、流体力学的効果をすべて含む複雑なもので、理論的にも実験的にも求めることが困難なものである。

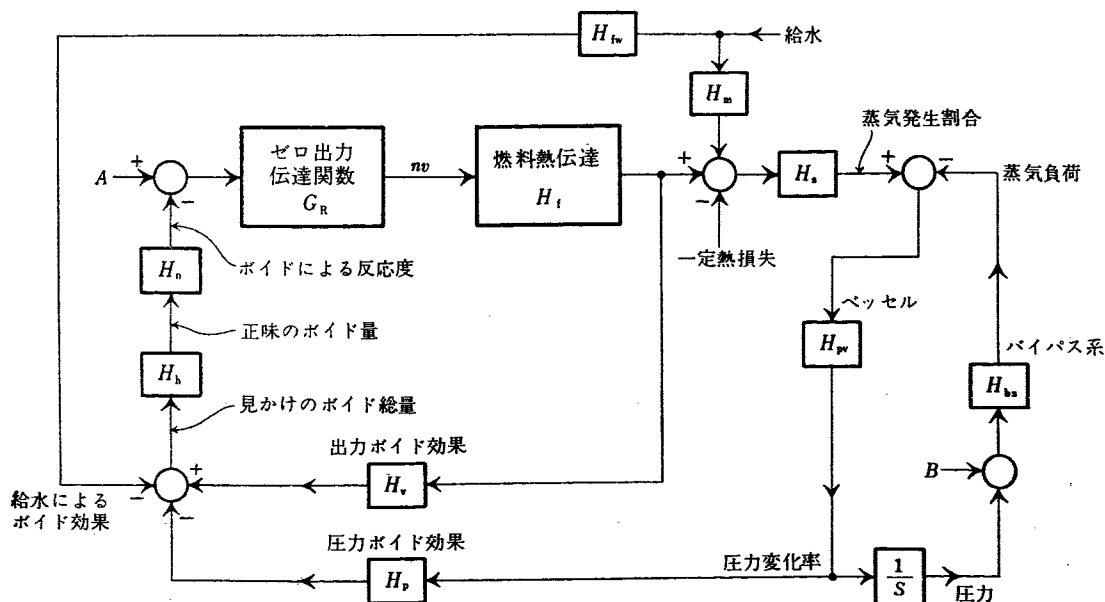
第 9 図から出力伝達関数  $P_1(s)$  は、つぎのように表わされる。

$$P_1(s) = \frac{\text{出力変化}}{\text{反応度変化}} = \frac{G(s)}{1 + G(s)H_1(s)} \quad (4.1)$$

制御理論からよく知られるように  $G(s)H_1(s)$  の性質をしらべれば、系の安定性の判別が容易にできる。 $G(s)$  はよく知られているように出力レベルにのみ比例する関数で、 $H_1(s)$  は系の出力レベル、圧力その他に強く関係するので、この性質をしらべることが BWR の安定性の研究の主目的であった。これらのことをあきらかにすれば、BORAX その他の出力振動なども説明できるはずである。

この伝達関数の解明のため、理論的取り扱いが G. E. 社の E. S. BECKJORD<sup>29)</sup> らによりなされ、多くの実験が EBWR について ANL の J. A. DESHONG<sup>31)</sup> らによってなされた。

第 9 図をさらに細分すると第 10 図のようになる。ここで前の図のフィードバック伝達関数  $H_1(s)$  は主として 2 つのおもなループからなっている。第 1 は出力から直接蒸気ボイドにきくループ  $H_v(s)$ 、第 2 は出力から圧力変化を生じ、圧力変化を通して蒸気ボイドにきくループ  $H_p(s)$  である。ここでは細分された各ブロックの伝達関数の説明に立ち入ることはやめて、



第 10 図 EBWR の出力から反応度へのフィードバックブロック図<sup>26)</sup>

詳細は文献<sup>29)</sup>を参照されたい。

つぎに EBWR においていかにこの伝達関数の取り

扱いがなされたか、実験的に求められたかを具体的にのべよう。

## 5. EBWR の出力増加時の安定性 [2379], <sup>30)</sup>

BORAX の実験結果をもとにしてさらに大きな出力の BWR の建設が進められ、1956 年 12 月に ANL において EBWR がその定格出力 20 MW に達した。もともとこの炉の設計は熱伝達による制限よりもむしろ安定性に関心をはらっておこなわれ、BORAX の一連の実験と経験のみでは安定性は 20 MW までしか保証できなかった。これまでの実験では出力を増加すると、あるところで不安定となり出力振動をおこすことがわかってはいたが、もしこの不安定になる限界が 20 MW より上にあれば動力炉としてさらに経済性を増すことが期待される。この安定な出力限界を定量的に推定する研究がくだてられた。このため 4. にのべた伝達関数法が応用され、その結果によると安定な出力限界は 65 MW であることを推定した。実際に出力増加試験を 1958 年 3 月におこない、61.7 MW の安定な出力を得ることに成功した。

### 5.1 伝達関数の測定

4. のべたように (4.1) 式で  $H_1(s)$  は熱力学的、流体力学的データのみから理論的に計算することは困

難である。また開回路の測定をおこなうことも不可能である。そこで他の方法がとられた。それは  $P_1(s)$  を実測してつぎの式によって  $H_1(s)$  を算出する。(4.1) 式を変形して、

$$H_1(s) = P_1(s)^{-1} - G(s)^{-1} \quad (5.1)$$

をうる。まず最初の実験は  $G(s)$  の測定である。それにはゼロ出力で  $P_1(s)$  を測定すればよい。ゼロ出力では  $G(s)H_1(s) \ll 1$  であるから  $P_1(s) \approx G(s)$  となるからである。第 11 図に伝達関数  $G(s)$  を示す。

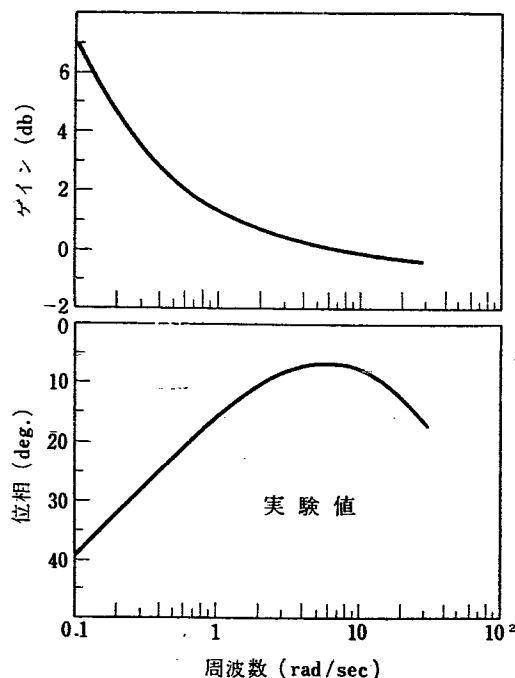
出力伝達関数  $P_1(s)$  の測定実験はつぎのようにしてなされた。正弦波状の反応度入力特殊な制御棒駆動装置が作られた。これは機械的に制御棒を振動させる装置である。これによって周波数は 0.01~25 rad/sec の領域を自由に換えられる。この反応度発生機を用いて反応度に振動をあてるとすると、その振幅には制限がある。すなわち装置それ自身による制限と、あまり大きな振幅を与えると伝達関数の定義のとき用いられた線形性が失われるからである。したがって反応度発生機を用いて得られた出力振幅はせいぜい定常値の 5% であった。一方蒸発のノイズによる出力ノイズも 5% 程度あって、信号とノイズの比は 1 程度である。

また高い周波数領域では  $G(s)H_1(s) \ll 1$  となり  $P_1(s) \approx G(s)$  である。したがって (5.1) 式によって  $H_1(s)$  を求める際にほとんど等しいものの差をとっているために誤差が非常に大きくなる。このため  $P_1(s)$  の測定には非常に高い精度が要求され、少なくとも振幅で  $\pm 5\%$ 、移相差  $\pm 2$  度の精度が必要とされる。しかしながら、出力は前にのべたように信号とノイズの比が 1 の程度というような非常に悪い条件のもとに測定しなければならない。

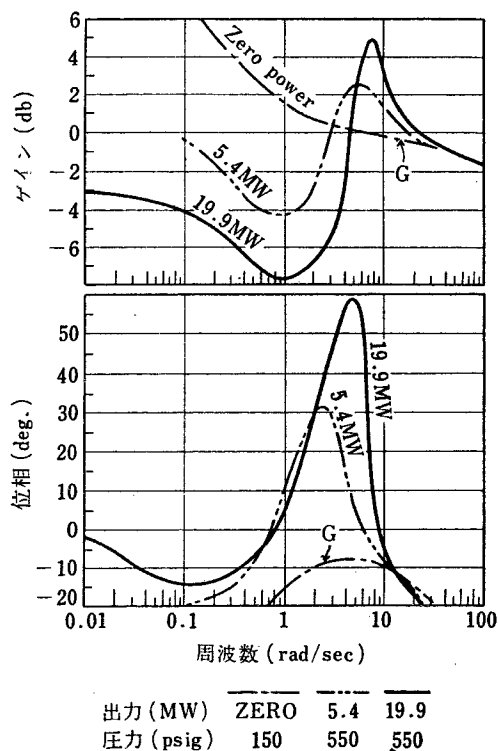
このため ANL では Wave Analyzer という特別な装置が考案された。詳細は文献<sup>26)</sup>を参照されたい。

第 12 図および第 13 図に代表的な  $P_1(s)$  の測定結果を示す。第 12 図は一定圧力のもとに出力を 4 倍にした場合の比較を示す。出力が増加すると、予期されるようにゲイン曲線のピークの高さは増し、安定性が減少していることがわかる。

第 13 図は出力を一定にして圧力を 4 倍に変えた場



第 11 図 ゼロ出力伝達関数 [2379]

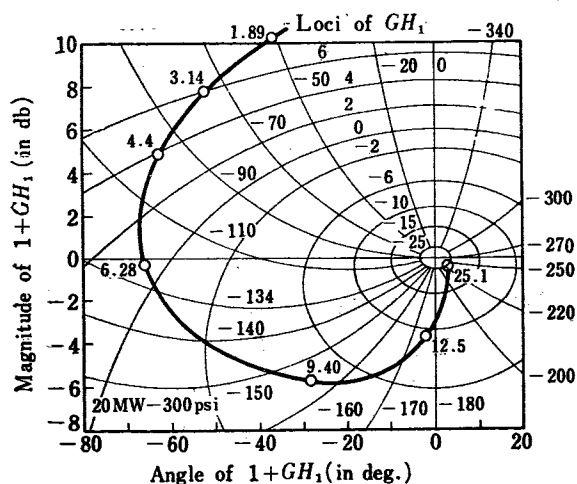
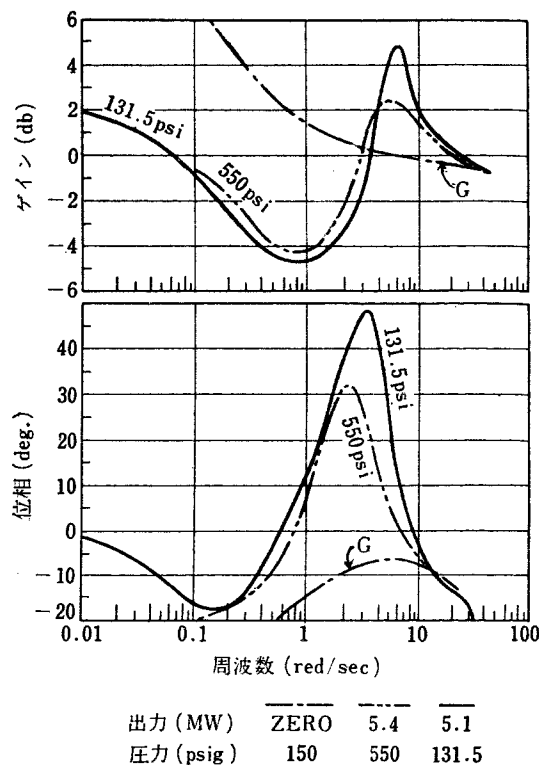


第12図 伝達関数の出力による影響 [2379]

合の比較である。圧力がさがると、予期されるようにゲイン曲線のピークの高さは増し、安定性が減少している。この図で圧力を下げた場合 (131.5 psi) の曲線 は第12図の出力を増した曲線 (19.9 MW) に非常によく似ていることは注目すべきことである。これらは代表的な一例であるが、実際には多くの条件のもとに測定がおこなわれ、 $H_1(s)$  が求められた。

## 5.2 フィードバック伝達関数 $H_1(s)$ の計算

反応度入力振幅を正確に求めることはできないから  $P_1(s)$  の絶対値にはある程度の誤差がある。このため

第14図  $GH_1$  のプロット<sup>31)</sup>

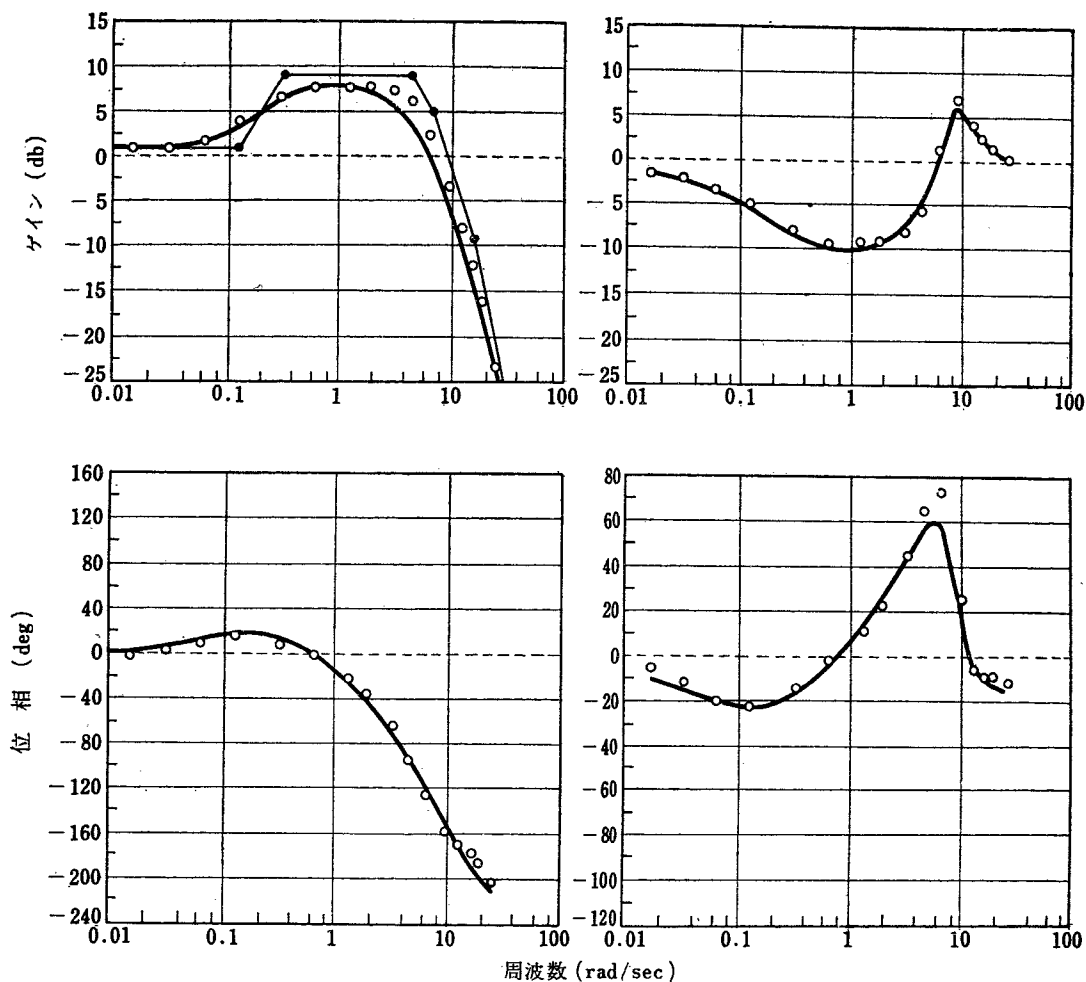
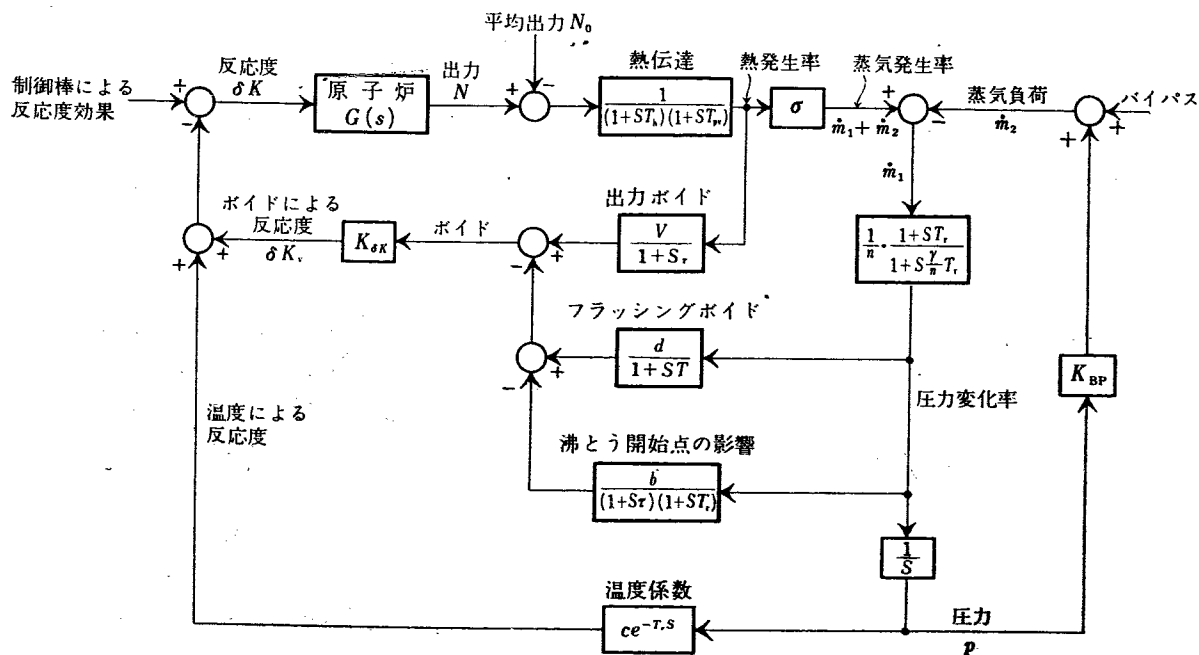
第13図 伝達関数の圧力による影響 [2379]

$H_1(s)$  計算にはつぎのような方法がとられた。 $\frac{G(s)}{P_1(s)}$   $= 1 + G(s)H_1(s)$  であるから  $1 + G(s)H_1(s)$  を第14図のようにニコラスチャートの上にプロットする。これによって  $P_1(s)$  のゲインの不確定さは曲線を単に上下するだけですみ、容易に曲線を補正し、なめらかな曲線を作ることができる。このようにして  $1 + G(s)H_1(s)$  から  $G(s)$  がわかっているのて  $H_1(s)$  を求めることができる。その一例 (出力 20 MW, 圧力 300 psi) を第15図の点で示す。

このように実験的に求めた  $H_1(s)$  と解析的に求めたそれとを比較して同じになるように解析的表現の中の未知のパラメータを適当に定める方法がとられた。EBWR では第16図に示すようなフィードバックのブロック図が考えられた。この図を用いて炉自体の伝達関数を求めるために、負荷および給水は変化しないものとしてフィードバックの伝達関数が求められた。

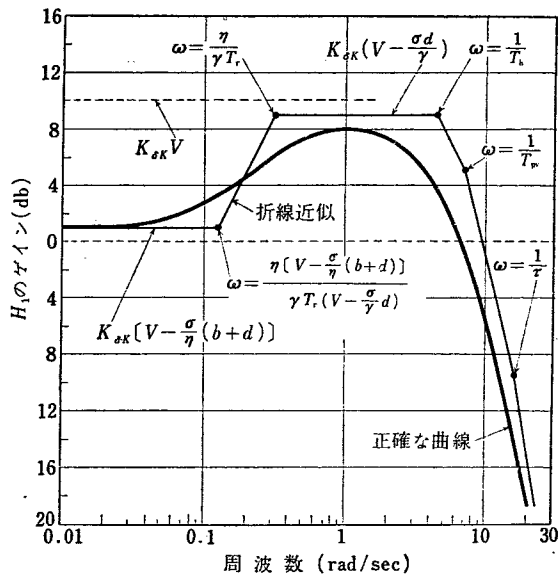
$$H_1(s) = \frac{K_{sk} \left[ V - \frac{\sigma}{\eta} (b+d) \right] \left[ 1 + s \left( \frac{V_T - \sigma d}{V\eta - \sigma(b+d)} T_r \right) \right]}{\left( 1 + s \frac{T_r}{\eta} \right) (1 + sT_b) (1 + sT_{pv}) (1 + s\tau)} \quad (5.2)$$

この式を導くにあたっては種々の修正がおこなわれた。その詳細は文献<sup>31)</sup>にゆずるが、そのうちのおもなものは反応度発生機で周波数が 0.01~25 rad/sec であるから、第16図の中で 0.01 rad/sec 以下の周波数で

(a) フィードバック伝達関数  $H_1$  (5.3) 式参照(b) 出力伝達関数  $P_1$ 第 15 図 伝達関数 (20 MW, 300 psig)<sup>31)</sup>第 16 図 安定性解析に用いるブロック図<sup>31)</sup>

きくループは省略した。たとえば温度効果の部分および第16図の中の $\dot{m}_1$ から圧力 $p$ を経て $\dot{m}_2$ のマイナーループの中でおこる時定数 $\eta/K_{BP}$ に対する折点周波数が0.01 rad/secの数分の1程度のための省略などである。

第17図は(5.2)式のボード線図である。折線は折線近似で折点周波数が記入してある。



第17図 フィードバック伝達関数  $H_1$  <sup>31)</sup>

第15図で折線および曲線で示したものが出力20 MW、圧力300 psiの場合についてパラメータを適当に選んで実験値に合せたものである。この場合に得られたフィードバック伝達関数はつぎのようになる。

$$H_1(s) = \frac{1.135(1+s/0.19)}{(1+s/0.31)(1+s/4.4)(1+s/7)(1+s/16)} \quad (20 \text{ MW, } 300 \text{ psi, 実験}) \quad (5.3)$$

周波数1~10 rad/secの間の実験値のくいちがいは分布定数系を集中定数系でおきかえた事情にもとづくものと思われる。また1 rad/sec以上では、圧力効果は全くなくなると考えられる。また高い周波数では $H_1(s)$ のゲインは減少するが、その周波数は熱伝達の時定数 $T_b$ ,  $T_{pv}$  蒸気の輸送時間 $\tau$ などに支配される。

(5.2)式と(5.3)式を比較してすぐわかることは $T_b$ ,  $T_{pv}$ ,  $\tau$ などはすぐ対応がつくが、その他のパラメータについては $\gamma$ ,  $\sigma$ ,  $\eta$ ,  $V$ などを熱力学的な計算によって出し、 $T_b$ ,  $d$ ,  $b$ などのパラメータを両式を比較して算出する。

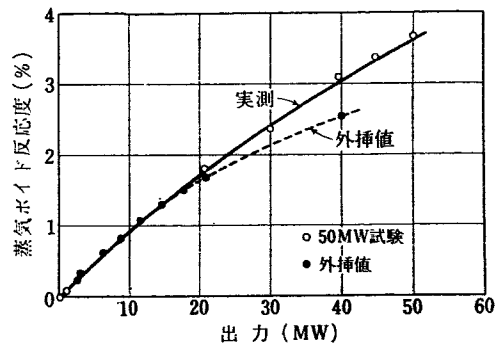
このようにして低出力時(20 MW)の $H_1(s)$ が求められたわけであるが、これから $G(s)H_1(s)$ を用いて安定性をしらべるため制御理論で用いるゲインマージン、位相マージンを求めることができる。

### 5.3 伝達関数の高出力時への外挿

低出力時で求めた伝達関数を高出力時に外挿して、実際に高出力運転をおこなう前に、その安定性を予測することがEBWRでおこなわれた。5.1で圧力の伝達関数におよぼす影響についてのべたように、かりに圧力を $1/a$ に下げたとすると、蒸気の比容積は増して蒸気の状態は出力を $a$ 倍して圧力はもとのままにした状態にはほぼ一致することがわかっている。この事実は低出力時のデータを高出力時に外挿する場合に利用された。

たとえば蒸気輸送時定数 $\tau$ , 水の再循環時定数 $T_r$ , 燃料の熱伝達時定数 $T_b$ ,  $T_{pv}$ などは40 MW, 550 psiの状態の値を求めるため、20 MW, 300 psiの状態の値を用いた。 $\gamma$ ,  $\eta$ ,  $\sigma$ などの蒸気に関する定数は直接計算で求められる。出力ボイド係数 $V$ は、電気加熱の二相流実験ループによって求められた。

いちばん問題なのはループゲイン $K_{sk} \cdot V$ で、これはゲインマージンに直接きくから正しく求める必要がある。このためにつぎのような方法がとられた。まず第18図に示すようなボイド反応度と出力の関係を外挿し、そのスロープから $K_{sk} \cdot V$ を計算する。その外



第18図 蒸気ボイド反応度対出力の関係<sup>31)</sup>

挿には制御棒の反応度を沸騰を起さない状態で較正しておき(BWRでは沸騰の状態では制御棒較正はできない)、つぎに20 MW, 600 psiと20 MW, 300 psiの二つの状態の反応度の差をこの制御棒を用いて知る<sup>23)</sup>(もちろん温度効果の補正はおこなう)。このようにして40 MW, 600 psiの外挿をおこない、40 MWと20 MWにおけるこの曲線のスロープの比を求め、これに20 MW, 550 psiにおいて測定された $K_{sk} \cdot V$ を掛けて40 MWにおける $K_{sk} \cdot V$ を求める。

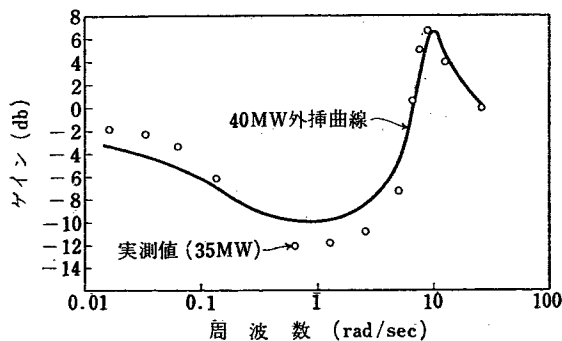
その結果を第18図に示す。ここで点線は外挿によるもので、実線は後におこなった高出力運転による実験値である。このような方法によって外挿された40

MW, 550 psi におけるフィードバック伝達関数はつぎのようになる。

$$H_1(s) = \frac{1.35(1+s/0.093)}{(1+s/0.22)(1+s/4.4)(1+s/7)(1+s/16)},$$

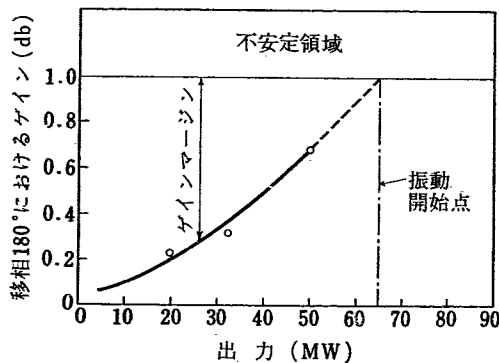
(40 MW, 550 psi, 外挿) (5.4)

この伝達関数とゼロ出力伝達関数  $G(s)$  とから (4.1) 式を用いて出力伝達関数  $P_1(s)$  を計算することができる。第 19 図はこのゲイン曲線を示し、点は 33 MW における実験値である。

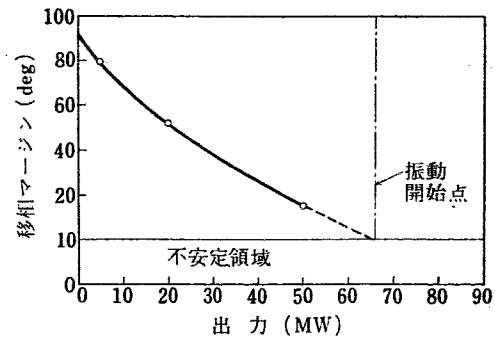


第 19 図  $P_1$  のゲイン曲線 (40 MW) [2379]

このように伝達関数の外挿によって出力をどこまで上げるかを求めることは非常に重要である。それには出力を変えたときのゲインマージン、位相マージンをプロットし、各マージンの 0 になるところを外挿によって求めれば安定に運転しうる最高出力が求まる。



第 20 図 ゲインマージン対出力 [2379]



第 21 図 移相マージン対出力 [2379]

第 20 図、第 21 図は 20 MW, 30 MW, 50 MW における実験をもとにしてマージンを算出しプロットしたものである。これによると 66 MW までは安定出力を出しうる事が推定される。実際には給水ポンプの制限から 61.7 MW までしか運転できなかったが、少なくともこの点までは、安定に出力を出しうる事が実証された。

#### [4 および 5 の記号表]

$G(s)$ : ゼロ出力伝達関数

$H_1(s)$ : フィードバック伝達関数 (出力→反応度)

$P_1(s)$ : 原子炉の伝達関数 [(4.1) 式参照]

$b$ : 沸騰開始点の影響を示す係数  $\text{ft}^3 \text{sec}/\text{psi}$

$d$ : フラッシングの影響を示す係数  $\text{ft}^3 \text{sec}/\text{psi}$

$K_{BP}$ : バイパスバルブ係数  $\text{lb}/\text{sec} \cdot \text{psi}$

$T_h$ : 熱伝達時定数  $\text{sec}$

$T_{pv}$ : 熱伝達時定数  $\text{sec}$

$T_r$ : 水の循環時定数  $\text{sec}$

$V$ : 出力ボイド係数  $(\text{ft}^3/\text{MW}) \text{MW}$

$K_{\delta k}$ : ボイド反応度係数  $\text{dollars}/\text{ft}^3$

$r$ : 蒸気定数  $\text{lb}/\text{psi}$

$\eta$ : 蒸気定数  $\text{lb}/\text{psi}$

$\sigma$ : 蒸気発生割合の係数  $\text{lb}/\text{psi}$

$\tau$ : 蒸気移動時間  $\text{sec}$

$s$ : ラプラス変換変数

## 6. BWR の性能計算に必要な実験的および理論的基礎づけ [1983]<sup>9)~20)</sup>

ANL において EBWR に関連して自然循環および強制循環の水と蒸気の 2 相系についての基礎的データの集積およびその理論的基礎づけがおこなわれた。このような研究は高性能の BWR の設計および動特性の計算に必要な資料を得る上に重要なものである。終局の

目的は、いかにして高出力を安定にとり出すかということにある。つぎにその概要をのべる。

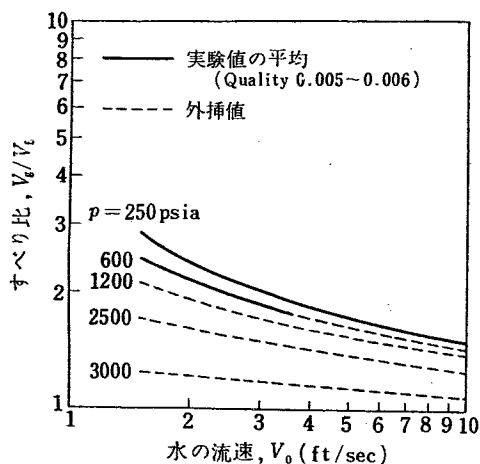
### 6.1 基礎的な関係

炉から取り出さる出力は流量とエンタルピーの変

化の積として簡単に求められるが、これらの量を求めるには、つぎに示すようないくつかの諸量の間の関係を満たしてはじめて決まるものであり、またそれらの関係はかなり実験的にきめなければならない。外部から与える条件は圧力で、これを与えると決まる諸量のおもなものは、すべり比、循環流量、ボイドの割合、蒸気と水の流量比、蒸発をおこしている部分と起さない部分のチャンネル方向の長さなどである。

つぎにこれらの諸量の間の関係について簡単にのべる。

**6.1.1 すべり比  $V_g/V_f$**  実験的にわかっていることは、すべり比は主として圧力と水の流速の関数である。これらの関係を決めるために多くの実験がなされたが、完全なものは得られていない。しかし ANL では、ある部分は外挿し、実験データを整理して第 22 図のような半実験的な図を作りあげた。一般的にいえることは、すべり比は流速および圧力が増すと減少することである。



第 22 図 すべり比の圧力流速による影響 [1983]

**6.1.2 蒸気と水の流量比  $x$  とすべり比  $V_g/V_f$  およびボイドの割合  $\alpha$  との関係** 流量の連続の条件から

$$\frac{xW_T}{(1-x)W_T} = \frac{\rho_g A_g V_g}{\rho_f A_f V_f} = \frac{\rho_g \alpha A V_g}{\rho_f (1-\alpha) A V_f}$$

$x$  について解いてつぎの式を得る。

$$x = \frac{1}{1 + \frac{V_f \cdot \rho_f}{V_g \cdot \rho_g} (\alpha^{-1} - 1)} \quad (6.1)$$

**6.1.3 蒸発を起している長さ  $L_B$  とチャンネルの長さ  $L_T$  との比** 熱発生と蒸発の関係をあらわす熱平衡の式をたててつぎの式が得られる。

熱が長さ方向に一様に発生するとした場合

$$\frac{L_B}{L_T} = \frac{x_e h_{fg}}{h_f - h_i + x_e h_{fg}} = \frac{h_{fg}}{h_g - h_m} \quad (6.2)$$

熱発生が長さ方向にコサイン分布とした場合

$$\frac{1}{2} \left( 1 - \cos \frac{\pi L_B}{L_T} \right) = \frac{h_{fg}}{h_g - h_m} \quad (6.3)$$

**6.1.4 循環流速  $V_o$  をきめる式** 循環流に沿って摩擦、加速による圧力損失が蒸気分布などによる密度差による静圧に等しいとして得られる方程式から  $V_o$  をきめるつぎの式が得られる。

$$\frac{V_o^2}{2g_c} = \frac{a+b+c}{\sum_{i=1}^n n_i} \quad (6.4)$$

$a, b, c$  は静圧,  $n_i$  は圧力損失に相当するものである。詳しくは [1983] を参照されたい。これらの各項はいずれも (6.1)~(6.3) 式で決まる  $x, L_B$ , および  $\alpha_e$  などが決まると定まる量である。

## 6.2 性能計算の手順

6.1.1~6.1.4 までの関係を満足するように、以上のべた諸量を決めればよいが、一時にそれらをきめることは困難である。そこでくり返し法 (iteration) で求めるのが最も簡単である。

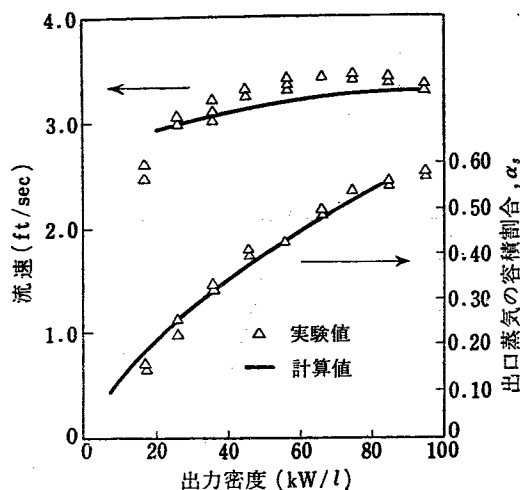
つぎにその手順をのべる。

- (i)  $\alpha_e$  を適当に仮定する。
- (ii) 第 22 図を用いてすべり比  $V_g/V_f$  を求め、(6.1) 式を用いて  $x$  を計算する。
- (iii) 熱発生をチャンネルに沿って一様と仮定するか、またはコサイン状に仮定するかによってそれぞれ (6.2) 式、または (6.3) 式を用いて  $L_B$  を求める。
- (iv) (6.4) 式を用いて循環流速  $V_o$  を求める。
- (v) 再び第 22 図を用いてすべり比を求め、同じ計算をくり返し、解が収束するまでくり返す。
- (vi) 以上の諸量がきまると全循環流量  $W_T$  が求められ次式から出力が決まる。

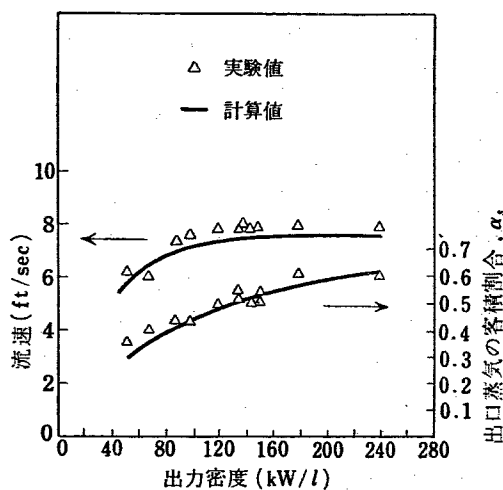
$$Q_T = W_T [h_f - h_i + x_e h_{fg}] \quad (6.5)$$

## 6.3 実験値との比較

この計算法の精度を示すために第 23 図および第 24 図に 2 つの自然循環系について計算値と実験値との比較を示す。2 種類の幾何学的配置の異なったものについて比較がおこなわれている。いずれも自然循環によりかなり速い流速が得られ、計算値と実験値はよい一致を示している。



第 23 図 計算値と実験値の比較 (1/4 in×2 in  
×60 in のチャンネル 600 psia)  
[1983]



第 24 図 計算値と実験値との比較 (1 in ID×  
4 ft のパイプと 2 in ID×8.6 ft の  
Riser, 600 psig) [1983]

#### [6 の記号表]

$V_g$ : 水の流速 (二相流) ft/sec

$V_f$ : 蒸気の流速 (二相流) ft/sec

$V_0$ : 水の流速 ft/sec

$x$ : quality, 蒸気流量/(蒸気流量+水の流量)

$\alpha$ : 蒸気の容積割合

$W_T$ : 全流量 lb/ft

$\rho_g$ : 蒸気密度 lb/ft<sup>3</sup>

$\rho_f$ : 水の密度 lb/ft<sup>3</sup>

$A_g$ : 蒸気流の断面積 ft<sup>2</sup>

$A_f$ : 水流の断面積 ft<sup>2</sup>

$$A = A_g + A_f$$

$h_g$ : 蒸気のエンタルピー Btu/lb

$h_f$ : 水のエンタルピー Btu/lb

$$h_{fg} = h_g - h_f$$

$h_i$ : 炉心入口の水のエンタルピー Btu/lb

$h_m$ : 給水のエンタルピー Btu/lb

$L_T$ : 炉心チャンネル全長

$L_B$ : 沸騰部分の長さ

$Q_T$ : 全熱流 Btu/lb

$g_c$ : 換算係数

添字 e: 出口についての値を示す。

## 7. ボイド係数を実験的に求める方法 [572], [582], [1923]<sup>24)</sup>

BWR は蒸気ボイド, 温度係数, Xe の蓄積などのためにかなり余剰反応度をもっていなければならない。またボイド係数は安定性を調べる際フィードバックのゲインを支配する重要な係数であるから, 安定にこれらの値を測定する方法が必要であり, それには実際の運転状態における減速材の密度の変化を任意に作り出さなければならない。このために二, 三の方法が考えられる。たとえば水の中にガスの気泡を吹きこんだり水で満たされたパイプの中にガスを送りこむとか, 密度の小さい固体を水の中に適当に入れるなどが考えられる。第 1 の方法は簡単であるが, つぎのような欠点をもつ。すなわちアワは制御しにくいためにその分布を自由に変えることができず, また急にアワがなくな

った場合に反応度が増して非常に危険である。第 2 の方法は第 1 の方法の欠点がなく実験精度もよいが, 多数のパイプを入れることはかなりたいへんである。第 3 の方法は前の 2 者に比べてすべての点ですぐれているが, 固体の加工がかなりめんどうであろう。

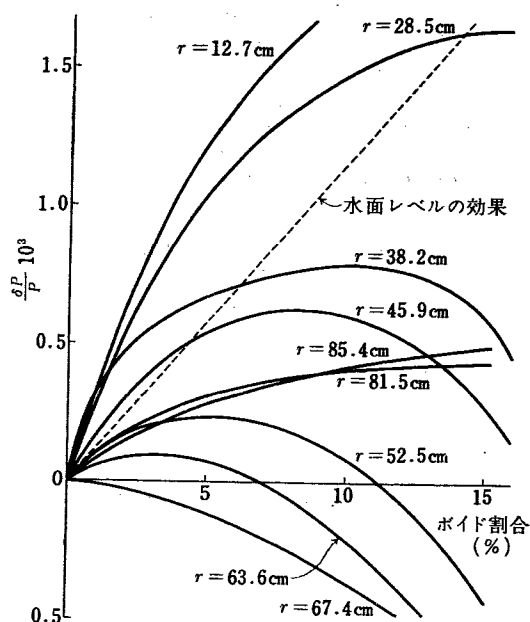
つぎに EBWR, VBWR およびノルウエーなどでおこなわれた方法について紹介する。

### 7.1 水の中にガスの気泡を吹きこむ方法 [572]

ノルウエーで建設する Halden の BWR におけるボイドの影響を調べるために, スウェーデンの重水実験炉 JEEP および R1 を用いておこなわれた。空気の気泡を減速材の中に吹きこんで実験がおこなわれたが,

前にのべたように、この気泡の分布は実際の蒸気ボイドのそれと一致しないため正しくは対応がつけられない。しかしここでは、設計に必要なデータを集積するためよりもむしろボイドの反応度におよぼす影響を基礎的に調べるためにおこなわれた。

実験の方法は、炉の停止後 12 時間たって、炉心内に試験用燃料棒を 1 本入れる。この燃料棒の下端からパイプで空気を送りこみその量を 0 とある決めた量の間に周期 36 秒で振動させ、このときの炉の応答をボイド量の関数として測定する。この場合起る出力のドリフトを消すため微調整棒および P. SCHMID らによって開発された装置<sup>34)</sup>を用いた。ボイドと出力との関係を実測したものが第 25 図である。実際にはボイドの量が増加すると、重水面が上昇しこれは正の反応度を



第 25 図 ボイド効果 (単一のロッド) [572]

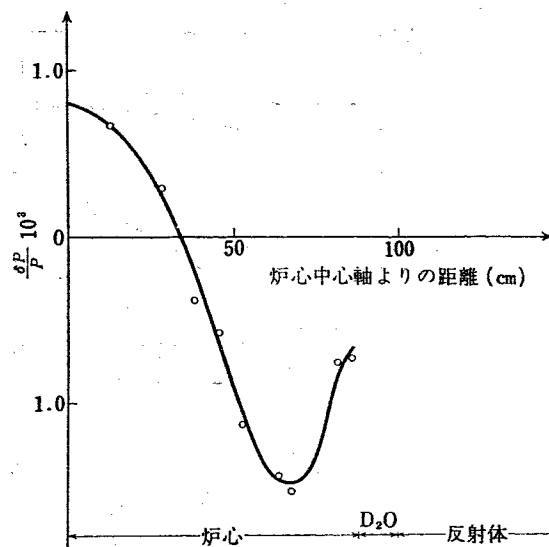
あたえる。したがってボイドの影響だけを調べるにはこの分を引き去る必要がある。

ボイドの変化を 10% に固定して炉心内の試験用燃料棒の位置を 9 箇所変えてその位置による影響をしらべた。その結果を第 26 図に示すが、中心軸付近では正の反応度を与えるが、中心から離れるにしたがって減少し、負の反応度になる。

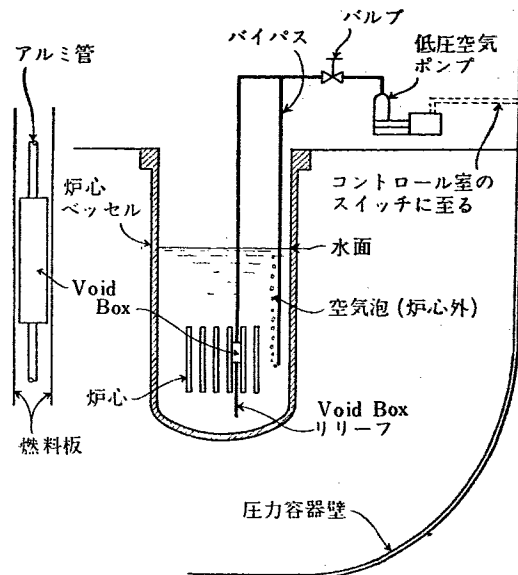
さらに燃料棒の外管の直径を 3 とおりに変えて調べた。その結果は外管の細い場合のほうが、正の反応度効果を強める。

## 1.2 Void Box による方法 [1923]

VBWR によっておこなわれた方法である。第 27 図に示すように燃料の間にアルミ製の Void Box を入



第 26 図 半径方向の位置によるボイド効果 (ボイド割合 10%) [572]



第 27 図 ボイド係数の測定法 (Void Box による) [1923]

れ、これにアルミ製の管をつないでポンプで空気を送りこみ、Void Box 中の水を押し出す。Void Box の容量は 85 cc である。ボイド係数を測定するには、まず炉を長いペリオドにしておき、つぎにポンプを起動して Void Box の水を空気で押し出して、新しいペリオドを測定する。この値からボイドの反応度への寄与を計算し、ボイド係数を算出する。

## 7.3 Styrofoam による方法<sup>24)</sup>

この方法は EBWR のゼロ出力実験の際に用いられた。

Styrofoam は密度 約 0.03 g/cm<sup>3</sup> の白色の物質で、これを帯状に加工したものに多くの孔をあけて燃料の

間のチャンネル内に入れる。Styrofoam という物質が選ばれた理由は、吸水性、機械加工の容易さ、機械的強度などをしらべた結果が良好であったからである。機械的強度は厚さ  $\frac{3}{4}$ " 以上であれば十分であるし、ただ使用上注意しなければならないことは溶解点の低いことである。大きな吸断面積をもつ物質を含んでは困るから、核的性質が調べられたが、その結果も良好であった。また CP-5 に入れて照射実験 ( $nv \sim 2 \times 10^{12}$  n/cm<sup>2</sup> sec, 15 分間) をおこなった結果、吸水性、機械強度に著しい変化なく、寿命の短い誘導放射能がみとめられただけである。

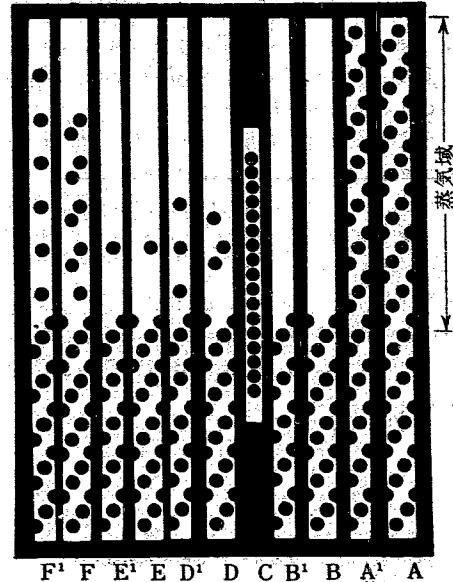
またこの Styrofoam を用いて温度変化による水の密度の変化も模擬された。蒸気ボイドと温度係数の密度変化を同時に考慮したもの、あるいはそれぞれ単独に存在する場合に対応する孔をあけた Styrofoam を各種作って、反応度変化を測定しこれとボイドの容積からボイド係数を算出した。Styrofoam の浮力によって浮び上がる場合は反応度が増えて危険であるので、燃料の上端に固定された。また孔をあけるための特別のプレスが設計された。

## 8. 結

BWR の安定性、および動特性の解析を中心にして BWR についておこなわれてきた研究の要点をほぼ年代順にまとめた。BORAX 実験をはじめとして EBWR, VBWR に至るまで、BWR の安定性の解明に伝達関数法による制御理論を応用し、困難な実験をおこない、短期間の中に ANL および G. E. 社の人々によって一応安定な BWR の設計を確立したことは注目値する。

しかしなお今後解明されなければならないことは多く残っている。今後の実験、運転経験などによってかなりの修正がおこなわれるであろう。

EBWR の経験によると周波数が 1 rad/sec $\sim$ 10 rad/sec の間で実験値と実験によって修正した理論的伝達



第 28 図 Styrofoam ボイド板<sup>24)</sup>

このようにして Styrofoam による方法は、ボイドの実際の分布状態にかなり近く模擬できるところが特色であろう。第 28 図には EBWR に用いられた各種の Styrofoam の形を示す。

## 言

関数がややぐちゃぐちゃになっている (第 15 図)。これらは燃料の熱伝達モデルが適当でないこと、沸騰を起さない部分の熱伝達の影響、集中定数系の仮定、水の下降部は蒸気のまじることや対流の影響などによるものと考えられているが、現在なおこれらの解明のための研究が続けられている。

蒸気ボイドの関与するフィードバックループは複雑であり、その解析的表現には二、三の方法がとられている。またアナログコンピュータによる動特性解析の研究もおこなわれている。これらの比較については文献<sup>36)</sup>に詳しい。

BWR に関する研究を総括的に取り扱っているのは、文献<sup>35)</sup>である。

## 文

## 献

### 第 2 回ジュネーブ会議報文

[572] V. O. ERIKSON: Void effects in boiling heavy

water reactors.

[581] J. A. FLECK *et al.*: A mathematical model for calculating boiling reactor transients.

- [582] H. AGER-HANSEN, *et al.*: A method for measuring steam voids in boiling water reactors.
- [638] J. A. THIE: Theoretical reactor statics and kinetics of boiling reactors.
- [1923] E. BECKJORT, *et al.*: Operation of a high performance light water boiling reactor.
- [1983] P. A. LOTTES, *et al.*: Experimental studies of natural circulation boiling and their application to boiling reactor performance.
- [2379] J. M. HARRER, *et al.*: Boiling performance evaluation of direct cycle boiling water nuclear power plants based on recent EBWR and BORAX data.
- [2402] T. SNYDER, *et al.*: Boiling water reactor physics.

#### その他

(初期の実験および BORAX に関するもの)

- 1) S. UNTERMYER: Direct steam generation of power, *Nucleonics*, **12**, No. 7 (1954).
  - 2) J. R. DIETRICH, *et al.*: The proposed boiling reactor Experiment, ANL-4921 (1952).
  - 3) J. R. DIETRICH, *et al.*: Transient and steady state characteristics of a boiling reactor, The BORAX Experiments, ANL-5211 (1954).
  - 4) J. R. DIETRICH, *et al.*: The experimental determination of the self-regulation and safety of operating water-moderated reactors, P/481 (1955).
  - 5) J. M. WEST, *et al.*: Preliminary hazards report on the experimental boiling reactor, ANL-5261 (1954).
  - 6) J. R. DIETRICH, *et al.*: Design and operating experience of a prototype boiling reactor, P/851 (1955).
  - 7) J. M. HARRER, *et al.*: The engineering design of a prototype boiling water reactor power plant, P/497 (1955).
  - 8) C. D. ALSTAD, *et al.*: The transient behavior of single phase natural circulation water loop systems, ANL-5409 (1955).
  - 9) W. H. COOK: Boiling density in vertical rectangular multichannel sections with natural circulation, ANL-5621 (1956).
  - 10) J. F. MARCHATERRE: The effect of pressure on boiling density in multiple rectangular channels, ANL-5522 (1956).
  - 11) P. A. LOTTES: Boiling density studies, EBWR, ANL-5607 (1957).
  - 12) W. S. FLINN, *et al.*: Performance and potential of natural circulation boiling reactors, ANL-5720 (1957).
  - 13) A. J. UHLICH: Results of recent analysis of BORAX-II transient experiments, ANL-5532 (1956).
  - 14) B. MAXON, *et al.*: Reactivity transients and steady state operation of a thorium-uranium fueled boiling reactor (BORAX-IV), ANL-5733. In press.
  - 15) O. A. SCHULZE: BORAX-IV, Preliminary report on the present series of experiments with oxide fuels, TID-7535 (1957).
  - 16) H. CHILTON: A theoretical study of stability in water flow through heated passages, *J. Nuclear Energy*, **5**, Nos. 3/4 (1957).
  - 17) E. SCHROEDER: Experimental investigation of reactor transients, IDO-16285.
  - 18) S. G. FORBES, *et al.*: First reports on stability in SPERT-I, *Nucleonics*, **15**, No. 1 (1957).
  - 19) S. G. FORBES, *et al.*: Instability in the SPERT-I, Reactor Preliminary Report, IDO-16309 (1956).
  - 20) R. C. MARTINELLI, *et al.*: Prediction of pressure drop during forced circulation boiling of water, *Trans. ASME*, **70**, 695-708 (1948).
- (BWR の安定性に関するもの)
- 21) J. M. HARRER, *et al.*: Transfer function of Argonne CP-2 Reactor, *Nucleonics*, **10**, No. 8 (1952).
  - 22) J. M. HARRER, *et al.*: Discontinuous servo for control power of reactors, *Nucleonics*, **12**, No. 1 (1954).
  - 23) J. A. THIE: EBWR physics experiments, ANL-5711 (1957).
  - 24) J. A. DESHONG, Jr.: Styrofoam simulation of boiling and temperature effects in the EBWR cold critical experiments, ANL-5697 (1957).
  - 25) J. M. WEST, *et al.*: Hazard summary report of the experimental boiling water reactor (EBWR), ANL-5781 (1957).
  - 26) J. A. DESHONG, Jr.: Power transfer functions of the EBWR obtained using a sinusoidal reactivity driving function, ANL-5798 (1957).
  - 27) J. MACPHEE: The relative stability of boiling and pressurized light water moderated reactors, *Trans. I. R. E.*, NS-4-1 (1957).
  - 28) J. A. DESHONG, Jr. *et al.*: Frequency response measurements of the EBWR automatic steam bypass valve control system, ANL-5726 (1957).
  - 29) E. S. BECKJORD: Dynamic analysis of natural circulation boiling water power reactors, ANL-5799 (1958).
  - 30) J. A. DESHONG, Jr.: Upping EBWR's power, *Nucleonics*, **16**, No. 6 (1958).
  - 31) J. A. DESHONG, Jr. *et al.*: Analysis of experimental power-reactivity feedback transfer functions for a natural circulation boiling water reactor, ANL-5850 (1958).
  - 32) J. A. THIE: Boiling-water reactor instability, *Nucleonics*, **16**, No. 3 (1958).
  - 33) Boiling water reactor stability, GER-1468.
  - 34) P. SCHMID: High precision detector for periodic power modulation in JEEP, JENER Report No. 42 (1956).
  - 35) A. W. KRAMER: Boiling water reactors, Addison-Wesley Books in Nuclear Science and Metallurgy (1958).
  - 36) 須田信英: アナログ計算機による原子炉および原子力プラントの動特性解析, 日本原子力研究所調査報告 No. 11 (1960).

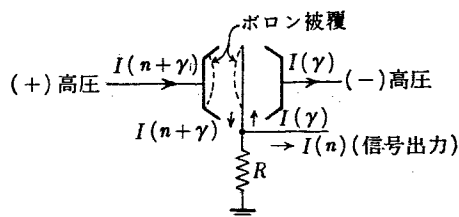
# 原子炉計装の進歩

## 1. 中性子検出器

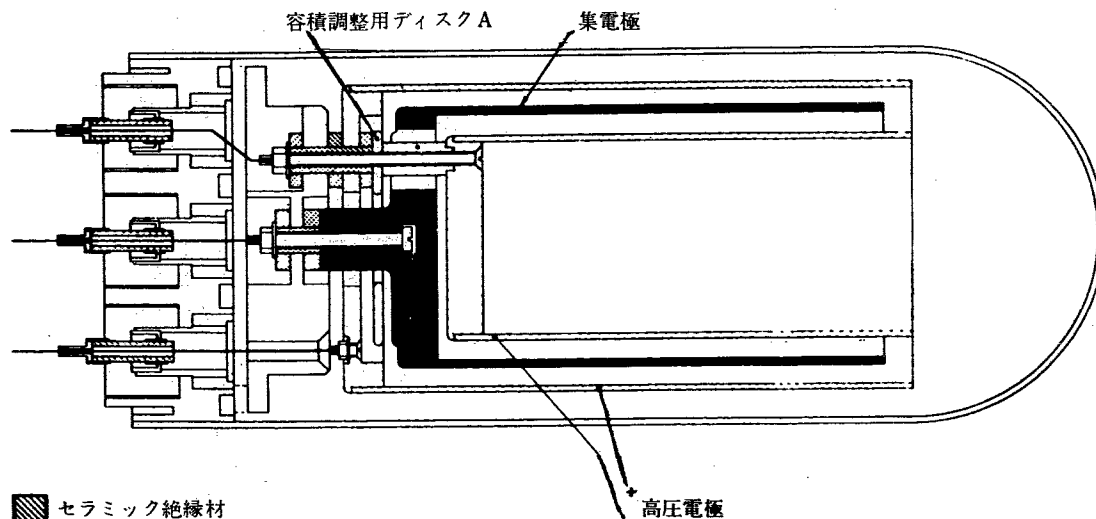
### 1.1 $\gamma$ 線補償型電離箱

原子炉における中性子束測定は必ず $\gamma$ 線のバックグラウンドをとらなう。もっとも中性子束測定に電離現象を使用しないで核反応そのものを使用した箔法や、熱中性子熱電対のようなものでは特に問題はないが、電離箱ではこの問題は重要である。なぜならば中性子用電離箱は中性子を $^{10}\text{B}$ と反応させて生じる $\alpha$ 線による電離電流を測定するが、これは $\gamma$ 線が電離箱の構成物質に衝突して生じる二次電子による電流と判別できないからである。特に原子炉に必要な制御の出力信号として中性子束を8~10デカードにわたって測定しようとするときには、 $\gamma$ 線バックグラウンドが検出器の測定可能範囲を決定するといえよう。そこで中性子束に対するこの $\gamma$ 線バックグラウンドの存在比率を考え、信号/雑音比に相当する $n/\gamma$ 存在比 ( $n/\text{cm}^2/\text{sec}/R/\text{hr}$ ) と信号選別能ともいべき $n/\gamma$ 感度比 ( $A/n/\text{cm}^2/\text{sec}/A/R/\text{hr}$ ) の二つのメリットを定義しておくことと便利である。また同一の検出器であっても、対象とする個々の炉の構造によって、検出器位置における $n/\gamma$ 存在比がかなり異なるため、測定可能な範囲が異なる。一

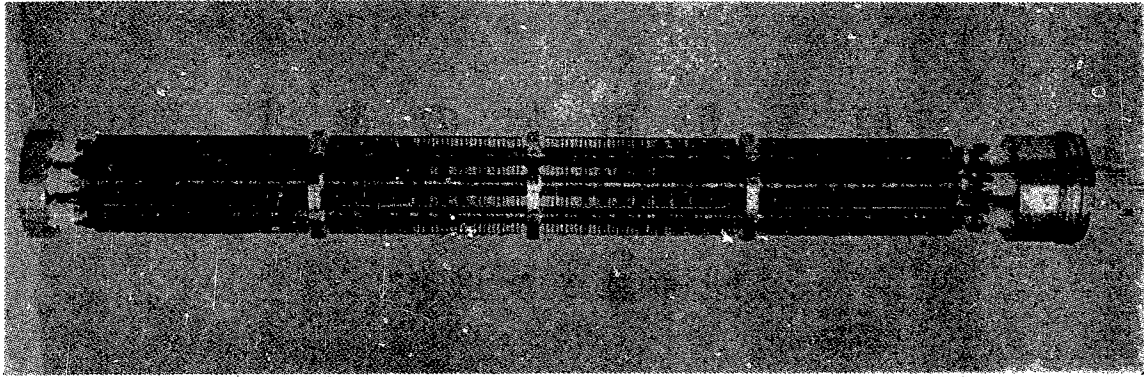
般的に重水炉 [213] の場合は  $n/\gamma$  存在比が大きいので非補償型の電離箱でも、鉛遮蔽などを使って検出器位置の  $n/\gamma$  存在比を引き上げてやれば、全出力から6デカード下までの測定もさほどむづかしくはない。しかし、軽水炉の場合は水の中性子と $\gamma$ 線に対する遮蔽効果が前者に対して大きく、たとえ鉛遮蔽などを使ってみても、4デカードぐらいが限度であると考えられる。こうした理由で主として軽水炉の開発をおこなってきた米国ではごく初期から $\gamma$ 線補償型電離箱の開発がおこなわれており、中性子検出器と同一の $\gamma$ 線感度、すなわち同容積を持つ $\gamma$ 線用電離箱を同一容器に組み込んでその出力の差を取るような第1図の方式のものが一般に市販され広く用いられている。代表的なものとしてウェスチングハウス型<sup>1)</sup>(負電極電圧によって $\gamma$



第1図  $\gamma$ 線補償型電離箱の原理



第2図 RC6  $\gamma$ 線補償型電離箱

第3図 KNK-53  $\gamma$ 線補償型電離箱

線感度調整), オークリッジ型<sup>2)</sup> (主として電極間の容積を変えて  $\gamma$  線感度調整) はいずれも  $n/r$  感度比が  $10^{-1}$  程度 ( $\gamma$  線補償をしない場合は  $10^{-3}$  程度) のものである。これに対して, カナダ, イギリスではほとんどの場合非補償型を使用してきたおり, たとえば前者の TQU<sup>3)</sup> は  $n/r$  感度比約  $5 \times 10^{-3}$ , 後者の RC1<sup>4)</sup> は  $3 \times 10^{-3}$  程度のものが採用されている。

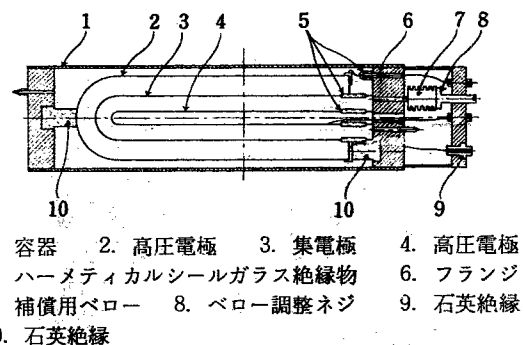
最近イギリスで開発された新しい型の  $\gamma$  線補償型電離箱 [156] は第2図のような構造のもので, RC6 と呼ばれているが, 内側の箱はボロン塗布されて中性子だけに感じるように作られており, 中性子感度は  $2.5 \times 10^{-14} \text{ A/n/cm}^2/\text{sec}$  で RC1 と同程度である。両方の箱は同じ体積になるようにあらかじめ設計はしてあるが, 最終的な体積調整は組立時に第2図のようにディスクAを内側電極に取り付けることによっておこなっている。通常の機械仕上げの精度で非補償時の  $\gamma$  感度の約5%以下にできるが, 組立時に実験をやりながら調整できるならば, より  $\gamma$  線感度の低いものを作ることができる。ただし, 炉内では  $\gamma$  線束が電離箱全体について一様ではないから, すべての場合について同一  $n/r$  感度比を保証することはできない。実際の炉に使用する場合は  $(n/r \text{ 存在比}) \times (n/r \text{ 感度比}) \approx 0.1$  以下のところでは計数管 ( $\gamma$  線でバックグラウンドによる二次電子の波高値は中性子がボロンと反応して出す  $\alpha$  線のものよりはるかに低いので簡単に選択でき,  $n/r$  感度比は電離箱よりはるかによい) チェックすることが, より確実な方法といえよう。

ソビエトにおいて開発 [2084] された  $\gamma$  線補償型電離箱も原理的には全く同じもので, KNK-53 と呼ばれるものは (第3図参照) 英国において補償型 PCP<sup>5)</sup> と呼ばれている方式と同じで, 円板状の電極間隔をすこし変化させて  $\gamma$  感度の調整をおこなっている。この方法によって,  $\gamma$  感度を非補償時の  $1/1,000$  にできると報告されているが, これは理想状態での値で, 炉に

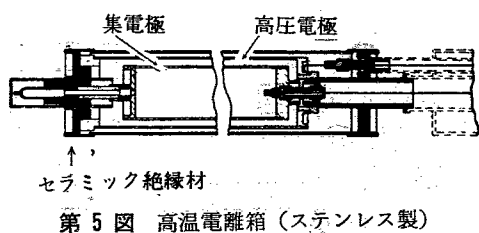
おける実際値ではないと想像される。また KNK-54 (第4図参照) と呼ばれるものは, BF3 ガス封入部と, Krガス封入部とにわかれ, 後者の圧力をベローで調節して  $\gamma$  感度を加減できる。この方法の特長は BF3, Krの使用によってともに感度を上げ箱全体を小型化できる点である。また KNK-52 と呼ばれる非補償型のものをすこし改造して先端に  $\gamma$  受感部, 他の部分を中性子受感部 (実際には  $\gamma$  にも感じている) とし, 炉内の  $\gamma$  分布が一様でないため  $n/r$  存在比が位置によって異なることを利用して, 箱全体の位置をすこし動かして2つの部分の  $\gamma$  感度が同一になる点をみつけるという調整法をとっている。ただし, この方法では炉を起動するたびにこの位置を捜さなければならないから, あまり実用的ではなさそうである。

## 1.2 高温用検出器

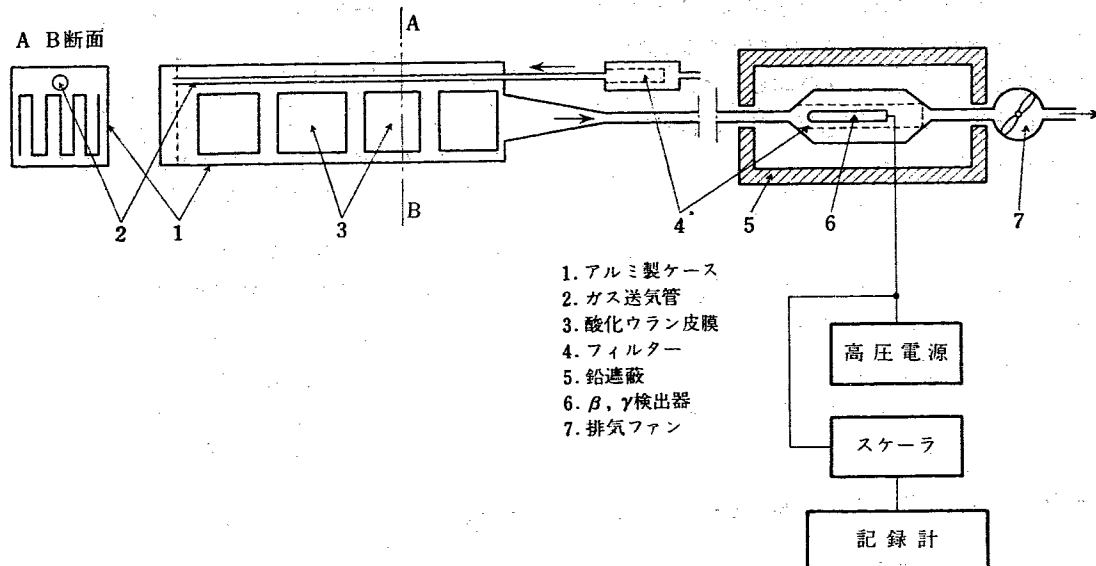
各種の原子炉用中性子検出器が高温用にも使えるよう開発が進められている [56]<sup>6)</sup>。これは在来の電離箱の市販品がアルミ電極やケースを使用していたので, RC6, RC7 などでもせいぜい  $200^\circ\text{C}$  までしか使用で

第4図 KNK-54  $\gamma$ 線補償型電離箱

きなかったため, 最近特に重点的に開発されている高温炉には不適當である。最近, ステンレス鋼を使用したもの [56] (第5図) が試作されているが, これは  $250^\circ\text{C} \sim 450^\circ\text{C}$  の範囲を対象としている。ただしこう



程度になる。また、この測定方法では、炉内の5.4 MeV以上の $\gamma$ 線による光核分裂が問題となるが、この寄与は中性子による分裂の1/1,000程度であり、補償型の電離箱の場合の1/100よりは1けたの影響が少ないことになる。またこの方法によると、1,000°Cまでは測定が可能であるが、温度変化が生じるとガス状核分裂生

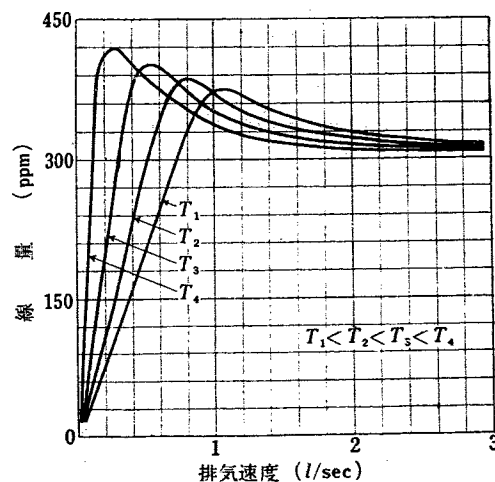


第6図 ウラン皮膜による中性子束測定法

して機械的強度は保たれても、絶縁物の面からは温度上昇にともなう絶縁劣化が問題となり、絶縁材にアルミナを使用したセラミックシールの場合でも450°Cでは絶縁抵抗は $10^{10} \Omega$ を示し、同じ構造で200°Cの場合の $10^{13} \Omega$ から3けたくらい劣化している。G.E.で開発中<sup>6)</sup>のものもほぼ同じような材料を使用しているが、室温で印加電圧1,500 Vに対して $1 \sim 2 \times 10^{-13} A$ の漏洩電流があるのに対し、300°Cではこれが約1けた増加すると報告されている。したがって、これらの点からも、電離箱の測定可能な中性子束範囲が制約されることになる。

これらの制約すなわち $\gamma$ 線バックグラウンドや高温による絶縁劣化の問題を除くために新しい中性子束測定法が提案されている[1207]。これは第6図のようにアルミまたはステンレス板上の酸化ウラン-235の被膜を炉内に置き、中性子照射によって生じたガス状核分裂生成物（主として $^{89}Kr \sim ^{94}Kr$ ,  $^{137}Xe \sim ^{141}Xe$ ）をヘリウムで除去して、炉外に取り出したヘリウム中の $\beta$ 線（2 MeV以上）および $\gamma$ 線の測定をG-M計数管またはシンチレーション計数管でおこなう方法である。

この方法では検出の遅れ時間は、主としてヘリウムガスの流速に支配されるが、数十 m/sec程度でウラン被膜から検出器までが数 mであれば時定数が数十 ms



第7図 温度、排気速度と検出感度の関係

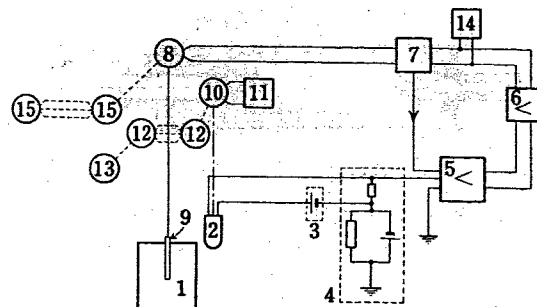
成物の拡散率が変化し、それにしたがって検出感度も変化する（第7図参照）。そして、当然のことながら検出器の感度はウラン皮膜の厚さや面積にも支配される。これらの要素と測定系の誤差を考慮するとこの方法による測定可能範囲は8デカド、同一検出器では3~4デカド程度であり、計数管に適切な遮蔽を設けたり、可動のボロン遮蔽をウラン皮膜部に設けてウランの寿命を調節するくふうをすれば、さらに2~3デカドくらいの拡張が期待される。また、検出器が

ら得られるパルスのエネルギースペクトルを利用して寄生的な部分を除去することも考えられているが、これはかなり困難なようである。

### 1.3 その他

電離箱そのものの改善に関する報告ではないがチェコスロバキアでは原子炉制御系の電離箱入力が常に一定になるように、箱の方を移動させる型式の制御をおこなったことが報告されている [2103]。この方法によれば、電離箱は範囲切替が不要であり、高感度のもの1種類で全運転範囲の測定が可能になる利点があり、必要以上に放射線にさらして電離箱寿命を短くする危険もさけられる。ただし、この移動は制御系の電離箱に対するものだけで、計測系の方は従来どおりの考え方である。この方法で好都合なことは、炉の出力上昇が時間に対して指数関数的であると、電離箱位置の移動はほぼ等速度になる点で、これは計測孔の中では、炉心からの距離に対して中性子束が指数関数的に減衰するからである。ただしこの関係は、電離箱が $\gamma$ 線バックグラウンドに完全に不感である場合のみ成立するので、補償型電離箱を使ってもおのずから限界を生じると考えられる。

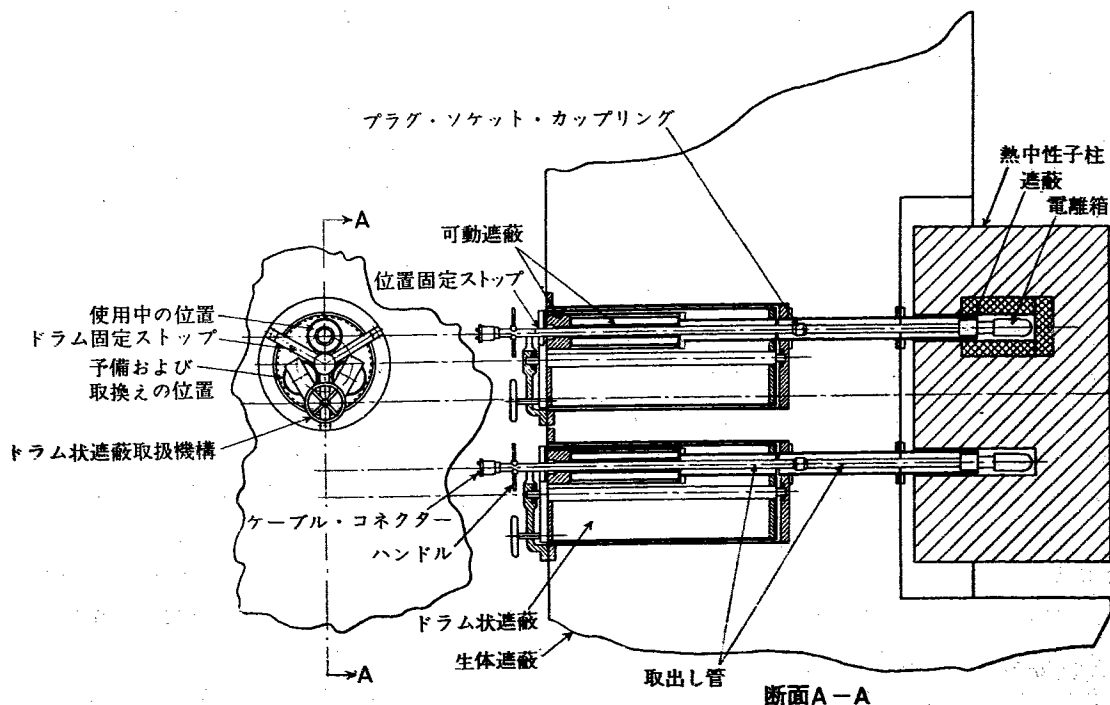
第8図は使用された制御計測系のブロック図である。この系では電離箱の移動速度と炉ペリオドとが逆数関係になるので、サーボ・モータの印加電圧と速度の間に比例関係が成立する範囲では、この印加電圧を



1. 原子炉 2. 電離箱 3. 高圧電源 4. 補償回路 5. 増幅器 6. アンプリダイン 7. フィード・バック・ブリッジ 8. 制御棒駆動機構 9. 制御棒 10. 電離箱駆動機構 11. 同電源 12. 電離箱位置指示計 13. 共用信号変換器 14. 事故警報器 15. 制御棒位置指示計

第8図 電離箱移動制御方式の制御測定系

測定することによって炉ペリオドが測定できる。また目標値との偏差信号が電離箱位置によって測定できるため、全測定範囲にわたって、偏差に対する感度が一定であるという利点をもっている。これらのことがらが成立するには、すでに指摘したように電離箱が $\gamma$ 線に不感で高感度のものであること、および計測孔内の中性子束が炉心からの距離で指数関数的に変化することが必要条件であり、実際的にはこのための適当な補正が必要である。もしこの補正によって測定範囲が臨界未満にまでのびれば全域にわたる自動起動も可能であろう。ただし、そのためには、移動中にケーブルその他から生じる雑音の処理など、技術的な難点が少な



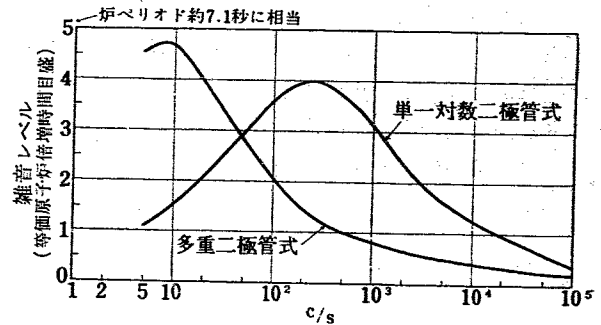
第9図 コールドホール炉の運転中電離箱取替装置



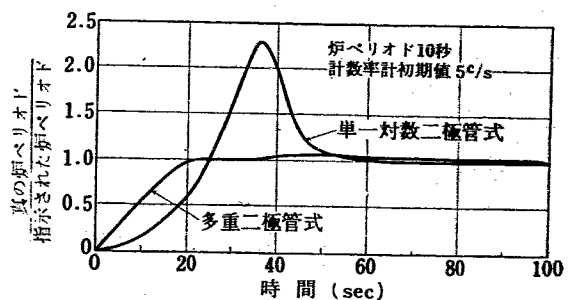
トについてはあまり考慮が払われておらず、特に原子炉の自動起動時<sup>11)</sup>のように電離箱の出力電流がきわめて低く、かつ、時間に対する変化が指数関数的である場合の過渡特性と雑音の問題については十分な考慮が払われていなかったきらいがあった。この点については対数計数率についての研究がすでに数年前バーローによって発表<sup>12)</sup>されており、低電流域では二極管型対数要素の等価抵抗が大きくなるため、過渡誤差も非常に大きくなることが指摘されているが、このことは他の対数要素の大部分にも共通することである。計算は省略しているが、[56]によるとその一例として第10図のような等価回路で表わせるペリオド計(二極管型、五極管型がこれにあたる)の過渡誤差は第1表に示すとおりである。このことから対象とする入力電流値と許容誤差が決まればおのずから入力時定数が定まり、この値が電離箱とケーブルによるものを切るようであれば、この範囲の測定は不可能ということになる。

(この欠点はある程度フィードバックで改善できる)

また、本質的な電離箱の雑音レベルのRMS値は主として電離箱に入射する中性子の統計的変動に基づくから、受感部の構造や効率に支配されるが、これとペリオド計の入力時定数が決まれば、ペリオド系全体としての雑音等価電圧、すなわちその逆数としての等価ペリオド値が決定され、それより低い電圧、すなわち等価ペリオドより大きい値のペリオド測定は無意味となる。この場合は前にのべた過渡特性のときとは逆に入力時定数の大きい方が測定可能範囲は広がるから、ここに矛盾が生じることになる。したがって、系全体の測定範囲の拡張は、単にペリオド計の対数特性範囲の拡張だけでは不十分であることが指摘されている。



第12図 単一二極管方式と多重二極管方式の比較、雑音特性



第13図 単一二極管方式と多重二極管方式の比較、過渡誤差

同様な問題は対数計数率計の場合<sup>12)</sup>にも生じる。ここでは対数要素として、二極管単一方式(前記のペリオド計と同様の使い方)のものと、多重二極管方式<sup>13)</sup>(第11図)のものがあるが、この2つの方式では入力計数率の指数関数的変化に対する雑音レベルと過渡特性に大きな差異が見られ、その結果は第12図、第13図に見られるとおりであり、明らかに多重式の優秀性が認められる。この過渡特性の差異は単一方式では第10図の場合と同じで、時定数  $T_1$  が支配的であるのに対し、多重方式では二極管ポンプ回路の時定数が支配的であるため、適当な調整が可能となるからである。

### 3. 破損燃料の検出装置<sup>14)</sup>

破損燃料の早期発見は原子炉計装のうち最も重要視されているものの1つであり、第1回ジュネーブ会議以後、しだいに核分裂生成物の検出による方法の研究結果が公表されるようになってきていた。その原理は燃料要素になんらかの破損を生じた場合、被覆などの割れ目から燃料要素内に貯蓄されていた核分裂生成物が冷却材の中に漏出してくることによるもので、特に気体状の分裂生成物が漏出しやすいことがわかっている。これは冷却材がガスの場合はもちろん、水の場合にも、化学反応をおこしてイオンの形として水に溶け

こむからで、またクセノンなどの不活性ガスはガスのままの形態で水中に運び去られる率が高い。そして、いずれの場合にも核分裂生成物は冷却材中でも崩壊を続けてゆくから、これらの崩壊にともなって放出される遅発中性子、 $\beta$ 線、 $\gamma$ 線を検出することによって破損燃料の検出が可能となるわけである。しかし、一般に炉冷却材は炉内で放射化しており特に水冷炉では $^{16}\text{O}$ 、 $^{17}\text{O}$ が $^{16}\text{N}$ 、 $^{17}\text{N}$ になることは大きなバックグラウンドを形成する。しかもこれに混入していた不純物や炉容器の金属がイオン化して溶けこんだものなど

もまた放射化している場合が多いので、単純に上記の放射線量を測定するような方法では十分な成果が得られず、これらの強いバックグラウンドの中から、目標とする信号を選別する方法と測定系全体の効率との関係をどう解決するかにきめ手があるといえよう。

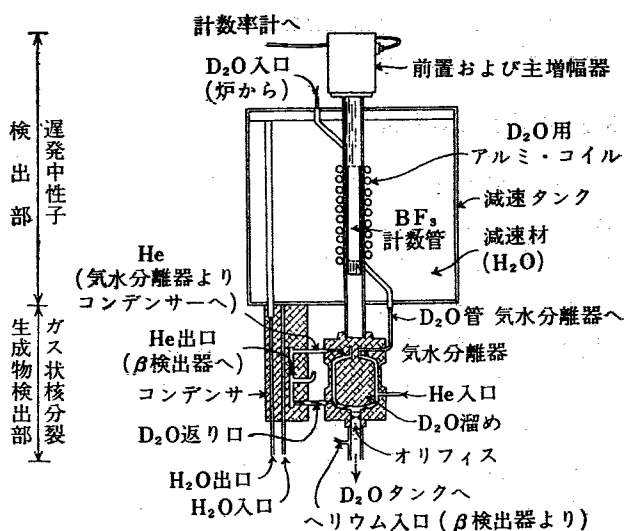
### 3.1 遅発中性子による方法

遅発中性子の中では、比較的半減期の長い方に属する  $^{87}\text{Br}$  (54.3 秒),  $^{89}\text{Br}$  (5.87 秒),  $^{137}\text{I}$  (21.7 秒) から放出される遅発中性子を検出しようとするもので、 SHIPPINGPORT 発電所 [1792]<sup>15)</sup> や NRU<sup>16)</sup>17) や NPD<sup>18)</sup> に採用されている。この方法については今回のジュネーブ会議には特に詳しい提出論文はないが、他の方法との比較の意味で概要を紹介する。

SHIPPINGPORT 発電所の検出系 [1792]<sup>15)</sup> で、最も困難であると予想された点は、微小な破損を生じた燃料要素は位置を確認して監視するが、そのまま取替えずに使用するという運転方式に起因した問題であった。この場合、すでに核分裂生成物がかくはんされた状態である程度蓄積されているような冷却水の中から、さらに新しく生じた燃料破損を検出しなくてはならないことになる。したがって、検出に利用できる放射線はバックグラウンドに対する考慮から必然的に半減期の短いものであることが要求され、核分裂生成物中では  $\beta$  線、 $\gamma$  線より半減期の短い遅発中性子による方法が取り上げられた。なお、この方法は上記の点以外にも、他の放射線のバックグラウンドに対して選別が容易な利点がある。この方法では本質的なバックグラウンドと考えられるのは、冷却水中の  $^{17}\text{O}$  から  $^{17}\text{O}$  (n, p)  $^{17}\text{N}$  によって生じた  $^{17}\text{N}$  が半減期 4.14 秒で崩壊して中性子を放出する現象である。これをさけるには  $^{17}\text{N}$  減衰に必要な時間遅れを置いて冷却水から中性子を検出すればよいが、遅発中性子自身も減衰するから、適当な時間をえらぶ必要があった (PWR では 50 秒)。

次に考慮すべき点は、中性子検出系の効率であるが、多数の  $\text{BF}_3$  計数管を並列にならべることによって、30~40% くらいの値を得ることは可能であり、一般に高感度と考えられている後述の  $\gamma$  線による方法と、さほど劣らないところまでできている。

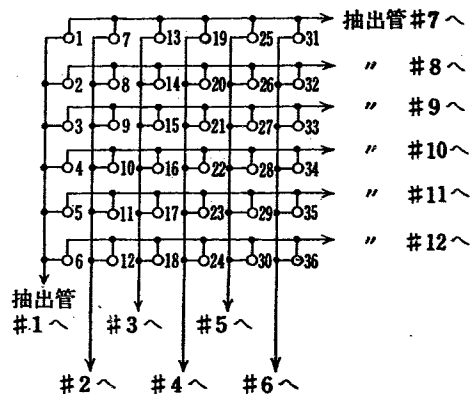
つぎに NRU における例を考えると、PWR や NRX<sup>18)</sup> の場合になかった問題として、2.2 MeV 以上の  $\gamma$  線によって重水より生じる光中性子バックグラウンドが存在する。したがって、もっとも大きい  $\gamma$  線源である  $^{16}\text{N}$  (半減期 7.4 秒) の崩壊が無視できるような遅



第 14 図 NRU の破損燃料検出装置の検出器部分

れ時間を設け、かつ検出部における光中性子の生成を特に防ぐような方式を採用している。第 14 図に示された上部がそれで、熱中性子の計数効率を上げるため減速材である軽水のタンク中に重水の流れるアルミ製コイルをまきつけた  $\text{BF}_3$  計数管を収めており、試料重水を分散させている点が特長といえよう。

なお、NRU, PWR はともに破損燃料の位置検出に格子法を使っている。これは第 15 図のように 1 本の燃料冷却チャンネルからの冷却材を格子の縦横 2 つの



第 15 図 格子法の原理

方向に取り出し、この座標の合致点から位置を定める方法である。たとえば #5 と #8 から警報が出れば No. 26 の棒が耐損したと推定するのである。この方法によると正確な位置づけのほか、電子管回路の故障による偽信号の除去が可能になる利点がある。

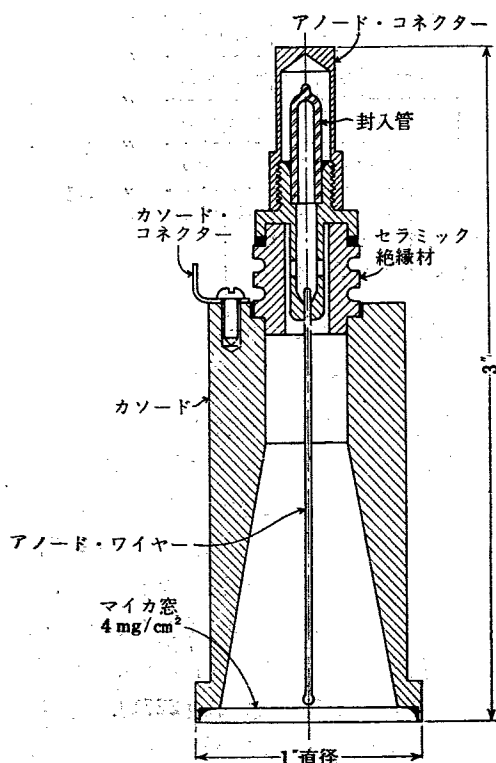
また、ブラジルの IEAR-I 炉 (スイミング・プール型) も、循環冷却系に遅発中性子検出装置を設け、破損燃料の検出をおこなっている [2271]。原理は SHIPPINGPORT 発電所のものとはほぼ同じであるが、誤信号かどうかを判断するために、冷却水の循環を止めた

のちサンプル冷却水の崩壊を測定して遅発中性子によるものであることをたしかめている。

### 3.2 $\beta$ 線による方法

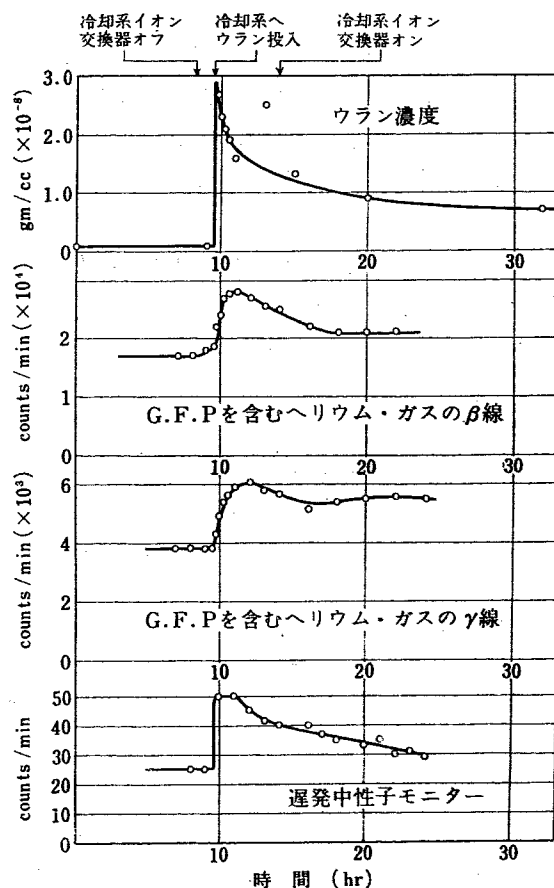
核分裂生成物は必ず $\beta$ 崩壊し、しかもこれは連続しておこるから、長時間にわたって $\beta$ 線の放出が続き、遅発中性子のように半減期が短く、かつ放出体がきわめて限られているのとは対照的である。また $\beta$ 線の飛程が短いことから、中性子や $\gamma$ 線の場合のように、冷却材を直接測定する方法では十分な効率が得られないのと、 $\gamma$ 線バックグラウンドと区別するため冷却材中から適当な方法で核分裂生成物を取り出して集積させる必要がある。これらの特徴は水冷却炉のNRX, NRUでも、ガス冷却炉のコールドー型炉やフランスのG1などでもすべて共通してみられる現象である。今回のジュネーブ会議に提出された論文では、いずれも原理的な改良点はなく、実際面での技術的改良が報告されている。

まず、水冷却炉ではNRU [211]<sup>16)17)</sup>の場合、前出第14図の下部が $\beta$ 線による検出装置である。ここでは重水中にガス状のまま混入している不活性ガスの核分裂生成物、とくに $^{88}\text{Kr}$ ,  $^{89}\text{Kr}$ ,  $^{138}\text{Xe}$ などを目標とし、この気水分離器でヘリウム・ガスをできるだけ能率よく重水に接触させて、ガス状核分裂生成物をヘリウム側に吸着させてしまい、これを特殊な対数特性を



第16図 NRU 破損燃料検出装置の $\beta$ 用G-M計数管

もたしたハロゲン自己消滅型G-M計数管<sup>20)</sup>で測定している(第16図)。研究開始当初には、このヘリウムガスから、さらにガス状核分裂生成物を収集する必要があるかのように考えられていたが、実験がすすむにつれて、上記の方法で十分な効率が得られることがわかったので、ヘリウムガスを直接測定する方法に決定された。この方法では、放射化した冷却水が水滴となってヘリウムガスに混入すると大きなバックグラウンドを生じる危険性が感じられるが、実際上は気水分離器の設計によって無視できる程度に押えるようであり、カナダにおける経験からは遅発中性子法との優劣はまだ不明である(第17図はその実験例)。なおこ

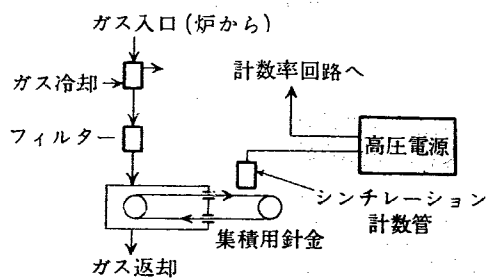


第17図 NRXにおける破損燃料検出法の比較実験の方法は国産一号炉に採用されている<sup>21)</sup>。

次に英国における水冷却炉用(特定の炉に使用されているかどうかは不明)の破損燃料検出法[57]も同じ原理によっており、冷却水からガス状核分裂生成物をヘリウムによって取り出しているが、ここではこのヘリウムから、さらに、核分裂生成物を棒の表面に吸着させる方法をとっている。この部分は、後述するようなコールドー型の方法と同じ原理であるが、ガス状核分裂生成物が崩壊する途中固体の段階を通過するのを捕え、この固体状の崩壊生成物を静電的に棒の表面

に集めるもので、コールドー型のワイヤーの場合は数千ボルトを要するのに対し、ここでは棒を使用したため数百ボルト程度の電圧ですんでいる。この棒は適当な時間ヘリウムガスにさらされたのち引き出されてβ計数管(比例計数管もしくはシンチレーション計数管)によって測定される。この方法で棒はくりかえして使用され、ワイヤー法よりも同一部分のくりかえし使用率が大きいため、棒表面にバックグラウンドが蓄積するという欠点はあるが、取扱いにより簡便である。

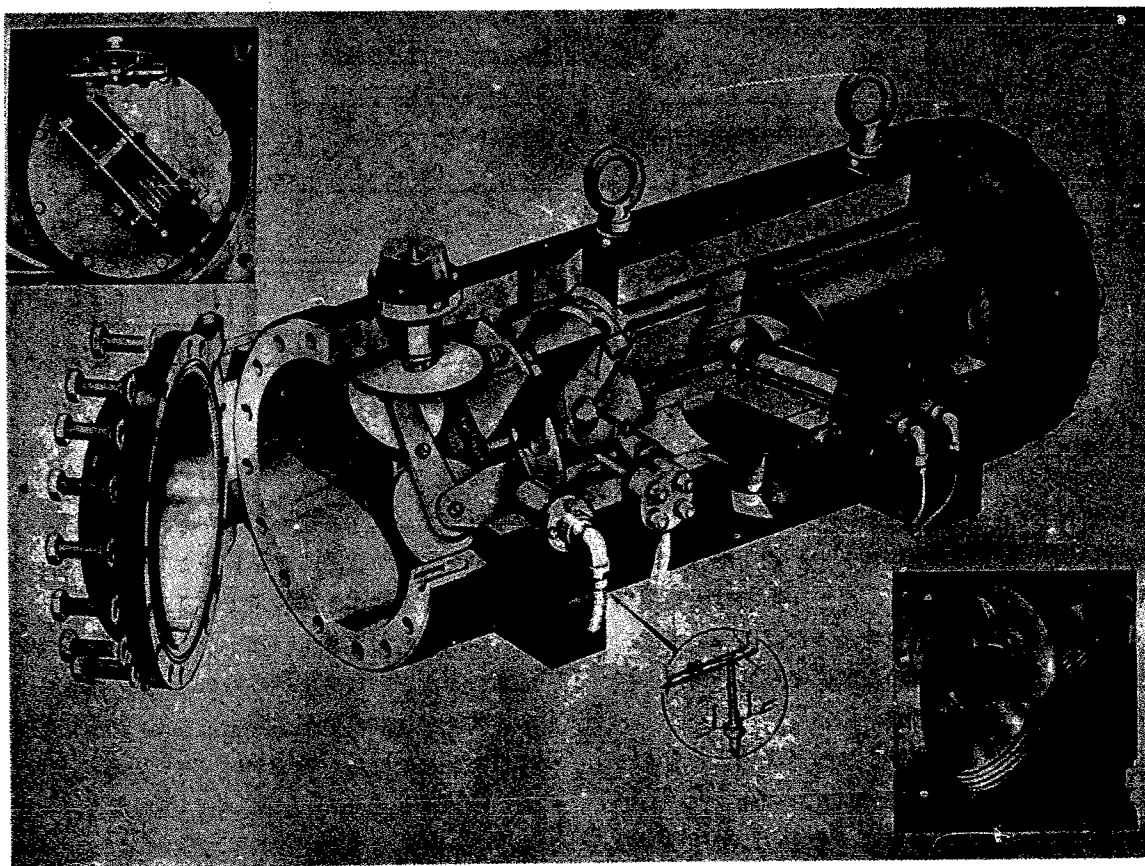
ガス冷却炉の代表としてはコールドーホール型炉の場合を上げることができる。この詳細はすでにかなり発表<sup>22)</sup>されており、今回のコールドー改良型炉についての報告[57]では、主としてサンプリング機構や機械的部分の改良が報告されたものである。



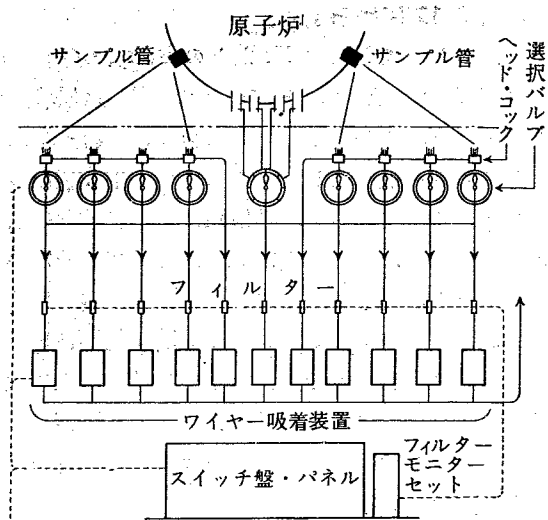
第 18 図 コールドーホール炉破損燃料検出装置の原理

原理は第 18 図に示すように、負の荷電したワイヤー上に、主として Xe や Kr などのガス状核分裂生成物がβ崩壊して生じた陽電荷を有する固体状崩壊生成物を吸着させ、このワイヤーを適当な時間冷却材にさらしたのち外へ取り出し、吸着している生成物のβ線量を測定する方法である。第19図はこのワイヤー吸着器の写真である。このような方法によって十分な感度を得ることと、バックグラウンドからの回避が可能になるが、冷却ガス中に混入している固体状不純物が放射化して吸着されるのを防ぐため、ワイヤー上に流される冷却ガスサンプルはフィルターを通す方法がとられている。このサンプリングの具体的な組合せ方は第 20 図に示しておく。

コールドーホール炉(燃料棒数 1696 本)の破損燃料検出装置では炉計装の約1/2の費用がここに使われ、約 40 マイルのステンレス管を使用したといわれるが、燃料棒が約 5,000 本を数える改良型で、もし同種の構造を使用すれば巨大なコストを必要とする。したがってこの配管を最小限にとどめるように一次、二次の選択バルブの組合せを使用し、かつ選択バルブをできるだけ炉に近づけることや、4チャンネル以上の平行溶接方式を取り上げている。また選択バルブの機械的内



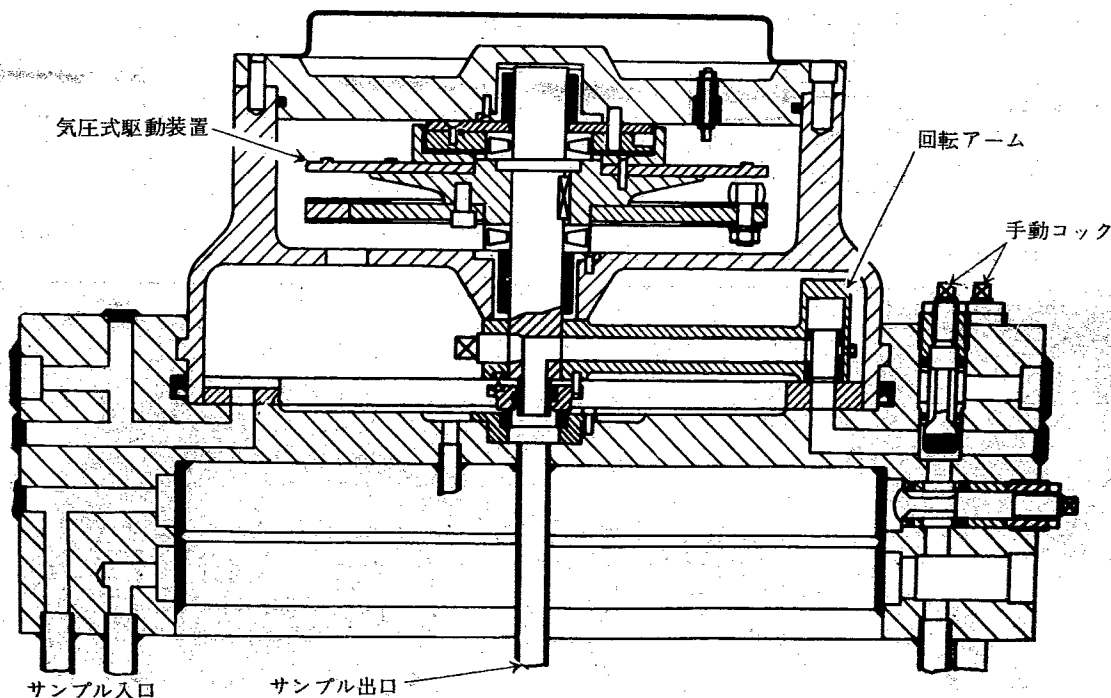
第 19 図 コールドーホール炉破損燃料検出装置の検出器部



第20図 コールダーホール炉破損燃料検出装置のサンプリング配管の接続法

がシンチレーター中に収まる構造になっている。したがって、 $\beta$ 線崩壊によって生じた固体状生成物は集電極に吸着され、これから放出される $\beta$ 線によってシンチレーターに生じた光が光電子増倍管によって検出されるという構造である。ただしこの方法ではワイヤー法のようにバックグラウンドを消すことはできない。そして同じチャンネルからのサンプルを検出系と探索系と呼ぶ2つの系統で処理している（第24図）。各チャンネルからの冷却ガスは、数十秒おきに電磁バルブで次々と切りかえて検出系統に送られ、もしここで破損が検出されると別に構成された探索系統が働いて、このチャンネルからのガスを探索検出器に送り、ただちに疑わしいチャンネルの点検を始めるという方法である。

このほかに $\beta$ 線を利用する方法としては、核分裂生

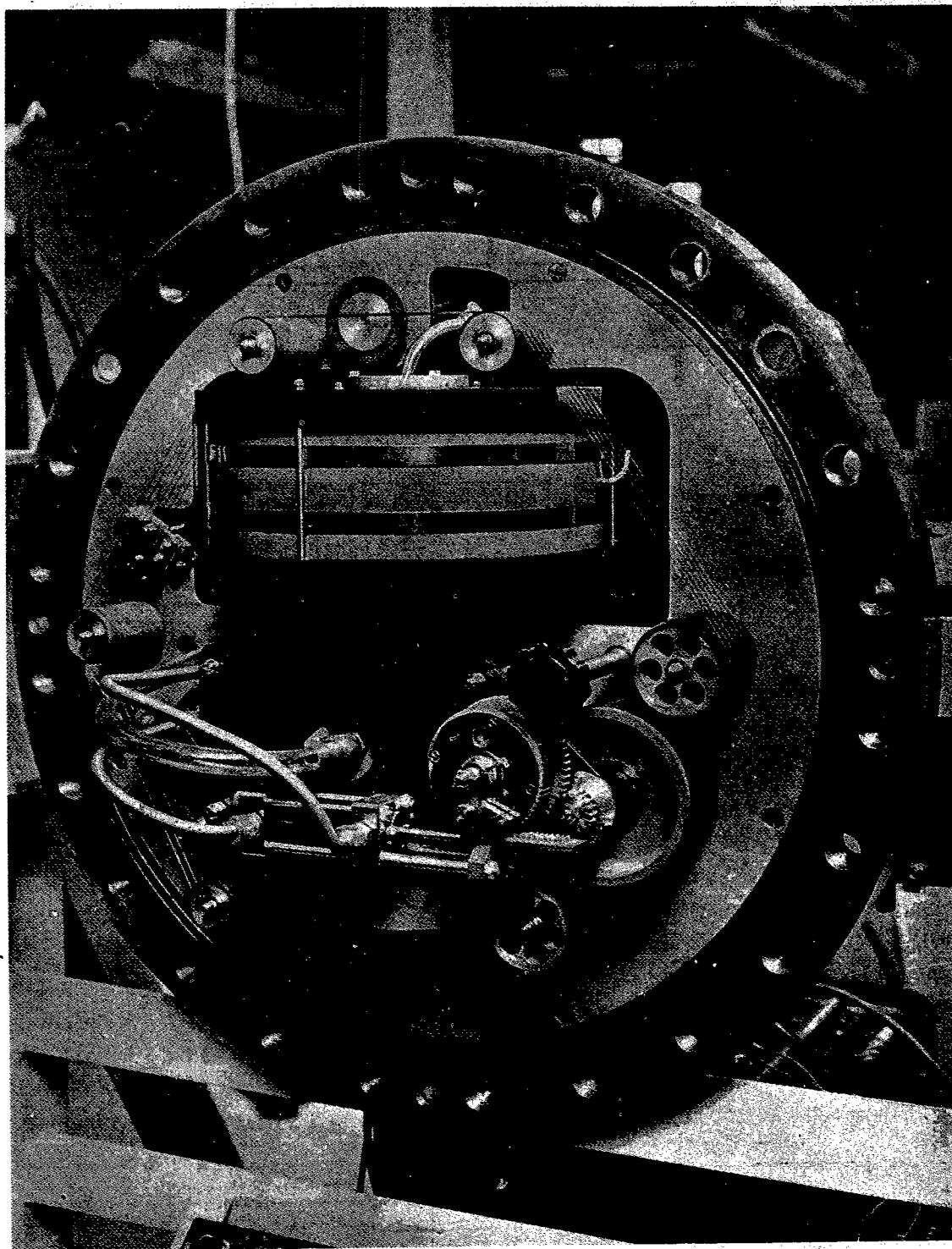


第21図 コールダーホール炉破損燃料検出装置のサンプリング選択バルブ

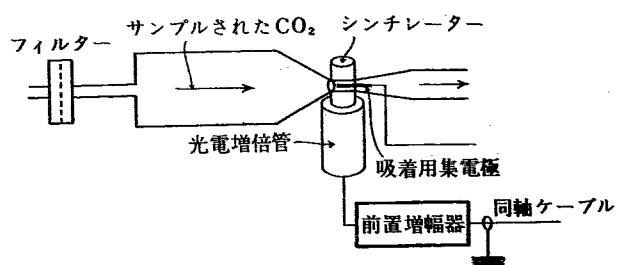
部構造を改良し、駆動も気圧式に変更している。これらの結果を取り入れた選択バルブの一例を第21図に示しておく。また、コールダーホール炉では吸着用ワイヤーが短寿命で、断線しやすかった点については、継ぎ方とベアリングの方法の改良によって寿命の大幅な延長に成功した（第22図）。

同じガス冷却炉であるフランスのG1, EL<sub>2</sub>もほぼ同じような方法[334]<sup>23)</sup>を採用しているが、ここでは、第23図のようにフィルターを通った冷却ガスのサンプルの通路に固定した集電極を設けて、この部分

成物からの高エネルギー $\beta$ 線が冷却材（流体、気体とも）中を通過する際にチェレンコフ効果によって発光する現象を示すことが利用できる。この方法はまだ実際の炉には応用されていないが、予備的な実験<sup>24)25)</sup>の結果によると、水冷炉の場合は<sup>16</sup>Nからの $\beta$ 線バックグラウンドの処理が問題であり、3分程度の遅れ時間をとったのち、約5 MeV以上のみをねらう（主として<sup>87</sup>Br）方法か、<sup>16</sup>Nからの $\beta$ 線を逆に出力によるバックグラウンドの較正に使う（後述の差動 $\tau$ 線法の場合に類似）かの2つの方法が実用的な方法のよ



第 22 図 コールドホール炉破損燃料検出装置の改良型ワイヤー巻取器

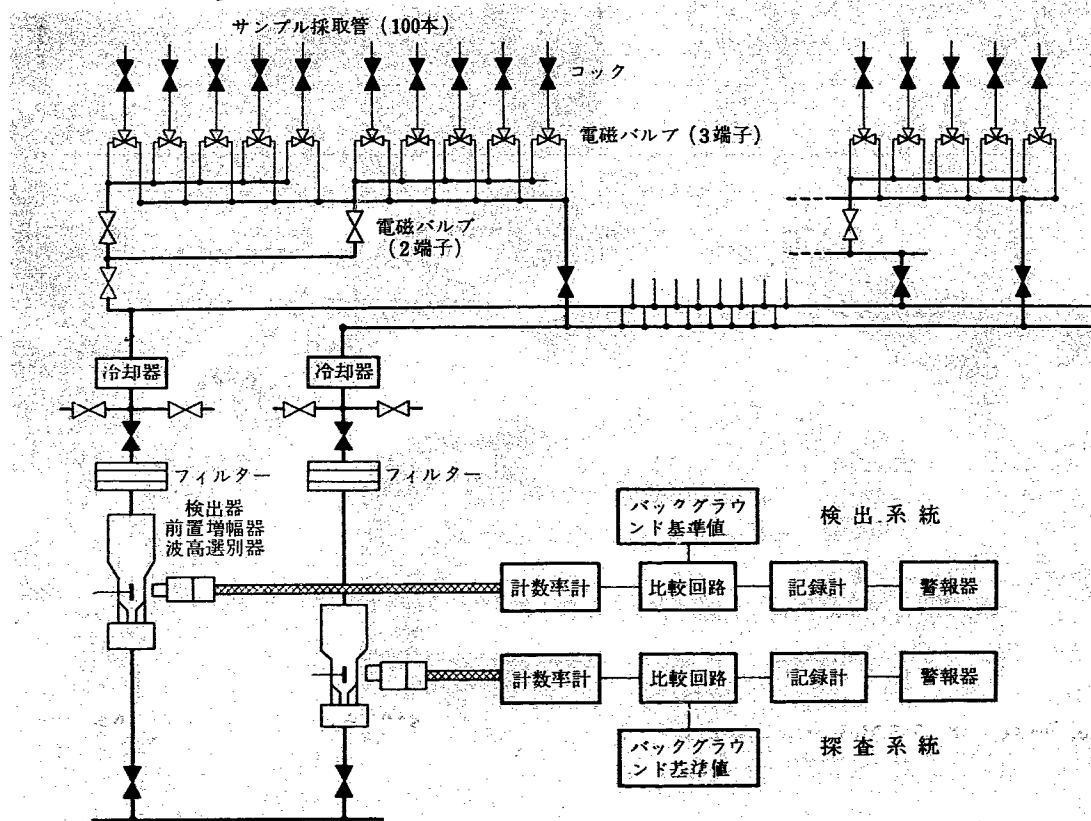


第 23 図  $EL_2$  炉の破損燃料検出装置の原理

うである。

### 3.3 $\gamma$ 線による方法

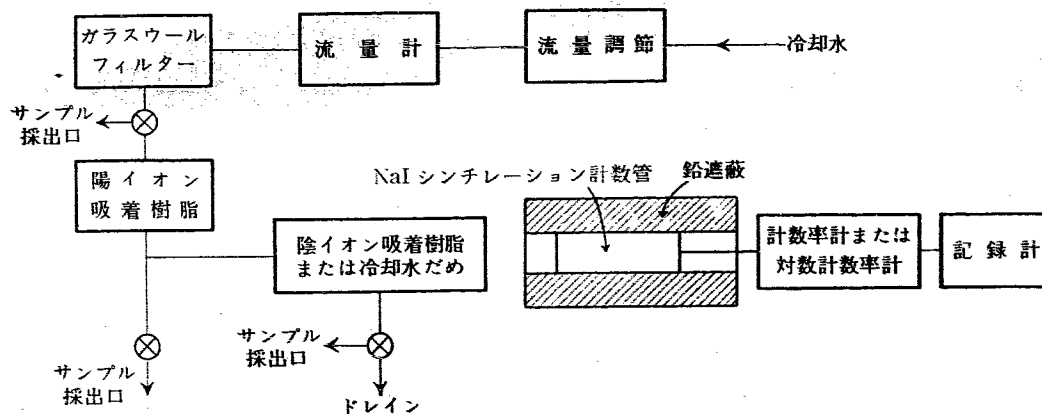
核分裂生成物からの  $\gamma$  線によって燃料の破損検出をおこなう方法はこれまでのところ水冷却炉で利用されており、大別して2つに分れ、主として MTR で開発されたイオン交換樹脂法<sup>26)</sup>と、MTR<sup>26)</sup>およびハンフォ

第24図 EL<sub>2</sub>炉の破損燃料検出装置の構成

ードで開発された差動 $\gamma$ 線法<sup>27)28)</sup>とがある。このうち、前者については今回のジュネーブ会議では報告がないが、比較のため、その概要をのべておきたい。

核分裂生成物の中、かなりのものがイオン状になって冷却水に溶けこむことは前にのべておいたが、これらのものは主として陰イオンの形をとっており、冷却水中に存在する $\gamma$ 線放出体バックグラウンド（混入していた金属イオンが大部分）が主として陽イオンの型をとっているのとは対称をなしている。したがって第25図のように、まずサンプルの冷却水を強い陽イオン吸着能を持つスルホン酸系のイオン交換樹脂のベッドの

中を通して、バックグラウンドを除去し、つぎにアミン系のイオン交換樹脂によって陰イオン化した核分裂生成物を吸着して、この部分の $\gamma$ 線量を測定することによって高感度の検出が可能である。ただし、この検出部分にイオン交換樹脂を使うと、累積によって高感度が得られ、かつ検出器以下の回路が差動 $\gamma$ 線法よりはるかに簡単になる半面、一度破損が生じると、そのつど樹脂の交換が必要となるような欠点もある。なおMTRでの実験では単に陽イオンを除去しただけの冷却水から $\gamma$ 線を検出する（主として1系統のものを測定したことになる）だけでも十分なようである。このよ

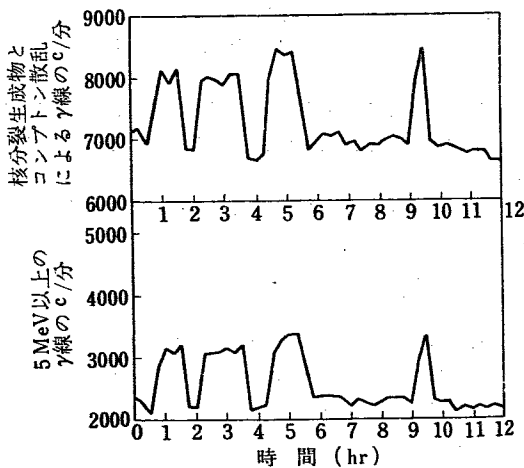


第25図 イオン交換樹脂による破損燃料検出装置の構成

うな検出方法では、炉から検出器までの遅れ時間は、主として $^{16}\text{N}$ のバックグラウンドのみを考慮すればよく、その後の核分裂生成物の崩壊に対しては一種の連続測定型の型になるのであまり変化はないようで、MTRでは10分くらいの遅れ時間をおいている。

つぎに差動 $\gamma$ 線法についてのべよう。これはハンフォードで開発されたものであるが、この利点を生かして沸騰水炉(EBWR) [2379]<sup>28)</sup>に適用した例が報告されている。

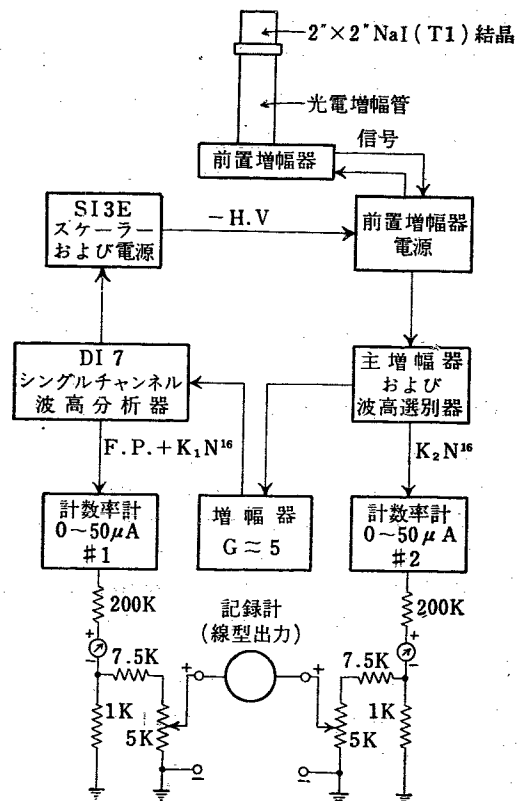
EBWRで燃料が破損した場合は水中に流出した核分裂生成物はただちに沸騰現象によって大量の冷却水によって薄められてしまい、通常の方法でサンプルしても燃料破損の有無の検出はかなり困難である。そこでガス状の核分裂生成物が沸騰によって生じた気泡によって燃料から取り去られ、蒸気系のコンデンサを経てエア・エジェクター(空気抽出管)のところに集まってくる現象に着目した。こうして集まってきたガス状核分裂生成物の $\gamma$ 線エネルギー分布(第26図)をとると $^{135}\text{Xe}$ 、 $^{138}\text{Xe}$ が約0.5 MeVにピークをもち、かつ全体の約15%をしめることがわかったが、ぐあいの悪いことにはこの付近はバックグラウンドが大きい。これは $^{16}\text{N}$ からの $\gamma$ 線がコンプトン散乱したも



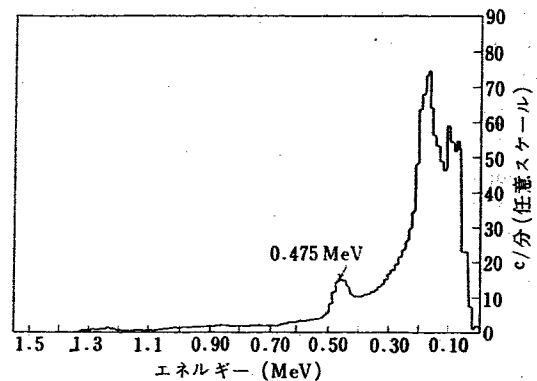
第26図 EBWR エア・エジェクター部の $\gamma$ 線エネルギー分布

のが、ちょうどこの付近にバックグラウンドとして入ってくるからで、これを除去しないと、炉出力変動による誤差が大きく入ってくることになる(第27図参照)。そこで差動 $\gamma$ 線法が利用されることになった。

第28図にエア・エジェクターに設けられた検出装置のブロック図を示す。これはシンチレーション計数管を検出器とし、前置増幅器のつぎの段階にAの部分では0.42~0.52 MeVの間( $^{138}\text{Xe}$ 、 $^{135}\text{Xe}+^{16}\text{N}$ からの $\gamma$ 線のコンプトン散乱)のパルスだけを選択する波



第27図 EBWRにおけるバックグラウンドと核分裂生成物による $\gamma$ 線の比較



第28図 EBWR 破損燃料検出装置の構成

高分析器を設け、Bの部分では5 MeV以上( $^{16}\text{N}$ から直接の $\gamma$ 線の大部分)のパルスを選ぶ波高選別器を設けている。そしてこの2つの回路にそれぞれ計数率計を設け、両者の利得がちょうど $^{16}\text{N}$ のコンプトン分と直接分とが等しくなるように調節する(F.P.のないときに出力ゼロになる)。こうして両者の差をとればガス状核分裂生成物のみによる $\gamma$ 線量が検出できる。なお、ハンフォードの原型<sup>28)</sup>も同じ原理によるが、ただ冷却水を直接測定しているため、対象とするエネルギー範囲が若干異なる。

ただし、この方法では、炉全体としての検出は可能でも、破損燃料棒の位置を検出することができないの

で、同じ沸騰水炉であるドレスデン発電所<sup>30)</sup>では燃料チャンネルの各上部にサンプル・チューブを設けてこれを上部に取り付けた活性炭素に導いている。そして前記の検出系でどこかに破損が生じたことが検出されたときには、圧力容器の上ぶたをはずしてこの活性

化炭素を取り出し、これに吸着された核分裂生成物の量から、その破損位置を見いだすという方法である。なお、この方法は個々のチャンネルに高価な測定器を取り付けても、終局は上ぶたを取って燃料交換をする必要があるので、こうした方法にしたと考えられる。

## 文 献

### 第2回ジュネーブ会議報文

- [56] K. W. CUNNINGHAM, *et al.*: The detection of burst fuel element in nuclear reactors.
- [57] W. ABSON, *et al.*: Neutron flux instrumentation for research and power reactors.
- [85] R. J. SMITH: The overall control of nuclear power stations of the gas-cooled thermal reactor type.
- [211] W. BOYD, *et al.*: The NRU reactor.
- [213] A. PEARSON, *et al.*: The control of Canadian Nuclear Reactors.
- [334] J. GOUPIL, *et al.*: Recent progress in the detection of burst in the canning in French Reactors.
- [1207] L. KOCH, *et al.*: New method of measuring the neutron fluxes in atomic reactors.
- [1792] P. G. DEHUFF, *et al.*: Design, construction and operation for PWR.
- [2084] A. B. DMITRIEV: Boron ionization chambers for work in nuclear reactors.
- [2103] P. KORANIC, M. KULKA: Complete automation of nuclear reactors control by means of an automatically moved detector.
- [2271] M. D. S. SANTOS, P. S. TOLEDO: A monitor for burst fuel elements in a swimming pool reactor.
- [2379] Appendix A. R. D. COOK: A fission product monitor for a boiling water reactor.

### その他

- 1) H. S. MCCREARY, *et al.*: WAPD-60 (1952) または *R. S. I.*, **24**, 161 (1953).
- 2) R. K. ABELE: AECD 3494 (1951).
- 3) P. R. TUNNICLIFFE, *et al.*: RDP-64 (official use only) および private communication.
- 4) R. J. COX, *et al.*: 1st Geneva Conf., p. 434 (1956).
- 5) T. A. J. JAKES, *et al.*: *P. I. E. E.*, **100**, Pt. t p. 100 (1953).
- 6) E. B. FEHR: KAPL 1928 (1958).
- 7) W. H. JORDAN: ORNL 110 (1948).
- 8) 二極管型: R. S. STONE: KAPL 1234 (1954).  
J. A. DESHONG: Electronics p. 190 March (1954).  
J. AILLOU: CEA 551 (1956) など.
- 9) 五極管型: R. J. COX: *IRE Trans.*, Vol. NS-3 No.

- 1, p. 15 (1956).  
G. F. WALL: NRL 5025 (1957).  
阪井: 第2回原子力シンポジウム報文集 A-32 (1958).  
A. PEARSON: *Nucleonics*, **17**, Feb. 82 (1959).
- 10) シリコン・ダイオード型: W. K. BROOKSHIER: *Nucleonics*, **16**, Aug. 16 (1958).  
E. J. WADE: *IRE Trans.*, Vol. NS-6. 53 (1959).  
阪井: 第3回原子力シンポジウム報文集 (1959).
- 11) 前出 9) の Cox の論文および住田・藤沢: 第3回原子力シンポジウム報文集 II-25 (1959).
- 12) W. M. GRIM, B. B. BARROW, J. C. SIMONS, Jr: *Nuclear Sci. & Eng.*, **1**, 80 (1956), および B. B. BARROW: *Nuclear Sci. & Eng.*, **4**, 400 (1958).
- 13) E. H. COOKE-YARBOROUGH, *et al.*: *Proc. I. E. E.*, **98**, Part II, No. 62, p. 196 (1951).
- 14) J. KOHL: *ISA Journal*, **5**, No. 6, 43 (1958),  
基礎的な核的データは APEX 448 (1958) および ANL 5800 (1958) などを参照のこと.
- 15) P. W. FRANK, K. H. VOGEL: WAPD-T-559 (1957).
- 16) G. A. WIKHAMMER, *et al.*: NEI-30 (1953) (official use only).
- 17) D. R. TUNNICLIFFE, *et al.*: R. D. P.-51 (1953) (AECL-839 として再刊).
- 18) P. R. TUNNICLIFFE: RPI-17 (1956) (AECL-860 として再刊.)
- 19) C. H. MILLAR, *et al.*: AECL 355 (1957).
- 20) I. L. FOWLER, L. A. K. WATT: GPI-16 (1954) (AECL-792 として再刊) および GPI-38 (official use only).
- 21) 足立, 寺田: 物理学会第14回年会予稿 12a-C-7 (1959).
- 22) E. LONG, *et al.*: JBNEC No. 2, 197 (1957).
- 23) J. LABEYRIE, *et al.*: 1st Geneva Conf., 336 (1956).
- 24) C. M. GORDON, *et al.*: *Nucleonics*, **15**, Jan. 91 (1957).
- 25) 今井, 太組, 山田: 第3回原子力シンポジウム報文集 IV-13 (1959).
- 26) R. L. HEATH: IDO-16213 (1956).
- 27) R. S. PAUL, *et al.*: HW 32166 (1954).
- 28) M. C. GREEN, *et al.*: HW 41412 (1956).
- 29) ANL staff: ANL-5607.
- 30) ドレスデン発電所ハザード・レポート GEAP-1044 (1957).