

JAERI-M

7 2 9 3

核融合実験炉炉心燃料給排系の設計研究

1977年10月

核融合研究部炉設計研究室

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

核融合実験炉炉心燃料給排系の設計研究

日本原子力研究所東海研究所核融合研究部

炉設計研究室

(1977年8月26日受理)

トカマク型核融合実験炉炉心燃料給排系の設計研究を行った。炉心燃料給排系は主真空排気系、燃料ガス精製系、同位体分離系、中性粒子入射装置、燃料注入系等より構成される。本設計研究は主にクライオポンプを主ポンプとした真空排気系、Pd-合金膜による燃料ガス精製系および同位体分離系について実施した。

主要設計諸元は次の通りである：クライオポンプ；16台、各クライオポンプの排気速度； 3.3×10^5 L/s、燃料精製器；12台、各精製器の有効膜面積； 820 cm^2 、同位体分離器；47台（第1カスケード）および46台（第2カスケード）、各同位体分離器の有効膜面積； $\sim 2600 \text{ cm}^2$ （第1カスケード）および $\sim 22000 \text{ cm}^2$ （第2カスケード）。

Design Study of Fuel Circulating System
for Tokamak Experimental Fusion Reactor

Fusion Reactor System Laboratory
Division of Thermonuclear Fusion Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received August 26, 1977)

Design study of the fuel circulating system (FCS) for a tokamak experimental fusion reactor has been carried out. The FCS consists of main vacuum system, fuel gas refiners, isotope separators, neutral beam injector and fuel feed system. Cryopump vacuum system, fuel gas refiners of Pd-alloy membrane, and isotope separators of Pd-alloy membrane were mainly studied.

Design parameters are : 16 cryosorption pumps, each-cryosorption-pump rate 3.3×10^5 l/sec, 12 fuel gas refiners, each-refiner effective surface area 820 cm^2 , 47 isotope separators (in 1st cascade) and 46 (in 2nd), each-separator effective surface area $\sim 2,600 \text{ cm}^2$ (in 1st cascade) and $\sim 22,000 \text{ cm}^2$ (in 2nd).

Key words ; Experimental Fusion Reactor, Fuel Circulating System, Cryosorption Pump, Hydrogen Permeation, Pd-alloy Membrane, Tritium, Isotope Separator, Cascade.

The design study performed by Mitsubishi Electric Company, Mitsubishi Heavy Industries and Mitsubishi Atomic Power Industries under contracts with JAERI.

目 次

1. 燃料給排系の概要	1
1.1 燃料循環量の設定	2
1.2 システム設計	9
1.3 補助コンポーネントの概念	15
1.4 外国実験炉の設計例との比較	19
1.5 問題点	25
2. 真空排気系の設計	27
2.1 主ポンプの選定	27
2.2 真空排気系の設計	31
2.3 安全性についての検討	53
2.4 問題点	57
3. 燃料精製系の設計	60
3.1 燃料ガス精製方法の検討	60
3.2 Pd-合金膜による燃料ガスの精製	63
3.3 設計基本	73
3.4 システム設計	73
3.5 分離器(透過器)の設計	79
3.6 安全性の検討	85
3.7 問題点	86
4. 同位体分離系の設計	89
4.1 各種分離方式の比較	89
4.2 3成分系カスケードの解析	95
4.3 同位体分離系への適用	100
4.4 同位体分離装置の概念設計	108
4.5 カスケード計算結果	115
4.6 問題点	127
5. 安全性に関する検討	129
5.1 トリチウムインベントリー	129
5.2 安全設計の概念	131
5.3 格納室の検討	134
6. むすび	138

目 次

1	Fig. 1. 1	燃焼率と必要な燃料注入量	7
2	Fig. 1. 2	ローソン条件下でのプラズマにおける燃焼率 ($\epsilon = \frac{1}{3}$)	7
3	Fig. 1. 3	プラズマにおける燃焼率と閉じ込め時間	7
4	Fig. 1. 4	燃焼率と S_α/S_f の関係 ($n_\alpha/n_f = 1\%$ の場合)	8
5	Fig. 1. 5	燃焼率と Z_{eff} の関係 ($n_\alpha/n_f = 1\%$ の時)	8
6	Fig. 1. 6	燃料の炉心系における循環量	8
7	Fig. 1. 7	燃料給排システムフローシート (基準案)	14
8	Fig. 1. 8	燃料給排システムフローシート (代替案)	14
9	Fig. 1. 9	ANL/ERRの燃料給排系フローシート	22
10	Fig. 1.10	GA/EPDの燃料給排系フローシート	23
11	Fig. 1.11	ORNL/EPRの燃料給排系フローシート	24
12	Fig. 2. 1	真空排気系統図	47
13	Fig. 2. 2	排気径路の概略	48
14	Fig. 2. 3	クライオ面の温度と排気速度曲線 (重水素に対して)	48
15	Fig. 2. 4	重水素の蒸気圧	48
16	Fig. 2. 5(a)	真空排気装置 (第1案)	49
17	Fig. 2. 5(b)	真空排気装置 (第2案)	50
18	Fig. 2. 6(a)	実験炉本体組立図 (第1案)	51
19	Fig. 2. 6(b)	“ (第2案)	51
20	Fig. 2. 7	クライオポンプ中のトリチウム蓄積量	43
21	Fig. 2. 8(a)	クライオポンプ組立構造 (第1案)	52
22	Fig. 2. 8(b)	“ (第2案)	52
23	Fig. 2. 9	水素透過モデル	54
24	Fig. 2.10	SUS 304 に対するトリチウムの透過量	56
25	Fig. 3. 1	水素透過過程のモデル図	63
26	Fig. 3. 2	各種金属の水素透過量の比較 ²⁾	70
27	Fig. 3. 3	水素透過機構	64
28	Fig. 3. 4	実用Pd合金と純Pd合金との加熱, 冷却サイクル (水素中400 t \rightarrow 常温) 変化比較 ⁶⁾	71
29	Fig. 3. 5	Pd合金の線膨張 ⁶⁾	71
30	Fig. 3. 6	Pd-合金膜水素透過流量(1)	72
31	Fig. 3. 7	Pd-合金膜水素透過流量(2)	72
32	Fig. 3. 8	パラジウム管内燃料残留率	77
33	Fig. 3. 9	燃料ガス精製用Pd-合金膜面積	77
34	Fig. 3.10	燃料精製系フローシート	78

35	Fig. 3.11	燃料精製系の燃料物質の流れ図	78
36	Fig. 3.12	管形式水素透過器構造例	82
37	Fig. 3.13	波板膜方式水素透過器の構造例	82
38	Fig. 3.14	燃料精製系分離器概念図	83
39	Fig. 3.15	分離器本体周り概念	84
40	Fig. 4. 1	深冷蒸留法による水素同位体分離システム例 (ANL/EPR).....	94
41	Fig. 4. 2	Pd 膜法の分離器概念	98
42	Fig. 4. 3	単位方形カスケード	98
43	Fig. 4. 4	分離器の結合方式	99
44	Fig. 4. 5	カスケード・システム構成 (P ₁ -F ₂ 方式と W ₁ -F ₂ 方式).....	99
45	Fig. 4. 6	燃料給排システムフローシート (基準案).....	104
46	Fig. 4. 7	” (代替案).....	104
47	Fig. 4. 8	カスケード・システム構成図 (ケース A - 1).....	105
48	Fig. 4. 9	” (ケース A - 2).....	105
49	Fig. 4.10	” (ケース A - 3).....	105
50	Fig. 4.11	” (ケース B - 1).....	106
51	Fig. 4.12	” (ケース B - 2).....	106
52	Fig. 4.13	” (ケース B - 3).....	106
53	Fig. 4.14	” (ケース B - 4).....	107
54	Fig. 4.15	” (ケース C - 1).....	107
55	Fig. 4.16	Pd -合金膜法による同位体分離基本構成要素	112
56	Fig. 4.17	Pd -合金膜水素透過流量 (420℃)	112
57	Fig. 4.18	第2カスケード用水素同位体分離器	113
58	Fig. 4.19	同位体分離カスケード系統図	114
59	Fig. 5. 1	クライオポンプ内トリチウム蓄積量 (1ポート当たり)	129
60	Fig. 5. 2	グローブボックスカバーガスの脱トリチウム系	136
61	Fig. 5. 3	格納室の緊急処理システムフローチャート	136

1. 燃料給排系の概要

核融合実験炉における炉心燃料給排系は、実験炉の定常運転時に炉心プラズマからの排気を連続的に回収し、燃料ガスとして純化・再生した後炉心にリサイクルすることが主要な役割である。ここではJXFRの炉心条件から燃料給排系に要求される燃料循環量を決め、その燃料を処理し得る炉心燃料給排システムを設定し、システム全体としての問題点を明らかにした。本設計のベースとなるJXFRの主要設計値をTable 1.1に示す。¹⁾ 参考として、ANL, GA, およびDRNLの諸元も同表に掲げた。²⁾

Table 1.1 諸実験炉主要パラメータ

主 要 目	JAERI EPR ¹⁾	ANL EPR ²⁾	GA EPR ²⁾	ORNL EPR ²⁾
燃 料	D-T	D-T	D-T	D-T
熱 出 力 (MW)	100	130	600	200
電 気 出 力 (MW)	-	30	14	-
1 次 冷 却 材	He	He/H ₂ O	He	He
ブランケット構成材	316ss	316ss	316ss	316ss
出 力 シ ス テ ム		-	He/STEAM	-
トリチウム増殖物質	Li ₂ O	NONE ⁽¹⁾	NONE ⁽¹⁾	NONE ⁽²⁾
増 殖 比	0.81	1.1	-	1.2
プラズマ半径 (m)	1.5	2.1 1.3	1 ⁽³⁾	2.25
第1壁半径 (m)	1.75	2.4	1.15	
主 半 径 (m)	6.75	6.25 5.45	4	6.75
ブランケット厚さ (cm)	55~95	100 ⁽⁴⁾	25	51.5
遮 蔽 厚 さ (cm)	50	-	35 ⁽⁵⁾	48.5
T-コイル水平方向 (m)	6.8	7.7	11.7	10.2
最大ボア- 炉 の 高 さ (m)	16	15.4	14	15
炉 外 径 (m)	50	24.2	16	22
全 炉 重 量 (T)	(24000)	-	6310	-

(1) ブランケットの一部でT増殖を行う可能性あり, (2) N-LiでT増殖の用意あり。

(3) ダブレット断面: 2m×6m (4) トーラス内側100cm, 外側130cm で遮蔽を含む。

(5) Poloidal Boreでの遮蔽, 外側まで55cmあり。

1.1 燃料循環量の設定

核融合燃料の循環量を定めるためには、プラズマ条件と燃料循環量の関係を明らかにしなければならない。ここではJ X F Rの炉心条件から必要とされる循環量を定め、循環量に関する問題点を挙げることにする。

1) 燃焼率と必要な注入量の関係

燃焼率(フラクショナル・バーンアップ)を f 、必要な燃料注入量を s (atom/s)とすれば、次の関係がある。

$$s = \frac{2}{f} \frac{P_F}{Q_F} \quad (1-1)$$

ここで P_F は核融合反応出力

Q_F は核融合反応1回あたりの発生エネルギー

実験炉炉心プラズマの温度は7KeV程度であるので¹⁾、起る融合反応はDT反応のみであるとしてよい。従って、 Q_F は次のようになる。 $Q_F = 17.6\text{MeV} = 282 \cdot 10^{-12}\text{J}$ 。
式(1-1)を使って P_F をパラメータとした s と f の関係式が得られる。これを図示したものがFig.1.1である。なお、J X F Rの通常運転時では $P_F = 100\text{MW}$ である。

このように、燃焼率 f が決まれば、必要な注入量 s が計算される。 f の求め方については以下に述べる。

2) プラズマにおける燃焼率

いわゆる平衡炉心プラズマにおける燃焼率 f_p はプラズマの閉じ込め時間により決まるものである。即ち、プラズマの粒子バランスから次の式が得られる。

$$\frac{d_n}{dt} = \frac{S_p}{V_p} - \frac{n}{\tau} - \frac{1}{2} n^2 \langle \sigma v \rangle \quad (1-2)$$

ここで

n はプラズマの密度

τ は閉じ込め時間

$\langle \sigma v \rangle$ は反応断面積と速度の積の平均値

S_p はプラズマへの燃料注入量

V_p はプラズマの体積

プラズマが平衡状態にあるとすれば、 $d_n/dt = 0$ である。この時、プラズマにおける燃焼率 f_p は式(1-2)を使って次のように与えられる。

$$\begin{aligned} f_p &= \frac{\frac{1}{2} n^2 \langle \sigma v \rangle \cdot V_p}{S_p} = \frac{\frac{1}{2} n^2 \langle \sigma v \rangle}{\frac{1}{2} n^2 \langle \sigma v \rangle + n/\tau} \\ &= \left[1 + \frac{2}{n \tau \langle \sigma v \rangle} \right]^{-1} \quad (1-3) \end{aligned}$$

従って、 f_p は $n\tau$ と T_i の関数になることがわかる。プラズマがローソン条件 (Lawson's criteria) にある時の f_p を示したものが、Fig.1.2 である。但し、効率 $\epsilon = 1/3$ とした場合である。10 KeV で 1.7% 程度になる。又、式(1-3)は次のように書くこともできる。

$$f_p = \frac{2P_F/Q_F}{2P_F/Q_F + V_P n/\tau}$$

$$= \left[1 + \frac{V_P n Q_F}{2\tau P_F} \right]^{-1} \quad (1-4)$$

式(1-3)、(1-4)では壁からプラズマへのリサイクリングは無いとしている。

JXFRのプラズマ条件の場合について式(1-4)を図示したものがFig.1.3である。 $n = 10^{14} \text{ cm}^{-3}$ 、 $V_P = 300 \text{ m}^3$ である。 $P_F = 100 \text{ MW}$ の時、 f_p は次のような関係式となり、捕促イオン則の $\tau = 3.6 \text{ sec}$ を用いると、 $f_p = 0.84\%$ となる。

$$f_p = \left[1 + \frac{\tau_0}{\tau} \right]^{-1} = 0.84\% \quad (1-5)$$

ここで、 $\tau_0 = \frac{V_P n Q_F}{2P_F} = 423 \text{ sec}$

すると、プラズマへの必要な燃料注入量 S_p は次のようになる (Fig.1.1 参照)。

$$S_p = \frac{2}{f_p} \frac{P_F}{Q_F} = 8.43 \times 10^{21} \text{ aton/sec} \quad (1-6)$$

これは D が 13.9 mg/sec 、 T が 20.8 mg/sec の供給料に相当する。なお UWMAC-III の設計では $f_p = 0.83\%$ 、UWMAC-II で 2.8% 、UWMAC-I で 7.2% 、ANL-EPR で $1 \sim 3\%$ 程度の燃焼率をとっている。

しかしながら、本設計ではプラズマの周辺にガス・ブランケットが置かれている。そして、プラズマから拡散してきた粒子はこのガス・ブランケットにとり込まれ、再びプラズマ中に注入されることになる。従って、プラズマの燃焼率 f_p とは別に、炉心系全体 (プラズマとガス・ブランケット) での燃焼率 f を決めて、炉心系への注入量を決定しなければならない。 f の計算については次項以下に述べる。

3) 炉心系における燃焼率

ガス・ブランケットのある場合、核融合反応による燃焼分だけ外部から補給すれば、炉心系全体における燃料粒子の粒子バランスは成立する。しかしながら、核融合反応により生じるカーボン・モリブデン・鉄などがプラズマ内に蓄積する。従って、ガス・ブランケットから排気を行うことにより、プラズマ内の不純物量を低く押え、 Z_{eff} を適当な値にしなければならない。このガス・ブランケットからの排気量の大きさが燃料の循環量をきめることになる。まず、炉心系全体での燃焼率 f は次のようになる。

$$f = \frac{2 \Sigma \alpha}{\Sigma_f + 2 \Sigma \alpha} \quad (1-7)$$

式(1-7)で $\Sigma \alpha$ は α 粒子の発生数 (atom/sec)
 Σ_f は排気される燃料原子の数 (atom/sec)

一方,

$$\frac{\Sigma \alpha}{\Sigma_f} = \frac{S \alpha n \alpha_n}{S_f n_f n} \quad (1-8)$$

ここで $S \alpha$ は α 粒子の排気速度
 S_f 燃料粒子の排気速度
 $n \alpha_n$ はガス・ブランケットにおける α 粒子の密度
 $n_f n$ はガス・ブランケットにおける燃料粒子の密度

式(1-8)における $n \alpha_n / n_f n$ は文献⁽¹⁾によれば次の関係がある。

$$\frac{n \alpha_n}{n_f n} \approx \left(\frac{n \alpha}{n_f} - \frac{n \alpha'}{n_f} \right)$$

$$n \alpha' = \frac{\Sigma \alpha}{V_P} \tau \alpha$$

$$\tau \alpha = \frac{61 \cdot 10^{10}}{(0.53 + \alpha)} \left(\frac{R}{a} \right)^{1/2} \frac{n \alpha}{n_i n_e} \frac{T e^{1/2} B_P^2 a^2}{l_n \wedge} \quad (1-9)$$

$$\alpha = 4 \frac{n \alpha}{n_i}$$

ここで $n \alpha$ はプラズマにおける α 粒子の密度
 n_f はプラズマにおける燃料粒子の密度
 $\tau \alpha$ は α 粒子の閉じ込め時間 (新古典則による)

$n \alpha / n_f = 0.01$ の時 $\tau \alpha = 0.67$ 秒となり, $n \alpha_n / n_f n = 0.0092$ である。¹⁾

又, 式(1-7), (1-8)から式(1-10)が得られる。

$$f = \frac{1}{1 + \frac{1}{2} \frac{S_f n_f n}{S \alpha n \alpha_n}} \quad (1-10)$$

式(1-10)を Fig. 1.4 に示す。 α 粒子の排気速度は, クライオ・ポンプの設計によって変わるし, まだどの程度になるのか明らかでない。例えば, $n \alpha / n_f = 0.01$ で $S \alpha = 0.549 \cdot S_f$ の時, $f = 0.01$, $S \alpha = S_f$ の時, $f = 0.018$ になる。

この時, Z_{eff} は次のような関係式で与えられる。

$$Z_{eff} = \frac{\sum_i n_i Z_i^2}{\sum_i n_i Z_i} \quad (1-11)$$

この中で α 粒子以外の不純物について,

$$\frac{n_I}{n_f} = \frac{n_{I n}}{n_{f n}} = \frac{\frac{1}{S_I} \Sigma_I}{\frac{1}{S_f} \Sigma_f} \quad (1-12)$$

ここで n_I : 不純物のプラズマ中での密度
 $n_{I n}$: 不純物のガス・ブランケット中での密度
 Σ_I : 不純物の発生量 (atom/sec)
 S_I : 不純物の排気量
 $S_I \simeq S_f$ とおけば,

$$\frac{n_I}{n_f} \simeq \frac{\Sigma_I}{\Sigma_f} \quad (1-13)$$

ここで、式(1-11)、(1-13)から次式が得られる。

$$\begin{aligned} Z_{eff} &= \frac{\sum^{Impurity} (n_I Z_I^2) + n_f + 4n\alpha}{\sum^{Impurity} (n_I Z_I) + n_f + 2n\alpha} \\ &= \frac{\sum^{Impurity} (\Sigma_I Z_I^2) + \left(1 + 4\frac{n\alpha}{n_f}\right) \left(\frac{\Sigma_f}{\Sigma\alpha}\right) \Sigma\alpha}{\sum^{Impurity} (\Sigma_I Z_I) + \left(1 + 2\frac{n\alpha}{n_f}\right) \left(\frac{\Sigma_f}{\Sigma\alpha}\right) \Sigma\alpha} \end{aligned} \quad (1-14)$$

又、式(1-7)を変形して、

$$\frac{\Sigma_f}{\Sigma\alpha} = 2\left(\frac{1}{f} - 1\right) \quad (1-15)$$

次に、

$$\Sigma\alpha = \frac{P_F}{Q_F} = 3.54 \times 10^{11} \cdot P_F \quad (1-16)$$

従って、 $P_F = 100 \text{ MW}$ の時、 $\Sigma\alpha = 3.54 \times 10^{19} \text{ atom/sec}$ である。

スパッタ比のデータが不十分なので、 Σ_I の値は不確定であるが、参考文献¹⁾によると次の通りである。

$$\left. \begin{aligned} \Sigma_I^C &= 4.1 \cdot 10^{19} \text{ atom/sec} \\ \Sigma_I^{MO} &= 6.0 \cdot 10^{18} \text{ atom/sec} \\ \Sigma_I^{Fe} &= 4.6 \cdot 10^{19} \text{ atom/sec} \end{aligned} \right\} \quad (1-17)$$

ここで、 $n\alpha/n_f = 0.01$ として、式(1-15)、(1-16)、(1-17)を式

(1-14) に代入することにより、黒鉛の場合の Z_{eff} は次のように計算される。但し、自己スパッタ比を 0.5 とし、式 (1-17) の値を 2 倍する。

$$Z_{eff} = \frac{289f + 7.36}{4.20f + 7.22} \quad (1-18)$$

式 (1-18) において $f = 0.01$ とすれば、 $Z_{eff} = 135$ に抑えることができる。 $f = 0.018$ で $Z_{eff} = 1.58$ (Fig. 1.5 参照)。以上の計算では Z_{eff} が充分小さいが、黒鉛の場合、ケミカル・スパッタリングも考慮する必要があると思われる。

4) 循環量

前項 3) の検討の結果、データ不明の点もあるが、 $f = 0.01$ とすれば、ほぼ条件を満たすと思われる。この時の注入量は式 (1-1), Fig. 1.1 図にあるように、 $S = 7.08 \cdot 10^{21}$ atom/sec になる。 $D : 11.7 \text{ mg/sec}$, $T : 17.5 \text{ mg/sec}$ である。

又、中性粒子入射装置により D が注入される。中性粒子入射装置の最大出力を 50 MW とすれば、プラズマ中への入射粒子数は次のようになる。

$$S_{inj} = \frac{P_{inj}}{E_{inj}} = \frac{50 \text{ MW}}{200 \text{ KeV}} = 1.56 \cdot 10^{21} / \text{sec} \quad (1-19)$$

これは $D : 5.3 \text{ mg/sec}$ に相当する。

従って、燃料注入装置からの注入量は、 $D : 6.4 \text{ mg/sec}$, $T : 17.5 \text{ mg/sec}$ となる。

又、核融合反応による燃料粒子の消費量は既に述べたように $7.08 \cdot 10^{19}$ atom/sec である。これは $D : 0.1 \text{ mg/sec}$, $T : 0.2 \text{ mg/sec}$ となる。従って、真空排気系より排気される量は $7.01 \cdot 10^{21}$ atom/sec である。これは $D : 11.6 \text{ mg/sec}$, $T : 17.3 \text{ mg/sec}$ に相当する。以上、核融合燃料の循環量をまとめて図示したものが Fig. 1.6 である。

なお、中性粒子入射装置では、入射粒子の約 2 倍の粒子がガス状となって洩れ出ることを仮定している。即ち、 $D : 10.7 \text{ mg/sec}$ が洩れ出ることになる。

5) 今後の課題

以上に述べたように、循環量を設定したが、まだ不確定な点も多い。その大きな要因としては次の点が挙げられる。

- ・スパッタリング比が全エネルギー領域にわたっては得られていない。
- ・各粒子のクライオ・ポンプにおける排気速度が明らかでない。(特にヘリウムについて)
- ・中性粒子入射装置の必要な出力と洩れ出るガス状の粒子の量が明らかでない。
- ・プラズマの挙動とガス・ブランケットとの境界領域の性質が明らかでない。

これらの点を明確にしてゆくのは今後の課題であると思われる。又、今回は、最も循環量が多くなるとされる場合について検討したが、現実には、燃料注入量は時間的に変化するはずである。この問題は、スタート・アップやプラズマの出力制御の問題などと平行して、検討を進めてゆかなければならない。

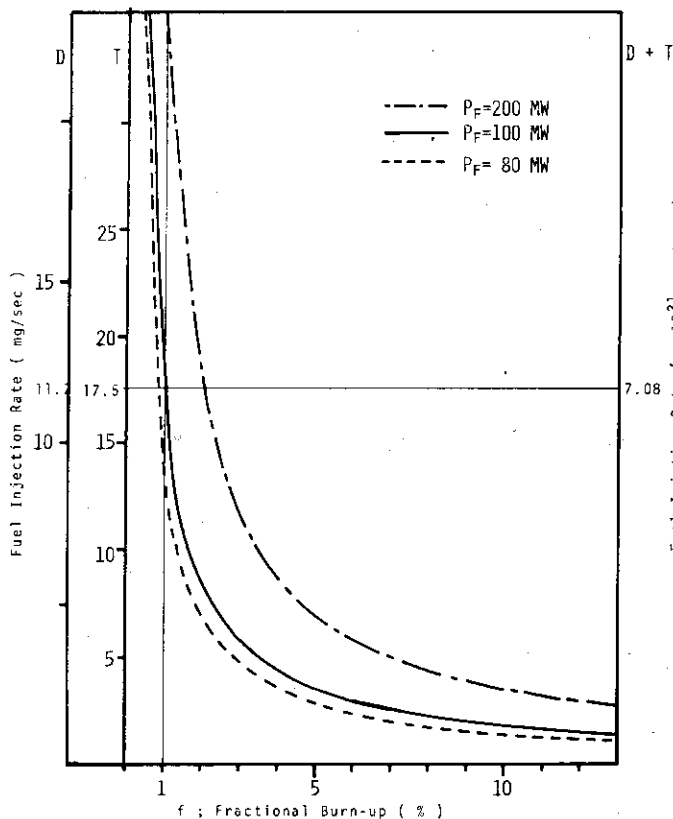


Fig. 1.1 燃焼率と必要な燃料注入量

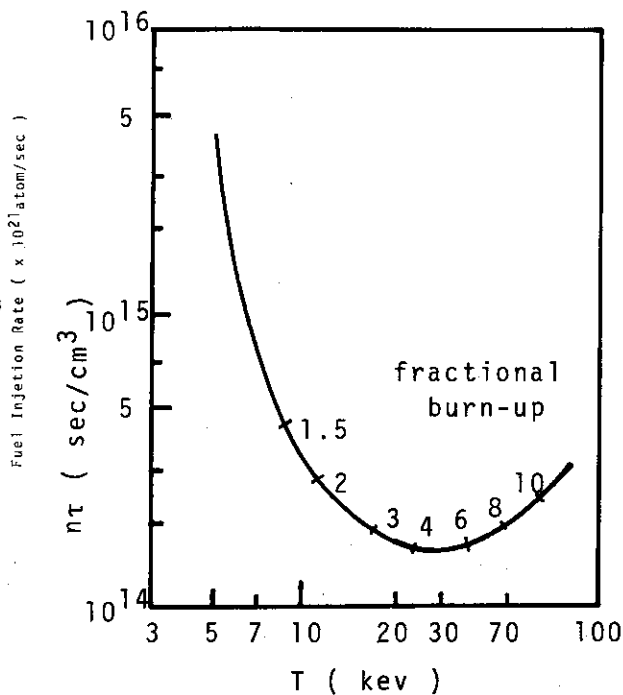


Fig. 1.2 ローソン条件下でのプラズマにおける燃焼率 $\epsilon = \frac{1}{3}$

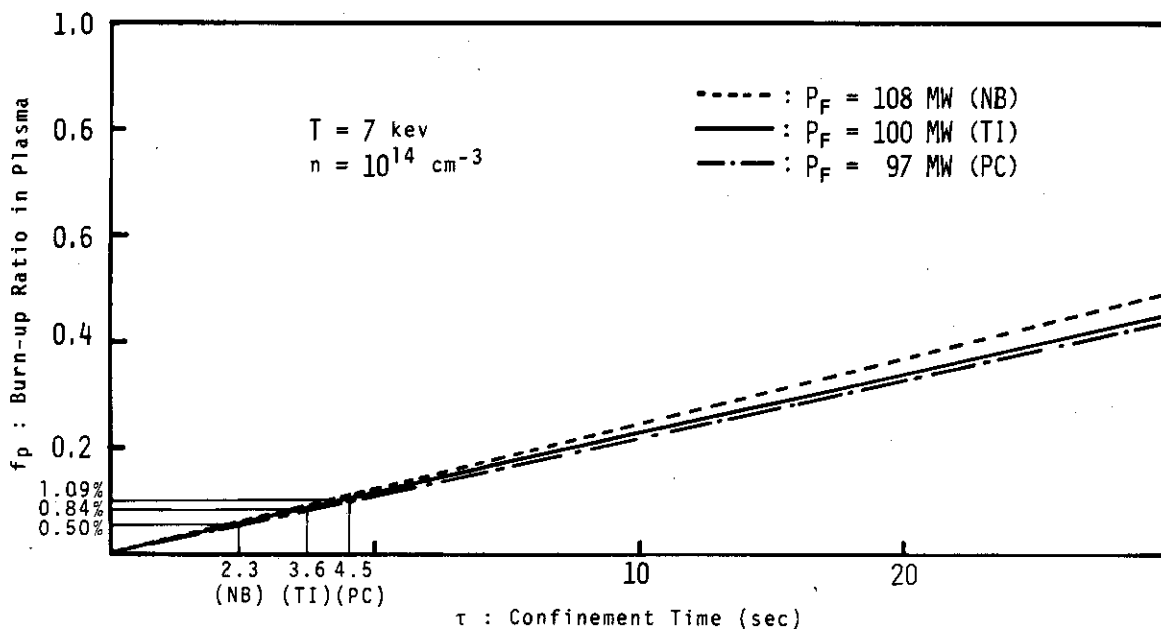


Fig. 1.3 プラズマにおける燃焼率と閉じ込め時間

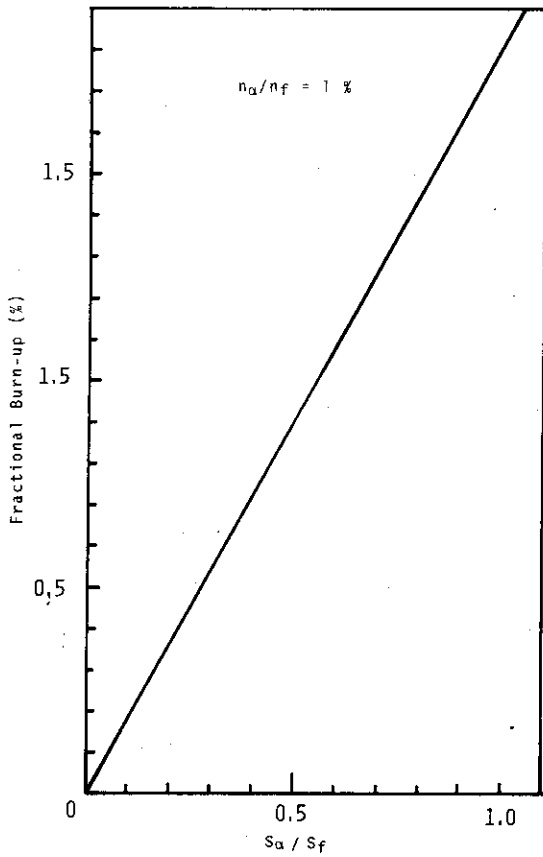


Fig. 1.4 燃焼率と S_{α} / S_f の関係 ($n_{\alpha} / n_f = 1\%$ の場合)

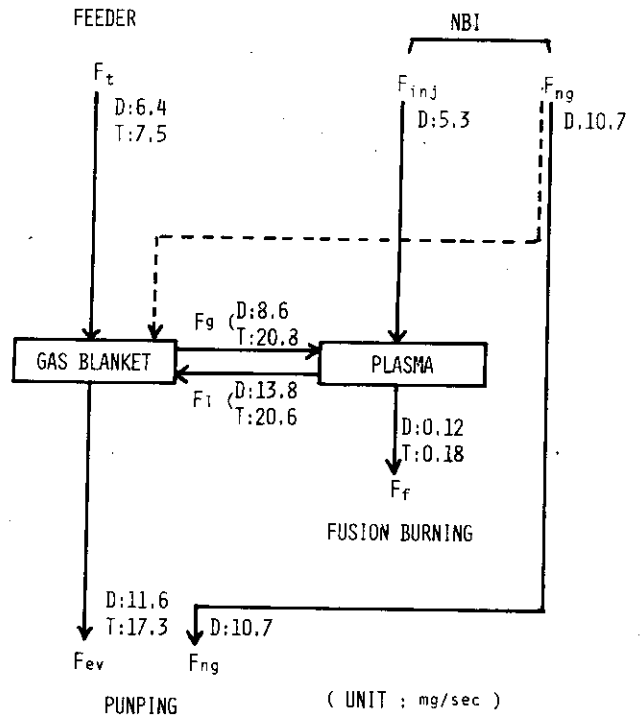


Fig. 1.6 燃料の炉心系における循環量

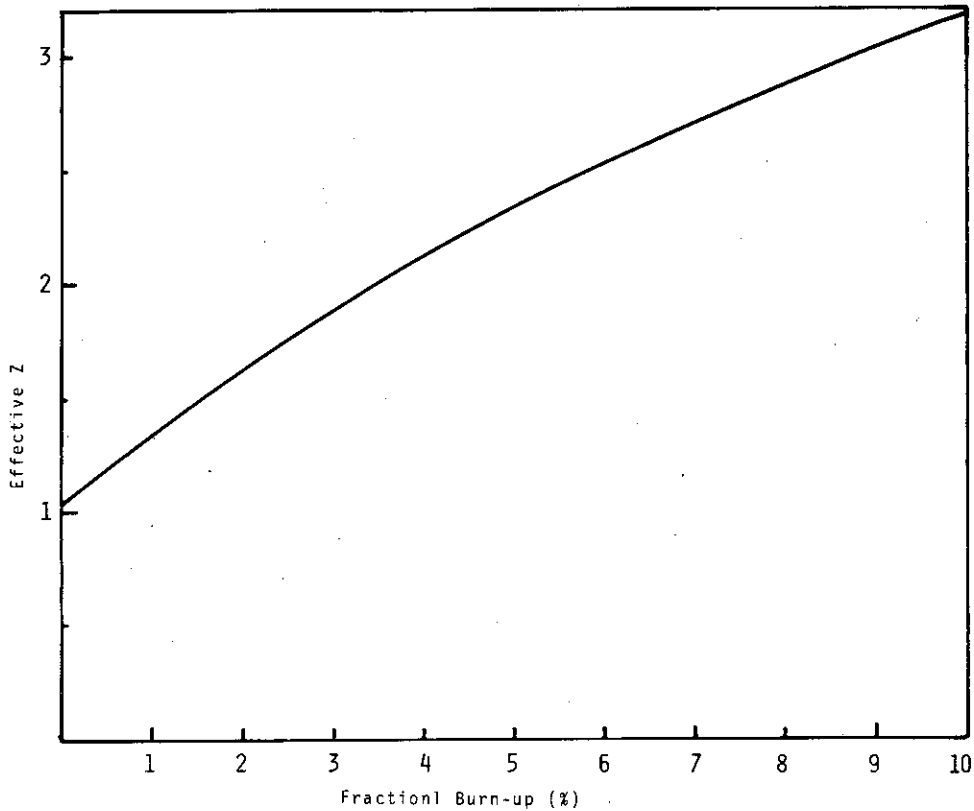


Fig. 1.5 燃焼率と Z_{eff} の関係 ($n_{\alpha} / n_f = 1\%$ の時)

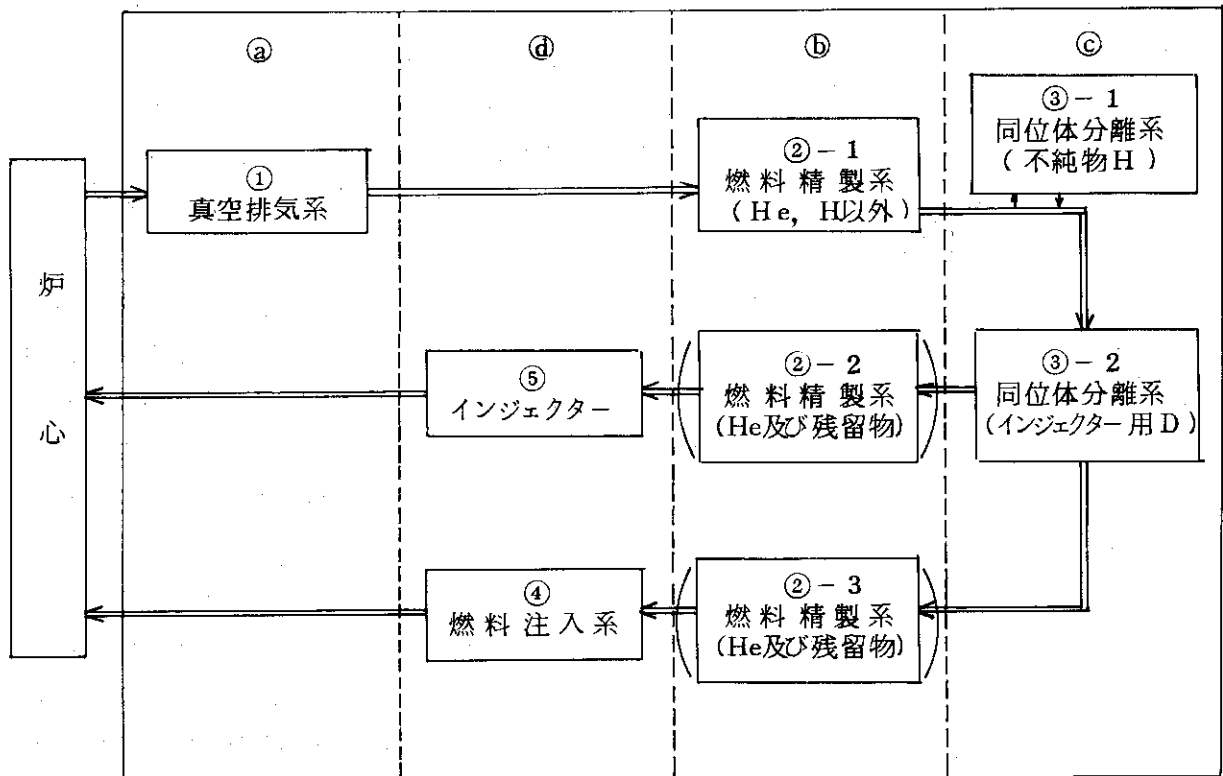
1.2 システム設計

1) 燃料給排システムの構成

核融合実験炉における燃料給排システムの主な役割としては、次の4つが大きなものである。

- ① 炉心の燃料及び不純物の排気
- ② 排気した燃料をリサイクルする為の精製（不純物の除去）
- ③ Hの除去及びインジェクター供給の為の同位体分離
- ④ 炉心への燃料注入

これらを燃料の流れに沿って図示すると次の様になる。



図中の①～⑤が燃料給排系を構成する主要コンポーネントである。

①の真空排気系の主な役割は、実験炉運転に先立って炉心内を 10^{-8} Torr 以上の高真空に至らしめる事と炉運転中に定常的な排気を行う事である。真空排気系として核融合反応生成物及び不純物のみの選択的排気が可能であれば非常に好都合であるが、現在の所これは不可能である。

②の燃料精製系は排気された燃料を再び炉心に注入する為に燃料流中の不純物を除去する事がその役割である。燃料流に伴われる不純物の中では He 及び H は通常の方法では除去し難く、特に H は燃料物質の同位体であり特殊な方法で分離しなければならない。②-1 は He 及び H 以外を分離し、②-2 及び ②-3 は循環中の T の壊変に依るものも含めた He と残留不純物を最終的に除去するものである。

③の同位体分離系の役割は、燃料物質水素の同位体である不純物 H の分離 (③-1) 及び中性粒子入射装置供給用の同位体分離である。現在、中性粒子入射加熱は重水素による方法が第 1

案であるので、ここでは燃料流中からDを抽出する同位体分離系(③-2)を第1案とする。④の燃料注入系は炉心プラズマの補給燃料を調整・注入する事がその役割であり、コールドガスブランケットによる十分な燃料補給が可能であれば注入装置は単純なものになると考えられるが、アイスペレット等による燃料補給が必要となれば、その製造及び注入装置はかなり大がかりなものとなろう。

⑤のインジェクターは、プラズマを加熱する事を主目的とした重水素中性粒子入射装置である。(インジェクターは本設計作業の範囲外である。)

その他、燃料給排系の構成コンポーネントとして、燃料の貯槽、廃棄物の処理・処分系、洩漏トリチウムの回収系等が考えられるが、ここでは副コンポーネントとした。

2) コンポーネント及びシステムの選定

燃料給排系における各コンポーネントの役割を果せる方法を選定し、給排系全体として合理的に連結して矛盾のないものにしなければならない。主要コンポーネントの主な役割とその代表的な方法を Table 1.2 に示す。各種方法の比較検討については2~3章及び1.3節で述べるが、いずれの方法についても大量のトリチウムを取扱う事については未経験の技術であり、現段階で定量的な比較評価は困難である。

システム全体としては、燃料流の相変化を行わない様なシステムが定性的な熱効率の点で有利であり、システム全体の処理相(気-液)の長所及び短所をトリチウムに対する考慮に関連してまとめたものを Table 1.3 に示す。又、同表に各コンポーネント毎に、処理方法を処理相で分類して示す。燃料給排システム全体を同相で処理する事は技術的に必ずしも不可能ではないと考えられるが、実験炉に対してそのメリットはあまりなく、現状では各コンポーネントについて最も現実的で合理的な方法を選定することにする。

燃料給排系の主要コンポーネントである真空排気系、燃料精製系及び同位体分離系については、夫々2、3及び4章における検討の結果、真空排気はクライオポンプ系、燃料精製及び同位体分離はPd-合金膜透過法を選定した。廃ガス処理系、燃料貯槽及び燃料注入系については1.3節で触れるが、廃ガス処理は金属吸着法又は燃料精製系最終段の特別仕様、燃料貯槽は金属水素化物法が適当と考えられ、燃料注入系はコールドガスブランケットを想定し、燃料の混合調整器と圧力制御注入バルブがあれば良いとした。

3) フローシート

実験炉(JXFR)の燃料給排系フローシートを Fig. 1.7 に示す。これは中性粒子入射加熱を重水素のみで行う設計に対するフローシートであり、同位体分離系はHの分離を行う第1カスケードとDを抽出する第2カスケードから成る。トリチウムの中性粒子入射も平衡に行う事を想定すると Fig. 1.8 の様なフローシートとなり、同位体分離系の第2カスケードはTを分離する為に回収部のカスケード段数が大巾に増加する。

4) システム作動原理

実験炉(JXFR)用の燃料給排システムとして、現在 Fig. 1.7 のフローシートが第1案であり、これに沿ってシステムの原理を概説する。

定常運転時には炉心部と中性粒子入射装置から水素同位体燃料物質(D₂, T₂, DT等)及びHe等の不純物が真空排気系によって排気される。真空排気系から排出された燃料流は燃料

精製系に入り、水素同位体以外の不純物が除去され、燃料貯槽(1)に入る。一方、燃料精製系からの廃ガス(不純物、水素化合物の形等で透過しなかった燃料物質)は廃ガス処理装置に送られ、燃料ガスとして再生されたものは燃料貯槽(1)へ加えられる。この燃料貯槽(1)から同位体分離系に入り、ここで中性粒子入射用のDが分離され重水素貯槽(1)へ送られる。同位体分離系は不純物Hを分離するシステムと中性粒子入射用Dを分離するシステムとから成り、前者で分離されたH流はTを含んでいるので必要に応じて管理貯蔵する。同位体分離系で、Dを抽出されTの濃縮されたD/T混合燃料は燃料貯槽(2)に入る。プラズマへの燃料注入は燃料注入器により行われるが、注入の前に燃料調整器で燃料D/T混合比が適正になる様に混合、調整される。燃料調整器の燃料供給源は燃料貯槽(2)、トリチウム貯槽、及び重水素貯槽(2)であり、ここからガスを導入して調整する。トリチウム貯槽には1次冷却材中から回収されたトリチウムが補給され、重水素貯槽(2)には消費された分に見合うだけの重水素が外部より供給される。

Fig.1.8の場合もシステムの原理は全く同様であるが、トリチウム用の中性粒子入射装置が加わっているため、その為に同位体分離系では燃料循環量の約50%に相当する量のDとTを分離し、D用及びT用の中性粒子入射装置に供給するところが異なっている。

5) 物質の流れ

燃料給排系を流れる物質は、燃料である水素同位体(T, D)と主な核融合反応生成物のHe及びH、さらに酸素、窒素、炭化水素等の不純物であるが、ここでは不純物としてはHeだけを考慮してフローシートに示した。フローシートに示した燃料物質及びHeの量は1.1節での解析に基づいて設定された量であるが、中性粒子入射装置からの炉心への注入量は入射エネルギーを最大の50MWとし、粒子のエネルギーを200KeVとして入射粒子数を出し、その2倍の粒子が排気系へバイパスするとした。

6) 主要装置の配列

主要コンポーネントは燃料給排系としてフローシートの様に結合されているが、その主要コンポーネントは夫々次の様な構成になっている。

a) 真空排気系

交互運転のために2台のクライオポンプを主ポンプとし、ターボ分子ポンプを補助系とし、メカニカルブースターポンプ等を回収系とした排気システムが各真空ポートに合計8系列据付けられる。

b) 燃料精製系

24本のPd-合金管を有する分離器12台(実行台数9台)を直列に結合し、不測の事故に対応させる為にバイパス系を有す。各分離器には2次側真空(精製燃料回収)用ポンプが備わっている。

c) 同位体分離系

H分離用の第1カスケード及びD分離用の第2カスケードから成り、第1カスケードは必要に応じて運転可能な結合とする。第1カスケードは膜面積 $2.54 \times 10^3 \text{ cm}^2$ の分離器47段、第2カスケードは膜面積 $2.16 \times 10^4 \text{ cm}^2$ の分離器46段から成る。その結合方式等は第4章で詳述する。

Table 1.2 燃料給排系主要コンポーネント

コンポーネント	主 機 能	方 法
① 真空排気系	炉心燃料の排気	イ クライオポンプシステム ロ Hg拡散ポンプシステム ハ TMPシステム
② 燃料精製系	He等の不純物除去	イ Pd-膜透過法 ロ 深冷蒸留法 ハ ウランベッド
③ 同位体分離系	H及びDの分離	イ Pd-膜透過法 ロ 熱拡散法 ハ 深冷蒸留法 ニ ガス拡散法
燃料貯槽	燃料の一時貯蔵	イ 気体(常圧又は高圧ポンペ) ロ 液体(低温) ハ 固体(U等のトラップ, 化合物化, 物理吸着等)
廃ガス処理処分	精製系からの廃ガスの処理	イ 金属吸収法 ロ 酸化法 ハ コールドトラップ法 (炭化水素の形のトリチウムに対して)
	同位体分離系からの廃ガスの処理	イ 金属吸収法 ロ 酸化法 ハ コールドトラップ法

Table 1.3 システムの処理相の比較

処理相	真空排気	燃料精製	同位体分離	長	短
気体状 (高温システム)	ターボ分子 ポンプ系 Hg 拡散ポンプ系	金属膜透過法	熱拡散法 金属膜透過法 ガス拡散法	<ul style="list-style-type: none"> ・ T インベントリー小 ・ 混合システムに 比し、熱効率良 い 	<ul style="list-style-type: none"> ・ T の洩漏量が大にな る可能性が大き く、 嚴重な拡散防止対 策 が必要
液体状 (低温システム)	クライオポンプ系	深冷蒸留法	深冷蒸留法	<ul style="list-style-type: none"> ・ T 拡散の危険性 ・ 混合システムに比 し、熱効率良 い 	<ul style="list-style-type: none"> ・ T インベントリー大 で替在的な危険性大、 初期装荷 T の確保の 問題大
気体及び液体状 (混合システム)		(固状システムとし て、金属吸収法)		<ul style="list-style-type: none"> ・ 各コンポーネン ト について選択範 囲 が広く技術的信 頼 性が高い 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 熱効率悪い(加熱、 冷却の過程多い)

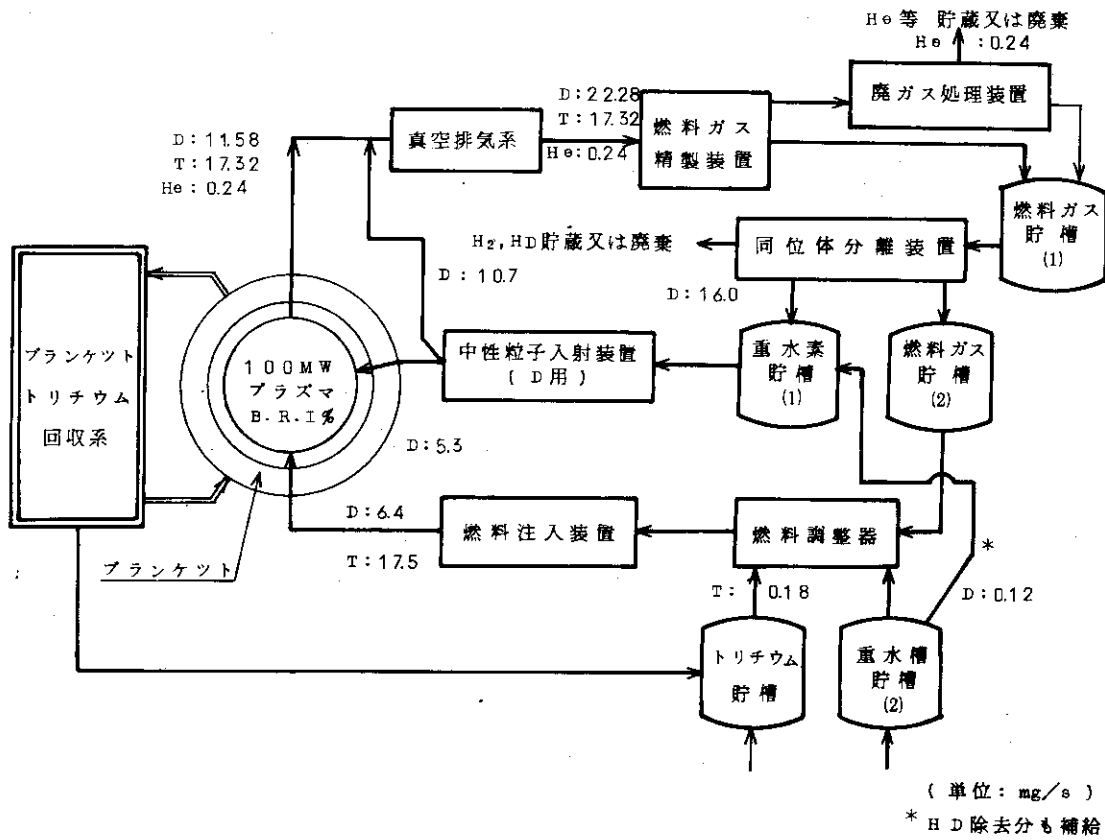


Fig. 1.7 燃料給排システムフローシート (基準案)

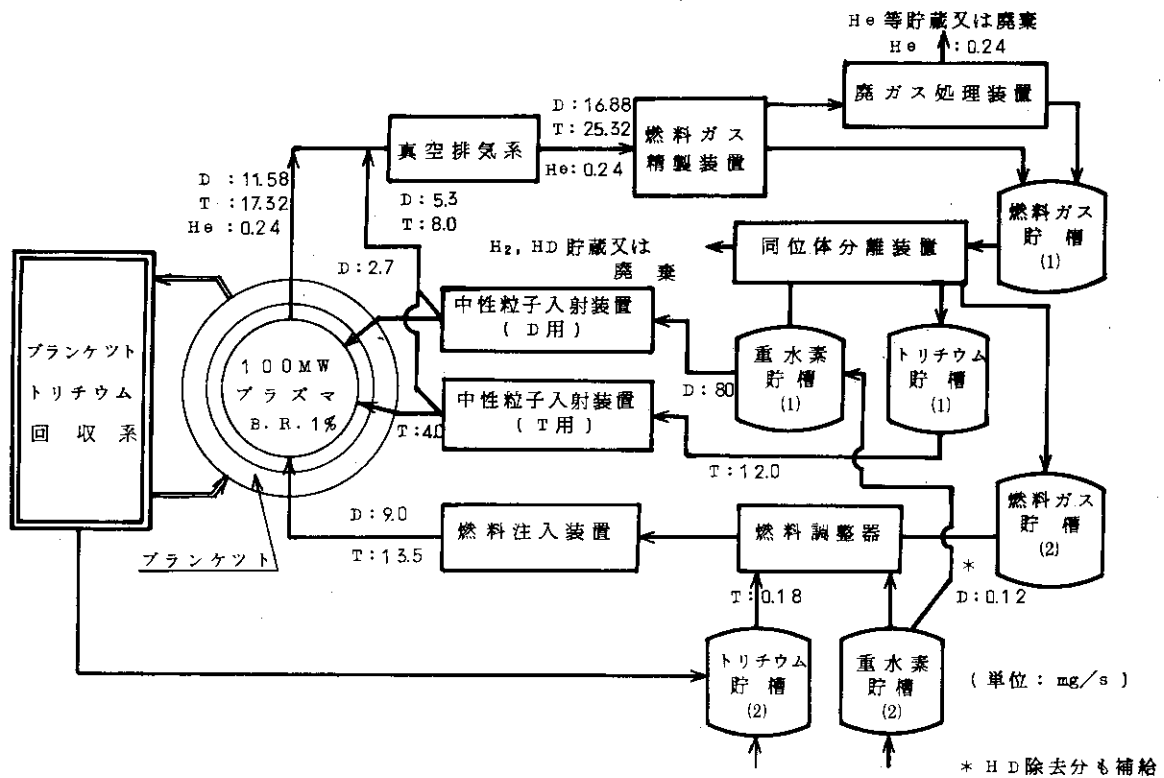


Fig. 1.8 燃料給排システムフローシート (代替案)

1.3 補助コンポーネント

燃料給排系のコンポーネントの中で真空排気系、燃料精製系、及び同位体分離系を主要コンポーネントとして、2、3及び4章でその詳細に触れる。その他のコンポーネント即ち、燃料精製系から出てくる廃ガスの処理系、燃料の一時貯槽、燃料注入系を補助コンポーネントとして本節で、その概念を述べる。

1) 廃ガス処理系

燃料精製系から排出される廃ガスは、不純物（主にHe）と透過もれの水素同位体燃料物質である。従って、この廃ガス中には若干のトリチウムを含有していると考えらるべきで、これを適当な方法で処理・処分する為に廃ガス処理系が必要である。このトリチウムの含有量が小さい様な燃料精製系の設計を行えば、水または適当な気体で許容濃度以下に希釈して、安全基準に従ってスタックから放出する事は技術的に可能であるが、ここでは何らかの方法で処理するものとしてその方法を検討する。まず第1に考えられる方法は、廃棄物として全ての廃ガスを適当な容器に密封して保管する事であるが、廃ガスHeとして $\sim 5 \text{ l (STP) / hr}$ 程度の量があるので、長期間の実験炉運転に対しては相当の管理された貯蔵施設が必要である。

気体状のトリチウム処理法として原理的には種々考えられるがその主な方法について比較検討した結果をTable 1.4に示す。これらの中で適用性の項がA又はBについては一応適用可能であるが、トリチウムの再生を行う場合は金属膜による透過法が有利である。しかしながら、いずれの方法にしてもトリチウムを完全に全て除去する事は実際的ではなく、最終的な廃ガスは放出するか保管・貯蔵するか又はクロードシステムにするか選択しなければならない。

最終的な廃ガスがHeと微量の水素同位体のみであるなら実験炉全体としてクロードシステムにする事は可能である。例えば、燃料精製系の最終段を特別な設計（2次側圧力を超高真空とする）にして、廃ガス中のトリチウム濃度を1次冷却材He中のトリチウム濃度程度にして1次系のトリチウム回収システムでトリチウムを回収する様なクロードシステムが考えられる。水素化合物の形になったトリチウムはその量的な評価は行っていないが、少量と考えられるのでコールドラップ等により分離して保管貯蔵する事が可能であろう。

又、同位体分離系の廃ガス（Hの分離系から出る）中にもトリチウムが含まれるが、これは非常に微量で保管・貯蔵が可能であろう。

2) 燃料の一時貯蔵

燃料給排系にはフロシートに示した様に幾つかの燃料貯槽があり、何らかの方法で水素同位体である燃料を一時的にある一定期間貯蔵しなければならない。水素同位体燃料の貯蔵形態としては、常圧、高圧の水素ガス、液体水素、金属水素化物、アンモニア・メタノール等の水素化合物等が考えられる。これらの貯蔵形態に対してその諸性質をTable 1.5に示す。これらは軽水素（プロチウム）についてのものであり、DやTに対するものではないが、第1次検討として比較評価する基礎データとする。これらの方法の燃料給排系への適用を考えると、アンモニア及びメタノールの形で貯蔵する方法は再生のプロセスが必要であり、水素そのもの又は水素化物の貯蔵形態が有効と考えられる。又、安全性の観点からは、常温では水素放出がない水素化物が優れている様である。

貯蔵に必要なスペースという観点からその体積を比較すると水素化合物が優れており、高圧(150 atm)ボンベ貯蔵に比べ、その1割程度の貯蔵スペースしか必要としない。今、燃料給排系の燃料流量は4.22 mg/sで、これが全て軽水素であるとするると2.54 g当量/min(全てDとTでD/T=1.0とするると1.02 g当量/min)であり、30分間運転分の燃料に対しては高圧(150 atm)ガス貯蔵形態で5.7ℓ(D、Tで2.3ℓ)以上の貯蔵スペースが必要である。また、水素化物としてウランベッドで貯蔵する場合は6.4 D、Tで2.6 kg以上のウランが必要である。

燃料給排系の燃料一時貯蔵法として、ここでは安全性及び、取扱い易さ(貯蔵-再生が容易)等から金属水素化物による貯蔵法が有望であるとするが、金属水素化物貯蔵法の一般的特長として次のような事が挙げられる。

- ① 単位体積当りに貯蔵できる水素の量が多い。
- ② 複雑な特殊容器を必要としない。(安全性の面から優れた特長である。)
- ③ 金属水素化物の分解反応が吸熱反応である。(これも安全性の面から重要で、容器が破損し水素が発生してもその吸熱は分解反応を停止させる方向に作用する。)
- ④ 常温で固体状態なので長期及び安定な貯蔵が容易。
- ⑤ 再生水素の純度が高い。

金属水素化物にはこの様な利点が考えられるが、燃料貯蔵用物質として次の条件を満足するものを今後選んでゆく必要がある。即ち、

- ① 物理的及び化学的に比較的安定である事。
- ② 要求される条件で十分な吸収及び放出速度を有する事。
- ③ 吸収-放出サイクルを繰返してもその性能が劣化しない事。
- ④ 不純物の影響が小さく、その再生が容易である事。
- ⑤ 水素化物の生成熱が大きくない事。

の条件を備えた貯蔵用物質を求めなければならない。現在、Ti, Zr, U等の物質が考えられるが、DやTに対する基礎データは充分ではなく、今後さらに研究開発が必要である。

3) 燃料注入系

実験炉(JXFR)の現在の設計では、プラズマへの燃料補給はコールドガスブランケット及び中性重水素粒子入射により行われる。従って、燃料給排系のインジェクター以外の燃料注入装置としては、コールドガスブランケットにガス状燃料を適当な圧力・流量で補給するバルブと配管、及び注入燃料のD/T比を適当に調整する燃料ガス調整器があれば良い。これらは他のコンポーネントと比較すると、全く問題ないと考えられる。しかし、コールドガスブランケットによる燃料補給がうまくいかない場合を想定して、アイスペレット等による燃料注入技術をペレット製造技術も含めて確立する事は重要であり、大きな今後の開発課題と考えられる。

Table 1.4 気体状トリチウムの処理方法の比較

方 法	処 理 相	処 理 量	工 程	装置の複雑さ規模 工程	適 用 性	備 考
物理的方法	液	大	半連続	比較的簡単	B	廃ガスを全て液化 貯蔵する場合有効 適用性は低い
	気	大	連続	やや複雑	C	
	気	大	連続	簡単	B	処理量小に対して 扱いにくい
化学的方法	固	大	半連続	簡単	A	貯蔵, 再生容易
	固 化	小	回 分	回収・再生の プロセス必要	B	水素同位体を水の 形で保管貯蔵する に有効
		小	回 分	再生のプロセ スが必要	B	保管・貯蔵可能だ が, 貯槽規模大の 可能性あり
	固 化	小	回 分	再生のプロセ スが必要	B	同上

Table 1.5 水素貯蔵形態の比較

貯蔵形態	融点 (°C)	沸点 (°C)	水素含有量 (wt%)	密度		10 ²³ H原子/cm ³	有効水素量		貯蔵スペース比		PH ₂ = 1 atm の温度 (°C)	考 備	
				g/cm ³	10 ²³ H原子/cm ³		g当量/g	g当量/cm ³	重量	体積			
水素 常温 (1 atm) 高压 (150 atm) 液体 固体				899 × 10 ⁻⁵	54 × 10 ⁻³		0.992	892 × 10 ⁻⁵	1	150			
				1.349 × 10 ⁻²	0.81		0.992	1.338 × 10 ⁻²	1	1			
		-259.1 - 252.8		100.0	0.0709 (-252.8°C)	4.2		0.992	0.070	1	0.19	-252.8	
					0.0808	4.8		0.992	0.080	1	0.17		
TiH ₂			4.04	3.78	9.1		0.040	0.151	248	0.09	650		
MgH ₂			7.76	1.45	6.6		0.076	0.110	13.1	0.12	284		
LaH ₃			1.96	5.26	6.2		0.019	0.100	522	0.13	200		
UH ₃			1.25	10.95	8.2		0.012	0.131	82.7	0.10	430		
アンモニア				0.771 × 10 ⁻³	82 × 10 ⁻³		0.177	0.136 × 10 ⁻³	56	984			
		-77.7	-33.4	1.78	0.817 (-79°C)	8.7	0.177	0.145	5.6	0.09			
メタノール				0.7928	6.0		0.125	0.099	7.9	0.14			

1.4 外国実験炉の設計例との比較

ANL, GA, 及びORNLで実施されている実験炉 (Experimental Power Reactor)^{3),4),5)}の概念設計について各実験炉の燃料給排系のフローシートをFig.1.9～Fig.1.11に示す。また、燃料給排系の主な役割を真空排気、燃料精製 (不純物除去)、同位体分離、燃料注入及び中性粒子入射とし、各実験炉で選択されている夫々の方法、主な仕様若しくはその考え方をTable 1.6に示す。^{3),4),5)}

真空排気系では主ポンプとしてクライオポンプの採用が主流であり、ANLでは排気速度25万ℓ/sの主ポンプで排気系を設計しているのに対し、GAでは排気速度26万ℓ/sの主ポンプを考えている事は対照的である。

燃料精製系としてANLでは同位体分離後のPd-膜透過方式を採用し、GAではドライヤー及びシリカゲル精製器等を組合せて構成し、ORNLではウランベッドを主装置として補助的にPd-膜透過器の併用を考えている。

同位体分離系はANL及びGAで深冷蒸留法を採用しているが、GAでは不純物としてのHを分離する事が目的であり、中性粒子入射装置用のDは燃料全体の流れとは独立にD₂ガス貯槽より供給される。

燃料注入方法としては、ANLではコールドガスブランケットと中性粒子入射による燃料補給を考えており、GAではアイスペレット入射による補給法も併用するフローシートになっている。また、中性粒子入射加熱はANL, GA共に重水素だけの入射を考えている様である。

燃料の一時貯蔵法としてGAでは気体及び液体での貯蔵を考えており、ORNLでは気体状及びウランベッドによる貯蔵はいずれも問題ないが、EPRの様に大量貯蔵に対しては安全性の観点から後者が適しているとしている。

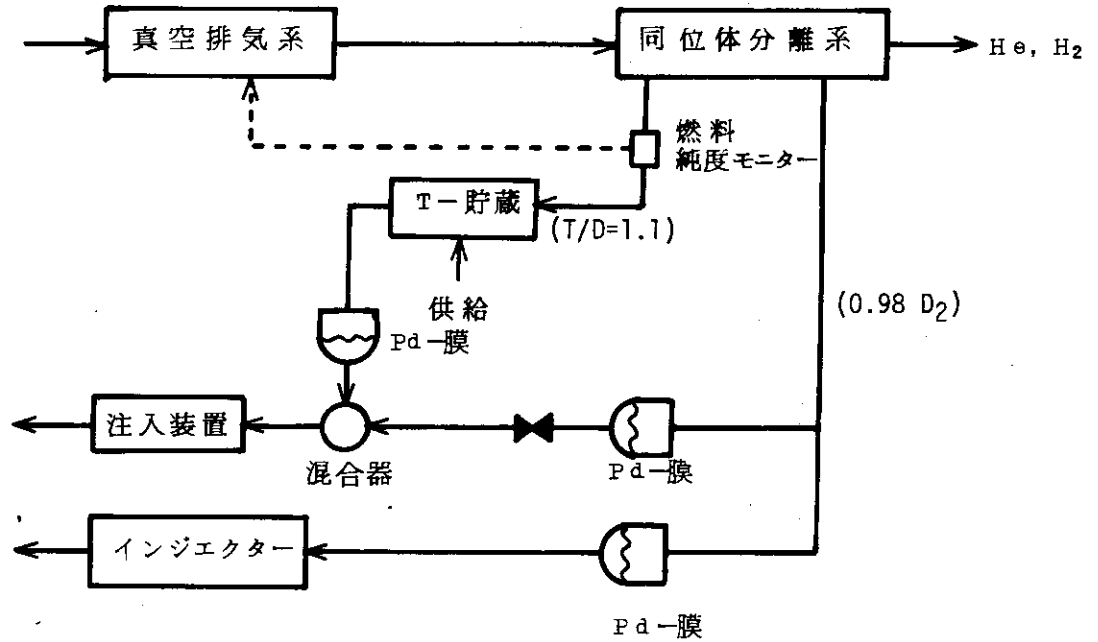
燃料給排系に関する米国技術の現状及び将来としては、トリチウム取扱い基礎技術はいくつかのERDA研究所で確立されており、これら技術の適用が今後の課題とされている様である。1974年の“核融合関連トリチウム技術シンポジウム”⁶⁾におけるJ.S.Watsonらのレポートから燃料給排系主要コンポーネントについて米国の現状をまとめて以下に記す。次段階の装置の真空ポンプとしてはクライオポンプ (ORNL, LASL等) とHg拡散ポンプ (ウエスチング社TFTR等) が有望であるが、前者はバッチシステムでトリチウムインベントリーが大きくなる事、後者はHg蒸気による真空汚染が問題視されている。燃料ガス精製法としてはU-ベッドの使用に対して良好な情報が多く、pd-膜についても情報が多い。また、クライオポンプは精製に寄与する。この分野では大規模な研究開発は不要であるが、スケールアップのための研究及び極低レベル不純物の保持に関する研究が必要だとされている。同位体分離システムとしては深冷蒸留法、熱拡散法及び透過法が有望であり、今後実用化に対する工学的な研究 (組成と流量に対する最適化等) が必要とされている。燃料の一時貯蔵はU-ベッドとガス状貯蔵についてすでに経験があり、コンテナ材料との共存性の研究も数多い。現状ではいずれの方法も有望であり安全面も問題ない様であるが、詳細な検討から安全性に優れた方法を選択すればよいとしている。燃料ガス注入については現在のガス取扱い及び測定技術で管理されたD/T比及び量を注入する事は可能であり、固体又は大クラスター注入技術についても固体注入の必要性

が明らかになった時点でTに対する追加研究を実施すれば充分であるとしている。これらは米国の現技術をベースに評価したもので、我国ではそのまま通用するものではない事に注意しなければならない。

Table 1.6 米国実験炉設計における燃料給排システムの比較

	真空排気系	燃料精製系	同位体分離系	燃料注入	インジェクター
ANL/EPR	主：クライオポンプ (25000L/s) 32台×2 debris分離器 Hgエンジェクターポンプ 多段WABBLE PUMP ダイヤフラムコンプレッサ その他：粗引系 (ポンプ+T回収器)	同位体分離後、燃料調整混合器及びインジェクターの前でPd-膜透過	深冷蒸留カスケード カラム数：6 平衡器：1	ガスブランケット	D°中性粒子
GA/EPR	主：クライオポンプ (26×10 ⁶ L/s) 8台×2 補助：クライオポンプ (10 ⁵ L/s) 16台×2 再生用ポンプ ルーツブロワー-3150L/s 回転ピストン粗引ポンプ 235L/s	フィルター：油滴、水滴、その他 粒子の除去 ドライヤー (L-N ₂ 冷却)：水蒸 気管の除去 シリカゲル精製器：O ₂ N ₂ 等の 除去	深冷蒸留 (Hのみ除去) カラム数：2 (5日毎に1日運転, 1%のH を0.2%にする)	ガスとペレット	D°中性粒子
ORNL/EPR (reference design)	クライオポンプ系 (又はHg拡散 ポンプ) 1 m φのクライオポンプ (1.5×10 ⁶ L/s) 40台×2	主にU-ベッド Pd-膜も使用	(現在の調査範囲でORNLでは 同位体分離に対する要求純度不 明故、概念設計は早すぎるとし ている。)		
JXFR (51年度設計)	主：クライオポンプ (32×10 ⁵ L/s) 8台×2 補助系：ターボ分子ポンプ系 8系列	Pd-合金膜透過式	Pd-合金透過カスケード H分離用 47段 D分離用 46段	ガスブランケット	D°中性粒子

(燃料給排系)



(真空系)

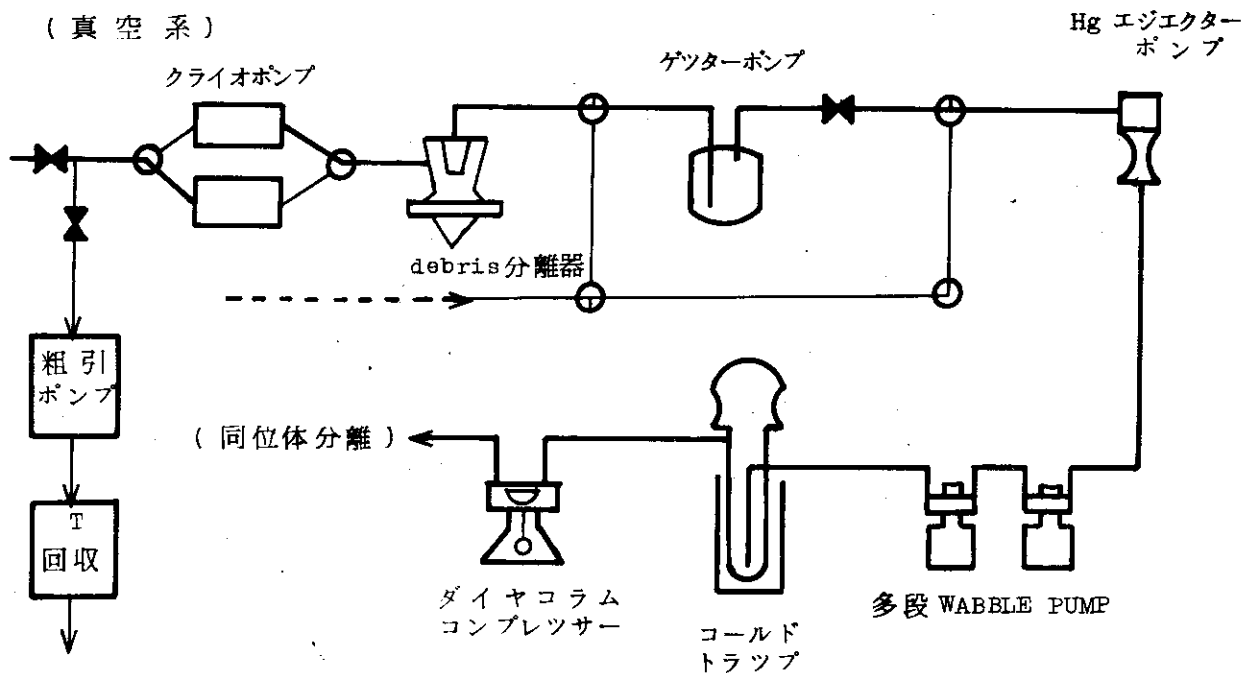


Fig. 1.9 ANL/EPR 燃料給排系フローシート

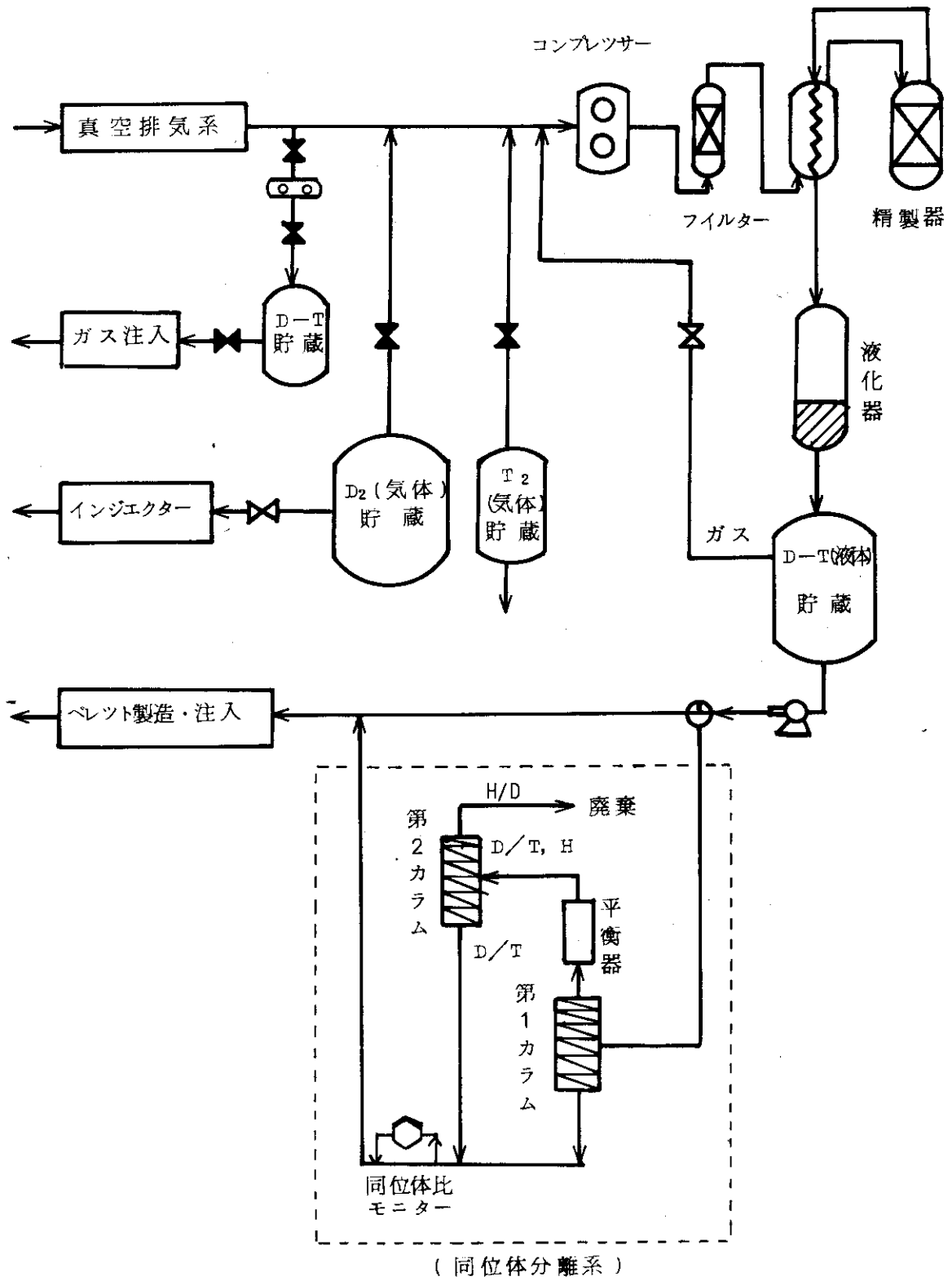


Fig. 1.10 GA/EPR 燃料給排系フローシート

ORNL/EPR Reference Design

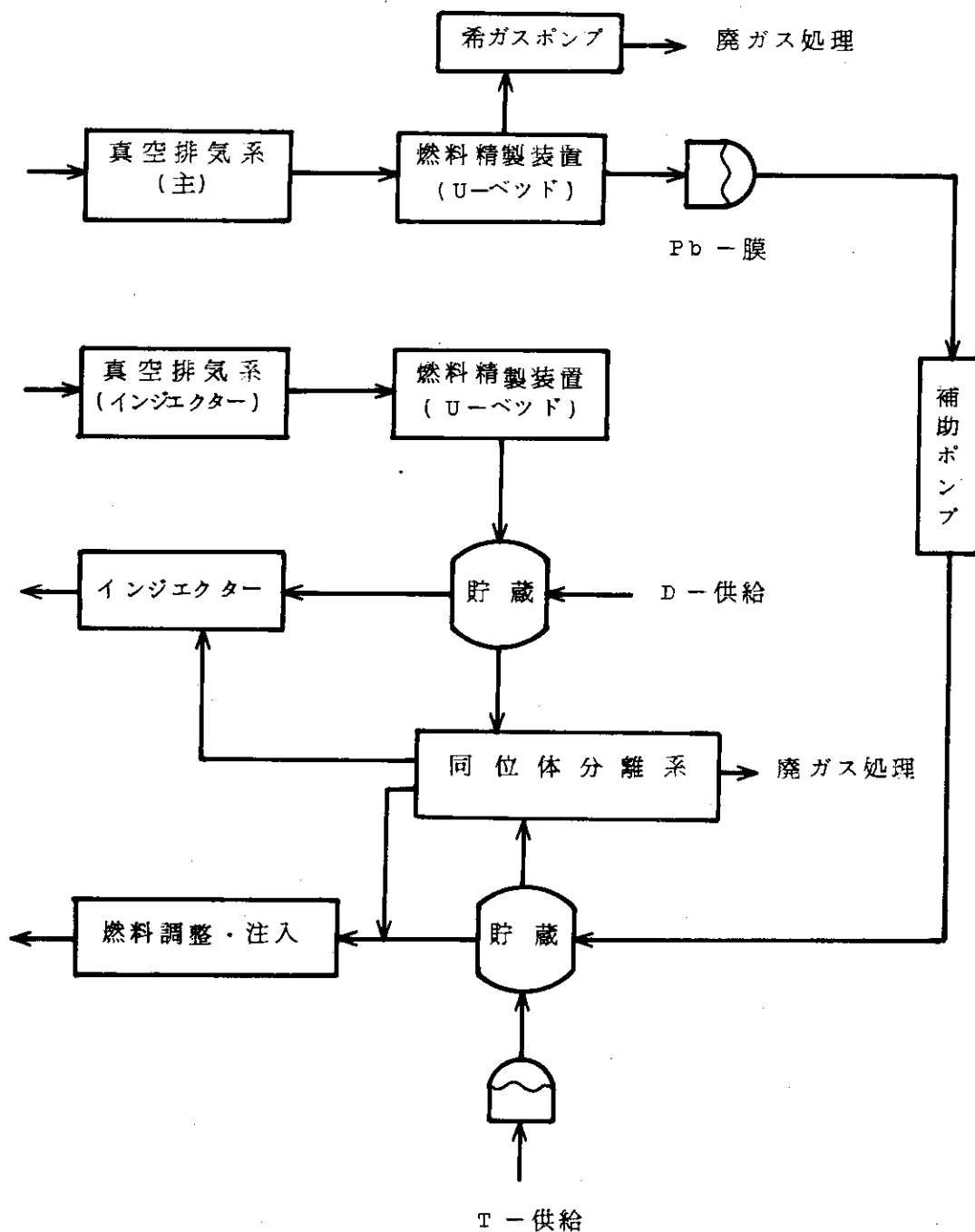


Fig. 1.11 ORNL/EPR 燃料給排系フローシート

1.5 問題点

燃料給排系の各コンポーネントに関する問題点は夫々の章で述べる事とし、ここでは燃料給排システム全体としての問題点および今後の課題について述べる。

1) 燃料循環量

1.1節で述べた今後の課題を検討していくと同時に、運転モードに応じた循環量を設定し、その運転モードに対応した燃料給排系の運転を検討する必要がある。

2) 燃料流中の不純物

燃料流に伴われる不純物の種類及び量はコンポーネントの選定に影響するので、ある程度定量的な評価をしなければならない。また燃料ガスがどのような化学形で存在するかの検討も重要である。

3) システムの選定

本設計で採用したシステムが現在の所第1案と考えられるが、安全性及び経済性等を考慮して改良していくべきであろう。また、トリチウムの中性粒子入射が必要か否かは早急に明らかにしなければならない。

4) コンポーネント

本設計で選択した各コンポーネントは現段階で定性的には最も有望と考えられるが、今後安全性及び経済性をも含めた定量的な評価をする必要がある。また、燃料精製系からの廃ガス処理装置、同位体分離系からの廃ガス処理系についてはその概念に触れたに止っているので、今後二重管内及びグローブボックス等からの廃ガス処理系とともに検討を進めていく必要がある。その他、本設計で補助コンポーネントとした燃料貯槽及び燃料調整注入系についても検討を開始し、開発に着手しなければならない。

5) 機器装置

燃料給排系は主な取扱物質がトリチウムである事から、既存の化学プラント及び原子力関連プラントとはかなり異っていると考えるべきであり、特に我国においては大量トリチウム取扱いの経験がないので、ポンプ、コンプレッサー、バルブ類、分析機器等の改良及び開発が必要である。

6) 安全性

第5章でその概念を述べるが、大量トリチウム取扱い施設として今後十分な安全設計含めたシステム設計を行う必要がある。

7) 経済性

本設計では経済性については全く触れていないが、今後安全性及び経済性を総合的に評価していく必要がある。

参考文献

- 1) 迫他, “核融合実験炉第1次予備設計(中間報告書)”
JAERI-M 6670, 1976年8月
- 2) J.W.Davis, G.L.Kulcinski, “Major Features of D-T Tokamak Fusion Reactor Systems”, EPRI472-1 Interim Report, February 1976
- 3) W.M.Stacey, et al., “Tokamak Experimental Power Reactor Conceptual Design”, ANL/CTR-76-3, August 1976
- 4) P.H.Sager, Jr., et al., “Experimental Fusion Power Reactor Conceptual Design Study”, GA-A14000, July 1976
- 5) M.Roberts, et al., “Oak Ridge Tokamak Experimental Power Reactor Study, Reference Design”, ORNL-TM-5042, November 1975
- 6) W.H.Smith, et al., “Proceedings of the Symposium on Tritium Technology Related to Fusion Reactor Systems”, ERDA-50, October 1974

2. 真空排気系の設計

実験炉炉心燃料給排系の主要コンポーネントの一つとして、真空排気系¹⁾があるが、これは大容量の重水素、トリチウム、及びヘリウムを主として排気しなければならぬ点で、従来の核融合実験装置と趣きを異にしている。従って、ここではまず主ポンプの選定について2.1節で述べ、2.2節において実験炉用真空排気系の設計検討結果を示す。また、2.3節でトリチウムに対する安全性について検討を行い、最後に本設計における問題点並びに今後の研究開発の展開について2.4節に記すものとする。

2.1 主ポンプの選定

実験炉の真空排気系における真空ポンプ（特に主ポンプ）は次に示すような基本的な特性を有していなければならない。

- ① 炉運転中、 10^{-4} Torr 近傍の基準圧力を維持できること。
- ② 重水素、トリチウム及びヘリウムガスに対して有効な排気速度を有すること。
- ③ トリチウムが安全裡に回収できること。
- ④ 初期排気として炉心内の超高真空 ($<10^{-8}$ Torr) が容易に達成できること。
- ⑤ 清浄な真空が得られること。
- ⑥ 信頼性・保守の容易性が優れていること。
- ⑦ プラズマ特性に悪影響を及ぼさないこと。
- ⑧ 経済性に優れていること。

主に上記各項目に留意して、下記の各種ポンプについてその特徴を調査した。

- Ⓐ 油拡散ポンプ
- Ⓑ 水銀拡散ポンプ
- Ⓒ ターボモレキュラーポンプ
- Ⓓ クライオポンプ
- Ⓔ スパッタイオンポンプ
- Ⓕ サブリメーションポンプ
- Ⓖ バルクゲッターポンプ

これらの特徴を Table 2.1 ~ Table 2.7 に示す。この表を基に各種ポンプについて比較・検討すると、排気容量の大きなものが容易に得られること、排気ガスの回収が比較的容易であること、構造が簡単であること等により、極低温冷媒を必要とすること、ためこみ型であること等の欠点はあるが、実験炉真空排気系の主ポンプとしてはクライオポンプが最も適していると考えられる。

Table 2.1 油拡散ポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 低廉である。 2. 排気速度の大きいものが得られる。 (例 90000ℓ/s市販) 3. 真空ポンプとしての実績が大きい。	1. 作動流体として油を使用しているため、その蒸気圧に見合った油蒸気の逆流がある。但しコールドトラップを設けることにより低減できる。 2. ポンプ破損等の事故時に真空バウンダリを広範囲に亘り、汚染することがある。 3. 2の場合、事故後のクリーンアップが容易でない。 4. スタート時にウォームアップが必要である。	1. トリチウムを排気する場合、トリチウムにより作動油が汚染され、後の処理が厄介である。 2. 使用圧力レンジは $10^{-2} \sim 10^{-7}$ Torr である。

Table 2.2 水銀拡散ポンプ

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 使用圧力レンジが広い (10^{-2} Torr 以下) 2. 万一の事故の場合、事故後のクリーンアップは、比較的容易 (油拡散ポンプに比べて) 3. 真空ポンプとしての実績が大きい。	1. ポンプ破損等の事故時に真空バウンダリを広範囲に汚染することがある。 2. 作動流体として水銀を使用しているため、その蒸気圧に見合った水銀蒸気の逆流がある。但し、コールドトラップにより低減できる。 3. スタート時にウォームアップが必要である。 4. 一般市場ではあまり大きな排気速度のものは得られない。	1. トリチウムを排気する場合、トリチウムにより水銀が汚染され、後の処理が厄介である。

Table 2.3 ターボモレキュラポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 外形形状が小さい。 2. スタートが早い。 3. 運転中の油の逆流は殆んど無い。 4. 信頼性が高い。 5. 保守が容易である。	1. あまり大きな容量のものは無い。 (例 Pfeiffer: 6500ℓ/s, Leybold-Heraeus: 3500ℓ/s) 2. 高価である。 3. 停止時に油蒸気の逆流がある。	1. トリチウムを排気する場合、トリチウムにより軸受部の油が汚染されうる。 2. ガス種により圧縮比が異なり、排気速度も異なる。 3. 背圧側の圧力により性能が左右される。 4. 使用圧力レンジは 10^1 Torr から 10^{-10} Torr である。

Table 2.4 クライオポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 広範囲の圧力レンジで使用できる。 $(10^{-2}$ Torr 以下) 2. 絶対的に清浄な真空が得られる。 3. 無漏洩構造である。 4. 大きな排気速度のものが容易に設計できる。 (10000ℓ/s, 50000ℓ/s 実績) 5. 構造が簡単である。 6. 排気ガスの回収が比較的容易である。 7. 取り付け方法、構造に変化性がある。	1. 再生・回収が必要である。 2. ヘリウムは排気しにくい。 3. 運転費用が大である。 (液体 He)	1. ためこみ型である。 2. トリチウムを排気する場合、大きなインベントリのトリチウムが、クライオ面に付着した状態となる。

Table 2.5 スパッタイオンポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 真空は清浄である。 2. 保守は容易である。	1. 高圧力下で作動させると寿命が極度に低下する。 2. しばしば再生の必要がある。 3. 磁場をかけるので、真空容器より、ある距離だけ離す必要がある。 4. あまり大きな排気速度のものは得られない。 (例 2000~2500ℓ/s 市販)	1. ためこみ型である。 2. トリチウムを排気する場合、大きなインベントリのトリチウムをためこんでいる状態となる。 3. 使用圧力レンジは 10^{-3} Torr から 10^{-11} Torrである。

Table 2.6 サブリメーションポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. スパッタイオンポンプに比べて大きな排気速度のものが得られる。 2. 安価である。	1. 蒸発源をしばしば取り換える必要がある。 2. 間欠運転であり、蒸発中は圧力が上昇し、不純物も放出される。 3. ゲッタ面に吸着したゲッタ材の除去が困難である。 4. ゲッタ面に吸着した排気ガスの分離・回収が困難である。	1. ためこみ型である。 2. トリチウムを排気する場合、大きなインベントリのトリチウムをためこんでいる状態となる。 3. 使用圧力レンジは 10^{-3} Torr から 10^{-10} Torrである。

Table 2.7 バルクゲッタポンプの特徴

長 所	短 所	そ の 他 の 特 徴
1. 非蒸発型であるので、真空バウンダリを汚染しない。 2. コンパクトな構造である。	1. しばしば活性化が必要である。 2. 活性化回数が限られており、寿命が比較的短い。 3. あまり大きな排気速度のものは得られない。	1. ためこみ型である。 2. トリチウムを排気する場合、大きなインベントリのトリチウムをためこんでいる状態となる。 3. 使用圧力レンジは 10^{-2} Torr から 10^{-10} Torrである。

2.2 真空排気系の設計

本節では、炉心燃料給排系の主要構成系統の一つである真空排気系の設計を行う。

設計の進め方としては、設計の手順を明確にし、考慮・検討すべき事項に抜けがないことに主眼を置いている。したがって、今回の設計では概念に留まり、詳細検討がなされていないものも多いが、これらについては問題点と同時に、今後の研究において詰められなければならない。

1) 設計要求事項

一般に機器・系統の設計においては、その機器・系統が「所定の機能を果たすこと」、「他の機器・系統との干渉がないこと」、「法規に適合していること」を満たしていることに、常に留意しなければならない。実験炉の炉心真空排気系においても、まず設計要求事項を定め、これに適合した形で設計を進めなければならない。今、これらを具体的に考えると次のようになる。

a) 運転時の要求

i) 圧力

初期排気時、炉内の雑多なガスを排気して超高真空を作成する必要があるが、 1×10^{-8} Torr 以下の圧力とする。又、炉運転時圧力は燃料ガスを注入・燃焼させている状態で 1×10^{-4} Torr 以下であること。

ii) 真空の質

清浄な（オイルフリー）真空であること。

iii) 温度

300～400℃のベーキングを行うこと。又、正常運転時、系統の機能を損なわない温度範囲であること。（排気ガス温度は、炉心近傍で1000°Kとする。）

iv) 設計寿命

取換の不可能なもの、困難なものは、実験炉プラントの使用期間を寿命とすること。取換可能なもの、容易なものは、定検期間を寿命とするも可である。

v) 排気ガス種と量

排気ガス種は初期排気時には空気（又は不活性ページガス）であり、炉運転中は重水素、トリチウム、ヘリウムのみとし、その量は次の通りである。

重水素：2228 mg/s

トリチウム：17.32 mg/s

ヘリウム：0.24 mg/s

vi) 磁場の問題

排気系の運転により、炉運転に支障のあるような磁場を形成しないこと。あるいは、磁場を乱さないこと。

vii) duty cycle

トリチウム・インベントリーをできるだけ少なくすることに留意すること。ここに、炉運転の周期は420秒である。

b) 安全性の問題

i) トリチウムの漏洩

トリチウムの漏洩が、安全上の許容値内に制限されること。

ii) 遮蔽の問題

炉心部からの高速中性子に対して、十分な遮蔽がなされること。

iii) 精製・廃棄の問題

環境汚染問題の起こることのないように、精製・廃棄手段が講じられなければならない。

c) 構造上の要求

i) 材 料

炉運転上、支障のない材料であること。例えば、非磁性材であること。又、放出ガス対策上、支障のない材料であること。

フランジ継手部のガスケットとしては、できるだけメタルガスケットを用いるものとし、エラストマーは用いないようにする。

ii) 応力・変形

応力は正常条件～損傷条件の各条件において、基準に定められた許容値内にはいること。

変形は機能上問題となる変形量以下に抑えること。

iii) 荷 重

内圧、外圧 (1 kg/cm^2)、自重ならびに熱的荷重を考慮しなければならない。又、その機器の重要度に応じた地震荷重を考慮しなければならない。

iv) 過渡条件

各種の過渡条件を考慮しなければならない。

d) 配置上の要求

i) 真空排気系の大きさ

全体外形形状をあまり大きくしたくないので、できるだけコンパクトな配置とすること。

ii) 排気系の連結ポート

8個のポートを排気系用に用いる。

iii) 他機器との干渉

次の各機器との干渉を考慮のうえ、配置を決定すること。

- ① 真空容器 (架台を含む)
- ② 中性粒子入射装置
- ③ トロイダルコイル
- ④ ポロイダルコイル
- ⑤ 補助設備 (液体ヘリウム系, 液体窒素系)
- ⑥ 計測設備

e) 保守 (メンテナンス), 補修

真空排気系は必要な時にメンテナンスや補修をしなければならない。そのための必要な設計がなされねばならない。

i) メンテナンス・エリア

メンテナンス用機器の操作性を考慮したメンテナンス・エリアが設けられること。

ii) 遠隔操作性

真空排気系は高速中性子照射による誘導放射能が問題となり、メンテナンスや補修は遠隔操作の必要がある。従って、メンテナンス・補修用機器、真空排気系の機器ともに、遠隔操作性をもたせること。

iii) 標準化

機器・部品類を標準化することにより、信頼性、メンテナンス性を高め、かつ、コスト低減をはかること。

iv) メンテナンスの時期、メンテナンス項目

(設計の進展に伴い、今後考慮されるべきものである。)

f) ISI (In-Service Inspection, 供用期間中検査)

真空漏れ、トリチウム漏れやその他の事故を未然に防ぐために ISI は不可欠である。そのために必要な ISI 機器の準備、又一方、ISI の容易な真空排気系の設計とすること。

g) 適用法規

実験炉の設計・製作・運転において適用される法規は現時点で未定であるが、次に掲げるようなものが一応考えられる。

- ① ASME Section III
- ② ASME Section XI
- ③ 通産省令、告示
- ④ 日本電気協会・耐震設計指針
- ⑤ 労働省令「電離放射線障害防止規則」

2) 設計条件

本節 1) に示した設計要求事項に適合した形で詳細な設計条件を定めていく必要がある。しかし、今回の設計に於ては炉システム、炉本体側に未決定、未詳細事項が多いので、具体的に定まらないものもある。したがって、次の各設計条件を定め、あとは出来るだけ設計要求事項を遵守する形で設計を進め、問題点を摘出していくものとする。

a) 運転圧力

初期排気時は 1×10^{-8} Torr、炉運転中、重水素、トリチウムについては 1×10^{-4} Torr とする。又、ヘリウムについては 5×10^{-6} Torr とする。

b) 運転温度

炉心近傍で 1000°K のガス温度が排気される途中でどのように降下していくのかについては、解析により解かねばならないが、設計温度としては便宜的に 300°K とする。

c) 排気ガス量

初期排気時には材料表面よりの放出ガスによるビルドアップ量に等しく、次の値となる。すなわち、容器および内部構造物の表面は十分な超高真空表面処理により、その放出ガス速度は 1×10^{-12} Torr ℓ/s cm^2 と考えられ、又、全表面積は $15,000 \text{m}^2$ と設定されているので、

$$Q_B = 1.5 \times 10^{-4} \text{ Torr } \ell/s$$

又、炉運転中の排気ガス量は重水素、トリチウム、ヘリウムに対して、それぞれ次の値となる。

$$\text{重水素} \quad Q_D = 22.28 \text{ mg/s}$$

$$\text{トリチウム} \quad Q_T = 17.32 \text{ mg/s}$$

$$\text{ヘリウム} \quad Q_{He} = 0.24 \text{ mg/s}$$

d) 排気ポート

真空容器の周囲に設けられた8ヶ所の排気ポートが使用できる。

3) 系統の設計

2.1節に示した調査結果を考慮し、主排気ポンプとしては今回のような重水素、トリチウムの大容量排気に対応しうるものとして、クライオ・コンデンセーション・ポンプを採用する。クライオ・コンデンセーション・ポンプは低温における気体の蒸気圧が極めて低いことに着目し、低温面（クライオ面）において気体が凝縮することを利用して超高真空を得ようとするものである。しかし、液体ヘリウム温度（4.2°K）ないしはそれ以下の温度によっても、ヘリウムに対してはここで必要とされる真空に達しめることは原理上不可能であり、特にヘリウム排気用として、クライオ・ソープション面を付加する必要がある。すなわち、適当なソープション材を低温にすることにより、通常のクライオ面では達成しえない圧力を得ようとするものである。

クライオ・ポンプはいわゆるため込み式のポンプであり、クライオ面上に排気ガスをどんどん蓄積していくものである。又、蓄積によって、その排気性能が低下するといわれている。したがって、排気ガスの蓄積量を制限するために、又特にトリチウムの蓄積インベントリを極力低めるためにも、クライオ面を周期的に再生する必要がある。今回の設計では8系列の排気系統のそれぞれに各2台のクライオ・ポンプを設置し、それぞれはゲート弁によって締切り・隔離のできる構造とする。排気運転は上記2台のクライオ・ポンプを交互に運転することによって系統としては連続的に行えるようにする。すなわち、1台のクライオ・ポンプによって排気運転をしている間に他の1台は締切り・隔離した状態で昇温・再生するものとする。

又、クライオ・ポンプは構造的にクライオ面を有するだけのものであるので、絶対的にクリーンな真空を得ることができるので好都合である。

クライオ・ポンプの作動圧力にまで排気するため、並びに初期排気用として補助排気系を設ける。補助排気系としてはダイナミカルなポンプであり、かつオイルフリー対策上も優れているものとして、ターボ分子ポンプを用いる。ここで、ターボ分子ポンプは2段直列に設置することとし、水素等に対する圧縮比を大きくし、排気能力を高めるようにする。

ターボ分子ポンプは運転中に油の逆流はないといわれているが、万一の逆流並びにポンプ休止時の逆流による配管等の汚染を考慮して吸気側に液体窒素コールド・トラップを設けることにより、オイルフリーを完全にする。

補助排気系の後段にはターボ分子ポンプの作動圧力にまで圧力を低めるための粗引系を必要とするが、ここでは大気圧より $10^{-1} \sim 10^{-2}$ Torr程度まで排気するためにロータリポンプを用いる。

このような補助排気系並びに粗引系によって初期排気を行うが、初期排気（炉休止後、2回

目以降の初期排気を含む)のガス中に放射性物質であるトリチウムがどの程度含まれるかは運転履歴により異なり、安易に大気放出できるか否かは明白でない。そこで、大気放出ラインの前段にストレージタンクラインを設け、一時の貯蔵に対処する。

クライオ・ポンプの昇温・再生により、クライオ面より再放出されたガスを精製系へ回収排気するために、補助排気・粗引系と並列に回収系を設ける。回収系としてはオイル汚染の少ないメカニカル・ブースタ・ポンプとダイヤフラムポンプによる系統を設定する。

系統には適宜、コールド・トラップ、バルブを設け、オイルフリー対策、メンテナンス・補修の便に供する。

又、計測・モニター用として、計測器を各部に適宜とり付ける。

バルブ、フランジ等のガスケットは高真空領域では特にメタルガスケットを用いることとし、又、真空配管には原則として非磁性材のSUS 304を用いるものとする。

以上、記した真空排気系の系統図をFig. 2.1に示す。

4) 排気速度の算出

以下本項では主排気ポンプ、補助排気系、粗引系および回収系の排気速度を算出する。

a) 主排気ポンプの排気速度～炉運転中排気

実験炉のバーンアップ・レイシヨは1%であり、供給された燃料物質である重水素、トリチウムのうち、大半は核融合反応にあずからずそのまま真空排気系によって排気され、精製・分離系を経たのち、再度燃料として注入されることになる。又、反応にあずかった重水素、トリチウムはエネルギーを発生すると同時に、反応生成物としてヘリウムを生じるが、ヘリウムはプラズマに対して不純物として悪影響を及ぼすため、常時排気されねばならない。したがって、真空排気系はこれら重水素、トリチウム、ヘリウムを排気することになるが、定常時の重水素、トリチウム、ヘリウムの排気流量はそれぞれTable 2.8表に示す通りである。

Table 2.8 排気ガス種と流量

ガス種	流量 (mg/s)
重水素	22.28
トリチウム	17.32
ヘリウム	0.24

なお、炉運転中排気の場合、ヘリウム以外の不純物成分については考慮の対象外とする。又、重水素ならびにトリチウムは排気系統内においてはそれぞれ D_2 、 T_2 のガス状にて存在するものとする。

ガス温度は真空排気系の各部においてまちまちであり、例えばガスブラケット部では1000°Kであるが、排気口近辺では排気ダクト温度50℃程度に低下しているものとする。したがって、以下の計算においては便宜上、ガス温度は室温(300°K)であると考えて設計を進めるものとする。

排気速度計算の便のため、排気流量の単位換算を行ったものをTable 2.9に示す。同表には

排気系1系列当りの排気流量も併せて示す。なお、排気系統は8系列より成る。

Table 2.9 各ガス成分の排気流量 (300°K)

ガス種	排気流量 (Torr·ℓ/s)	1系列当りの排気流量
重水素	103.35	12.92
トリチウム	53.67	6.71
ヘリウム	1.12	0.14

引口での圧力は各ガス成分に対する分圧として Table 2.10 に示す値が与えられている。

Table 2.10 引口での運転圧力

ガス種	運転圧力 (Torr)
重水素	1×10^{-4}
トリチウム	1×10^{-4}
ヘリウム	5×10^{-6}

したがって、Table 2.9, Table 2.10 の各値より引口での有効排気速度は次式 (2-1) より求められ、その結果を Table 2.11 に示す。

$$S = Q/P \quad \dots\dots\dots (2-1)$$

ここに、Sは有効排気速度 (ℓ/S), Qは排気流量 (Torr·ℓ/S), Pは圧力である。

Table 2.11 引口での有効排気速度

ガス種	有効排気速度 (ℓ/S)
重水素	12.92×10^4
トリチウム	6.71×10^4
ヘリウム	2.80×10^4

主排気ポンプは重水素、トリチウム、ヘリウムに対して、引口で Table 2.11 の値の有効排気速度を持つようなものにしなければならない。ポンプ自身の持つ排気速度をSとすると、ある場所での有効排気速度 (S₀)とその径路間のコンダクタンス (C)との間に次の関係式が成り立つ。

$$\frac{1}{S_0} = \frac{1}{C} + \frac{1}{S} \quad \dots\dots\dots (2-2)$$

式 (2-2) の形より明らかなようにSを小さくするにはCを大きくする必要があるが、Cをむやみに大きくすることは不可能でもあるし、又、全体的な効率からも不適當である。そこ

で、CとSの寄与が等しくなることを目標にして設計を進める。すなわち、

$$C = S = 2S_0$$

排気ガス種は重水素とトリチウムであり（ヘリウムについては別途考える）、両者の有効排気速度の和は $S_0 = 19.63 \times 10^4 \text{ l/s}$ であるが、コンダクタンス等の計算の便のために分子量が5のガスと考えて設計を進める。したがって、分子量が5のガスに対して $C = 39.26 \times 10^4$ を目標とする。

引口から主ポンプまでの径路の概略は Fig.2.2 の通りであり、コンダクタンスは次の4成分の合成と考えられる。

$$\frac{1}{C_T} = \frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} + \frac{1}{C_3} + \frac{1}{C_4} \quad \dots\dots\dots (2-3)$$

ここで、 C_1 は引口部分のコンダクタンス、 C_2 は容器開口部分のコンダクタンス、 C_3 はダクト部分のコンダクタンス、 C_4 はゲート弁部分のコンダクタンスである。

各部分のコンダクタンスは次式により求めることができる。

$$C = \frac{16}{3} \cdot \alpha \cdot \frac{A^2}{L \cdot S} \cdot \mathcal{J}_0 \quad \dots\dots\dots (2-4)$$

ここで、 α は係数、 A は径路断面積、 L は径路の長さ、 S は径路の断面周長、 \mathcal{J}_0 は理想排気速度である。

式(2-4)より各部のコンダクタンスを求めたものを Table 2.12 にまとめて示す。ここで、引口部分は $1.5^{\text{Dia}} \text{ m} \times 1^{\text{L}} \text{ m}$ の円形導管とし、又、容器開口部分はトロイダルコイルの配置やブラケット冷却配管の設置により幅の寸法に制限があるが、できるだけ大きくとるようにし、有効開口寸法は概略 $1.3^{\text{W}} \text{ m} \times 3.5^{\text{H}} \text{ m} \times 3.6^{\text{L}} \text{ m}$ とした。又、ダクト部分は $2.5^{\text{W}} \text{ m} \times 1.6^{\text{H}} \text{ m} \times 0.7^{\text{L}} \text{ m}$ の部分と $5^{\text{W}} \text{ m} \times 2.5^{\text{H}} \text{ m} \times 2^{\text{L}} \text{ m}$ の部分とより成るものとした。ゲート弁部はオリフィスと考えられるので、直径が $1.9^{\text{dia}} \text{ m}$ のオリフィスと考え、次式(2-5)より求めた。

$$C_4 = C_a \cdot \frac{C}{1 - A/A_0} \quad \dots\dots\dots (2-5)$$

ここで、 C_a は薄く小さい孔のコンダクタンス、 A はオリフィスの面積、 A_0 はオリフィスが取り付けられた導管の面積、 C は係数である。

合成コンダクタンスは式(2-3)より求められ、

$$C_T = 3.13 \times 10^5 \text{ l/s}$$

となる。この値は $C_T = 39.26 \times 10^5 \text{ l/s}$ の目標には達しないが、一応妥当なコンダクタンスと考えられるので、この値で以後の設計を進める。

上記で求められた C_T は分子量5のガスに対するものであるので、それぞれ重水素 (D_2)、トリチウム (T_2) に対するものに換算すると次の値となる。

$$\text{重水素 } (D_2) \text{ に対し, } C_{D_2} = 3.49 \times 10^5$$

$$\text{トリチウム } (T_2) \text{ に対し, } C_{T_2} = 2.85 \times 10^5$$

したがって、主排気ポンプ単体に必要な排気速度は式(2-2)、すなわち次式より求められる。

$$\frac{1}{S} = \frac{1}{S_0} - \frac{1}{C} \quad \dots\dots\dots (2-6)$$

すなわち、

$$\text{重水素 (D}_2\text{)} \text{ に対し, } S_{D_2} = 2.05 \times 10^5 \text{ } \ell/\text{s}$$

$$\text{トリチウム (T}_2\text{)} \text{ に対し, } S_{T_2} = 8.78 \times 10^4 \text{ } \ell/\text{s}$$

次にヘリウムの排気について考える。前述のようにヘリウムはクライオ・コンデンセーション・ポンプに付加したクライオ・ソープション面により排気するものである。引口よりポンプ位置までのコンダクタンスは重水素、トリチウムの時と同様に換算すると $C_{He} = 3.50 \times 10^5 \ell/\text{s}$ となる。したがって、ヘリウム排気ポンプの単体としての必要な排気速度は式(2-6)より、

$$S_{He} = 3.04 \times 10^4 \text{ } \ell/\text{s}$$

を得る。

b) 補助排気系の排気速度～初期排気運転

炉運転前は勿論のこと、炉運転開始後もその寿命中に何回かの大気開放（もしくはガスパージ）をする場合があると予想される。したがって、寿命中数回にわたり、大気圧より超高真空領域まで排気する必要がある、この時の真空容器の到達圧力は 1×10^{-8} Torr を必要とする。

真空に面する面の総表面積は 15000 m^2 であるが、その内訳はブラケット容器が $5,000 \text{ m}^2$ 、ブラケット冷却配管が $5,000 \text{ m}^2$ 、その他が $5,000 \text{ m}^2$ であり、材料はすべて SUS 316 と考える。又、壁を通じてのガス透過や冷却配管等からのガスリークは無いものとする。SUS 316 の表面からの室温での放出ガス量は材料表面に十分な超高真空表面処理を施し、又ベーキングを施すことにより、 $1 \times 10^{-12} \text{ Torr} \cdot \ell/\text{s} \cdot \text{cm}^2$ に低減し得るものと期待できるので、総ビルドアップ量は $Q = 1.5 \times 10^{-4} \text{ Torr} \ell/\text{s}$ となる。

真空排気系は 8 系列あるので、この負荷に対して 1×10^{-8} Torr の容器到達圧力を得るためには各引口での有効排気速度は $S_{\text{eff}} = 2083 \ell/\text{s}$ が必要となる。この初期排気運転を補助排気系の設計仕様とする。

主排気ポンプの位置よりターボ分子ポンプの位置までは 1 m^{dia} の配管で約 15 m の距離があり、ターボ分子ポンプの前にはコールド・トラップが設けられているので、この径路のコンダクタンス (C_5) は急縮少部 (C_{51}) と長大円管部 (C_{52}) とシェブロンバフル部 (C_{53}) との合成値である。 C_{51} は式(2-5)より計算でき、 $C_{51} = 6.89 \times 10^5 \ell/\text{s}$ を得る。 C_{52} は式(2-4)より計算でき、 $C_{52} = 8.2 \times 10^3 \ell/\text{s}$ を得る。又、 C_{53} はクラウジング係数 (K) を用いて次式より計算でき、 $K = 0.25$ だから

$$C = K \times S_0 \times A \quad \dots\dots\dots (2-7)$$

$C_{53} = 2.31 \times 10^4 \ell/\text{s}$ を得る。したがって、これらを合成すると $C_5 = 6.0 \times 10^3 \ell/\text{s}$ を得る。これより、ポンプ単体の排気速度は式(2-6)の S_0 に S_{eff} を、 C に C_5 を代入することにより、 $S = 3,190 \ell/\text{s}$ となる。すなわち、約 $3,200 \ell/\text{s}$ のターボ分子ポンプを用いればよい。

c) 粗引系の排気速度

粗引系は補助排気系ないしは主排気系の作動圧力にまで排気するための系であり、ここでは

ロータリポンプによって大気圧から $10^{-1} \sim 10^{-2}$ Torr まで排気する。排気に要する時間として8時間を仮定すると、ポンプの排気速度 (S) は次式より求められる。

$$S = \frac{V}{\Delta t} \cdot \ln \frac{P_1}{P_2} \quad \dots\dots\dots (2-8)$$

すなわち、容積 V として $2,000\text{m}^3$ を代入することにより、S として約 $47,000\text{ l/min}$ が得られる。

d) 回収系

1台のクライオ・ポンプは連続2時間運転し、その後もう1台のクライオ・ポンプに切り換え、交互に運転する。したがって、1台のクライオ・ポンプに蓄積される排気ガス量は Table 2.13 にまとめた通りである。

Table 2.13 クライオ・ポンプ中の排気ガス蓄積量

ガ ス 種	蓄 積 量 (Torr · ℓ)
重 水 素	9 3, 0 2 4
トリチウム	4 8, 3 1 2
ヘリウム	1, 0 0 8

クライオ面を昇温することにより、ほとんどすべての蓄積ガスは再び気体となる。クライオ・ポンプ容器の容積は約 10m^3 であるから、再生時の初期分圧はそれぞれ、重水素に対して 9.4Torr 、トリチウムに対して 5.0Torr 、ヘリウムに対して 0.1Torr である。初期分圧の百分の一の圧力にまで排気回収することを、回収系の設計条件とすると回収に所要の時間を2000秒と設定した時、回収系のポンプ (メカニカル・ブースタ・ポンプ) に必要な排気速度は、式 (2-8) より求めることが出来、 $S = 23\text{ l/s}$ を得る。

5) 主ポンプの設計

本項では主ポンプであるクライオ・ポンプについて、その最も基礎的な項目について概略設計を行う。検討項目は、

- ① 材料の検討
- ② クライオ面温度の検討
- ③ クライオ面の必要面積の検討
- ④ クライオ・ポンプの構造検討

であり、以下に各項目別に記す。

a) 材料の検討

クライオ面のように極低温となる構造材については次の諸特性を検討して選ばなければならない。²⁾

- ① 低温における強度・靱性に優れていること。
- ② クライオ面の冷却・加温が容易なように、熱容量が小さいこと。
- ③ クライオ面の表面温度が全体にわたって均一となるように熱伝導率が良いもの。

又、一般に核融合超高真空機器としての要請より、

④ 表面よりの放出ガス量が小さいこと。

⑤ 非磁性材料であること。

その他に、

⑥ 製作性に優れていること。

等も重要な要件である。

低温時における放出ガス量データは一般的に殆んど揃えられていないが、非磁性材料であるオーステナイトステンレス鋼、銅合金、アルミニウム合金等においては適当な表面処理をすれば、十分使用に耐えるものと考えられる。これら三種の合金はそれぞれ製作性の点でも妥当なものである。又、これら三種の合金について上記①～③の観点より比較検討すると、熱伝導率の良いこと、熱容量が小さいことにより、若干の強度上の弱みはあるが、アルミニウム合金をクライオ面並びにシュラウド材料とするのが適当と考えられる。又、特性比較をまとめたものを Table 2.14 に示す。^{3) 8)}

クライオ・ポンプ容器としてはクライオ面と異なり、通常の圧力容器材としての選定基準より非磁性材料であり、放出ガスも少なく、かつ強度の高いオーステナイト・ステンレス鋼を用いるのが適当である。

クライオ面やシュラウドは容器本体に支持する必要がある、この支持金具又は吊り金具の材料としては伝導による熱放散を少なくするために、熱伝導率が悪く、かつ強度的には十分なオーステナイト・ステンレス鋼を用いるものとする。

b) クライオ面温度の検討

分子流領域におけるクライオ・ポンプの排気速度は次式(2-9)にて与えられる。

$$S = A \cdot S_0 \cdot \left(C_g - C_s \cdot \frac{P_s}{P_g} \sqrt{\frac{T_g}{T_s}} \right) \dots\dots\dots (2-9)$$

ここに、Aはクライオ面の面積、S₀は理想排気速度、C_gはクライオ面に衝突する気体分子の凝縮係数、C_sは凝縮蒸気の蒸発の確率、P_sは温度T_sでの凝縮蒸気の蒸気圧、P_gは気体の圧力、T_gは気体の温度、T_sはクライオ面の温度である。

今、式(2-9)より、気体温度T_g = 300°Kとした時の重水素の排気速度のクライオ面温度依存の様子をグラフ化したものを Fig. 2.3 に示す。又、計算に使用した重水素の蒸気圧線図⁴⁾を Fig. 2.4 に示す。図より明らかな通り、クライオ面の温度が低い程、気体の蒸気圧は低くなり、より高真空領域まで安定した排気速度が得られる。しかし、クライオ面の温度を低くすることは冷凍機側への負荷が増大することになるので全体としての釣合を考慮し、運転条件に見合った温度とする必要がある。

クライオ・ポンプの運転圧力は通常 10⁻⁴ Torr 近傍であり、炉運転休止中に 10⁻⁶ Torr まで排気する必要がある。したがって、Fig. 2.3 より、クライオ面の温度は 5°K 程度とするのが適当である。ここで、トリチウムについても重水素の蒸気圧線図を代用した。

c) クライオ面の必要面積の検討

クライオ面温度が 5°K の場合の 1 × 10⁻⁴ Torr の圧力下での排気速度は Fig. 2.3 より、重水素に対して約 28.2 ℓ/s · cm² である。しかし、クライオ面への輻射入熱を軽減するため

に設けられるシェブロン・バッフルにより、有効排気速度はかなり低下する。この値は理論的には種々のシェブロン・バッフルの通過確率をモンテカルロ法により求めることによって得られるが、一般的に約25%程度の通過確率が得られるのが普通である。

今、通過確率を25%と仮定すると、シェブロン・バッフルをもつクライオ面の有効排気速度は約 $7.06 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$ が見込まれる。一方、ポンプ単体の必要な排気速度は4)項で求められているように $S_{D_2} = 2.05 \times 10^5 \text{ l/s}$ であるから、クライオ面の必要面積(A_{D_2})は約 $29,037 \text{ cm}^2$ となる。

同様にトリチウムに対して、クライオ面温度が 5°K の場合の排気速度は約 $23.07 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$ である。シェブロン・バッフルの通過確率を25%とすると有効排気速度は $5.77 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$ となる。4)項で求められているようにトリチウムに対する必要な排気速度は $S_{T_2} = 8.78 \times 10^4 \text{ l/s}$ であるから、クライオ面の必要面積(A_{T_2})は約 $15,217 \text{ cm}^2$ となる。

ヘリウムについてはソーブション材の特性が未定であるので仮に 5°K のソーブション面において理想排気速度に等しい排気速度が得られるものと考えれば、通過確率を25%とした時の有効排気速度は約 $7.88 \text{ l/s} \cdot \text{cm}^2$ となる。ヘリウムに対する必要な排気速度は $S_{\text{He}} = 3.03 \times 10^4 \text{ l/s}$ であるから、クライオ面の必要面積(A_{He})は約 $3,845 \text{ cm}^2$ となる。

したがって、クライオ面の必要総面積は以上の合計として $A = 48,099 \text{ cm}^2$ となる。

d) クライオ・ポンプの構造検討

クライオ・ポンプは必要なクライオ面の面積を備えていれば、形状的にはかなり変化性をもちせられる点で他のポンプに比べて優れているといえる。ここでは全体的な配置も考慮して、二種類の案を考えた。

i) 第一案

クライオ・ポンプ容器は矩形箱形とし、内部断面がコ字形になるようにクライオ面を設置する。クライオ面はフィン付きアルミニウム管により形成し、上部・下部に設けたヘッダーにより各流路へ液体ヘリウムを配分するものとする。クライオ面とポンプ容器との間に外部よりの輻射入熱を低減する目的でシュラウドを設ける。シュラウドはクライオ面と同様フィン付きアルミニウム管により構成し、上・下部に設けたヘッダーにより液体窒素を分配する。クライオ面の内側にはやはり輻射入熱を低減する目的で液体窒素冷却のシェブロン・バッフルを設ける。シェブロン・バッフルはやはりフィン付きアルミニウム合金管により構成し、フィンの取り付け角度は 45° とする。又、シュラウドよりのクライオ面への輻射入熱を極力下げるためにクライオ面並びにシュラウドのクライオ面に相対する面は光沢面とする。更にシュラウドの外側にはポンプ容器外部からの熱侵入を防止するためにスーパー・インシュレーションによる断熱構造をとるものとする。又、クライオ面等の支持構造についても出来るだけ熱損失が少なくなること留意しクライオ面はシュラウドより支持し、シュラウドをポンプ容器より支持するものとする。又、支持部での接触面積はできるだけ少なくなるようにする。

クライオ面の寸法は必要な面積を満たすように、前面は $2,000 \text{ mm} \times 1,900 \text{ mm}$ 、側面は $500 \text{ mm} \times 1,900 \text{ mm}$ とする。

ii) 第二案

クライオ・ポンプ容器を円筒形とし、内部に設置するクライオ面も同心円筒状とし、炉本体

ダクト上部に直接取り付けるものとする。クライオ面とポンプ容器との間、クライオ面の内側に、それぞれ液体窒素冷却のシュラウド、シェブロン・バッフルを取り付ける。その他の構造は第一案と基本的に同一である。

クライオ面の寸法は必要な面積を満たすように設置円直径を1,900 mm, 高さを1,000 mmとする。

第一案と第二案の構造図をFig. 2.5 (a)および同 (b)に示す。第一案はクライオ面やシュラウド、シェブロン・バッフルが炉本体側からほとんど見えないのに比べて第二案は運転中、炉本体側から見えるという点に欠点がある。しかし、第二案のように円筒状にすることにより、面積を有効にかせげる点ですぐれているといえる。

6) 配置の検討

真空排気系、特に主ポンプの配置を考える場合、最も重要なことは他機器との干渉を考慮することと、メンテナンスビリティを考慮することである。今回の設計では炉本体側の設計により、主ポンプの設置位置は大体決定されているので、設計側としては特に中性粒子入射装置との干渉に留意し、外形があまり大きなものにならないことに留意するものとする。

主ポンプの構造は前項 5)により概略決められたので、この構造を口径1,900 mm^{dia}のゲート弁を介してダクトに取り付けるものとする。

第一案の場合、矩形のポンプ容器を2台並列にダクト横部に取り付ける。この時、クライオ・ポンプと炉本体との隔離用の1,900 mm^φゲート弁は空気作動往復動型で、かなり大型とならざるを得ず、遮蔽壁から3 m余り突き出た形状となる。ポンプ容器下部には補助排気系へ通ずる1,000 mm^{dia}の開口部をクライオ面と干渉しない位置に設け、この部分にも隔離用のゲート弁を設ける。1,900 mm^{dia}の大口径ゲート弁の取り付け開口部はそこからプラズマ領域が直接見えないような位置とした。これはクライオ面への入熱が大きい程、除熱系に負担がかかり、運転コストが上昇する。そこで輻射入熱を低減し併せて高速中性子の照射を減ずるための対策である。

第二案の場合、円筒形ポンプ容器を2台並列にダクト容器の上部に隔離用ゲート弁を介して取り付ける。このゲート弁の軸は水平にし、中性粒子入射装置と平行に設置し、全体としての構造がコンパクトとなるように留意した。ポンプ容器上部には補助排気系へ通ずる1,000 mm^{dia}の開口部を設け、この部分にも隔離用ゲート弁を設ける。又、クライオ面が直接プラズマ領域から見えないことに留意した。配置図をFig. 2.6 (a) (b)に示す。

補助排気系以降の配置は格納建家の床面計画が未定のため、今回の設計作業からは除外した。

7) トリチウムの蓄積量について

並列に設置したクライオ・ポンプは交互に運転され、その運転周期を2時間と設定する。この2時間は一方のポンプにとっては連続運転期間であり、他方にとっては再生・回収運転並びに次回の運転のための準備期間である。

これより、1台のクライオ・ポンプに着目した場合、トリチウムの蓄積量の変化はFig. 2.7のようになる。

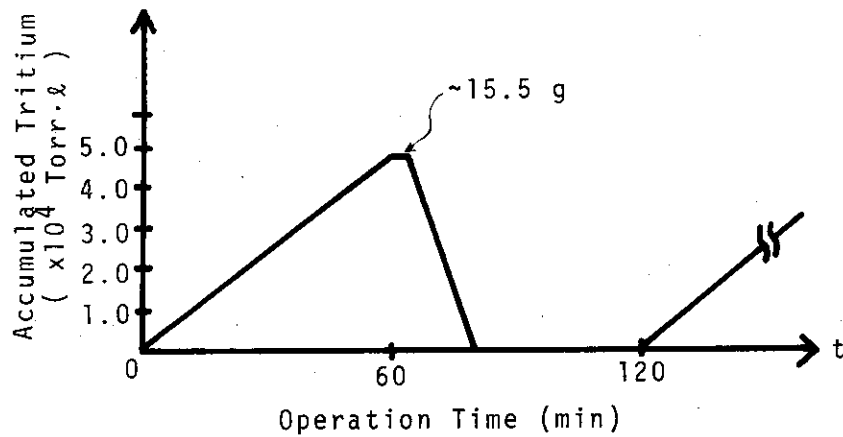


Fig. 2.7 クライオポンプ中のトリチウム蓄積量

8) 運転手順

本真空排気系の運転手順の概略を以下に示す。

a) 初期排気運転

- i) V-1', V-2', V-10, V-12, V-12', V-13を閉とし、あとはすべて開とする。
- ii) RP-1を稼動する。
- iii) 10^{-2} Torrになると、TMP-2, TMP-1を稼動する。
- iv) 10^{-8} Torrまで排気する。

b) 炉運転中排気

a)の初期排気により、 10^{-8} Torrにまで排気されている状態で、

- i) V-1, V-2を閉とする。
- ii) V-3, V-4, V-5, V-6, V-7, V-8, V-9, V-11を閉にし、TMP-1, TMP-2, RP-1を停止する。
- iii) CYP-1に液体窒素を導入し、シュラウド、シェブロン・バッフルを77°Kに冷却する。

iv) CYP-1に液体ヘリウムを導入し、クライオ面を5°Kに冷却する。

v) V-1を開とし、CYP-1を稼動する。

c) 回収系の運転

炉運転が所定の時間続いた後、

- i) CYP-2に液体窒素を導入し、シュラウド、シェブロン・バッフルを冷却する。
- ii) CYP-2に液体ヘリウムを導入し、クライオ面を5°Kに冷却する。
- iii) V-1'を開とし、CYP-2を稼動する。
- iv) V-1を閉とする。
- v) 液体窒素、液体ヘリウムをドレンする。
- vi) クライオ面を昇温する。～凝着ガスの気化
- vii) V-14, V-15, V-16, V-17を開とし、DP, MBPを稼動する。
- viii) V-12を開とする。

- ix) CYP-1内のガスを十分に排気したあと、V-12を閉とする。
- x) V-14, V-15, V-16, V-17を閉とし、MBP, DPを停止する。
- xi) CYP-1に液体窒素を導入し、シュラウド、シェブロン・バッフルを冷却する。
- xii) CYP-1に液体ヘリウムを導入し、クライオ面を冷却し、CYP-2に替わって運転できる状態とする。

9) メンテナンス、補修の要領

炉本体廻りは誘導放射化されているので、メンテナンス、補修には炉本体と同様、遠隔操作を考慮しなければならない。以下ではクライオ・ポンプ本体部分のメンテナンスおよび補修の要領を簡単に示す。

Fig. 2.8において

- ① 遮蔽体同士の接合を解除する。
- ② 遠隔操作クレーンを用いて遮蔽体(A)を吊り上げ、除去する。
- ③ 配管とゲート弁(B)との接合を解除する。
- ④ 配管ブロック(C)を吊り上げ、除去する。
- ⑤ ゲート弁(B)を吊り上げ、除去する。
- ⑥ 遮蔽体(D)を吊り上げ、除去する。(第二案の場合)
- ⑦ 冷媒供給用配管の外部との接合を解除する。
- ⑧ クライオ・ポンプ支持ボルトを外す。
- ⑨ クライオ・ポンプ本体を吊り上げ、除去する。

メンテナンス・エリアでのメンテナンス、補修の後、反対の順序で再組立を行う。

これらの作業はすべて遠隔操作で行う必要があり、治工具として、遠隔操作の可能な自動切断機、自動溶接機、自動レンチ等が必要である。

Table 2.12 各部におけるコンダクタンス

箇所	寸法・計算式	コンダクタンス (L/s)
引口	$1.5 \overset{\phi}{m} \times 1 \overset{L}{m}$ 式: $C_1 = \frac{16}{3} \times 1 \times \frac{A^2}{L \cdot S} \cdot S_0$	9.96×10^5
容器開口部	$1.3 \overset{L}{m} \times 3.5 \overset{L}{m} \times 3.6 \overset{L}{m}$ 式: $C_2 = \frac{16}{3} \times 1.20 \times \frac{A^2}{L \cdot S} \cdot S_0$	1.08×10^6
ダクト部	$2.5 \overset{L}{m} \times 1.6 \overset{L}{m} \times 0.7 \overset{L}{m}$ $5 \overset{L}{m} \times 2.5 \overset{L}{m} \times 2 \overset{L}{m}$ 式: $C_{31} = \frac{16}{3} \times 1.13 \times \frac{A^2}{L \cdot S} \cdot S_0$ $C_{32} = \frac{16}{3} \times 1.15 \times \frac{A^2}{L \cdot S} \cdot S_0$	3.10×10^6
ゲート弁	$1.9 \overset{\phi}{m}$ のオリフィス 式: $C_4 = C_A \times \frac{1.01}{1 - A/A_0}$	1.06×10^6

Table 2.14 材料の特性比較

	オーステナイトステンレス	銅	アルミニウム
8) 引張強度 (20°K) kg/mm ²	304 SUS 158	Cu 35	6061 Al 31
8) " (300°K) kg/mm ²	304 SUS 56	Cu 21	6061 Al 13
4) 熱伝導率 (4°K) cal/cm·h·°K	347 SUS 215	-	Al合金 (99%) 301
4) " (80°K) "	347 SUS 68.8	-	Al合金 (99%) 1978
4) " (300°K) "	347 SUS 129	-	Al合金 (99%) 1720
8) " (4°K) "	-	電解銅 3440	-
8) " (80°K) "	-	電解銅 4386	-
8) 比熱 (20°K) cal/g·°K	18-8 0.0011	0.0019	0.0024
8) " (100°K) "	18-8 0.057	0.0607	0.116
8) " (298°K) "	18-8 0.114	0.0924	0.215
密度	18-8 7.8	9.0	2.7

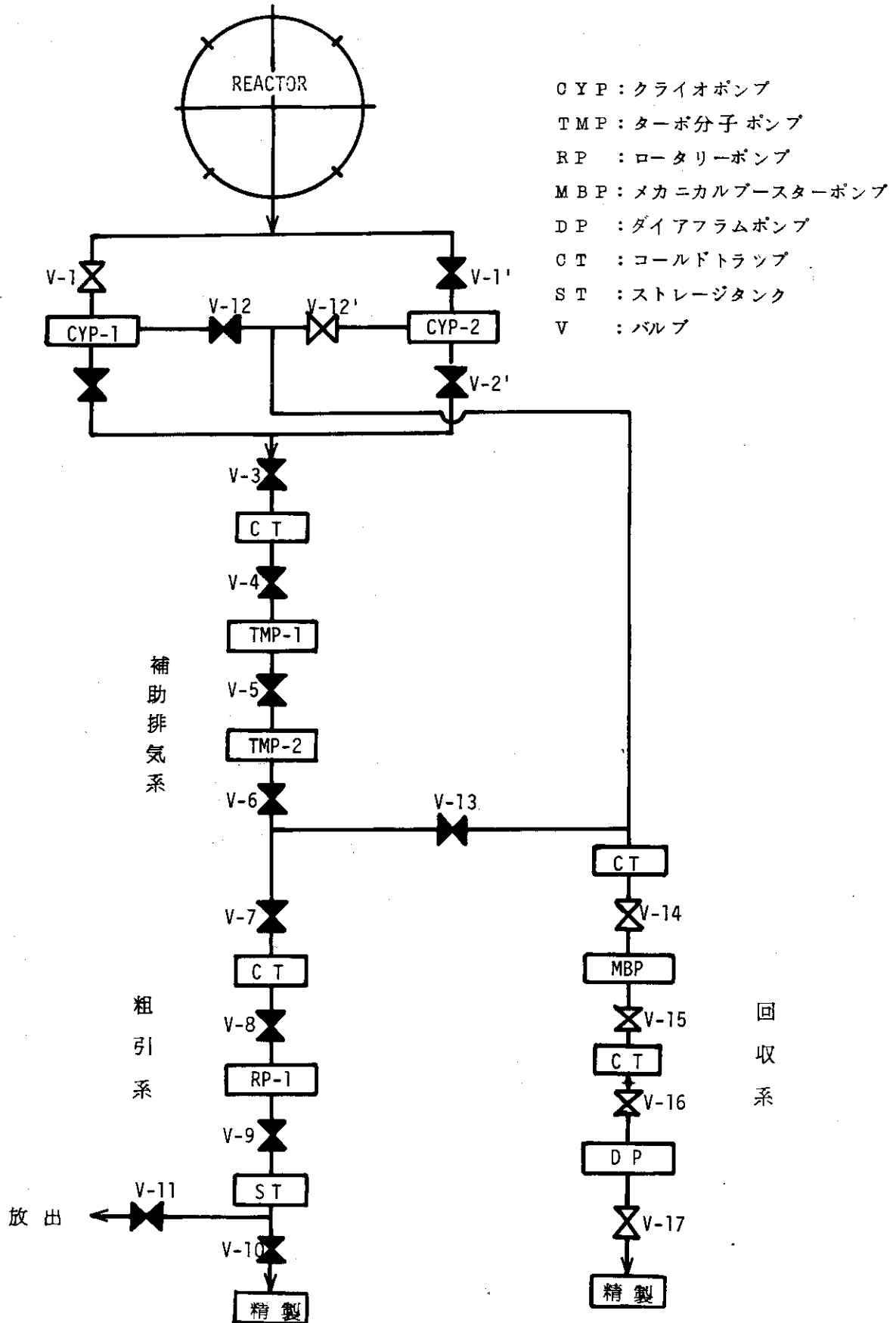


Fig. 2.1 真空排気系系統図

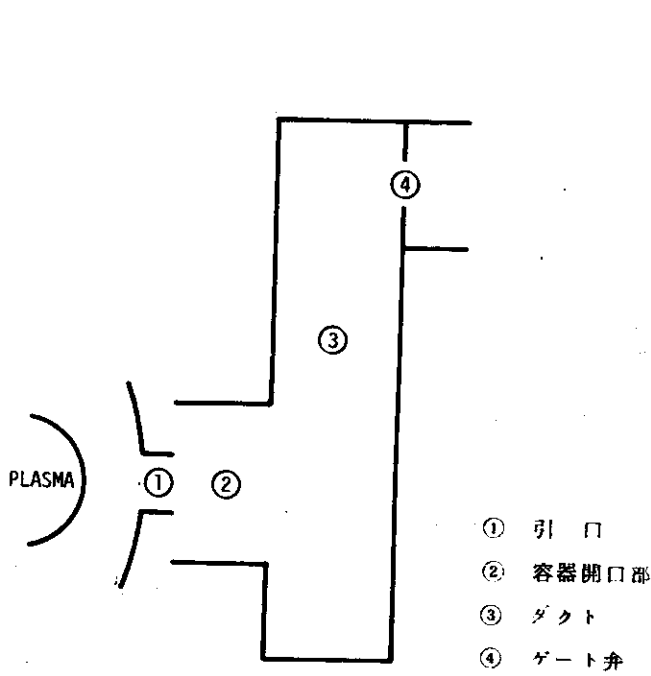


Fig. 2.2 排気径路の概略

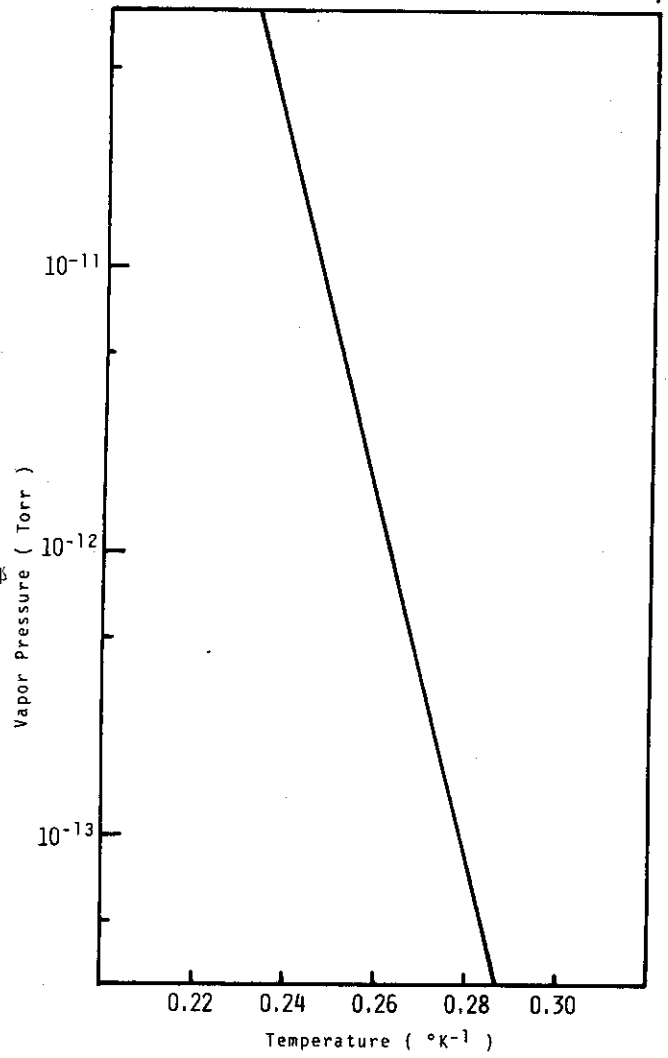


Fig. 2.4 重水素の蒸気圧

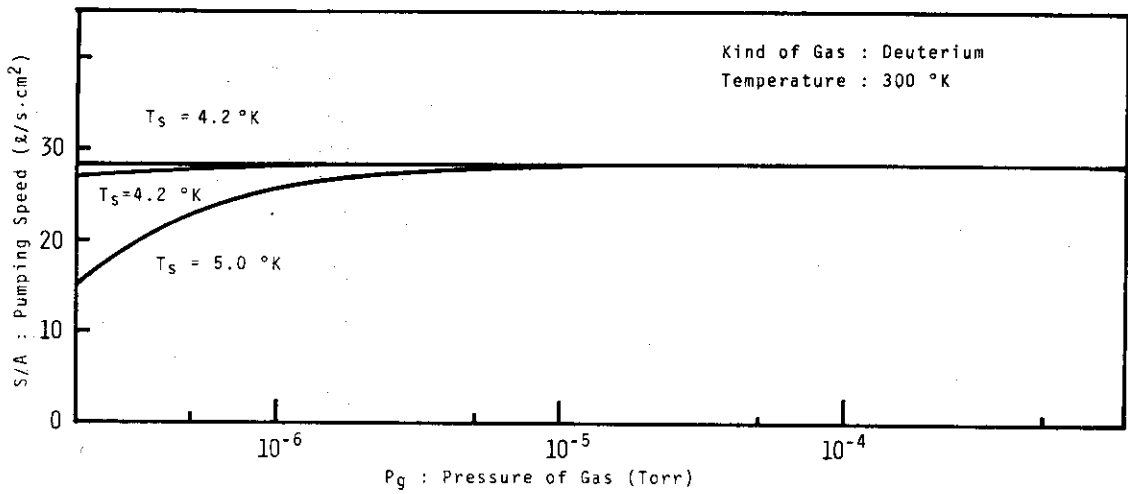
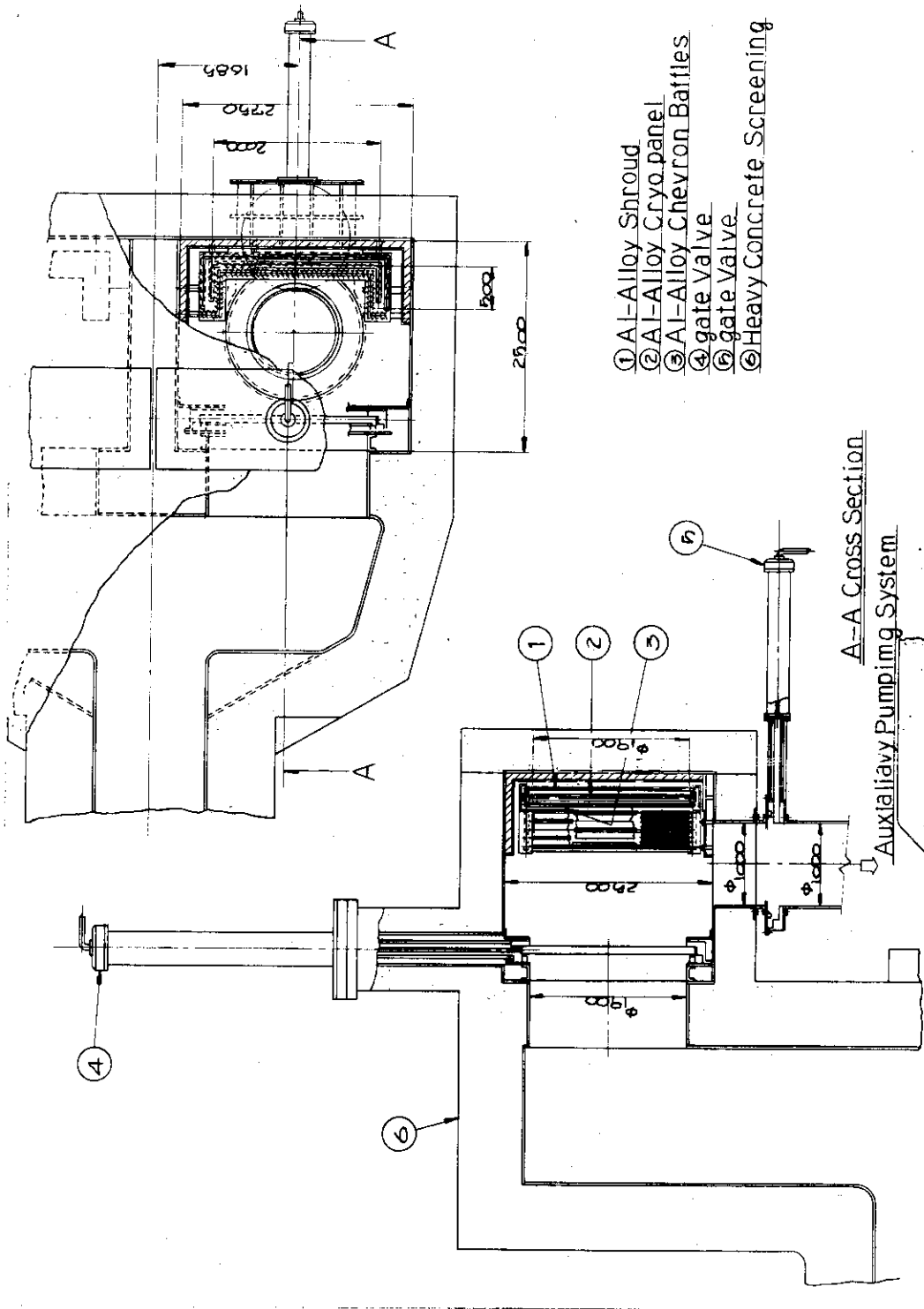


Fig. 2.3 クライオ面の温度と排気速度曲線 (重水素に対して)



- ① Al-Alloy Shroud
- ② Al-Alloy Cryo panel
- ③ Al-Alloy Chevron Baffles
- ④ gate Valve
- ⑤ gate Valve
- ⑥ Heavy Concrete Screening

Fig. 2.5(a) 真空排気装置 (第1案)

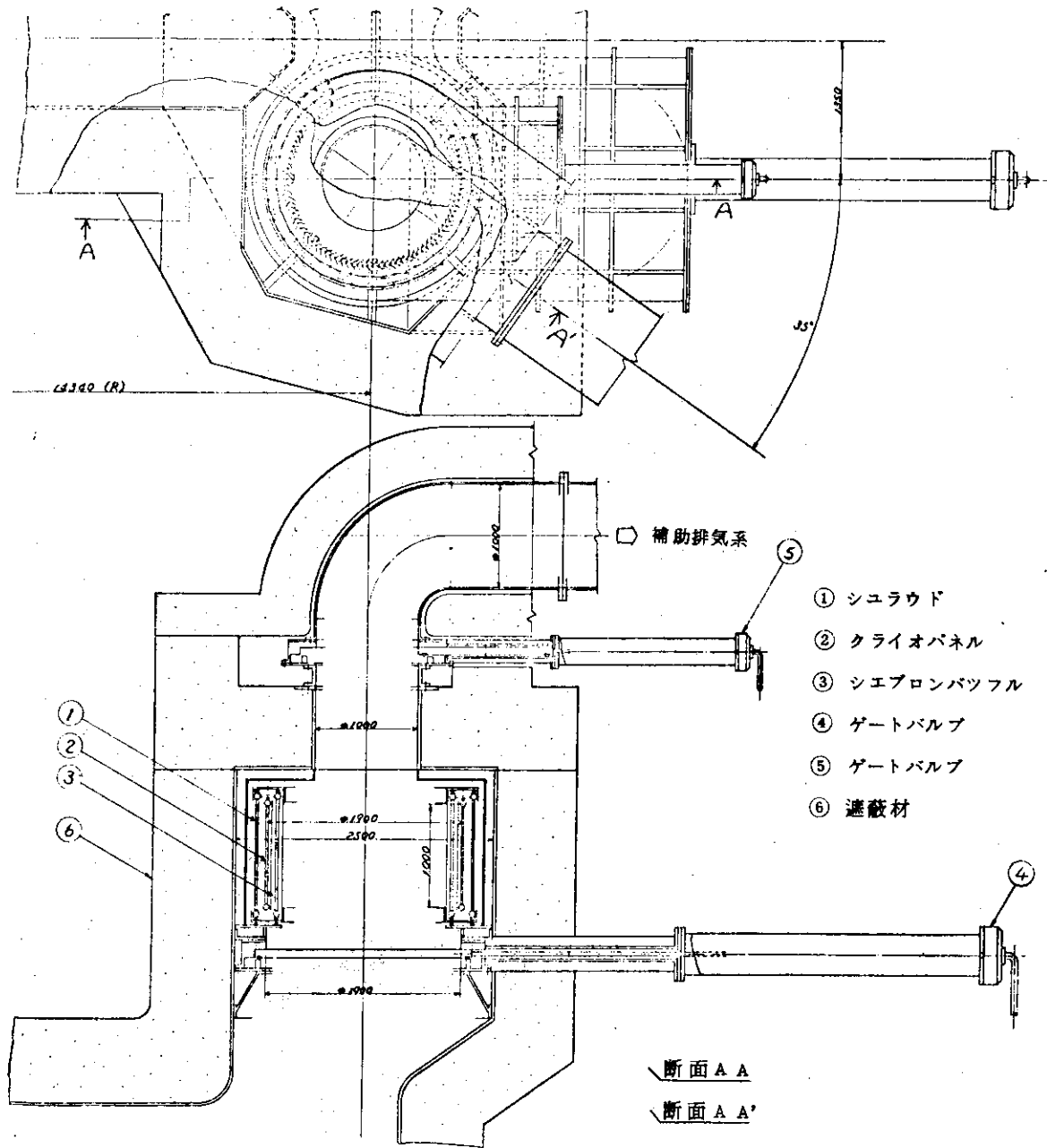


Fig. 2.5(b) 真空排気装置 (第2案)

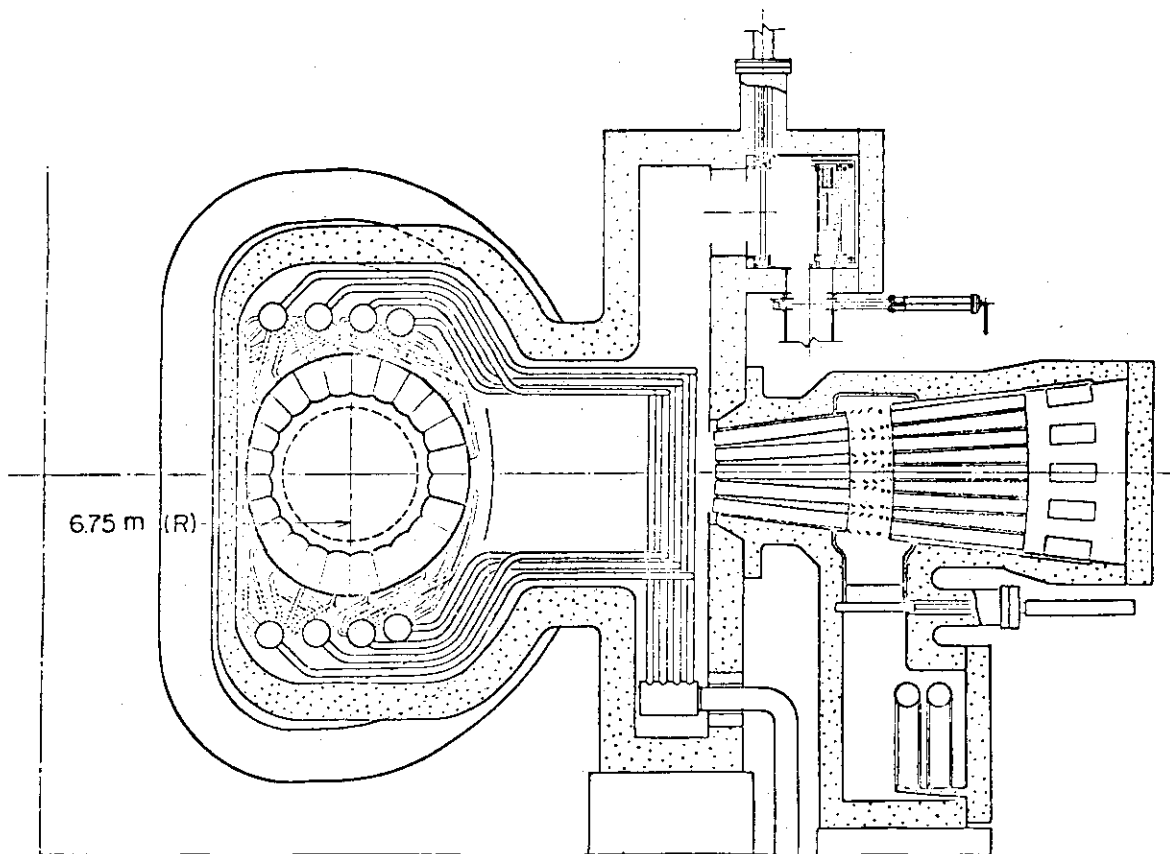


Fig. 2.6(a) 実験炉本体組立図 (第1案)

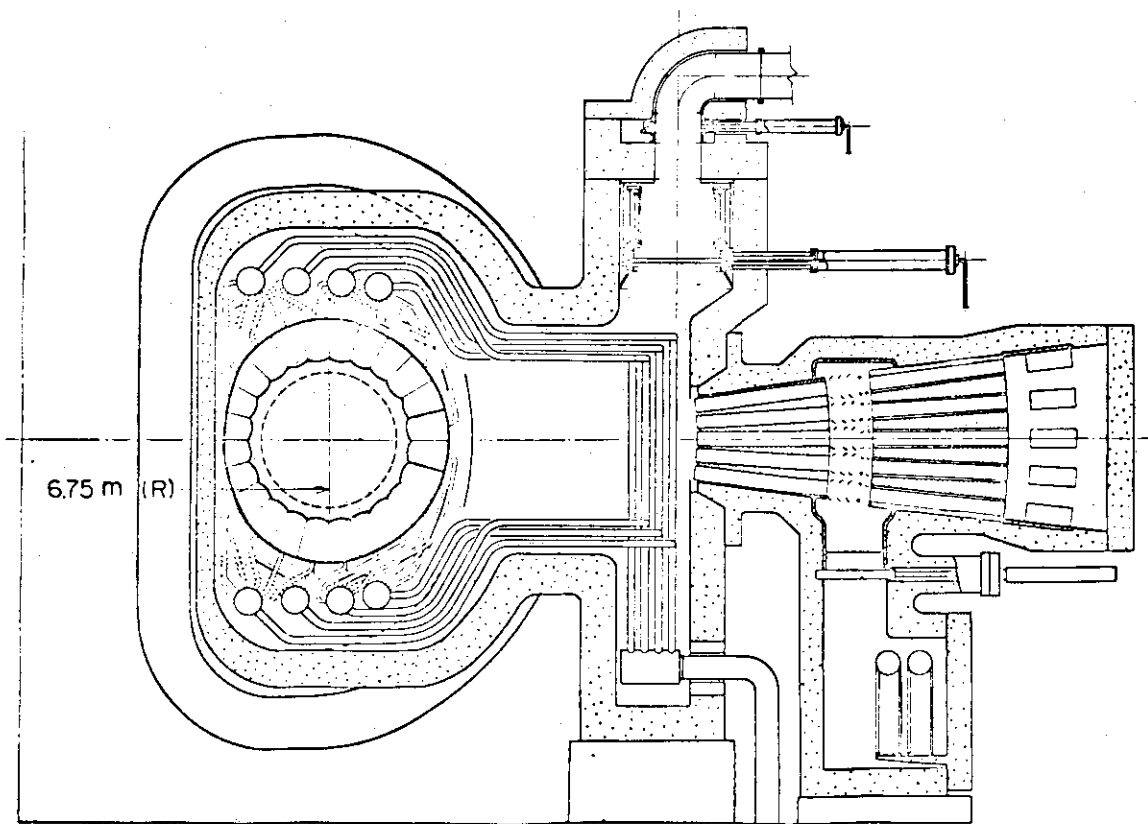


Fig. 2.6(b) 実験炉本体組立図 (第2案)

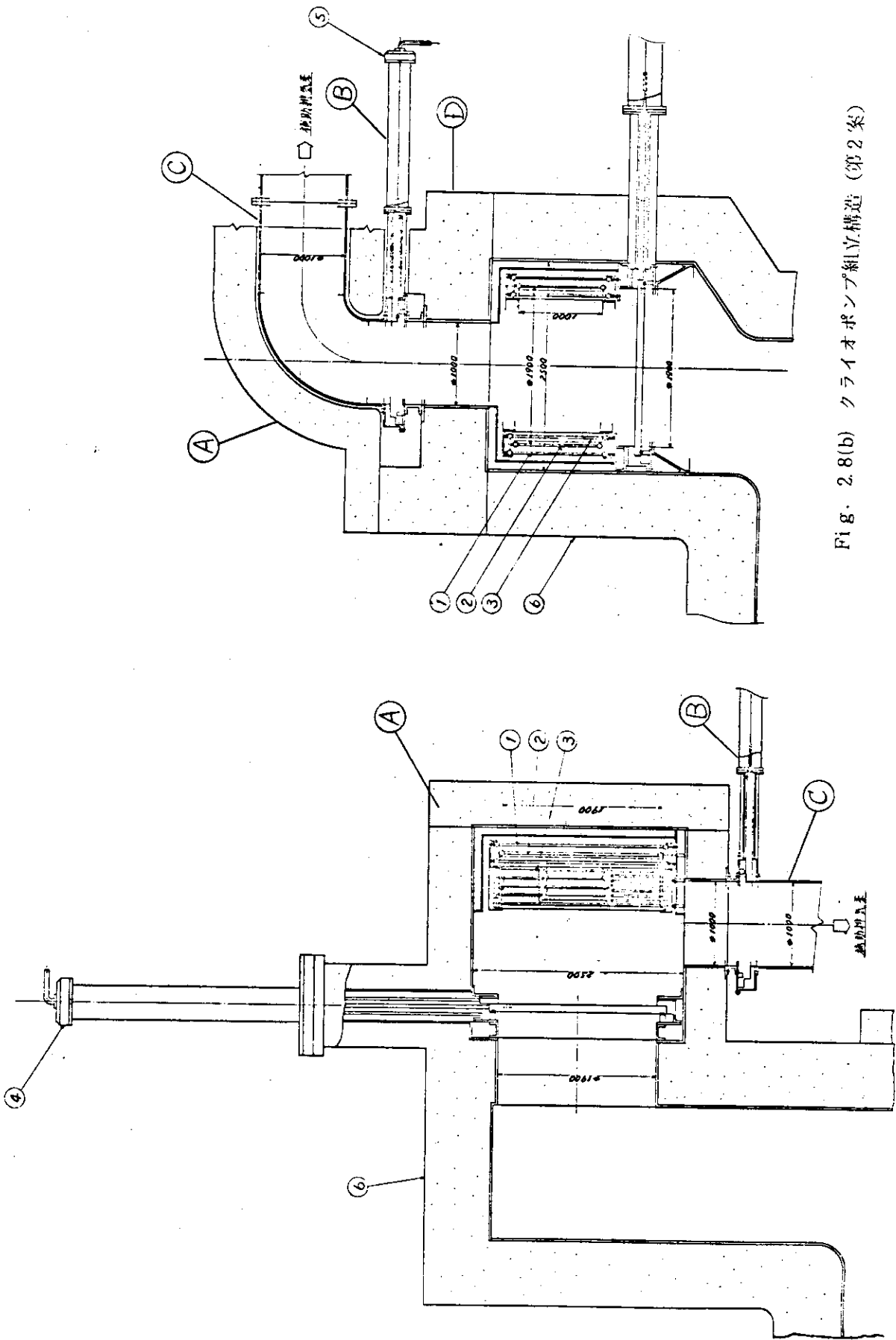


Fig. 2.8(b) クライオポンプ組立構造 (第2案)

Fig. 2.8(a) クライオポンプ組立構造 (第1案)

2.3 安全性についての検討

実験炉炉心燃料給排系の排気系は、放射性物質であるトリチウムを排気対象とする為に、系統の安全性についての対策が必要である。以下に、今回の設計において、安全性という観点から、排気系の系統・機器とは別途に検討した結果を示す。

1) 漏洩に関する問題

トリチウム取り扱い上の安全性に関する問題として、第一にトリチウムが漏洩することを防止することが肝要であり、その対策として次の三段階の方法が考えられる。

a) 継手部よりの漏洩対策

配管と機器との継手ないしは配管同士の継手は、一部を除いて、そのメンテナンスや修理時の取り扱い上フランジ継手とならざるを得ない。この場合に、継手部よりのトリチウム漏洩が問題となる。一般に、真空系ではフランジ部のガスケットは単一形式であるが、ここでは二重ガスケットを用い、ガスケット同士の間隙に加圧ガスを注入する構造とし、ガスケットのシール健全性が損われた場合にもトリチウムが環境に放出されることのないように監視する。即ち、もし内側のガスケットのシール性が損われた場合、間隙部のガス成分をモニタ・分析することにより、環境へ放出される以前に、即座に発見が可能である。又、外側のガスケットのシール性が損われた場合にも同様に発見でき、内側のガスケットが健全な間に、外側ガスケットを交換することが可能となる。ここで、注入ガスとしては、ヘリウム等の不活性ガスが適当であり、モニタ装置としては質量分析計が適当である。

b) 配管・機器等破損時の漏洩対策

真空系の配管・機器類は、設計要求事項にも示されているように、国内の基準類の安全クラスに従った構造設計がなされるから、破損によるトリチウム等の放出は殆んど起こらないと考えられる。

しかし、万一の仮想事故の発生時の安全性を保証するための対策が必要となる場合がある。その一方法として次のような対策が考えられる。すなわち、配管類を二重構造とし、環状部のガス成分を常時モニタすることにより、内・外管の一方において破損が生じた場合に即座に発見でき、トリチウムの漏洩にいたる以前に対策・処置が可能となる。

c) 格納構造

上記 a), b) のように、ガスケットもしくは配管を二重形式とし、重畳性をもたせることにより、トリチウム漏洩の危険性は大巾に減少するが、更に大規模の漏洩対策として、又真空排気系の分解時対策として、系統全体を格納容器構造内に設置する方法が挙げられる。この方法は、従来の原子力発電所に用いられているものと同様、放射性物質を最低限格納容器内部にとじこめようとする思想のものであり、基準に従って格納容器の設計が必要である。

以上述べた三段階の方法は、設計上も建設上も大きな隔たりがあり、又、漏洩後の処理系においても大きな差が生じるので、炉システム全体としての安全性解析を実施し、最適な方法を選ぶことにより、プラントの経済性も考慮した設計とすべきである。本件の詳細については今後の検討にまつところが大きい。

2) 透過に関する問題

トリチウムは水素の同位体であり、水素と同様、金属中を透過する特性が強い。したがって、真空排気系が完全に無漏洩な構造であっても、透過によってトリチウムの環境への放出がある。

トリチウムの透過現象は、次の諸過程を通じて生ずるものと考えられる。^{5), 6)}

Fig. 2.9 において

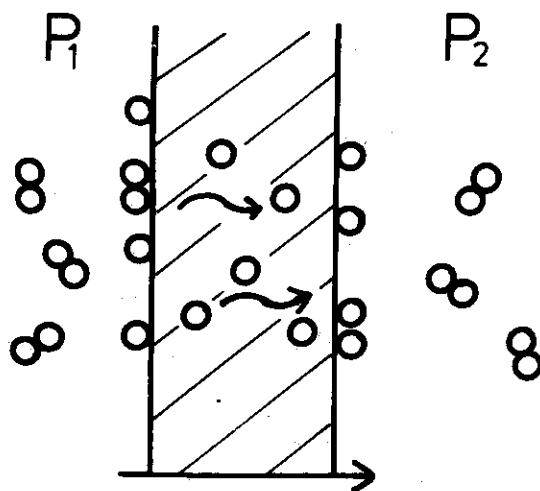


Fig. 2.9 水素透過モデル

- ① ガス侵入側面でのガス分子又は原子の吸着。
- ② 金属表面での分子の解離，原子の金属内部への溶解。
- ③ 金属内部における拡散。
- ④ ガス出口側表面でのガス原子の脱着。
- ⑤ 脱着したガス原子の再結合による分子の形成。

この考えに基づいた金属中のガスの透過速度は、次の(2-10)式により与えられる。

$$J = K_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_p}{RT}\right) \frac{\sqrt{P_1} - \sqrt{P_2}}{L} \dots\dots\dots (2-10)$$

ここで、Jは透過速度 (cm³(STP)/s・cm²)、K₀は定数、Q_pは透過の活性化エネルギー、Rはガス定数、Tは温度、P₁は侵入側圧力、P₂は出口側圧力、Lは金属の板厚である。

(2-10)式より明らかなように、透過量を減ずるには、板厚を厚くし、温度を低めるか、もしくは透過しにくい材料を使用する以外に方法がない。

今、配管材として使用される SUS304 に対するトリチウムの透過データを用いて、板厚の関数として求めたトリチウムの透過量の一例を Fig. 2.10 に示す。配管部として、板厚が 10mm で温度を 50℃ と仮定すると、図より、トリチウム透過量は 5.80 × 10⁻¹⁷ cm³(STP)/s・cm² となることがわかる。配管全表面積を 8 系統で 400m² と仮定すれば、トリチウム透過総量は 2.32 × 10⁻¹⁰ cm³(STP)/s である。これを放射性物質濃度に換算すれば、約 4.96 × 10⁻⁴ μCi/s となる。⁵⁾

3) ポンプ油への溶けこみ

クライオポンプを除く各種ポンプには、潤滑油として油が用いられており、排気ガスはこのポンプ油と接触する状態にあるので、トリチウムの油への溶けこみが予想される。トリチウムに関するデータは入手できなかつたが、水素に関するデータを用いて以下に評価する。Table 2.15 に、水素の溶解度⁶⁾を示す。このデータ値より、トリチウムについても類推して

- ① 室温付近におけるトリチウムの飽和溶解度は1気圧において4～6%(vol)である。
- ② 従って、ヘンリーの法則により、トリチウム分圧が 1×10^{-4} Torrでは、油1ℓについて $5.2 \times 10^{-6} \sim 7.8 \times 10^{-6}$ mlだけ溶解する。

と考えられる。但し、同位体交換反応による油へのトリチウムのとりこみは考慮していない。

このトリチウムの溶解した廃油は、環境に放出することはできないので、保存するか、あるいはトリチウムを分離して廃棄しなければならない。

Table 2.15 水素の溶解度

油の種類	水素の溶解量 ^(*)
石油(ロシア産)	0.06
綿実油	0.04
トランス油	0.04
炭化水素油	0.06

(*) 単位: $\text{cm}^3(\text{gas, STP})/\text{cm}^3(\text{solvent})\text{atm}$
 温度: 20~23°C (トランス油は 40°C)
 圧力: 1 atm

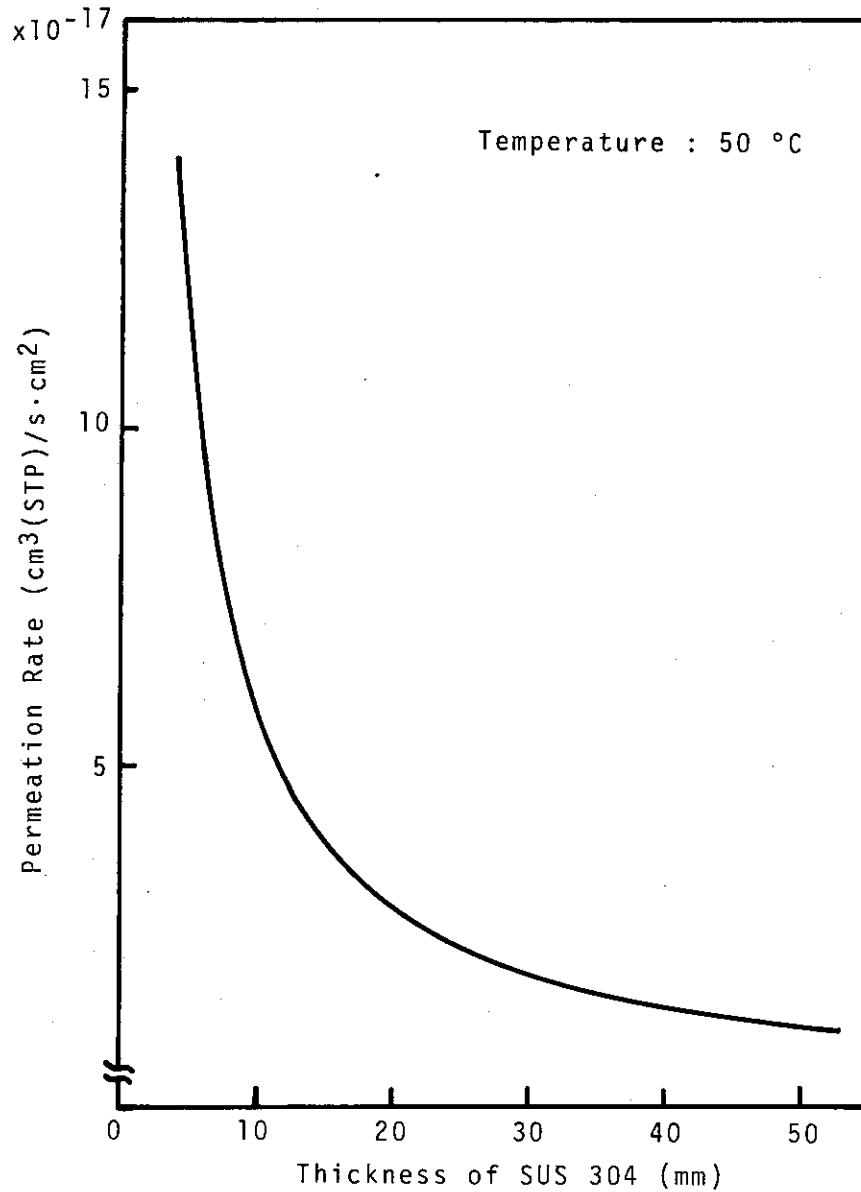


Fig. 2.10 SOS 304 に対するトリチウムの透過量

2.4 問題点 — 今後の研究の展開に資するために

炉心燃料給排系の真空排気系について、全体的な概略設計並びに検討を行った結果、今後検討を重ねていくべき問題点がいくつか抽出できた。以下に、これらについて項目別に記述する。

1) ヘリウム吸着材について

真空排気系の主ポンプとして、その必要排気容量の大きさより、クライオポンプを採用したが、これは極低温における気体の蒸気圧の低さを利用したポンプであるため、本質的にヘリウムを排気するのは困難である。そこで、吸着材を添加して、低温吸着面によりヘリウムを吸着排気するものとした。しかし、吸着材としていくつか候補はあるものの、何が最も適しているかについては世界的にまだ明白となっていない。したがって、今後、吸着材の精力的な開発研究が必要である。

2) 排気ガス種の問題

真空排気系の設計、特にクライオポンプの容量決定において、排気ガス種は重水素、トリチウム、ヘリウムの3種のみであり、これらはそれぞれ、 D_2 、 T_2 、 He の形で存在するものと考えた。

しかし、熱力学的な平衡論からいえば、重水素、トリチウムは、 DT の形で存在するのが最も多い。 DT の形で存在する場合、 DT の蒸気圧がどのような値になるかは不明であり、その値如何によっては、クライオポンプのクライオ面の温度設定に変更を生ずる必要がある。

したがって、重水素、トリチウムが、核融合反応の影響をうけるガスブランケットにあって、どのような分子形態で存在するかについての検討が必要である。

3) クライオポンプの構造(1)

クライオポンプの構造については、構造図第一案、第二案に示したように、非常に融通性がある点が特徴的である。すなわち、クライオ面の必要面積が満たされれば、少々の構造の相違は排気速度にあまり影響を及ぼさない。したがって、今回は真空容器、トロイダルコイル、ポロイダルコイル、および中性粒子入射装置との干渉、あるいは補助排気系との連絡性、ならびに全体の配置のコンパクトさを考慮して設計したが、詳細については、今後全体の詳細設計が進んだ段階で、見直し、詰めるのがよいと考えられる。

4) クライオポンプの構造(2)

構造図第一案、第二案においては、プラズマからの直接の輻射入熱、高速中性子照射が問題となると考えられるので、ブランケット容器開口部を通して直接クライオポンプがプラズマ領域から見えないようにしている。今後、輻射入熱量の評価、中性子損傷の評価を実施しなければならない。

5) クライオポンプの排気モード

クライオポンプは一系例に付き2台を設置し、交代に運転、再生をするものとしている。この方式を選ぶ過程に於いて種々の方式を検討したが、ここにその概要を示し、今後の検討の参考に供する。検討内容をTable 2.16に示す。

6) 大口径ゲートバルブ

コンダクタンスを大きくするために、1,900 mmφのゲートバルブは必要不可欠である。又、

ガスケットは中性子損傷の観点より金属製としなければならない。今後、このような大口径メタルゲートバルブを開発する必要がある。

配置的なコンパクトさを求めて、構造図第二案に示すように、中性粒子入射装置の上部に水平に設置されている。しかしながら、空気圧往復動式構造をとる場合には、どうしても図のような大きさにならざるを得ない。大口径メタルゲートバルブの開発にあたっては、機構的な検討を行い、振り子式、ボールバルブ式等の採用も考慮すべきである。

7) 安全性について

安全性については、项目的な検討と提案をしたのみであり、具体的な設計は行っていない。今後、今回の検討をもとに、具体的な設計案を詰めていかねばならない。

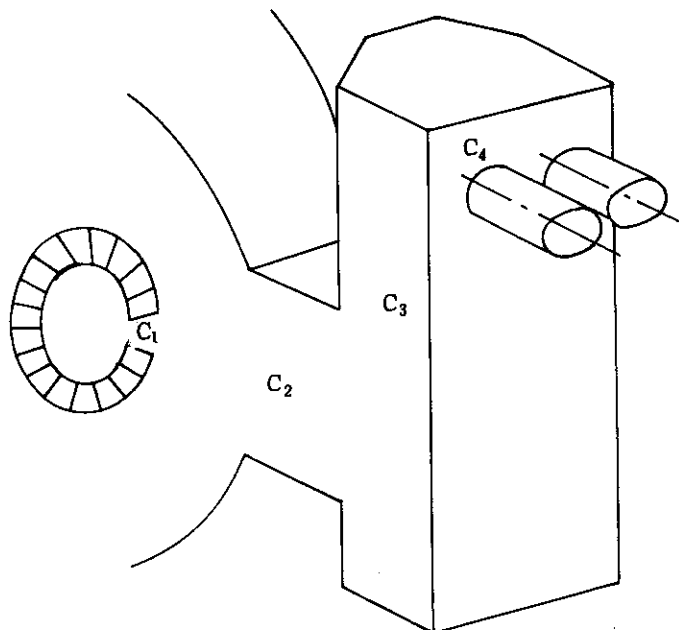
参 考 文 献

- 1) 日本原研, 炉設計研究室; (JAERI-M 6670)
- 2) 遠藤他; 「筑波大型スペースチェンバーの極低温系」, 低温工学Uol.11, No.4(1976)
- 3) 田沼静一; 実験物理学講座15「低温」, 共立出版
- 4) T.J.Lee; 「The Condensation of H₂ and D₂: Astrophysics and Vacuum Technology」, J.Vacuum Science and Technology vol.9 no.1
- 5) 吉田他; 日本金属学会会報11(7), 533(1972)
- 6) W.G.Perkins; J.Vacuum.Science Technology 10(4), 543(1973)
- 7) 日本潤滑学会; 「潤滑ハンドブック」, 養賢堂
- 8) R.B.Scott; 「Cryogenic Engineering」 D.Van Nostrand Company Inc.

Table 2.16 主ポンプ運転モードの選定

モード	径路寸法とコンダクタンス	ポンプ排気速度	評価
主ポンプを一系列に2台設置し、交互に運転・再生を行う。	$C_1 : 1.2 \phi \times 1^L \rightarrow 5.05 \times 10^5$ $C_2 : 1.25^W \times 2.5^H \times 3.5^L \rightarrow 6.36 \times 10^5$ $C_3 : \begin{cases} 2.5^W \times 1.6^H \times 1.1^L \\ 4.6^W \times 1.6^H \times 3.4^L \end{cases} \rightarrow 1.31 \times 10^6$ $C_4 : 1.9 \phi \rightarrow 1.34 \times 10^6$ $C_T = 1.98 \times 10^5$	$S = 2.29 \times 10^7$	不採用
同上	$C_1 : 1.5 \phi \times 1^L \rightarrow 9.96 \times 10^5$ $C_2 : 1.3^W \times 3.5^H \times 3.6 \rightarrow 1.07 \times 10^6$ $C_3 : \begin{cases} 2.5^W \times 1.6^H \times 0.7^L \\ 4.6^W \times 1.6^H \times 4.3^L \end{cases} \rightarrow 1.32 \times 10^6$ $C_4 : 1.9 \phi \rightarrow 1.34 \times 10^6$ $C_T = 2.91 \times 10^5$	$S = 6.03 \times 10^5$	採用
主ポンプを各系統に一台ずつ設置し、四系統を一グループとして交互に運転・再生をする。	$C_1 : 1.5 \phi \times 1^L \rightarrow 9.96 \times 10^5$ $C_2 : 1.3^W \times 3.5^H \times 3.6^L \rightarrow 1.07 \times 10^6$ $C_3 : \begin{cases} 2.5^W \times 1.6^H \times 0.7^L \\ 4.6^W \times 1.6^H \times 4.3^L \end{cases} \rightarrow 1.32 \times 10^6$ $C_4 : 3.1 \phi \rightarrow 4.53 \times 10^6$ $C_T = 3.43 \times 10^5$	—	不採用
主ポンプを各系統に一台ずつ設置し、八台の内七台を一括に運転し、一台を再生する。これを順番に繰り返す。	同上 $C_T = 3.43 \times 10^5$	$S = 6.49 \times 10^5$	不採用 (大口徑のゲート弁が必要となる。)

(注) 径路寸法の単位はm
 コンダクタンスの単位はℓ/s
 C_1, C_2, C_3, C_4 は下図の各部である。



3. 燃料精製系の設計

3.1 燃料ガス精製方法の検討

燃料ガス精製装置は炉心から排気された燃料ガスを再び炉心にリサイクルする為に、燃料流中の不純物を除去する事が目的の装置である。本システムに含まれる不純物としては核融合反応生成物の他、除熱系及びブランケット第1壁(ライナー及びリミターを含む)等からのリークや脱ガスに因を発するもの、及び真空排気系から同伴される物質等が考えられる。実験炉における核融合反応としては、

①	$D + T \rightarrow He^4 + n + 17.58 MeV$	$\langle \sigma V \rangle$ at 7KeV
		4×10^{-17}
②	$D + D \rightarrow He^3 + n + 3.27 MeV$	2.2×10^{-19}
③	$D + D \rightarrow T + H + 4.04 MeV$	2.2×10^{-19}
④	$D + He^3 \rightarrow He^4 + H + 18.34 MeV$	4×10^{-20}
⑤	$T + T \rightarrow He^4 + 2n + 11.32 MeV$	3.3×10^{-19}

が考えられ、これらの反応生成物ヘリウム及びプロチウムが不純物として燃料ガス中に蓄積する。プロチウムは主に③の反応により生成されるが、この反応は7KeVの実験炉プラズマ温度下では主反応(1)に比べ反応率係数 $\langle \sigma V \rangle$ が1%以下であり、プロチウムの生成率はヘリウムの1%以下と考えられる。核融合反応生成物以外に、燃料流に同伴されると考えられる不純物は酸素、窒素及び炭化水素類等であるが、これらの定量的な評価は困難な面が多いので、本設計ではヘリウム及びプロチウム以外の不純物は考慮しない。しかし、燃料ガス精製方法を選定する為には除去すべき不純物の種類及び量を評価する必要がある、現状で選択された燃料ガス精製方法は不純物の定量的評価を経た段階で見直す必要がある。

燃料ガス精製の考え方としては不純物に着目する方法と燃料ガスに着目する方法に大別できる。一般的な不純物を除去すると言う精製の概念からは前者が常識的であるが、後者には不純物の種類をそれ程云々する必要がない利点がある。燃料ガスの精製方法として考えられるものをTable 3.1に示す。この表から明らかな様に、特定の不純物に着目した精製方法は不純物の種類及び量如何で特殊な目的に対し有効な方法となり得る可能性があるが、燃料給排系として現状では検討対象外とした。

ここで可能性のある燃料ガスの精製方法としては

- ① 吸収、吸着、コールドトラップ等により、不純物を除去する方法
- ② 金属の選択的水素吸着を利用する方法
- ③ 金属の選択的水素透過性を利用する方法
- ④ 水素の化学反応を利用する方法

が考えられる。①の方法は除去される不純物の種類がある程度限定され(例えばコールドトラップ法でHeの除去は不可能)、高純度を得る事も困難である。④の方法としてはガスクロ充

填剤やイオン交換脂による同位体交換法、有機物化法及び酸化法がある。酸化法は(イ)0.5% Pd-Al₂O₃触媒で常温にてO₂と反応、(ロ)フィラメント点火によりO₂と反応、(ハ)~300℃でCuOと反応等によりH₂Oの形にして、シリカゲルやモレキュラーシーブ等の吸着剤で捕集するもので一次冷却材He中のトリチウム回収に利用されている。所で④の方法はリサイクル用に再生プロセスをつけ加える必要があり、又工程が回分式となり大量のトリチウムを取扱うには不適である事等から、燃料ガス精製方式としては除外する。②の方式は米国等で経験豊富な様であるが、工程として回分式にならざるを得ないのでトリチウムインベントリーが大きくなる可能性がある。③以外の方法はバッチ的な運転をする必要があり、運転操作が複雑になり、装置の規模が大きくなる可能性もあり、精製純度の観点からも③の方法が最も優れている様である(Pd-合金膜による水素の精製で99.99999%(7nine)の純度を得る事は容易¹⁾)。所で③の方法は高温(~400℃)操作が必要でトリチウム洩漏量が大きくなる可能性があるが、洩漏量を実際的に問題にならない程度に抑える事は可能であろう。又、③の方法は、Pd-合金膜を使った高純度水素精製装置として工業化されている。

以上の様な考察から、ここでは燃料ガス精製系として③の金属の選択的水素透過性を利用する方法を採用する事にする。

精製方法	着目対象	処理相	処理量	工程	装置工程の複雑さ	インベントリー	ABC適用性	備考	
物理的方法	1) 吸収法; 液体溶剤 (常温, 水, 低温; L-N ₂ 等) による不純ガスの吸収	不純物	液化	—	半連続	—	—	C	除去され得る不純物が限定される
	2) 吸着法; 固体吸着剤 (活性炭, ゼオライト等) による不純ガスの吸着	不純物	固化	—	半連続	—	—	C	同上
	3) 相変化法; 深冷による不純ガスの液化分離 (L-N ₂ 等によるコールドトラップ)	不純物	液(又は固)化	多	半連続	やや簡単	—	C	同上(Heの分離は不可能)
	4) 拡散分離; ①隔膜によるガス拡散 ②金属膜の水素透過	燃料ガス/ 不純物 燃料ガス/ 不純物	気 気	多 多	連続 連続	やや複雑 簡単	中 小	B A	Heの分離は不可能
化学的方法	1) 吸収法; ①NaOH, Ca(OH) ₂ 等へのCO ₂ の化学吸収 ②銅・アンモニア液へのCO, CO ₂ の化学吸収	不純物 (CO ₂) (CO, CO ₂)	液化	—	—	—	—	D	
	2) 同位体交換法; ①ガスクロ充填剤 (OH基をもつもの) による同位体交換 ②イオン交換樹脂 (RH型, ROH型) による同位体交換	燃料ガス	固化	少	回分	複雑	大	C	大規模な反応塔に加え再生・回収プロセスが必要
	3) 吸着法; 金属 (Ti, U, Pd 等) への化学吸着		燃料ガス	固化	多	回分	簡単	大	A
	4) 酸化法 ①フィラメント点火により O ₂ と反応 ② 0.5% Pd-Al ₂ O ₃ 触媒で常温にて O ₂ と反応 ③ ~ 300℃ で CuO と反応	燃料ガス	固化	少	回分	複雑	大	C	再生・回収プロセスが必要
	5) 固体反応剤による固定; ① 不飽和化合物 (桂皮酸, オレイン酸等) に付加 (Pd 触媒による接触環元) ② 酸化鉄による不純物 (硫黄化合物) の固定		燃料ガス 不純物 (硫黄化合物)	固化 固化	少 少	回分 回分	複雑 —	大 —	C D
	6) その他, 他物質への転移; ① CO, CO ₂ の CH ₄ への転移 ② O ₂ の H ₂ O への転移 ③ CO の CO ₂ への転移	不純物 (CO, CO ₂) (O ₂) (CO)	気	液 固	—	回分	—	—	D

3.2 Pd-合金膜による燃料ガスの精製

1) 水素ガス精製用としての金属の水素透過

金属中の水素透過に関する研究は1866年Grahamによって水素がPdを透過する事が見出されて以来数多く行われて来た。

金属中の気体水素の透過機構をFig. 3.1の様にモデル化し、金属内の濃度拡散過程を律速段

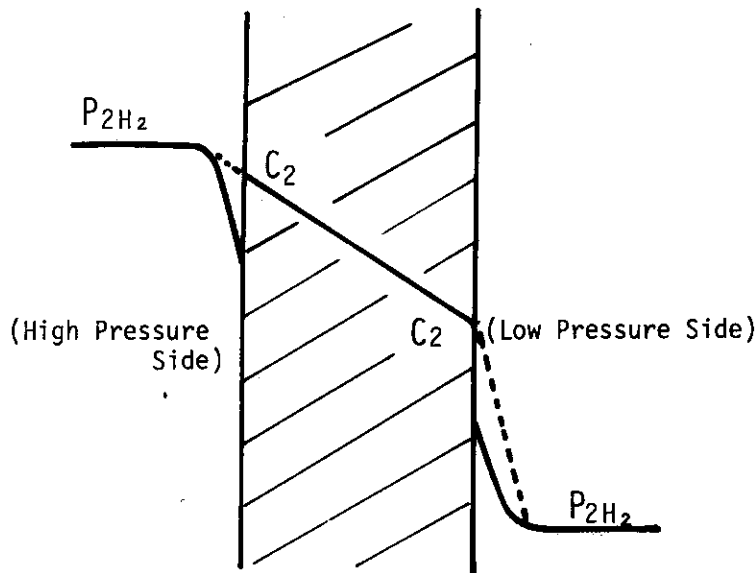


Fig. 3.1 水素透過過程のモデル図

階として考える事にする。単位時間当りの単位面積を拡散する水素の量(ϕ)はFickの第1法則より次式で表わせる。

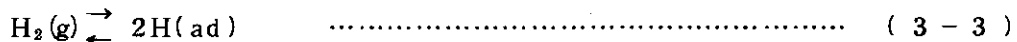
$$\phi = -D \frac{\partial C}{\partial X} \quad \dots \dots \dots (3-1)$$

ここで、 C : 水素濃度
 X : 拡散方向長さ
 D : 拡散係数 (cm²/sec)

平衡状態で濃度勾配が一定であると仮定すると、Fig. 3.1の様に金属内の水素濃度を1次側でC₁、2次側でC₂として濃度勾配は(C₂ - C₁)/Lで表わせ、(3-1)式は次式になる。

$$\phi = -D (C_2 - C_1) / L \quad \dots \dots \dots (3-2)$$

C₁及びC₂は夫々1次側及び2次側の圧力に依存する。気-固境界面で次の様な反応を仮定すると、平衡定数Kは(3-4)式で表わせる。



$$K = \frac{(H)^2}{(H_2)} = \frac{C_H^2}{P_{H_2}} \quad \dots \dots \dots (3-4)$$

従ってC_H=√KP_{H₂}であり、これはSievertの法則(3-5)式の根拠となる。

$$C = S\sqrt{P} \quad \dots \dots \dots (3-5)$$

ここで、Sは固溶度（Sievertの定数）

(3-5)式より $C_1 = S\sqrt{P_{1H_2}}$, $C_2 = S\sqrt{P_{2H_2}}$ となり、これらを(3-2)式に代入すると水素透過流速 ϕ は

$$\phi = -DS (\sqrt{P_{2H_2}} - \sqrt{P_{1H_2}}) / L \quad \dots\dots\dots (3-6)$$

から求められる。

(3-6)式において2次側の水素圧力 (P_{2H_2}) をゼロとし、1次側の水素圧力 (P_{1H_2}) を 1 atm、透過膜厚(L)を 1mm とすると、膜面積 1 cm^2 当りの水素透過流量(ϕ)は

$$\phi = DS \quad \dots\dots\dots (3-7)$$

となる。これを透過率として R. W. WEBB が各種金属について温度に対して整理した結果を Fig. 3.2 に示す。この図より、Pd 及び Nb の水素透過性能は他の金属に比べ著しく優れているが、Nb は 500℃ 以下で温度の低下とともに水素透過性能が悪くなり、Pd は機械的強度の点で問題がある。Pd の機械的強度はその合金化により大きく改善される事が見出され、水素透過能の優れた Pd 合金¹⁾ が発明された。又、Pd 合金膜は高純度 (seven nine 以上) 水素精製分離装置として既に工業化されており、ここでは燃料精製系として Pd 合金膜透過法を採用した。(金属材料の水素透過に関する理論的取扱い及び実験データは文献 3) 及び 4) 等多数発表されている。)

2) Pd 膜水素透過の原理

Pd 膜の水素透過については現在までに多くの研究がなされてきた。また、その透過機構についても種々検討が加えられてきたが、現在一般に受け入れられているものは次の様な透過機構である。この機構を模式的に表わしたものが Fig. 3.3 である。

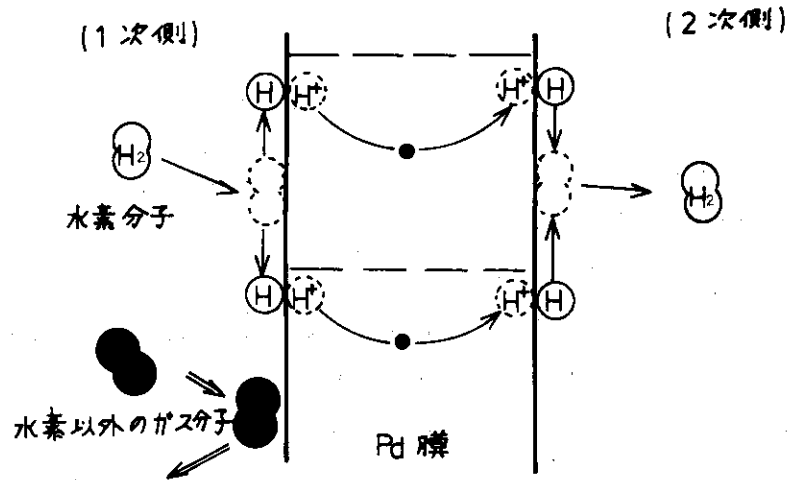


Fig. 3.3 水素透過機構

- ① 1次側の水素分子がPd膜に吸着する。
- ② 吸着した水素分子が水素原子に解離する。
- ③ 水素原子がイオン化し、プロトンと電子に分かれる。
- ④ プロトンがPd膜の1次側から2次側へ拡散する。

- ⑤ 2次側に到着したプロトンがPd膜面で電子と再結合して水素原子になる。
- ⑥ 水素原子は他の水素原子と結合して水素分子となる。
- ⑦ 水素分子がPd膜より脱離する。

この様にして拡散透過は進行するので、プロトンの状態(含デューテロン及びトリトン)となり得る水素のみがPd膜を通過して1次側から2次側に移動でき、この様な状態になり得ない他のガス(不純物)は一切Pd膜を透過しない。従って、Pd膜透過方式による精製水素ガスの純度はきわめて高いと予想される。J.R.Young⁵⁾はPd合金膜透過方式により99.9999999%(9nine)以上の精製水素ガスを得ており、日本純水素(株)では99.99999%(7nine)の純度は簡単に得られるとしている。¹⁾

3) Pd-合金について

Pdの水素透過現象は100年以上前に見出されていたが、これが水素精製法として実用化されたのは1960年代である。これは主としてPd膜の材料的特性がPd-合金の開発により大きく改善された事による。

純Pdは常温でH/Me(吸収した水素の原子数を金属の原子数で割った値)~0.7の水素を吸収して、いわゆるβ相を形成し、その容積を約10%増加し、300℃以上に加熱するとβ相は消滅する。ここで形成されるβ相は脆弱で機械的強度が低く、伸び率は零に近く、また金属表面にクラック等が発生する。純Pdは水素中で繰返し加熱冷却(β相の生成-消滅繰返し)を行うとFig.3.4⁶⁾の左欄の様にひどい変形が生じる。実際の水素透過装置では、加熱-冷却サイクルにおいてこの様に不安定な純Pdは使用不可能である。Fig.3.4の右欄は日特No.408575合金の変形を示しているが、280回のサイクルにおいても全く安定であり、この様な合金開発の研究は多数行われてきた。現在実用Pd-合金として用いられているものは、Pd-Ag合金等の2元合金とPd-Ib族-V族合金であり、これらの代表的組成と性能をTable 3.2⁶⁾に示す。日特No.408575合金はUSP2773561よりも原子比、透過速度においてまさっており、高温抗張力は相当優れている。

4) Pd-合金の機械的性質

水素透過用の実用Pd合金(日特No.408575に基づく)の機械的性質として、実用的に充分焼鈍した場合の設計値としておよそ次の値が使用される。⁶⁾

高温(500℃)における

引張強度; 1700~2000 kg/cm²

降伏点; 680~800 kg/cm²

クリープ試験(450℃, 空气中, 10,000~15,000 hr)

応力σ = 5 kg/mm² で伸 3.4×10⁻⁵ %/hr

σ = 10 kg/mm² で伸 9.0×10⁻⁵ %/hr

σ = 20 kg/mm² で伸 4.5×10⁻⁴ %/hr

これらの試験データから、実際の水素透過装置の常用応力を充分安全に低く設計・運転する事は可能であり、従ってこの材料は高温(~420℃)条件下で長時間運転する事に対して問題はないと考えられる。

膨張係数 α は常温から 500℃ まで測定されている。⁶⁾ その結果, 真空中や空気, Ar 中では,

$$\alpha = (1.07 \sim 1.32) \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$$

程度で一定値を示すが, 水素雰囲気中では全く異質の様態を示す (Fig. 3.5 参照) ことが明らかにされている。

5) Pd-合金の水素透過に対する有害物質

Pd は化学反応の触媒として広く使用される物質であり, 透過ガス中の不純物が Pd-合金膜表面で水素透過に有害な作用を及ぼすことは充分考えられる事である。山内ら⁶⁾ は Pd-合金膜の水素透過に有害な不純物として ① S 含有ガス ② ハロゲン化合物 ③ 不飽和炭化水素 ④ 水銀を挙げ, 水蒸気・窒素・炭酸ガス・アンモニアガス・飽和炭化水素等はほとんど影響がないとしている。①の硫化物は高温で PdS を生成し, 表面が変色するとともに金属構造の崩壊が起ることが考えられ, ほとんどこれらの影響なしに透過を行う為には 5ppm 以下にする必要がある。②のハロゲン化合物として, 例えば Cl は透過装置構成材料の Fe と反応して FeCl₃ (B.P. 315℃) を生成し, これが Pd-合金膜表面に沈着して水素透過の障害となる。これは HCl による洗浄等で再生が可能である。③の C₂H₂, C₂H₄ 等は Pd-合金膜面に化学吸着する事により表面を汚染し, 水素透過に悪影響を及ぼす。これらは汚染された表面を 400℃ 以上で空気にさらすことにより再生可能である。④の Hg はアマルガムを生成し永久被毒を起すので透過器内に Hg が同伴しない様にする必要がある。その他, CO の熱分解による C の析出にも注意する必要がある。

6) Pd-合金膜の水素透過速度

Pd-合金膜の水素透過速度はその透過機構から類推すると, Pd-合金の種類, 合金膜の厚さ, 温度, 1次側及び2次側圧力等に影響される。これらの間の関係式は次式で表わされる。

$$Q = A t^{-m} \cdot \Delta P^n \cdot e^{-B/RT} \quad \dots\dots\dots (3-8)$$

ここで, Q ; Pd-合金膜単位面積当りの純水素透過量 (cm³/cm²·min)

A ; 合金によって変化する定数

t ; 膜厚 (mm)

m ; 定数 (近似的に 1 と見なせる)

ΔP ; 1次側水素分圧と2次側水素分圧の差 (kg/cm²)

n ; 定指数 (状態により 0.5 ~ 1 の値をとる)

B ; 活性化エネルギー

R ; ガス定数

T ; 温度 (°K)

(3-8) 式より, 単位透過量 Q は膜厚 t が薄い程, 温度 T が高い程, 又分圧差 ΔP が大きい程増大する。膜厚は薄くすればその厚みに反比例して透過量が大きくなるが, Pd-合金薄膜の製造技術及び機械的強度の点から管形式の場合, 0.06mm が限界とされている。運転温度としては 500℃ 以上では強度が落ちるし, 300℃ 以下で水素雰囲気中にさらすと β 相 (機械的強度が低く, 伸び率が零に近い。) 形成の問題があり, 一般には 370~450℃ の範囲で実用されている。圧力差は以上の膜厚及び温度条件下の安全応力範囲内で自由にとることができるが,

取扱いやすさや耐久性等の考慮から実用圧力差は 18 kg/cm^2 以下が一般の標準とされている。

所で、Pd-合金の種類を決め、膜圧及び温度を一定とすれば(3-8)式は(3-9)式で表わせる。

$$Q = K \Delta P^n \text{ (cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min)} \quad \dots\dots\dots (3-9)$$

但し、 $K = A t^{-m} e^{-B/RT}$

この(3-9)式から要求される水素透過量を処理する為に必要なPd-合金膜の表面積が求められる。現在、実用の水素透過装置の製造元である日本純水素(株)では(3-9)式に対し実用的に次式を純水素透過量の計算式としている。⁶⁾

$$Q = K_1 (\sqrt{P_1 X_1} - \sqrt{P_2}) \quad \dots\dots\dots (3-10)$$

ここで、 Q_1 ; 透過速度 ($\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}$)

P_1 ; 1次側ガス圧力 ($\text{kg/cm}^2 \cdot \text{a}$)

P_2 ; 2次側水素圧力 ($\text{kg/cm}^2 \cdot \text{a}$)

X_1 ; 1次側ガスの平均水素モル分率

K_1 ; 総括物質移転係数 ($\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min} \cdot (\text{kg/cm}^2)^{\frac{1}{2}}$)

この速度式はPd-合金膜の水素透過機構として、水素原子がPd-合金膜を横切って濃度拡散する過程を律速段階として導かれる速度式と近似のものである。なお、MAPIにおけるPd-合金水素透過実験⁷⁾では、水素透過量と1次側及び2次側水素圧力の関係式として次式を得ている。

$$Q = K_2 \cdot (P_1 \cdot X_1 - P_2) \quad \dots\dots\dots (3-11)$$

ここで、 Q ; 透過速度 ($\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}$)

K_2 ; 総括物質移転係数 ($\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}(\text{kg/cm}^2)$)

P_1, P_2, X_1 は(3-10)式と同様

Pd-合金膜に対する水素ガスの溶解量がヘンリーの法則に従うものとし、この溶解過程がPd-合金膜の水素透過の律速段階であると仮定すると(3-11)式が成立する事は考え得るが、現在の所(3-11)式の理論的解釈は充分ではない。従って、本式は実験に使用した水素分離セルのみに適用できる水素透過に対する実験式と考えるべきであろう。

7) Pd-合金膜の燃料ガス透過流量計算

a) 水素透過量

Pd-合金膜を透過する燃料ガスの流量は実用的には(3-10)式、又は(3-11)式で与えられるが、何れの式を適用すべきであるかは今後の実用的研究の結果を待たねばならない。ここでは両式による透過流量の相違及び必要な膜面積の変動について検討を加える。

(3-10)式及び(3-11)式において2次側の水素圧力をゼロと仮定すると両式は夫々次式となる。

$$Q_1 = K_1 \cdot \sqrt{P_1 \cdot X_1} \quad \dots\dots\dots (3-10)'$$

$$Q_2 = K_2 \cdot P_1 \cdot X_1 \quad \dots\dots\dots (3-11)'$$

K_2 については、膜厚 0.08 mm で 420°C の実験値として $238 \text{ cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min} \cdot (\text{kg/cm}^2)$ が得られており、⁷⁾この値を使う。

K_1 については、(3-12)式より単位膜面積当りの水素透過量を評価する。

$$Q_T = D \cdot \frac{(\Delta P)^n}{t} \dots\dots\dots (3-12)$$

ここで、 Q_T ; 温度 $T^\circ\text{K}$ における単位透過量 ($\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}$)

ΔP ; 膜両側の水素圧力差 (kg/cm^2)

t ; 膜 厚 (cm)

(3-12)式の拡散定数 D として、次の実験式が発表されている。⁸⁾

$$D = 7.86 \times 10^{-3} e^{-3.73 \times 10^4/RT} \quad (\text{cm}^2/\text{sec}) \dots\dots\dots (3-13)$$

ここで、 R ; ガス定数 ($1.9872 \text{ cal}/\text{mol} \cdot \text{K}$)

(3-13)式において $T = 420^\circ\text{C}$ (693°K) として D を求め、 $t = 0.08 \text{ mm}$ として $D/T = K_1$ とする。従って、(3-10)'、(3-11)' 式は

$$Q_1 = 3.93 \cdot \sqrt{P_1 X_1} \quad (\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}) \dots\dots\dots (3-10)''$$

$$Q_2 = 2.38 \cdot P_1 X_1 \quad (\text{cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}) \dots\dots\dots (3-11)''$$

となる。この二つの実験式を Fig. 3.6 に図示する。処理すべき燃料ガス量に対して必要な透過器の膜面積は (3-10)'' 式又は (3-11)'' 式を使って求める事ができるが、1次側水素圧力が $2.5 \text{ kg}/\text{cm}^2$ 以下では (3-11)'' 式を使用する方が安全側の設計であろう。

b) 同位体効果

a) で用いた物質移動係数 K は水素 (H) に対する実験値であり、実験炉燃料給排系の燃料ガス組成は重水素 (D) 及びトリチウム (T) がほとんどなので、これらに対する K の値を評価しなければならない。しかしながら Pd-合金膜の D 及び T の透過実験データはほとんどないのが現状であり、H を含めて 6 成分の水素ガスに対する Sievert の定数 (固溶度)、拡散定数、透過係数等の実際に使用する膜についての十分な実験データが必要である。

ここでは、Pd-合金膜の水素透過機構において膜中の拡散過程が律速段階であると仮定し、水素透過に対する同位体効果の第 1 次評価として、(3-1)式における拡散係数 D の同位体効果を考慮する。拡散係数の同位体効果は質量 m_a , m_b の同位元素の拡散係数を夫々 D_a , D_b とすると、理論的には

$$D_a/D_b = (m_b/m_a)^{1/2} \dots\dots\dots (3-14)$$

で表わせる (従って、例えば重水素とトリチウムの拡散係数の比 D_D/D_T は 1.22 になる事が期待されるが、現在までの各種金属に対する実験結果は (3-14) 式からのずれを示すデータが多い。³⁾)。 (3-10)' 式及び (3-11)' 式と (3-6) との類似性から総括物質移動係数 K_1 及び K_2 は Sievert 定数 S と拡散係数 D の積の形で表わせる。従って、(3-10)' 式及び (3-11)' 式と (3-14) 式とを組み合わせると、重水素 (D)、トリチウム (T) の単位膜面積当りの透過流量が次の式で与えられる。

$$Q_{1D} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot K_1 \cdot \sqrt{P_1 \cdot X_{1D}}, \quad Q_{1T} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot K_1 \cdot \sqrt{P_1 \cdot X_{1T}} \quad \dots\dots (3-15)$$

$$Q_{2D} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot K_2 \cdot P_1 \cdot X_{1D}, \quad Q_{2T} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot K_2 \cdot P_1 \cdot X_{1T} \quad \dots\dots (3-16)$$

前記の K_1 及び K_2 の値を使ってこれらの式をFig. 3.7に図示する。

Pd-合金膜の水素透過に対する同位体効果は同位体分離における分離係数として表わされる。この分離係数の実験データとして H_2 と D_2 の透過係数の比として $1.4\sim 1.5^{10)}$, $1.61^{11)}$ H_2 中の低濃度Tに対して $1.5\sim 1.8^{12)}$ 等があるが、今後の実験データの蓄積が望まれる。

Table 3.2 実用合金の代表組成とその性能⁶⁾

	合金組成 (重量%)							原子比 H/Pd 20℃	500℃にお ける抗張力 (kg/cm ²)	透過速度 Q (cm ³ /cm ² mm) P ₁ =3, P ₂ =0 t=0.15mm (500℃)
	Ib族			VIII族						
	Pd	Ag	Au	Pt	Rh	Ru	Ir			
日本特許	65	30		5				0.34	2000	4.6
第 408575	75	20	5					0.33	1600	4.5
	65	28	5			2		0.33	1500	4.8
	70		25	5				0.34	1550	4.6
米国特許 第 3155467	70		25		5			0.35	1900	4.5
	68	30			2			0.34	2200	4.6
	68	30				2		0.32	2350	5.0
	67	30 (Cu)					3	0.40	1770	4.5
	65	10	20	(Fe) 5				0.40	1250	4.5
	65	10	20	1	2	1.8	0.2	0.32	1950	5.5
	純 Pd	99.9							0.72	700
米国特許 第 2773561	90	10						0.68	910	3.4
	80	20						0.41	810	3.8
	70	30						0.37	770	4.1
二元合金	95							0.63	720	4.6
	90		10					0.60	760	5.0
	85		15					0.58	840	4.8
	80		20					0.46	910	4.6
	75		25					0.40	1050	4.6
	90			10				0.46	820	2.8
	80			20				0.07	870	1.3
	95				5			0.71	850	3.1
	90				10			0.24	960	2.0

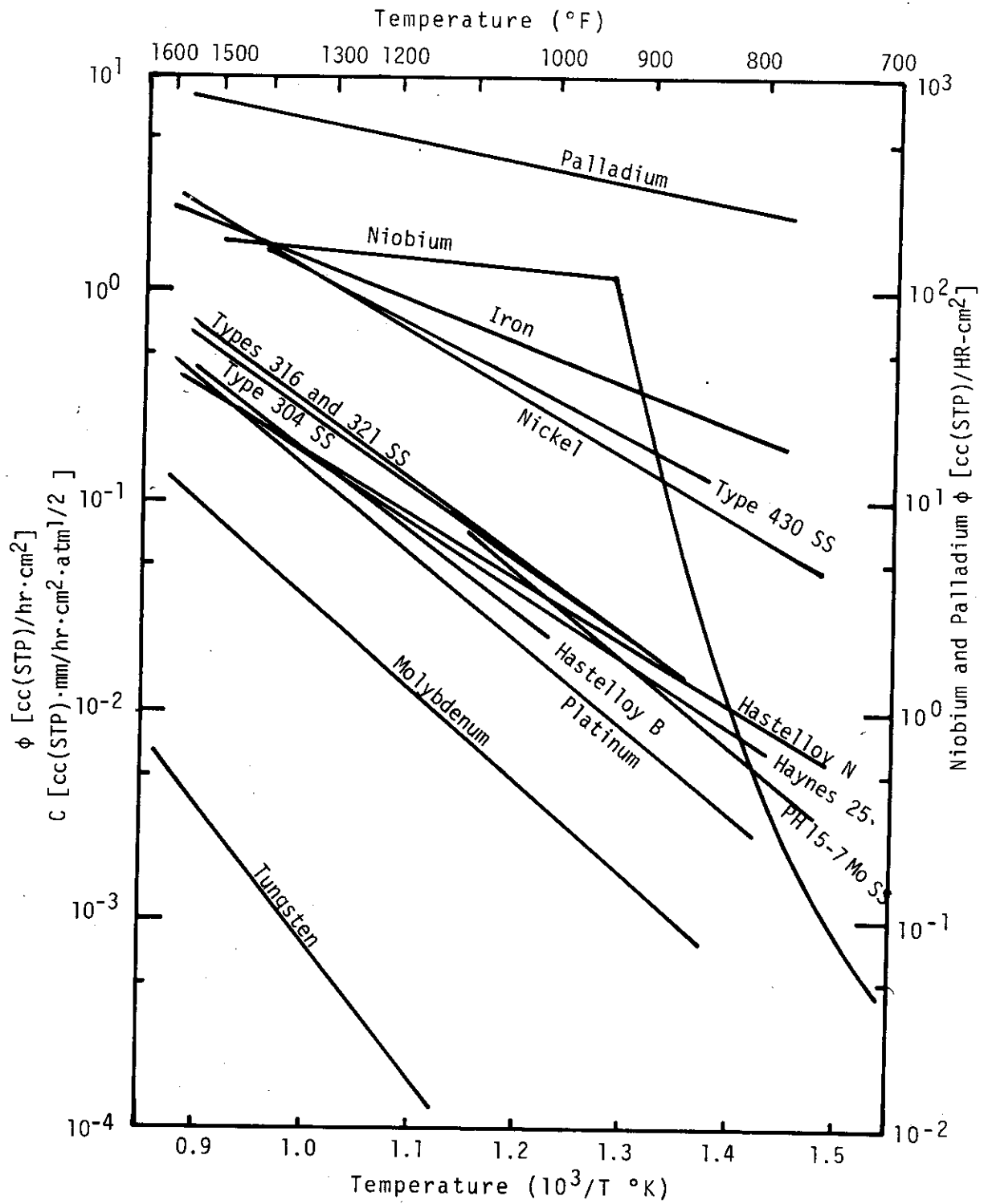


Fig. 3.2 各種金属の水素透過量の比較²⁾

Pd合金の膨張試験結果の1例
 最初の試料の長さ = 45.4 mm

H₂ 雰囲気中
 真空中

昇温割合 5°C/min

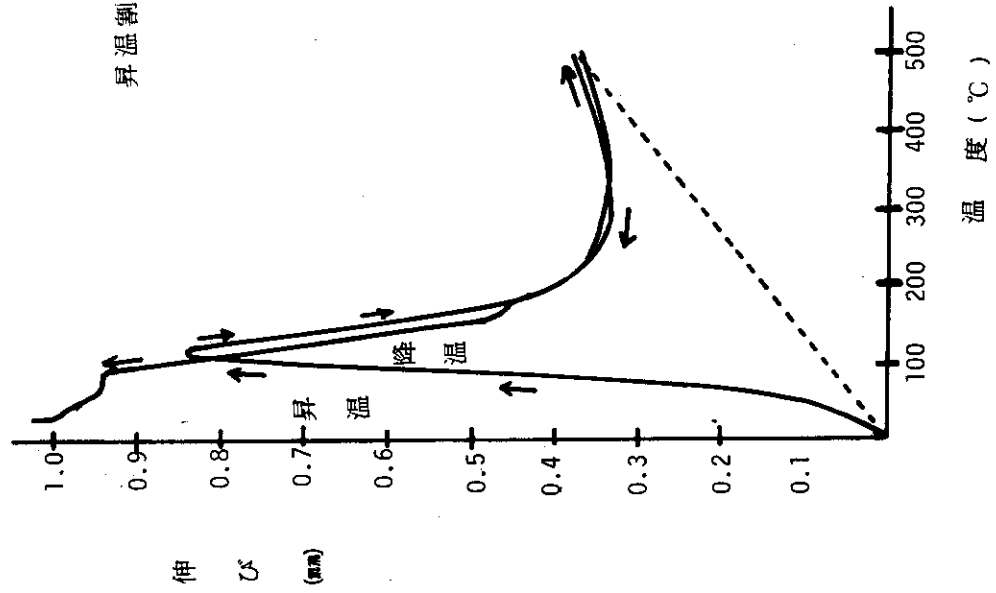


Fig. 3.5 Pd合金の線膨張⁶⁾

加熱冷却 サイクル回数	純パラジウム	Pd-Ag-Au-Ru合金
0		
3		
20		
50		
90		
130		
170		
230		
280		

Fig. 3.4 実用Pd合金と純Pd合金との加熱、冷却サイクル
 (水素中400t 常温) 変化比較⁶⁾

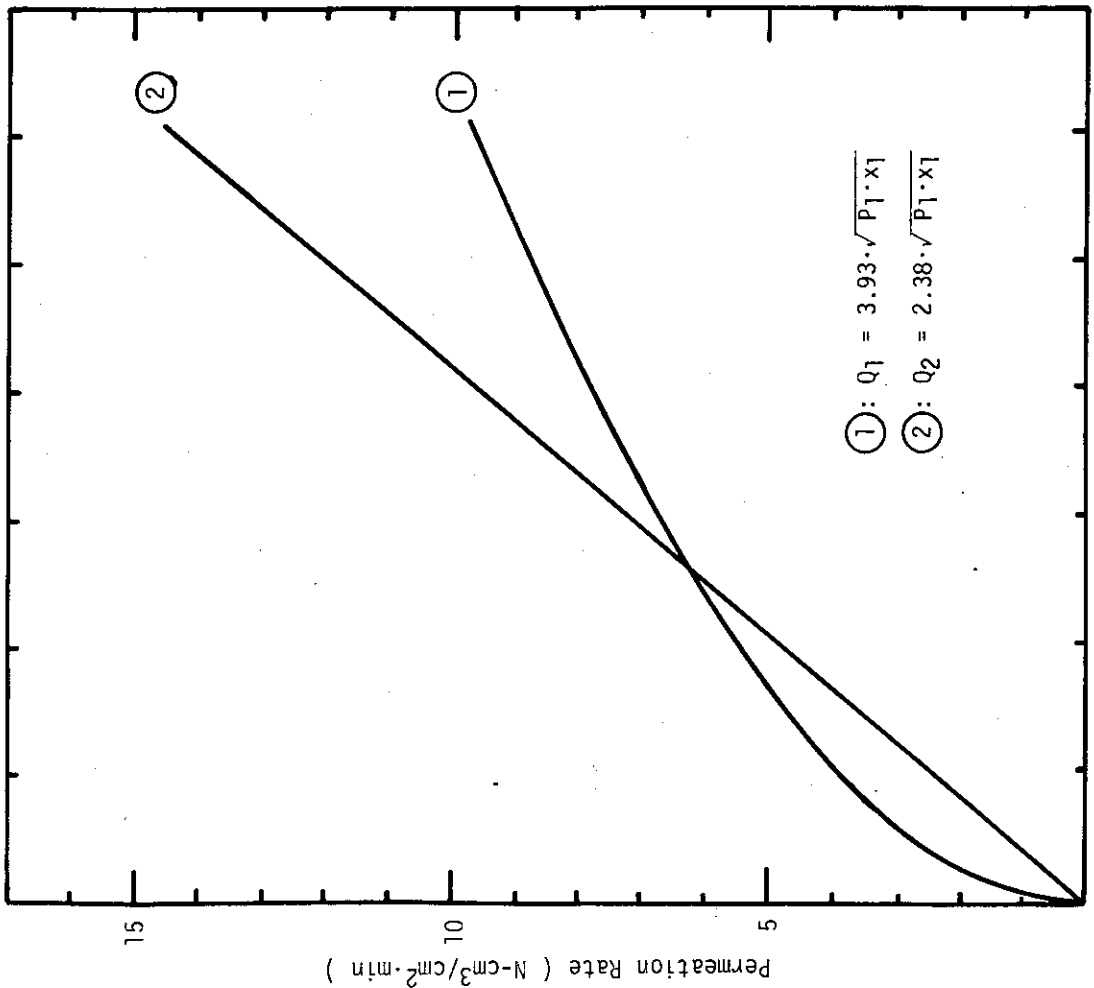


Fig. 3.6 Pd - 合金膜水素透過流量(1)

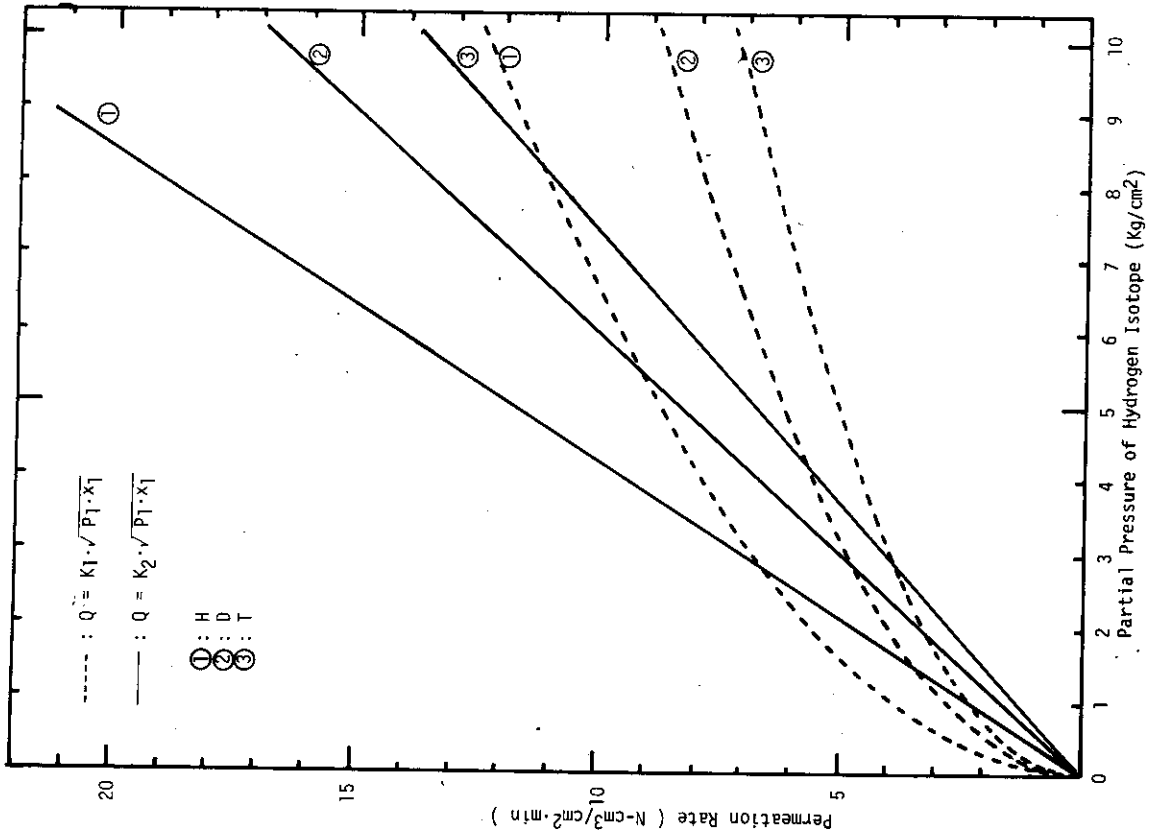


Fig. 3.7 Pd - 合金膜水素透過流量(2)

3.3 設計基本

1) 供給ガス条件

(a) 燃料物質及び不純物とその流量

燃 料 D ; 2228mg/s

T ; 1732mg/s

不純物 He ; 0.24mg/s

(b) フィード圧力 ; 1 kg/cm²

(c) フィード温度 ; 20℃

2) 精製ガス及び廃ガス条件

(a) 精製ガス D ; 2228mg/s

T ; 1732mg/s

圧力 ; 1 kg/cm²

温度 ; 20℃

(b) 廃ガス He ; 0.24mg/s

T ; 10ci/d以下

圧力 ; 1 kg/cm²

温度 ; 20℃

3) Pd-合金膜の性能及び形状

(a) 燃料ガス透過係数 ; 6.14×10^{-6} (g/cm² · sec, (kg/cm²))(b) 形 状 ; 1.6mm^φ × 900mm^ℓ の円筒形, 膜 厚 ; 0.08mm

4) 操作条件

(a) 操 作 温 度 ; 420℃

(b) 1次側圧力 ; 1 kg/cm²

(c) 2次側圧力 ; 1 Torr 以下

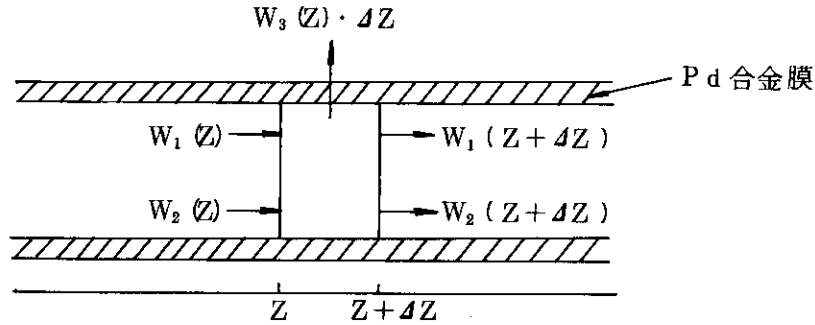
5) Pd-合金材の機械的特性

3.2節参照

3.4 システム設計

1) Pd-合金管内水素流量変化

管入口から Z cm の所での物質収支を次図の様に考える。



- W_1 : 水素流量 (g/s)
- W_2 : 不純物流量 (g/s)
- W_3 : 単位長さ当りの透過流量 (g/s · cm)

ここで不純物の流量変化はない ($W_2(Z) = W_2(Z + \Delta Z) = W_2$) とすると、次式が得られる。

$$W_1(Z) - W_1(Z + \Delta Z) = W_3(Z) \cdot \Delta Z$$

この式から、燃料ガスの流量変化を表わす微分方程式が得られる。

$$-\frac{dW_1(Z)}{dZ} = W_3(Z) \quad \dots\dots\dots (3-17)$$

所で、 $W_3(Z)$ は 2 次側圧力を零と仮定した場合、(3-11)' 式より次式で表わされる。

$$W_3(Z) = A \cdot K_2 \cdot P_1 \cdot X_1 \quad \dots\dots\dots (3-18)$$

ここで、 A : 単位長さ当りの膜面積 (cm^2/cm)、水素濃度 X_1 は次式で表わされ、

$$X_1 = \frac{W_1(Z)}{W_1(Z) + \frac{M_1}{M_2} W_2} \quad \dots\dots\dots (3-19)$$

ここで、 M_1, M_2 : 夫々燃料ガス、不純分の平均分子量

2 次側圧力を零とした場合の管内燃料流量変化は (3-17)、(3-18) 及び (3-19) 式より、次式で表わせる。

$$-\frac{dW_1(Z)}{dZ} = \frac{P_1 \cdot A \cdot K_2 \cdot W_1(Z)}{W_1(Z) + \frac{M_1}{M_2} W_2} \quad \dots\dots\dots (3-20)$$

$Z = 0$ における燃料ガス流量を $W_1(0)$ として上式を変数分離法で解くと次式が求まる。

$$W_1(Z) + \frac{M_1}{M_2} \cdot W_2 \cdot \log W_1(Z) = -P_1 \cdot A \cdot K_2 \cdot Z + W_1(0) + \frac{M_1}{M_2} W_2 \cdot \log W_1(0) \quad \dots\dots\dots (3-21)$$

系統全圧 (1 次側圧力 P_1) を 1 kg/cm^2 とし、また膜面積として安全側の値を得る為に燃料ガ

すべてがトリチウムとした場合の K_2 ($6.14 \times 10^{-6} \text{ g/cm}^2 \cdot \text{sec} \cdot (\text{kg/cm}^2)$) を用いて、(3-21)式から得られる管内水素残留率変化を Fig. 3.8 に示す。

2) 必要膜面積

燃料ガス精製系として必要な Pd-合金膜面積は、操作条件に依存するが、膜厚 0.08mm, 操作温度 420°C, 1次側燃料ガス分圧 1 kg/cm^2 , 2次側圧力を零とすると、(3-15)又は(3-16)式及び供給燃料ガス流量から概略値が求まる。ここでは安全側の膜面積を求める為にトリチウムに対する物質移動係数を用いる。燃料ガス流量は 4.22 mg/sec で、単位膜面積当りの透過流量は(3-15)式を適用すると $2.26 \text{ cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}$, (3-16)式だと $1.37 \text{ cm}^3/\text{cm}^2 \cdot \text{min}$ であるので、必要な膜面積は前者で $5 \times 10^3 \text{ cm}^2$, 後者で $8.3 \times 10^3 \text{ cm}^2$ となる。

1次側燃料ガス分圧に対する必要な膜面積を(3-15)及び(3-16)式について Fig. 3.9 に示す。

3) 燃料精製系の構成及びフローダイアグラム

Pd-合金膜透過法による燃料精製装置は原理的に非常に単純なものであるが、燃料精製系の構成としては分離器本体, 2次系真空ポンプ, 燃料ガス加圧及び輸送ポンプ, 予熱器, 冷却器等が必要である。

その他の構成機器としては燃料ガス組成, 流量, 圧力, 温度等の測定・制御システム及び全システムを真空排気する為のポンプ等が必要である。

燃料ガス精製系のフローダイアグラムを Fig. 3.10 に示す。真空排気系から排出された燃料ガスは透過器に入る前に予備加熱されて, 420°C に加熱されている Pd-合金管透過器に入る。透過器内の燃料ガスは2次側へとその差圧を推進力として透過し, 燃料ガス中の水素同位体以外の不純物は Pd-合金膜を透過せずブリードとして排出される。全体として分離器は最小必要台数9台以上が直列に結合されている。設計としては0.2程度の安全係数をとって12台の直列結合として, 不測の事故に対応できるようにバイパス系を備える。

4) 燃料ガスの収支

Fig. 3.11 に燃料精製系における燃料物質の流れを示す。これは第1~8台目までの分離器に関するもので8台の分離器により夫々 $\sim 5 \text{ mg/s}$ の燃料ガスが精製される。9台目の分離器で, その運転条件を厳しくする(2次系の真空度を非常に高くする等)事により残りの燃料ガスの大部分を透過させる事は可能と考えられる。但し, この種の透過器ではブリード量がフィード量の10%程度以下になると透過性能が著しく落ちると云われており, これは設計に反映させる必要がある。

5) 2次側真空ポンプ

各分離器の1次側圧力は $\sim 1 \text{ kg/cm}^2$ に保持されており, 2次側を真空にする事により燃料ガスの透過が行われる。ここでは, この真空ポンプについて検討を行う。

a) ガス流量: Q (Torr · l/s)

$$Q = \frac{5.3 \times 10^{-3} (\text{g/s})}{M} \times 2.24 \text{ l} \times 760 \text{ Torr} \times \frac{T^\circ\text{K}}{273^\circ\text{K}}$$

ここで, 燃料ガスの平均分子量 $M = 5$, 温度 $T = 300^\circ\text{K}$ とする。

$$\therefore Q = 20 (\text{Torr} \cdot \text{l/sec})$$

b) 必要な排気速度 : S (ℓ/s)

引口の真空度を 0.1 Torr とする。

$$S = Q/0.1 = 200 (\ell/s)$$

c) 真空配管のコンダクタンス

真空配管を $150 \text{ mm } \phi \times 1 \text{ m } \ell$ とする。

配管のコンダクタンス : C

$$C = K \cdot C_a \quad \dots \dots \dots (3-22)$$

ここで, $C_a = 28.2 \times A (\ell/s)$, A は断面積

$$K = \frac{1}{1 + \frac{3\ell}{4d}}$$

$$\therefore C = 831 (\ell/s)$$

d) 真空ポンプの排気速度 : S_p

必要な排気速度, コンダクタンス及びポンプの排気速度の間には次の様な関係がある。

$$\frac{1}{S} = \frac{1}{C} + \frac{1}{S_p} \quad \dots \dots \dots (3-23)$$

従って, 上記の S 及び C に対して必要なポンプの排気速度は

$$S_p = 264 (\ell/s) \text{ となる。}$$

所で, 2次側の真空度を 1 Torr とすれば必要なポンプの排気速度は $20 \ell/s$ 程度で良いことになるので真空度の設定は非常に重要である。

6) 最終段の分離器

燃料精製系からブリードする廃ガスは廃ガス処理系へ送られるが, 廃ガス中の燃料物質の含有量はできるだけ少ない方がよい。従って, 最終段の分離器は他の分離器とは異質のものと考えた方がよいかも知れない。最終段の供給ガス量は 1.54 mg/s であり, その中で燃料ガスは 1.3 mg/s である。ブリード中の燃料ガス濃度を零にする事は, 燃料ガスが全て水素ガスの化学形だとしても, 原理的に不可能である。そこで, ブリード中のトリチウム流量を 1 Ci/day とし, $D/T=1$ であるとすると, ブリード中の燃料濃度は $\sim 8 \text{ ppm}$ であり, 系統全圧を 760 Torr とすると燃料分圧は $\sim 5 \times 10^{-3} \text{ Torr}$ 程度である。これに対して2次側真空度は, $200 \text{ mm } \phi \times 1 \text{ m } \ell$ の真空配管を仮定しても $5 \times 10^{-3} \text{ Torr}$ 以下の真空の達成は不可能である。従って 1 Ci/day を得る為には1次側を 10 kg/cm^2 程度まで加圧し, 2次側の真空度を 10^{-2} Torr とし, $200 \text{ mm } \phi$ の真空配管を用いるとして排気速度 $1,100 \ell/s$ の真空ポンプが必要である。

この様に廃ガス中の燃料濃度の設定は, 最終段の分離器の設計を大きく変えるだけでなく, 廃ガス処理装置の設計とも関連して重要である。

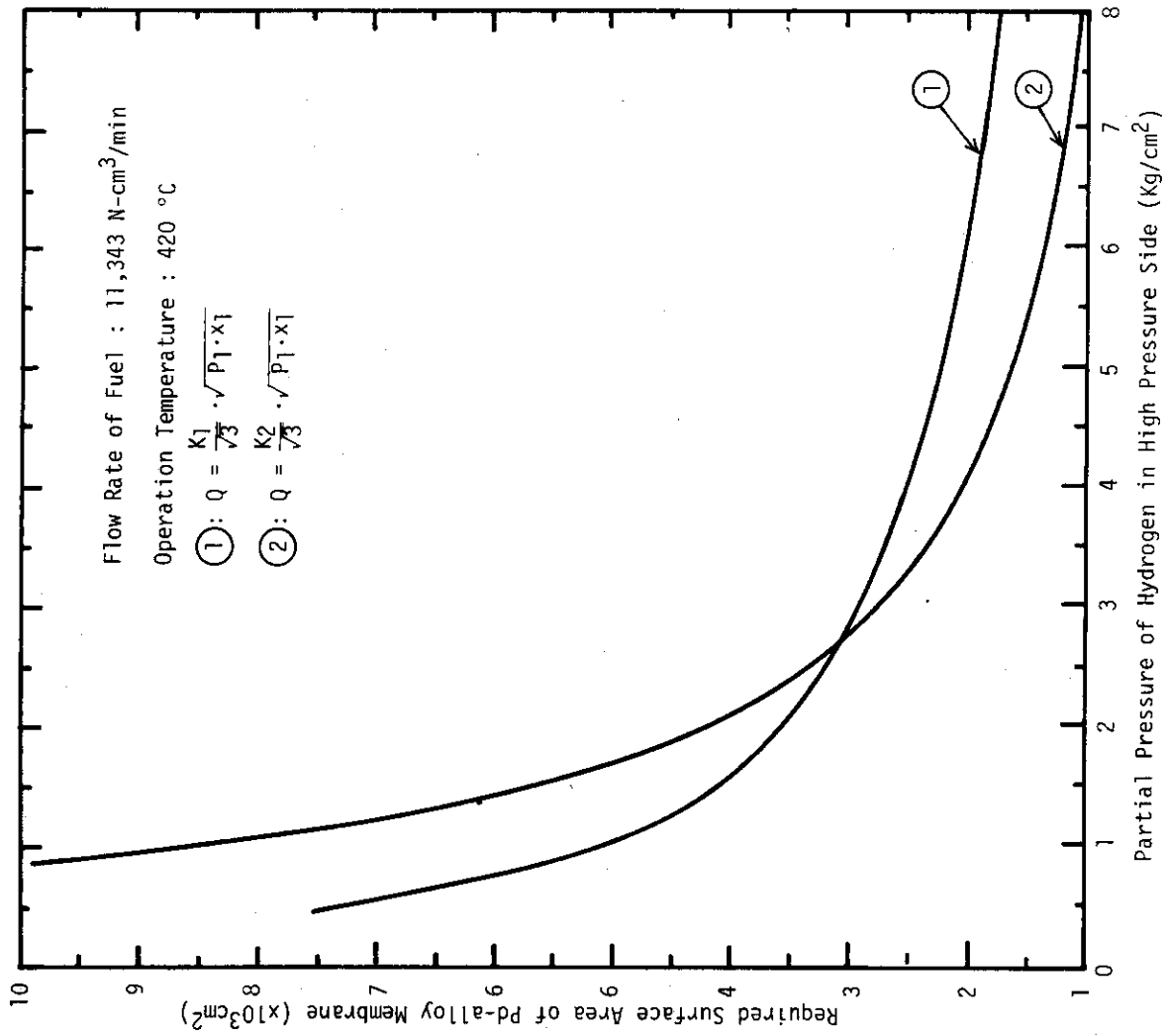


Fig. 3.9 燃料ガス精製用Pd-合金膜面積

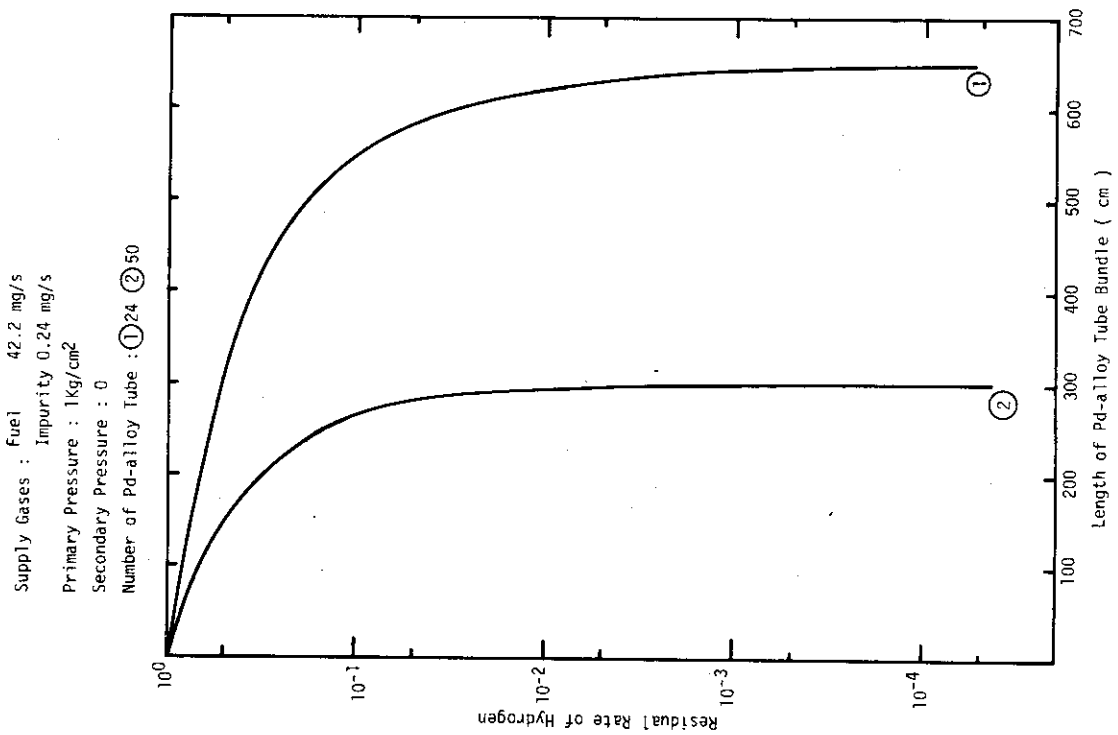


Fig. 3.8 パラジウム管内燃料残留率

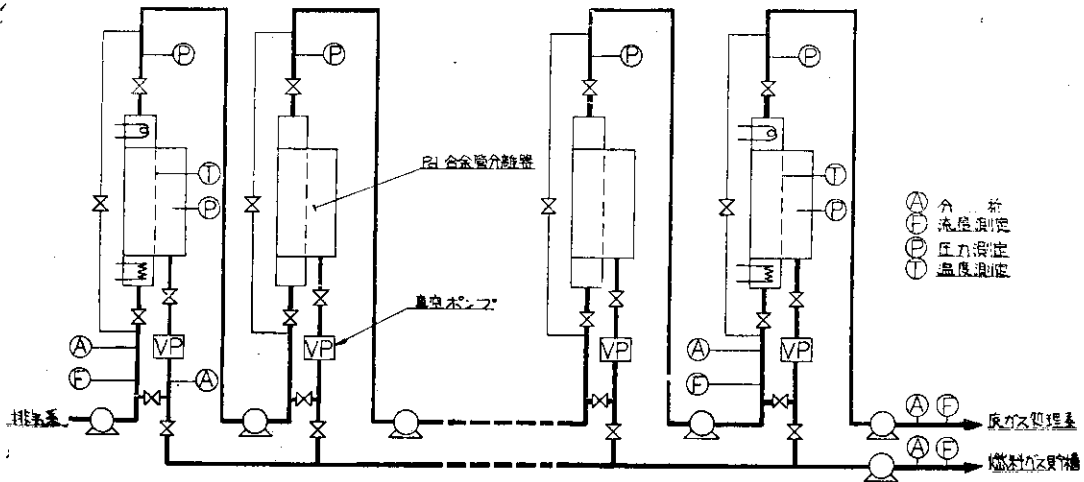


Fig. 3.10 燃料精製系フローシート

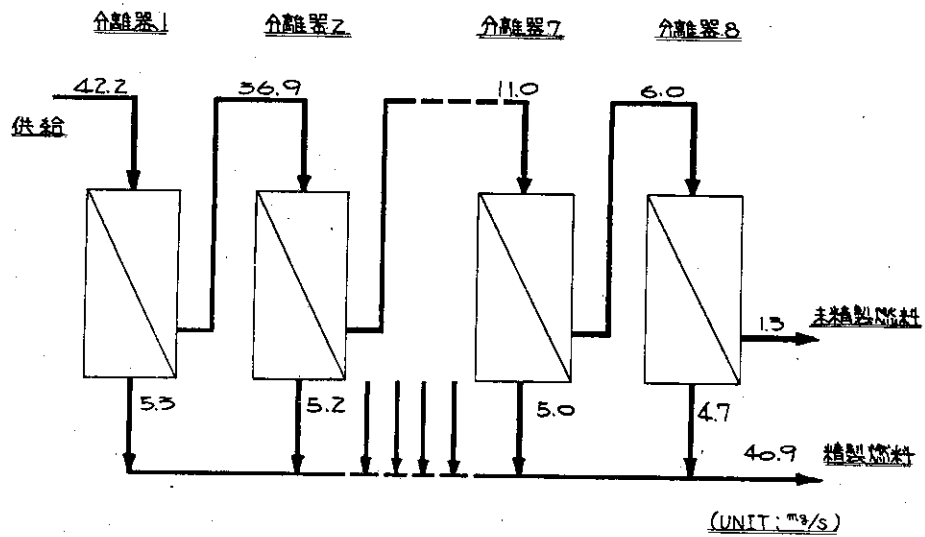


Fig. 3.11 燃料精製系の燃料物質の流れ図

3.5 分離器（透過器）の設計

(1) Pd-合金膜水素透過装置の例

Pd-合金膜による高純度水素精製は、現在工業的にも行われており、その膜厚は0.1～0.06mm程度である。この種の水素透過器を形態別に分けると、管形式と板形式に大別され、これらは夫々直管、曲管及び平板、波板に分けられる。これらの中で実用化されているものは、Bishop社の直管、Engelhard社の曲管、日本純水素社の波板であり、平板については未だ実用化されていない。

管形式は内圧式と外圧式があり、Fig. 3.12にこれらの例を示す。同図の直管式は、Bishop社が開発した小径直管方式で外圧式であり、一端を封じた約1.6mの多数の小径Pd-合金管を管板に取付けたものである。同図の曲管式はEngelhard社が開発した外圧式コイル状曲管方式の水素透過器の構造図である。これらは、前者は一端支持で、後者はコイル状にする事により熱応力を緩和することができる。

波板膜方式の水素透過器例としては、日本純水素社が開発したものがあり、この一例をFig. 3.13に示す。円形波板Pd-合金膜は上下に各1枚収められており、Pd-合金膜と構造材との直接の溶接又はロー付はされていない。これは水素精製装置としては小型装置に属するものである。

(2) 分離器本体 (Fig. 3.14)

(a) Pd-合金管の膜厚：0.08mm

効率よく透過させるために、できるだけ薄いものとし製造技術も考慮して0.08mmとする。Pd-合金管内の圧力を P_1 kg/cm²とすると合金管には円周方向の膜応力 σ_t が発生する。薄板の場合の差圧 Δp と σ_t との関係式

$$\sigma_t = \frac{\Delta p \cdot r}{t} \quad (3-24)$$

ここで、 r ：管平均半径 (cm)

t ：膜厚 (cm)

から σ_t を求める。 $\Delta P=2$ kg/cm²、 $r=0.072$ cm、 $t=0.008$ cmとすると $\sigma_t=18$ kg/cm²となり、これは純Pd 500℃における抗張力1,000 kg/cm²に比べ充分低い安全な値である。

(b) 膜面積：860 cm²

1台の分離器のPd-合金管寸法は1.6mm ϕ ×750mm ℓ ×0.08mm t とし、24本/台とした。

(c) 分離器の構造

分離器の概念をFig. 3.14に示す。分離器本体は3重管式であり、中心部のPd-合金内圧は1 kg/cm²、外筒内は1 Torr以下の真空、負圧管内は外圧に対して-30～40mm H₂Oとする。Pd-合金管は、分離器外筒周囲のシースヒーターにより420℃に保たれる。

この外筒は高温になり外側へのトリチウム透過量が多いと考えられ、水冷却された負圧管内にこのトリチウムを封じ込める。高温部と低温部の熱膨張差による応力は、ベローズ又は円板波板構造で緩和する。又、Pd-合金管は、その熱応力を緩和する為に、大ピッチのコイル状構造とした。燃料ガス供給口には、ガスを300℃程度に予備加熱する為にプレヒータを1次管内に導入し、ブリードガス出口には、ガスを100℃程度に冷却する機構を設ける。構造材はトリチウム透過を低減する目的で厚肉のものを選んでいく。

(d) 運転圧力

安全性の観点から1次側を大気圧、2次側を真空として差圧 $\sim 1 \text{ kg/cm}^2$ をとり、負圧管内は管外との差圧として30 \sim 40mm H₂Oをとる。

1次側 (Pd-合金管内) 圧力 ; 1 kg/cm^2

2次側 (真空側) 圧力 ; 1 Torr 以下

(e) 運転温度 : 420℃

MAPIにおける水素透過実験結果から適当と考えられる。

(f) Pd-合金管内の圧力損失

摩擦による圧力損失は、流速が最も大きい1台目の分離器内で 0.02 kg/cm^2 程度である。

(3) 付属機器

Fig. 3.15に分離器本体周りの概念を示す。本体には、Pd-合金管加熱用ヒータ及び温度制御系、プレヒータ系、冷却系が付き、出口側バルブは圧力制御バルブとする。VP2は2次側真空用のポンプであり、バイパス系に据付けられるVP1はシステムの初期排気用で必ずしも全分離器に備わるものではない。また、Fig. 3.14にも示されている様に、圧力及び流量測定系、組成分析系が必要である。その他、燃料ガス輸送及び加圧用のポンプが必要であり、これはトリチウムガス用に設計されたベローズポンプ又はダイヤフラムポンプとする。

(4) 2次側真空用ポンプ

3.4節の(5)で検討した様に、必要なポンプの排気速度は真空度の設定次第で大きく変わるが、本設計では2次側真空度を0.5 Torrとして真空ポンプの排気速度を50 l/sとする。使用ポンプはトリチウムガス用に特別に設計されたベローズポンプ又はダイヤフラムポンプとする。

最終段の分離器用の真空ポンプは3.4節の(6)項で述べた様に他とは異った仕様となる。ここでは200mm ϕ の真空配管を使用し、真空度を 7×10^{-3} Torrとして、真空ポンプの排気速度は1,200 l/sとする。この真空条件は上記の様なポンプでは達成し難く、クライオポンプ等を使用する。

(5) 分離器主要目

Fig. 3.14に示した分離器の主要目を次に示す。

Pd-合金膜組成 ; Pd75-Ag-Au 合金

" 管径 ; 1.6mm OD

" 肉厚 ; 0.08mm

Pd-合金膜管長 ; 900mm (設計有効長750mm)

” 管数 ; 24本

当位長当り膜面積 ; $10.9 \text{ cm}^2/\text{cm}$

外筒 ; SUS304, 200A×Sch40

負圧管 ; SUS304, 360φ, 10.3t

操作圧1次側 (Pd-合金管内); $1 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{a}$

” 2次側 (真空側) ; 1 Torr 以下

運転温度 ; 420C

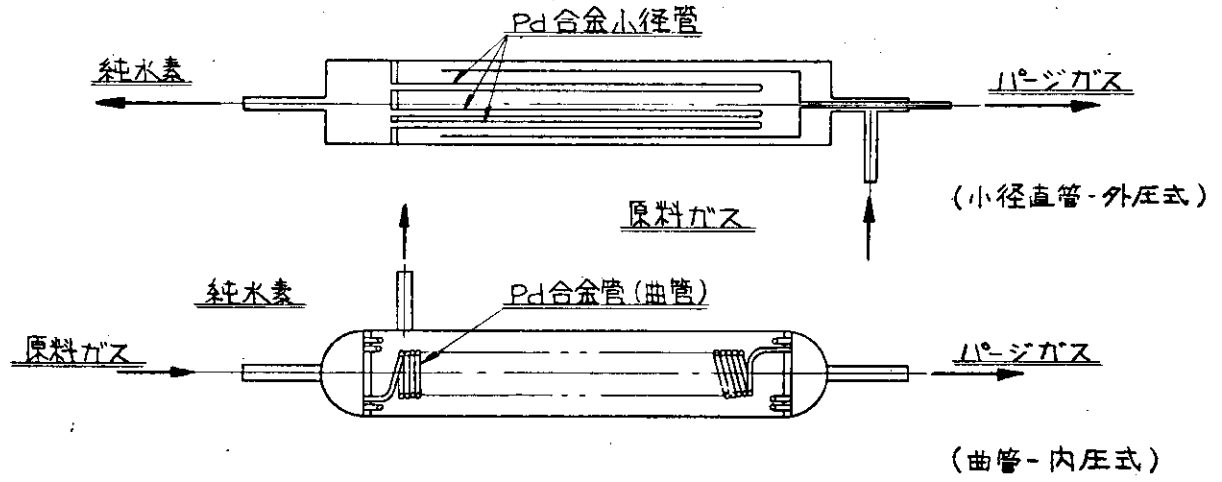


Fig. 3.12 管形式水素透過器構造例

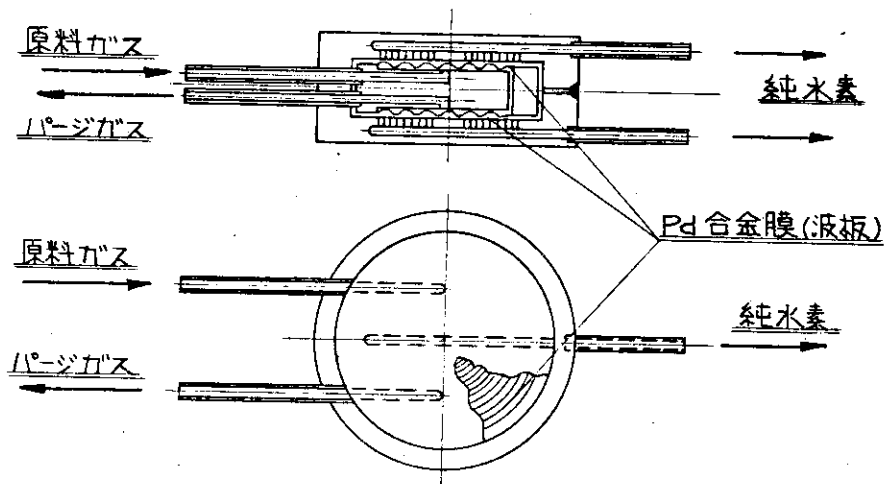


Fig. 3.13 波板膜方式水素透過器の構造例

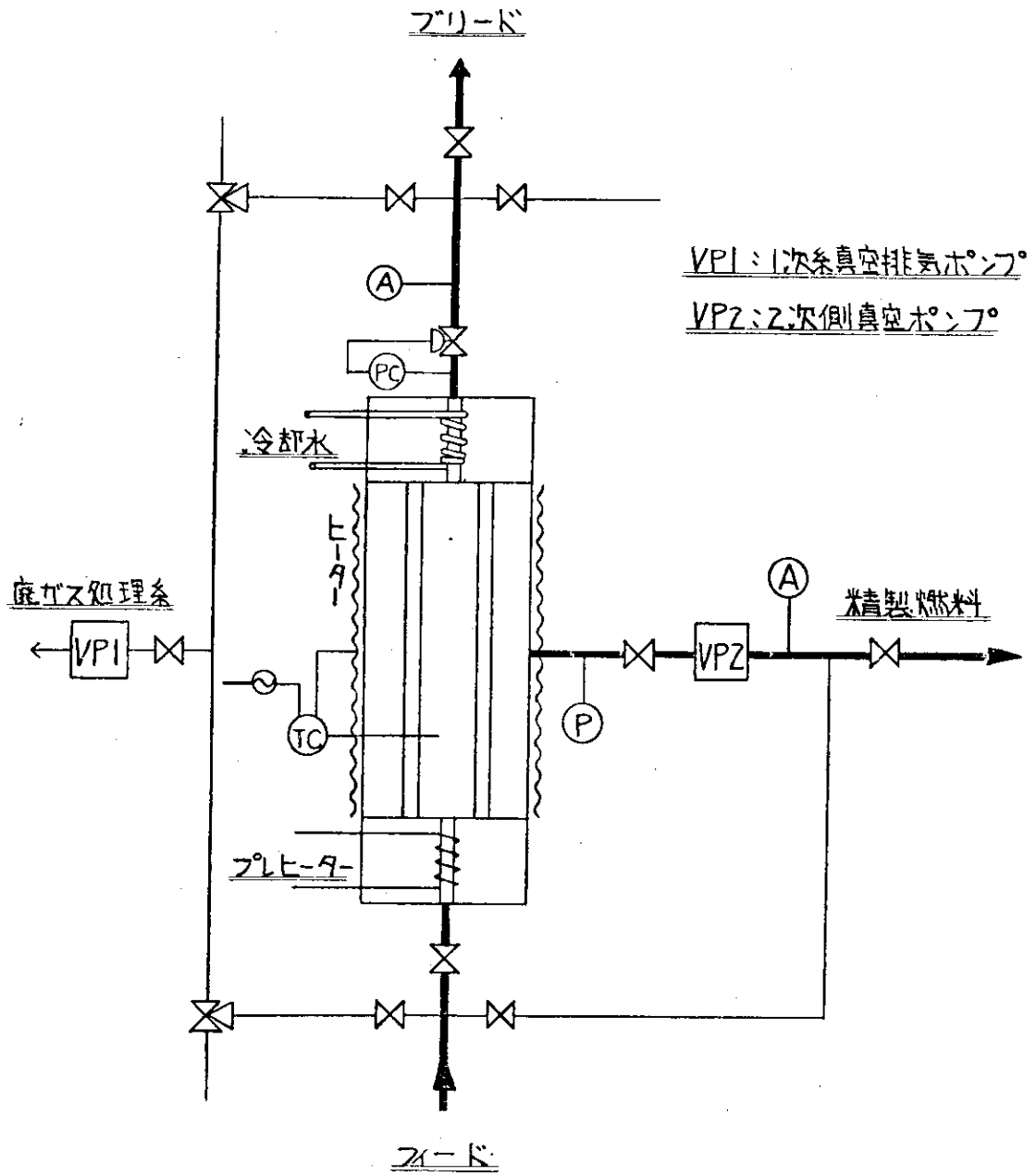


Fig. 3.15 分離器本体周り概念

3.6 安全性の検討

安全性に関して、燃料精製系特有の問題はないと考えられ、他のコンポーネントと同様にトリチウムに関する問題が最大である。トリチウムの安全性に関する一般論及び安全設計の概念については、5章で述べる。また、燃料精製系は燃料給排系格納室内のグローブボックス内に据付けるものとする。格納室内及びグローブボックス内は、夫々30~40mmH₂O程度の差圧をつけるものとする。

ここでは定常運転時におけるトリチウムの系からの放出について検討する。まず考えなければならないのは、配管と機器及び配管相互の継手部からの漏洩である。これらは原則として溶接シールとし、フランジ継手とならざるを得ない所はメタル2重ガスケットとする。配管類からの透過について、金属材料の水素透過量は、2次側圧力を零とすると一般には次式で表わせる⁽¹³⁾。

$$Q_H = \frac{A\sqrt{P}}{t} \exp\left(-\frac{B}{RT}\right) \quad (3-25)$$

ここで、記号は(3-8)式と同様
トリチウムに対する透過量は Q_H を $\sqrt{3}$ で割ったもの、即ち

$$Q_r = \frac{A\sqrt{P}}{\sqrt{3}t} \exp\left(-\frac{B}{RT}\right) \quad (3-26)$$

から求めるものとする。

燃料輸送用配管を15A×Sch 80(外径; 21.7, 肉厚; 3.7)のSUS304で全長300mとし、100°C, 1kg/cm²で運転すると仮定して(3-26)式よりトリチウム透過量を求める。透過係数を $A=850 \text{ cm}^3(\text{STP}) \cdot \text{mm}/\text{hr} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{atm}$ ⁽¹³⁾, 活性化エネルギーを $B=16.1 \text{ kcal}/\text{mol}$ ⁽¹³⁾とし、燃料ガス中にトリチウムが50%含まれているとすると(3-26)式より

$$Q_r = \frac{850 \times \sqrt{0.5}}{\sqrt{3} \times 3.7} \exp\left(-\frac{16,100}{1.99 \times 373}\right) \\ \sim 3.57 \times 10^{-8} \text{ (cm}^3(\text{STP})/\text{hr} \cdot \text{cm}^2)$$

となり、配管表面積を $1.7 \times 10^5 \text{ cm}^2$ とすると全透過量 F_r は

$$F_r \sim 6 \times 10^{-3} \text{ (cm}^3(\text{STP})/\text{hr}) \\ \sim 1.7 \times 10^{-6} \text{ (g/hr)} \\ \sim 1.7 \times 10^{-2} \text{ (Ci/hr)}$$

となる。

高温(420°C)運転が行われる燃料ガス精製装置からのトリチウム透過量を次に試算する。各分離器の外筒は外径216.3mm, 肉厚8.2mmのSUS304であり、管内のトリチウム分圧を1 Torr, 運転温度を420°Cとするとトリチウム透過量は(3-26)式より

$$Q_r = \frac{850 \times \sqrt{1.3 \times 10^{-3}}}{\sqrt{3 \times 8.2}} \exp\left(-\frac{16,100}{1.99 \times 693}\right)$$

$$Q_r \sim 1.84 \times 10^{-5} \text{ (cm}^3 \text{ (STP)/hr} \cdot \text{cm}^2 \text{)}$$

となり、外筒の全表面積を $7.4 \times 10^4 \text{ cm}^2$ とすると全透過量 F_r は

$$\begin{aligned} F_r &\sim 1.4 \text{ (cm}^3 \text{ (STP)/hr)} \\ &\sim 3.6 \times 10^{-4} \text{ (g/hr)} \\ &\sim 3.6 \text{ (Ci/hr)} \end{aligned}$$

となる。

これらの値はグローブボックス内への透過量としても、過大であり、負圧管による2重管構造として外側を水冷却することにした。2重管にすることによりグローブボックス内へのトリチウム透過量は数桁小さくなる。

配管及び機器類の破損時のトリチウム洩漏に対しては、2重管内のガスをモニターする事により未然に防ぐ設計にする必要がある。

本検討では、配管及び機器類の2重管方式を考えたが、今後、より詳細な経済性も考慮した設計・検討を実施し、十分な安全設計にしていくことが重要である。

3.7 問題点

本設計では燃料精製系としてPd-合金膜透過法を選んだが、この方法により本燃料給排系におけるその機能を充分満足できるものと考えられる。しかし、現状では問題点・開発課題もいくつかあり、特にトリチウムのPd-合金膜透過に関する基礎研究は早急に着手する必要がある。以下、本設計の実施により明らかになった問題点及び今後の課題について簡単に述べる。

(1) 燃料精製方法

ここでは、燃料精製方法としてJAERI-M-6670にもとづいてPd-合金膜透過法を選択したが、本燃料給排系に対してこの方法が最も優れているかどうかの定量的評価は実施していないので、他の有望な方法（例えば、ウラン収着法）との定量的な比較・検討をする必要がある。しかし、いずれの方法にしても我国ではトリチウムに対して十分な基礎データがないので、これを得る事から始めなければならない。

(2) Pd-合金膜透過法による精製システム

本設計では、小型分離器直列結合方式を採用したが、代替案として大型分離器1台とそのブリード処理用の小型分離器とから成るシステムが考えられる。これは系統全体としての複雑さが軽減され、トリチウム洩漏量が低減される可能性もあるが、大容量のポンプが必要となる。また、本設計では安全性を考慮してその操作圧力を1次側： 1 kg/cm^2 、2次側：真空としたが、高圧システムが安全性に関して問題ないものであれば、より高圧の操作条件を選ぶ事によ

り、Pd-合金膜面積を小さくでき、燃料ガス分圧が 1 kg/cm^2 以上の分離器では真空ポンプを必要としない。従って、今後の検討課題としては、安全性と透過の効率（経済性を含む）を考慮した分離器規模、操作条件、真空ポンプ並びにコンプレッサーの容量等をパラメーターとしたシステムの最適化を行う必要がある。さらに、燃料精製系の性能（廃ガス中のトリチウム濃度）と廃ガス処理系の機能とは相互に関連があるので、精製系としては要求される廃ガス中のトリチウム濃度に応じた操作条件により最終段等の設計を進める必要がある。

(3) 分離器

Pd-合金管の加熱方式として、本設計ではできるだけ均一な加熱を行う事を考慮して分離器全体をシースヒーターで加熱する方式を採用した。この方式で問題となるのは、外筒を透過するトリチウム量が大きい事であり、本設計ではこのトリチウムは負圧管内に封入する事とし、負圧管を冷却してグローブボックス内へのトリチウム洩漏を最小にするものとした。この設計では熱収支が問題になる可能性があり、今後熱設計を実施し経済性も考慮した設計に改良していく必要がある。加熱方式の代替案としてPd-合金管の直接通電方式が考えられるが、管の肉厚の差による温度の不均一性が問題となる可能性（3.2節参照）があり、ここでは除外した。

また、構造の問題として外圧式、内圧式及び波板式の選択について特に検討していないので、今後運転条件に応じた各方式の利害得失を明らかにしておくべきであろう。

(4) Pd-合金膜水素透過

Pd-合金膜水素透過の圧力依存性についても基礎データにばらつきがあり、同位体効果については実験データがほとんどないのが現状であり、今後システムを最適化していく為には実際の運転条件下でのこれらの基礎データを得る研究が必要である。

(5) 安全性

本設計では3.6節で述べた程度の検討しか行っていないので、今後システム及び各機器の詳細な設計を進める上でトリチウムの安全性を充分反映していく必要がある。

その他、他のコンポーネントにも共通であるが、トリチウムガス用機器・装置（燃料精製系では特に真空ポンプ、圧縮機、ガス分析系等）の開発は重要な問題である。

参 考 文 献

- 1) 後藤良亮 ; “パラジウム合金膜の選択的透過法による水素の分離精製” 化学工学 40, 4, P. 381, 1970
- 2) R.W.Webb ; “ Permeation of Hydrogen through Metals ” NAA-SR-10462, 1965
- 3) 飯島, 平野 ; “ 金属中の水素の拡散 ”, 日本金属学会報 14, 8, 1975
- 4) 菅野昌義 ; “ 核融合材料の水素透過について ”, 新金属工業, 1975年4, 6, 8月号
- 5) J. R. Young , Rev. Sci. Instr., 34, 891, 1963
- 6) 山内, 斉藤 ; “パラジウム合金膜拡散法による超高純度水素の製造” 日化協月報, 23, 1, 1970
- 7) 西沢他 ; 昭和49年原子力学会年会要旨集 F16, F17
- 8) 後藤良輔 ; “ 超高純度水素の工業的精製装置 ”, 工業レアメタル 20, 1960
- 9) F. J. Ackerman , G. J. Koskinas, Ind. Eng. Chem. Fund., 11, 3, P. 332, 1972
- 10) 田中他 ; 昭和51年原子力学会秋の分科会予稿集 F 2
- 11) 出雲路他 ; 昭和52年原子力学会年会要旨集 H 4 5
- 12) 迫他 ; “ 核融合実験炉第1次予備設計 (中間報告書) ”, JAERI-M 6670

4. 同位体分離系の設計

4.1 各種分離方式の比較

水素同位体分離においては、原子もしくは分子相互の質量差が大きいこと、これに起因する分子の並進運動エネルギーの差、および振動・回転エネルギーの差による同位体平衡の偏りが大きく、原理的には現在知られている同位体分離過程のほとんどすべてが適用可能である。しかしながら、炉心燃料給排系のための実用装置に適すると思われる分離過程は、比較的限られたものである。

現時点において、各々の分離過程を具体的な設計評価のもとに比較検討するのは困難で、特にトリチウムを含めた分離例が少ない。ここでは、代表的な分離過程をTable. 4.1 に示すと共に、幾つかの観点から概括的な比較結果を掲げる。

個々の同位体原子もしくは分子を選択的に分離できる電磁気分離および光化学分離のような個別的分離過程の分離係数は原理的に無限大であるのに対し、同位体原子や分子の集団での相対的組成変化に依存する統計的分離過程のそれは非常に小さい。したがって、後者の分離過程を選択する際には、できるだけ分離係数の大きいものを選ぶべきである。また、統計的分離過程において、分離に要する仕事量は少ない方がよいが、これは熱力学的効率から言って、可逆的分離過程が有利である。

分離相に液相が含まれる分離過程はトリチウム・インベントリが大きくなりがちで、装置設計に充分の配慮をはらう必要があり、定性的には気相のみの分離過程が有利である。処理工程については、連続式の実現容易な分離過程を選ぶべきである。同時に、分離処理量が約 60 g-atom/hr であるので、これだけの量が容易に確保できる分離過程であることが要求される。

以上の比較項目の重みについては種々の議論があろうが、ここでは、燃料給排系に適すると判断される分離過程として、深冷蒸留、熱拡散、ガス拡散および原子拡散を選び、さらに検討を加える。

これら4方法のうち、炉心燃料給排系への適用を目的としたシステム解析例のある深冷蒸留法¹⁾ (Cryogenic Distillation) を基準にして考察する。これはANL-EPRを対象としたものであるが、同位体分離に要求される条件はJXFRの場合とよく似ている。即ち、

$$\text{フィード組成} \begin{cases} \text{H} : 2.10 \text{ at}\% \\ \text{D} : 48.95 \text{ } \\ \text{T} : 48.95 \text{ } \end{cases}$$

(条件) ① Hは100% 近く除く。Hに伴うTは可能な限り少なくおさえる。

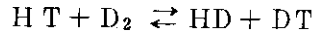
② Dを98 at% 以上に濃縮する。

③ 残るD-T混合物の比率は、D:T \approx 1:1とする。

となっており、 H_2 , HD, HT, D_2 , DTおよび T_2 の分離をおこなうために6基の蒸留塔をガスケード結合している。その代表例を引用して、Fig. 4.1 に示す。

段数は蒸留塔当り30段であり、操作条件は温度20~30 °K 圧力500~1,000 Torrであ

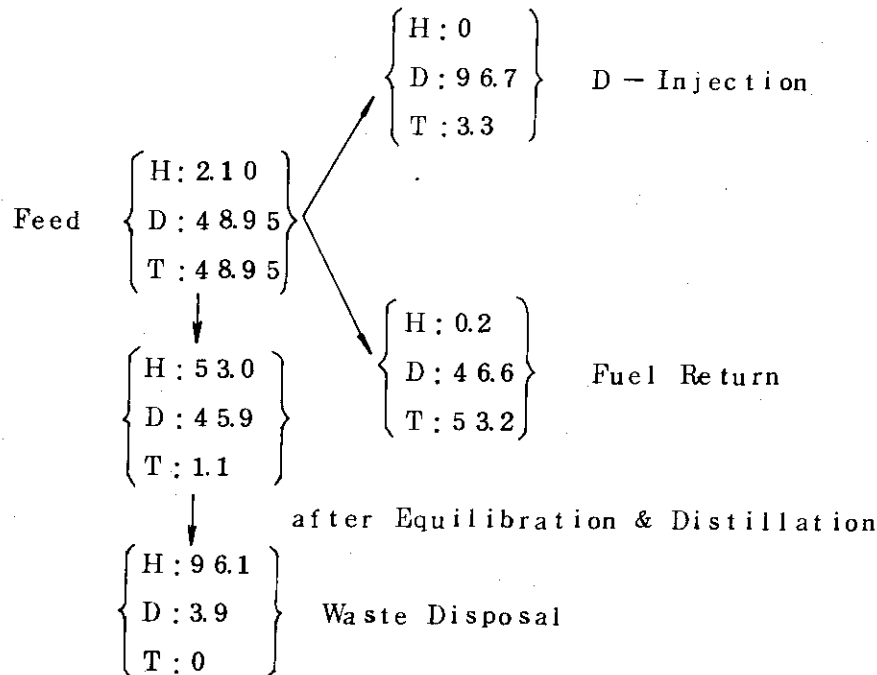
る。システムの特徴として、Hに伴うTを減らすため同位体平衡器 (Isotopomeric Equilibrator) が必要とされる。これは、HT分子の存在によるもので、蒸留塔の組合わせだけでは解決できないため、次の化学平衡反応、



を利用してHT→DTに変換した後に蒸留する。

同位体平衡器においては、担体上のPd触媒を用い、外部からD₂ガスを添加して、300°Kで気相反応をおこなう。したがって、(i)余分の純粋D₂ガスが必要である。(ii)300°K→20~30°Kに再冷却する熱損失があるのに加えて、(iii)廃棄H中のT濃度を許容レベル以下にするため、さらに3基の蒸留塔 (各塔につき15~30段) が必要である。

このシステムで達成される分離を濃度で示せば、次のようである。単位はatomic %。



深冷蒸留法については、Tのインベントリーが大きくなるという問題の他に、以下の点が指摘されよう。

- (a) 同位体平衡器が必要である。
- (b) Hに伴うTを除くのに、さらに余分の蒸留塔がいる。
- (c) 熱損失があり、運転費も大きくなる可能性がある。

但し、蒸留法ではその大きな利点として、JXFR程度の燃料処理量に対する蒸留塔は非常に小規模となることが挙げられ、今後定量的な評価を実施し、十分な検討が必要である。

熱拡散法は、比較的簡単に分離塔をつくれることから、実験室規模での同位体分離に広く使われている。UKAEAでのH-T分離実験例⁽²⁾では、内径5.5cmφ、長さ3.3mLの熱拡散塔2基を直列結合して全長6.6mの分離塔とし、中心加熱線(0.487cmφ)が850°C、操作圧力が600Torrのときの分離結果として、次の値を得ている。

$$\left(\frac{C_{T_2}}{C_{HT}}\right)_{\text{Bottom}} \cdot \left(\frac{C_{H_2}}{C_{HT}}\right)_{\text{Top}} \simeq 4.4 \times 10^4$$

但し、C：各分子のモル濃度

また、98%純度のT₂が得られるとしている。

単位分離塔長当りの分離係数は小さいが、この例のように塔長を増やし分離を重畳することができるため、分離塔の両端での濃度差は大きい。分離度は操作圧力の関数であるが、400～700 Torr 付近に最適値があるため、Tの漏洩防止上有利で、かつTのインベントリも小さいようである。

熱拡散塔の装置としての構造は単純であるが、設計・製作においては微妙な工夫が要求される。例えば、塔長が増えると局所対流が生じないように加熱線の中心度に精度がいる。また、分離処理が回分式でないと十分な平衡到達時間（数時間のオーダー）がとれないので、連続処理には不向きといえる。

燃料給排系に適用する場合、3成分系の分離システムとなるため、分離塔のカスケード結合が必要であろう。この際、6種のガス分子の組成変化を温度、圧力、物性から評価しなければならないが、熱拡散に加えて同位体変換反応とその平衡到達時間の相関が複雑である。そのため、実用装置の設計条件とも合わせて、実験によるデータが是非とも必要である。現在、原研等において実験計画があるので、その成果が注目される。

ガス拡散法は、多孔質隔膜を通過するガス分子の速度差を利用するもので、ウラン濃縮において工業的実績がある。NiもしくはAl₂O₃の焼結隔膜を用いた装置で、水素同位体を分離するのは比較的容易であり、分離機構ならびに装置設計もよく知られている。したがって、具体化するのには簡単であるが、燃料給排系に適用する場合、次のような欠点がある。

(a) 分子量の等しいD₂-HT間の分離ができない。

別の分離方式を導入するか、同位体平衡器を組み込むことで解決することは可能であるが、他成分ガスとの平衡関係、反応速度に問題がある。

(b) 2DT → D₂ + T₂ とする反応器が必要である。

したがって、ガス拡散法の分離システムは深冷蒸留法以上に複雑となるだろう。

Pd合金膜内の原子拡散を利用する原子拡散法は、その分離が原子状でおこなわれる点で、上記の3方法と異なる。そのため(H, D, T)3成分が比較的簡単なカスケード系で十分に相互分離でき、深冷蒸留法での(条件)①～③を満たすことも容易である。

原子拡散法は深冷蒸留法と比較して、次の利点がある。

(a) 蒸留塔2基に相当する、2つの単位カスケードのみで分離システムが構成できる。

(b) 同位体平衡器は不要である。

(c) 液化の必要がない。

(d) Tインベントリが小さい。

また、Pd合金膜透過法については(i)Pd膜の透過係数が小さいので、十分な透過流量を得るために大きな差圧をとる必要がある。(ii)高温(～400℃)操作が必要なため、分離装置の構成材料をTが拡散して外部環境へ漏洩する可能性がある、等の問題があるがこれらは技術

的に解決できるものであろう。さらに、今後Pd-合金膜透過法のR&Dを実施するとすれば、これは燃料精製系のR&Dの多くの部分を兼ることができるという利点も考慮し、今回の炉心燃料給排系のための同位体分離方式として、原子拡散法(Pd-合金膜透過法)を採用することとした。

JXFRの同位体分離法としては、深冷蒸留法、熱拡散法、およびPd-合金膜透過法が有望であり、現時点でこれらの中から唯一つを選定する決定的理由は見当らない。いずれの方法にしても大量トリチウムを取扱うことおよび多成分系の同位体分離であること等から今後のR&Dが重要であり、どの方法を選択するかは安全性、信頼性および経済性をも充分考慮した定量的な評価検討の後に決定すべきであろう。

Table. 4.1 水素同位体分離過程の概括的比較

項目	分離係数	熱力学的過程	分離相	処理工程	適当な処理量の確保	燃料給排系への適合性	備考
① 電磁気的 分離過程	原理的 ∞	-	原子	回分式	困難	×	消費電力が大
② 光化学反応	原理的 ∞	-	分子	連続式	かなり困難	×	高出力レーザ、分子スケベクトルの同位体シフト、系外抽出方法等の検討が必要
③ 深冷蒸留	2前後 (H-D)	原理的 ∞ 可逆	気-液	連続式	容易	○	トリチウムのインベントリが大、トリチウムの崩壊熱に対する考慮が必要
④ 化学交換反応	2~8 (H-D)	部分的 ∞ 可逆	気-液 気-液	連続式	容易	△	適当な反応系、触媒、2重温度等の検討が必要
⑤ 熱拡散	1.1 付近 (H-D)	不可逆	気相	回分式 連続式も可	やや困難	○	分離器の構成が簡単
⑥ ガス拡散	1.3 程度 (H-D)	不可逆	気相	連続式	容易	○	多孔質隔膜, HTとD ₂ の分離不可
⑦ 原子拡散	1.4 (H-D)	不可逆	気相	連続式	容易	○	Pd合金膜, 原子での分離なので系が簡単, トリチウムの拡散漏洩対策が必要
⑧ 遠心分離	1.0 2 (H-D)	原理的 ∞ 可逆	気相	連続式	容易	△	水素同位体には不適
⑨ 電解	5.6 (H-D) 10.4 (H-T)	不可逆	液相	連続式	容易	△	トリチウムのインベントリが大, 再結合器が必要
⑩ その他 ガスクロマトグラフィ、 イオン交換、分子ポンプ、 分離ノズル、掃引拡散、 イオン移動度							

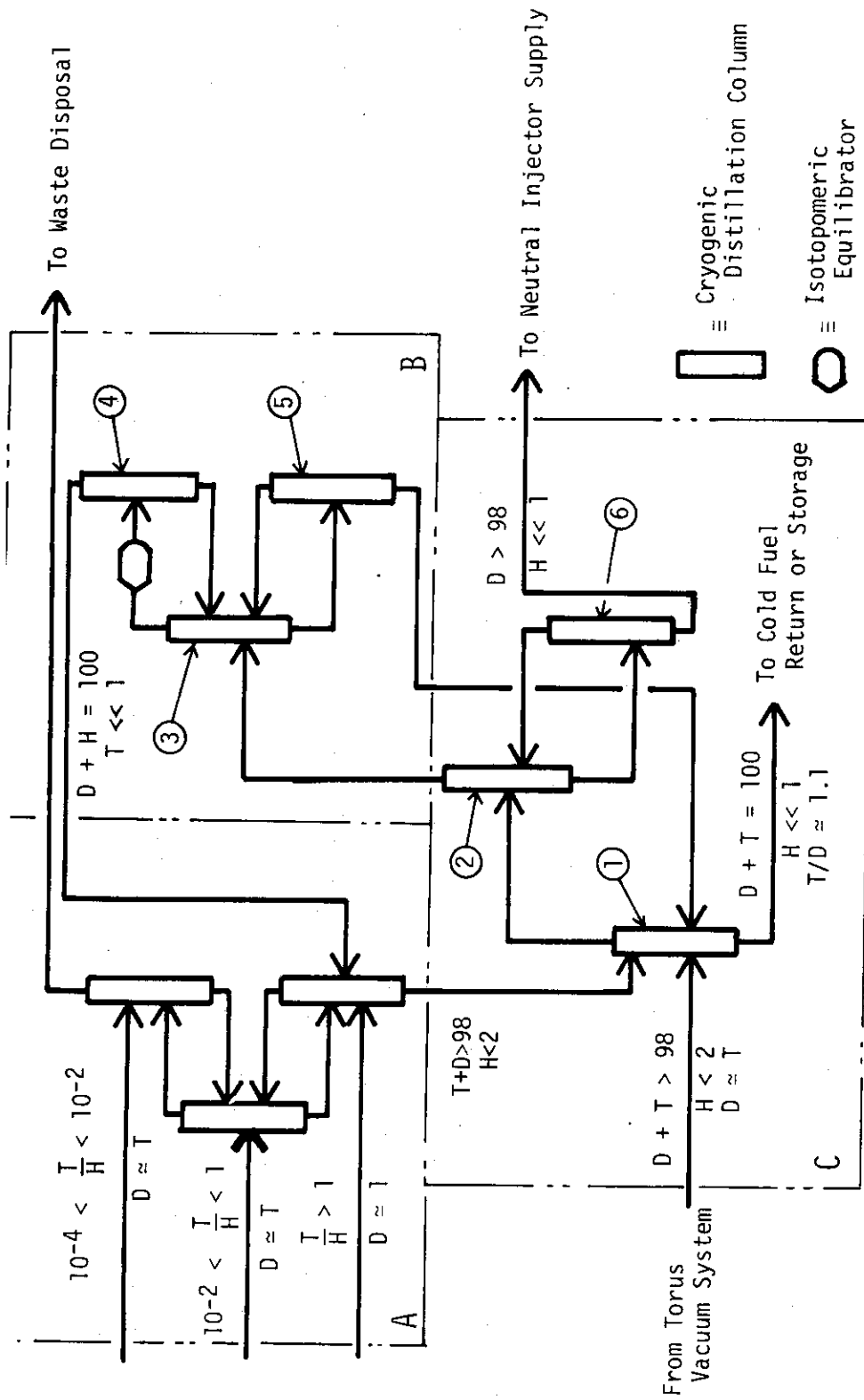


Fig. 4.1 深冷蒸留法による水素同位体分離システム例 (ANL/EPR)

4.2 3成分系カスケードの解析

Pd 膜法（原子拡散法）を対象とした3成分系カスケード解析の概要を述べる。

Pd 膜法は、厚さ 0.1mm 程度の Pd (75)-Ag 合金膜を圧力差によって透過する H, D, T 各原子の、主として拡散速度の差を利用して同位体分離を行うもので、分離要素となる一つの分離器は概念的に Fig. 4.2 の如く示される。

供給ガスおよび透過・未透過ガスは、 H_2 , HD, HT, D_2 , DT, T_2 の6成分混合ガスであるが、分離自体が原子単位であるため、3成分系分離となる点特徴的である。即ち、その分離段階は、ガス分子の Pd 金属表面への吸着、原子解離、固溶、拡散、再結合、Pd 表面からの分子状脱離であるが、各段階の同位体効果については今なお未知の点が多い。

流量 G, 組成 (x, y, z) なる供給ガスは、2つの流れ G' と G'' とに分割されると同時に組成も (x', y', z') と (x'', y'', z'') とに変換される。この組成変換の程度は、分離系数と呼ばれる一組の数値で代表される。一般に分離系数は組成の絶対値にできるだけ依存しないように定義されるが、ここでは、次式でもって分離器一つ当りの分離系数とする。

$$\alpha_x \equiv \frac{[R']}{[R'']}, \quad \alpha_y \equiv \frac{[E']}{[E'']} \quad (4-1)$$

$$\text{但し, } [R] = \frac{x}{z}, \quad [E] = \frac{y}{z}$$

原子拡散を律速と仮定するとき、分離系数の目安としては、

$$\alpha_x^0 = \left(\frac{m_r}{m_s}\right)^{1/2} \simeq 1.7$$

$$\alpha_y^0 = \left(\frac{m_r}{m_o}\right)^{1/2} \simeq 1.2, \quad \text{但し, } m: \text{原子量}$$

程度を考えてよい。

ところで、分離系数が小さいことから、一つの実験器で所定の同位体分離をおこなうのは不可能で、多数の実験器をカスケードに結合して、分離を重畳する。カスケード結合の方式はウラン濃縮分野でよく知られており³⁾、Pd 膜法への適用も可能である。

カスケード形式として、2成分系での理想カスケードに対応する Matched Abundance Ratio Cascade と方形カスケードおよび両者の長所をある程度とり入れた方形化カスケードが考えられるが、ここでは、具体化がより容易でかつ実際的と思われる方形カスケードを採用する。方形カスケードだと、各段の実験器は同一規格でよく、カスケード運転に融通性がある。

単位方形カスケードを模式的に Fig. 4.3 に示す。また、実験器の結合方式を Fig. 4.4 に示す。

一つの実験器カスケードは、流量 F, 組成 (x_f, y_f, z_f) なる原料ガスを、P, (x_p, y_p, z_p) なる製品ガスと W, (x_w, y_w, z_w) なる廃品ガスとに分離する機能をもつ。軽成

分は、カスケードの上部へ行くにつれ相対的に濃縮され、下部へ行くにつれ減損される。したがって、原料供給点を境として、カスケード上部を軽成分濃縮部、下部を軽成分回収部と呼ぶ。

原料ガスは、濃縮部最下段からの未透過流に入れる。濃縮部最上段からの透過流は、一部は製品ガスとして取出すが、大部分は還流させる。また、回収部最下段からの未透過流も一部は廃品ガスとして取出すが、大部分は還流させる。

カスケード全体の物質収支は、次の通りである。

$$\left. \begin{aligned} F &= P + W \\ Fx_p &= Px_p + Wx_w \\ Fy_p &= Py_p + Wy_w \end{aligned} \right\} \quad (4-2)$$

但し、F, P, W: 原料, 製品, 廃品ガス流量 (g-atom/hr)

x_p, y_p : 原料ガス中の H, D 原子分率 (-)

x_p, y_p : 製品ガス中の " (-)

x_w, y_w : 廃品ガス中の " (-)

また、濃縮部、回収部の物質収支は次の通りである。

$$\left. \begin{aligned} L_e x'_{i+1} &= (L_e - P) x'_i + P x_p \\ L_e y'_{i+1} &= (L_e - P) y'_i + P y_p \end{aligned} \right\} \quad i=1, 2, \dots, N_e - 1 \quad (4-3)$$

$$\left. \begin{aligned} (L_s - W) x'_{j+1} &= L_s x'_j - W x_w \\ (L_s - W) y'_{j+1} &= L_s y'_j - W y_w \end{aligned} \right\} \quad j=1, 2, \dots, N_s - 1 \quad (4-4)$$

但し、 L_e : 濃縮部の透過流量 (g-atom/hr)

L_s : 回収部の未透過流量 (")

x'_{i+1}, y'_{i+1} : (i+1)段めの透過流の H, D 原子分率 (-)

x'_i, y'_i : i段めの未透過流の " (-)

x'_{j+1}, y'_{j+1} : (j+1)段めの透過流の H, D 原子分率 (-)

x'_j, y'_j : j段めの未透過流の " (-)

i: 濃縮部の段番号

j: 回収部の "

N_e : 濃縮部の全段数 (stages)

N_s : 回収部の " (")

境界条件は、次のように設定される。

$$\left. \begin{aligned} (x_p, y_p) &= (x'_1, y'_1) \quad \text{at } i=1 \\ (x_w, y_w) &= (x'_{N_s}, y'_{N_s}) \quad \text{at } j=N_s \end{aligned} \right\} \quad (4-5)$$

$$\left. \begin{aligned} L_e &= L_s - W \\ (x', y') \text{ at } N_e + 1 &= (x'_1, y'_1) \text{ at } j=1 \end{aligned} \right\} \quad (4-6)$$

ところで、3成分系分離は、2つの単位方形カスケードを組み合わせておこなう。そのカスケード・システム構成を、Fig. 4.5 に示す。第1カスケードにおいて、最も重い成分を除去する場合は $P_1 - F_2$ 方式で、最も軽い成分を除去するのが $W_1 - F_2$ 方式である。

このようなカスケード・システムを解析するための計算コード“TRIO”が開発された。これは基本的には Fig. 4.3での単位方形カスケード・設計コードであって、カスケード計算は分離係数定義式、(4-1)式と物質収支式、(4-2)～(4-4)式および境界条件式、(4-5)、(4-6)式を基礎としている。計算上の仮定は、次の2点である。

(仮定)① 分離係数 α_s 、 α_r は、カスケード全体で一定値である。

② カスケード系外へのH, D, Tロスはなく、厳密に物質収支が成立する。

“TRIO”は大きく2つの部分から成っており、各々が第1カスケードおよび第2カスケードに対応する計算をおこなう。計算コードの機能として、次の点が特徴となっている。

(a) 原料供給段は、原料ガスの成分存在比に最も近い段が選ばれる。

(b) カスケードの全透過流量 J_{es} が最小となるような設計パラメータ(還流比、段数など)が選ばれる。したがって、所定の分離が最小規模のカスケードで遂行できる。

$$J_{es} = (N_e + N_s) \cdot L_e \rightarrow \min$$

各単位カスケードに対するインプットとアウトプット項目を、Table 4.2に示す。大型コンピュータであるIBM370を用いた計算経験では、1ケース当りの計算時間は30秒以下である。

Table 4.2 単位方形カスケード計算のインプットとアウトプット

(a) インプット

各成分の原料量 : F_s, F_r, F_z

注目成分の製品量 : P_y, P_z

分離係数 : α_s, α_r

(b) アウトプット

原料量と組成 : F, x_r, y_r, z_r

製品量と組成 : p, p_s, x_p, y_p, z_p

廃品量と組成 : $w, w_s, w_y, w_z, x_w, y_w, z_w$

所要段数 : N_e, N_s

流 量 : L_e, L_s

カ ッ ト : θ_e, θ_s

各段の組成変化 : $x_i, x'_i, x''_i, y_i, y'_i$ 等

全透過流量 : J_{es}

(注) アウト・プットについては、付録を参照

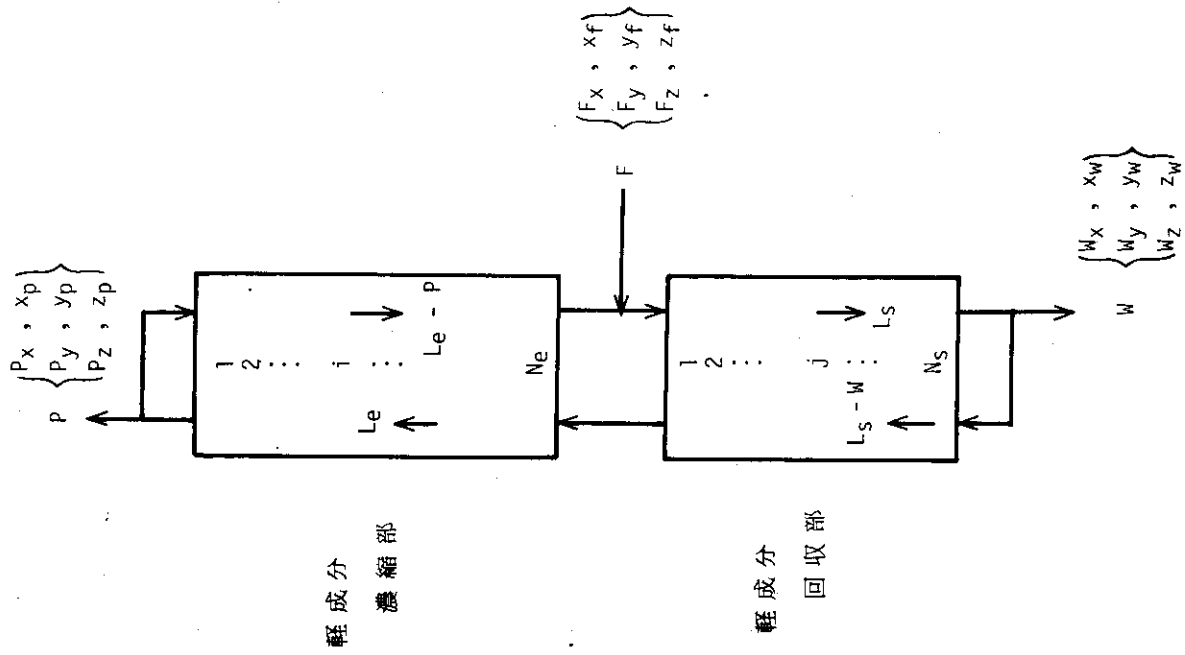
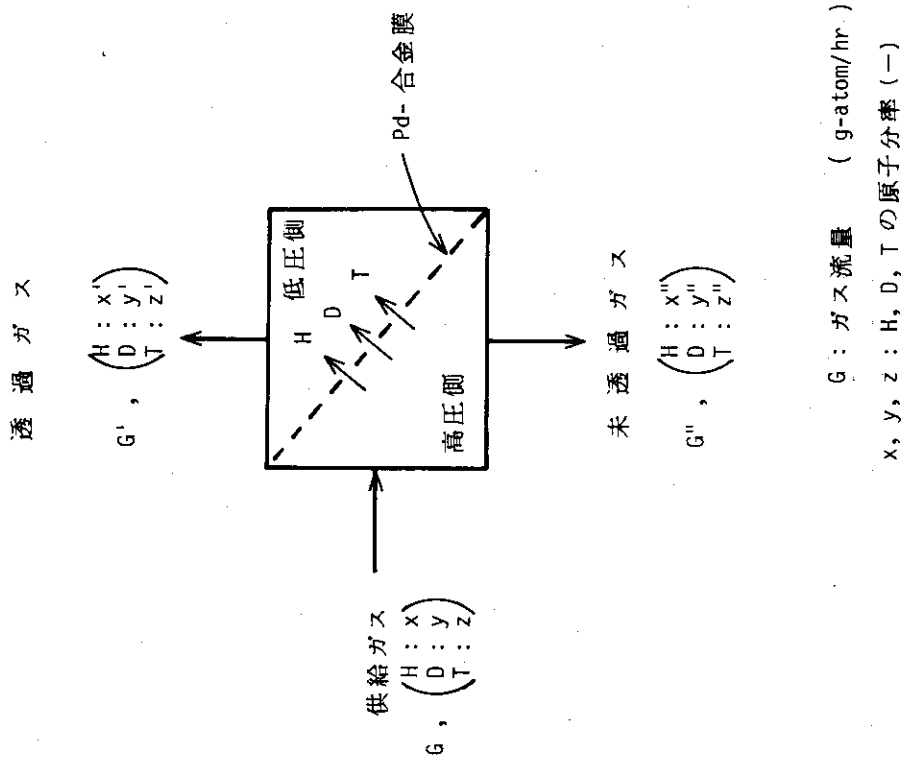


Fig. 4.3 単位方形カスケード



G : ガス流量 (g-atom/hr.)

x, y, z : H, D, T の原子分率 (-)

Fig. 4.2 Pd膜法の分離器概念

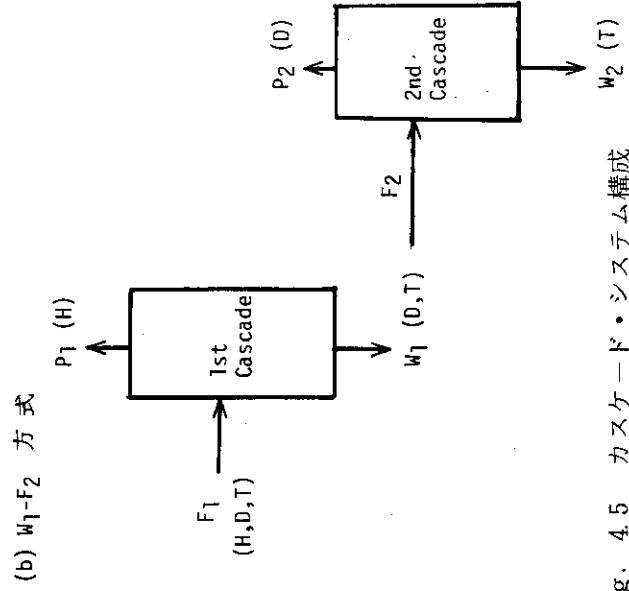
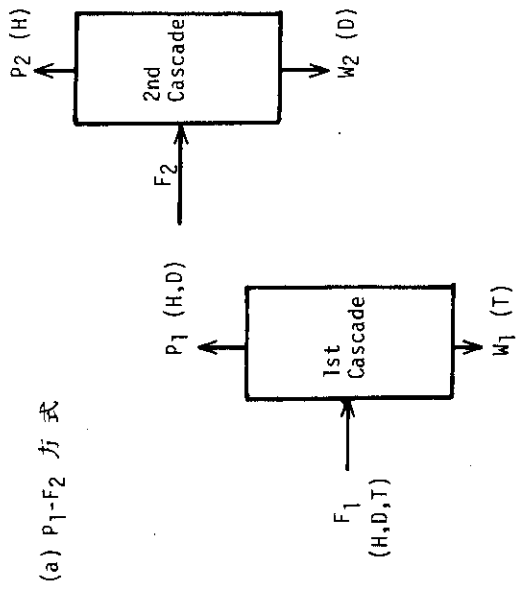


Fig. 4.5 カスケード・システム構成
($P_1 - F_2$ 方式と $W_1 - F_2$ 方式)

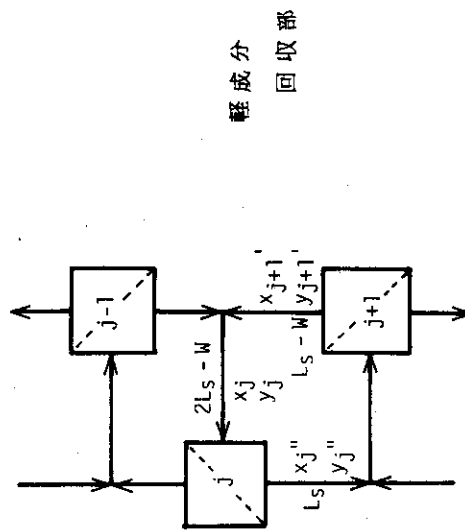
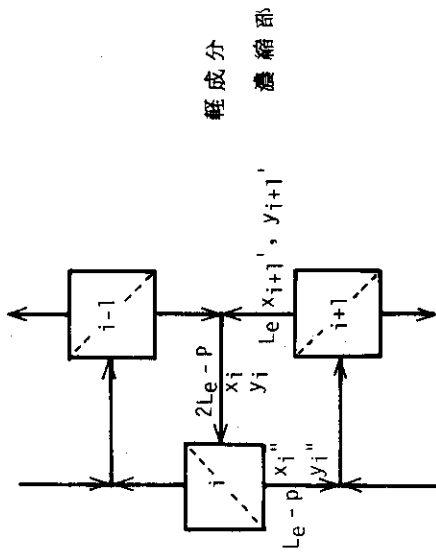


Fig. 4.4 分離器の結合方式

4.3 同位体分離系への適用

計算コード“TRIO”を用いて Fig. 4.5 のカスケード・システム構成を解析した結果を述べる。

燃料給排システム中における同位体分離系の位置づけおよび果たすべき機能は、Fig. 4.6 および Fig. 4.7 のフローシートに示される。ここで、Fig. 4.6 が基準案としてのフローシートであって、Fig. 4.7 は代替案である。

いずれの案においても、同位体分離系に要求される条件は似ている。

(a) 基準案の場合

$$\text{フィード構成} \begin{cases} \text{H: 1 at \% 前後} \\ \text{D: } 22.28 \text{ mg/sec} = 40.104 \text{ g-atom/hr} \\ \text{T: } 17.32 \text{ mg/sec} = 20.784 \text{ g-atom/hr} \end{cases}$$

(条件)① Hは100% 近く除く。Hに伴うTは可能な限り少なくおさえる。

② Dを99 at %以上に濃縮する。

(b) 代替案の場合

$$\text{フィード構成} \begin{cases} \text{H: 1 at \% 前後} \\ \text{D: } 16.88 \text{ mg/sec} = 30.384 \text{ g-atom/hr} \\ \text{T: } 25.32 \text{ mg/sec} = 30.384 \text{ g-atom/hr} \end{cases}$$

(条件)① Hは100% 近く除く。Hに伴うTは可能な限り少なくおさえる。

② DおよびTを99 at %以上に濃縮する。

これらの条件を満たすカスケード・システム構成は、 $W_1 - F_2$ 方式がよい (Fig. 4.5参照)。即ち、第1カスケードにおいて、原料中のHを100% 近く除去し、残る(D, T)混合物を第2カスケードの原料として所定のD and/or T の濃縮をおこなう。

以下のパラメータ・サーベイにおいては、基準案を中心に検討をし、代替案については代表例の基準案との比較にとどめる。

さて、カスケード計算を実行するには、インプットとして(H, D, T)各成分の原料量と分離係数などが必要であるが、(i)原料の構成についてはHの量が定まっていない、(ii) (4-1)式で定義されるH-T およびD-T の分離係数を与える適切な実験データがない、といった問題があるため、ここでは、この2つをパラメータとするサーベイ計算をおこなう。

まず、Hの含有量については、1 at %を中心に0.5% の場合と2% の場合とを考える。

(i) Hの含有量

$$0.5 \text{ at \% のとき, H: } 0.20919 \text{ g-atom/hr} \quad (\text{ケースA-2})$$

$$1 \text{ at \% } \quad \text{ ”, H: } 0.42048 \quad \text{ ”} \quad (\text{ケースA-1})$$

$$2 \text{ at \% } \quad \text{ ”, H: } 0.84955 \quad \text{ ”} \quad (\text{ケースA-3})$$

次に、分離係数については、一つの相対的基準値として原子量の比の平方根を採用し、これに対する分離係数の大小を

$$\eta = (\alpha - 1) / (\alpha^0 - 1) \times 100\%$$

なる指標で表わす。ηとしては、50%~120%をサーベイ範囲とする。

(ii) 分離係数

η=120% のとき、	$\alpha_x=1.878$,	$\alpha_y=1.270$	(ケース B-1)
110% " ,	$\alpha_x=1.805$,	$\alpha_y=1.247$	(ケース B-2)
100% " ,	$\alpha_x=1.732$,	$\alpha_y=1.225$	(ケース A-1)
80% " ,	$\alpha_x=1.586$,	$\alpha_y=1.180$	(ケース B-3)
50% " ,	$\alpha_x=1.366$,	$\alpha_y=1.112$	(ケース B-4)

したがって、計算ケースとしては、A-1~A-3, B-1~B-4および代替案(H:1 at %, η=100%)のC-1である。

別のインプットである注目成分の製品量については、第1カスケードの場合、Hを99.9 at %以上除去するために、 $T:1 \times 10^{-8}$ g-atom/hrに固定する。また、第2カスケードの場合、基準案では $D:28.584$ g-atom/hr, $T:1 \times 10^{-2}$ g-atom/hrに固定し、代替案では、 $D:14.184$ g-atom/hrとする。第2カスケードから得られるDの濃度は、99 at %以上を目指している。

(i) H含有量のパラメータ・サーベイ(A-1~A-3)

得られた計算結果は、カスケード・システム構成図としてFig. 4.8~4.10に示す。第1および第2カスケードの形状は、縦方向が段数を、横幅は分離器当りの透過流量の大きさを相対的に表わしている。詳細な結果は表として4.5節に掲載し、かつアウト・プット・リストの一例(ケースA-1)も添付した。これらの図で、F, P, W, L等の流量はg-atom/hrで示し、(H, D, T)組成はatomic %で示す。 N_s , N_c 等は段数、即ち分離器個数を表わす。

Fig. 4.6において、燃料ガス貯槽から F_1 なる流量で第1カスケードに供給された原料から、その中のHを99.9%以上含む P_1 なる製品が取り出され、 H_2 , HD貯蔵又は廃棄工程に送られる。これに伴うTの濃度は、 1×10^{-5} atomic %以下であって極めて小さい値である。この値をさらに小さくすることは段数 N_c の増加により容易に達成される。第1カスケードからの廃品 W_1 は、主として原料中のDとTの混合ガスであって、第2カスケードの原料 F_2 となる。第2カスケードの製品 P_2 は、Dを99%以上含むガスであって、重水素貯槽に送り出す。これは、さらにD用の中性粒子入射装置へと送られる。廃品 W_2 はDとTの混合ガスであり、DとTの比率は結果的に $D:T \approx 1:2$ となっている。この W_2 は燃料ガス貯槽を経て、燃料調整をうけたのち、燃料注入装置へと送られる。

H含有量のカスケード・システム構成に与える影響は比較的少ない。特に、第2カスケードのみについては、全く同じ分離カスケードでよい。第1カスケードについては、濃縮部の段数 N_{c1} はほとんど同じであるが、H含有量が多くなると、回収部の段数 N_{s1} を増やし、分離器当りの透過流量を多少大きくしなければならない。差圧を変化させて透過流量が調節できるならば、段数を若干多めに設計しておくことにより、3%以下のH含有量の融通性を確保するのは可能と考えられる。

いずれにしても、Pd膜法による(H, D, T)分離は、そのシステムは単純であって、段数も第1, 第2カスケード共に、40~50段程度でよい。透過流量は、第2カスケードの流量

が第1カスケードの約10倍であるが、これは分離器の大きさが前者は後者の約10倍になることを意味している。

(2) 分離係数のパラメータ・サーベイ (B-1~B-4)

得られた計算結果を、Fig. 4.11~4.14 に示す。これらの図で、F, P, W, L等の流量は $g\text{-atom/hr}$ で、(H, D, T)組成はatomic %である。また、 N_e, N_s 等は段数を示す。

ここでは、相対的基準値の分離係数の場合(ケースA-1)を中心に、分離係数がカスケード・システム構成に与える影響をみる。

一般的なカスケード理論として、分離係数が大きくなると、所定の分離をおこなうためのカスケード段数、即ち分離器の個数が少なくてよく、同時に、段当りの透過流量も小さくてよいことが知られている。本パラメータ・サーベイにおいても、段数に関しては、

$\eta = 50\%$ のとき、	$N_{r1} = 81$ 段、	$N_{r2} = 151$ 段
80% " ,	56段、	59段
100% " ,	47段、	46段
110% " ,	44段、	42段
120% " ,	39段、	38段

となっており、分離係数が大きくなるにつれて所要段数は少なくてよいことがわかる。一方、段当りの透過流量に関しては、

$\eta = 50\%$ のとき、	$L_1 = 364$ 、	$L_2 = 574$ $g\text{-atom/hr}$
80% " ,	229、	1211 $g\text{-atom/hr}$
100% " ,	162、	1378 $g\text{-atom/hr}$
110% " ,	159、	1339 $g\text{-atom/hr}$
120% " ,	202、	1545 $g\text{-atom/hr}$

となっており、第1カスケードでは一応、分離係数が大きくなると透過流量は小さくなる傾向にあるが、第2カスケードでは逆の傾向にある。第2カスケードでの $J_{es,2} = N_{r2} \cdot L_2 \rightarrow \min$ は、分離係数が小さくなると、段数 N_{r2} を大きくして、流量 L_2 を小さくする方向に設計パラメータが選ばれている。なお、分離係数が大きくなるにつれ、全透過流量 J_{es} は小さくなる傾向にある。

さて、実際に分離係数がどれ程の値になるかは、今のところ不確定要素が多く、予測できない。その理由は、(i)Pa膜法に対する分離の基礎理論が確立されていないと判断されること、特に、Pd膜の物性と水素同位体組成および温度・圧力条件の関数として分離係数が十分に解明されていない、(ii)分離装置としての工学的パラメータ、例えば、流速、流型と分離係数の関係が明らかでない、(iii)分離器をカスケードに組んだ場合の、分離器当りの分離度とカスケードとしての分離達成度との関係が、分離係数を使ってどのように関係づけられるのか明確ではないことによる。

これらのうち、基礎的な問題は、幾つかの実験例と共に、ここ10年間に10編余りの研究論文を通じて、ある程度解明されてはいる。日本でも東大、その他で分離実験が試みられており、今後の研究成果が注目される。しかしながら、実用化に伴う、上記(ii)、(iii)の問題は、今

後の課題といえよう。これらを適切に評価するには、十分な実験計画に基づく、(H, D, T) 3成分系カスケードによる分離試験が是非とも必要と思われる。

分離係数の一応の目安としては、カスケードの必要性に関連して既に述べたように、原子量の比の平方根で考えてよく、パラメータ・サーベイの相対的基準値としてもこれを採用した訳である。サーベイ結果については、分離係数が増えるとき、カスケード・システム構成がどのように変わるのか、予備的な知識を提供するものである。実際の装置設計では、いずれのケースになるかは、今後のデータで決定されるだろう。

(3) 代替案のサーベイ (C-1)

得られた計算結果を、Fig. 4.15に示す。基準案(ケースA-1に対応)との相違は、フィード構成とTの濃縮度とにあり、結果としての分離カスケードは、第1カスケードについては透過流量が2倍になり、第2カスケードについては透過流量が半分以下に減ったのに対し、全段数で14段増えている。第1, 第2カスケードの総透過流量値で比較すると、基準案の約70%であり、カスケード規模からいって代替案の方が小さな装置でよいことになる。

Fig. 4.7において、第1カスケードからの廃品のうち、約半分が燃料ガス貯槽へと送られ、残りが第2カスケードの原料 F_2 になる。第2カスケードからの製品 P_2 は重水素貯槽に入り、さらにD用の中性粒子入射装置へと送られる。また、廃品 W_2 はトリチウム貯槽に入り、さらにT用の中性粒子入射装置へと送られる。

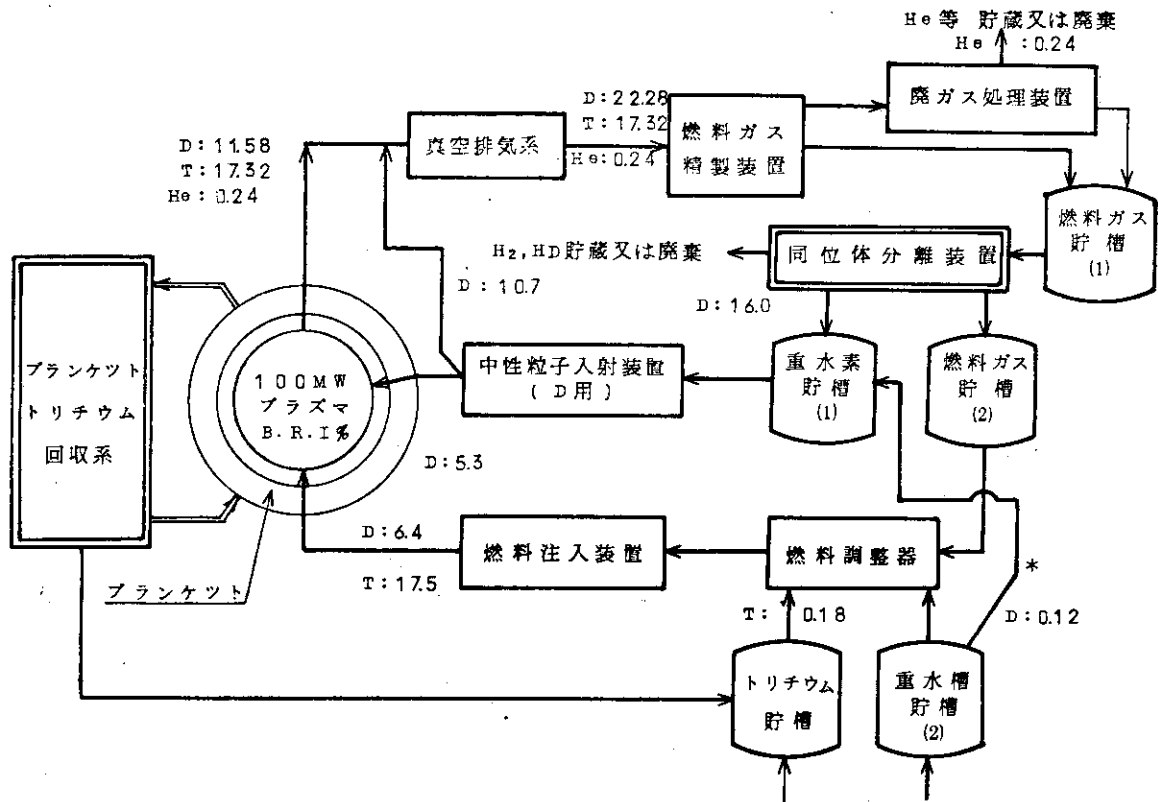


Fig. 4.6 燃料給排システムフローシート (基準案)

(単位: mg/s)

* H D 除去分も補給

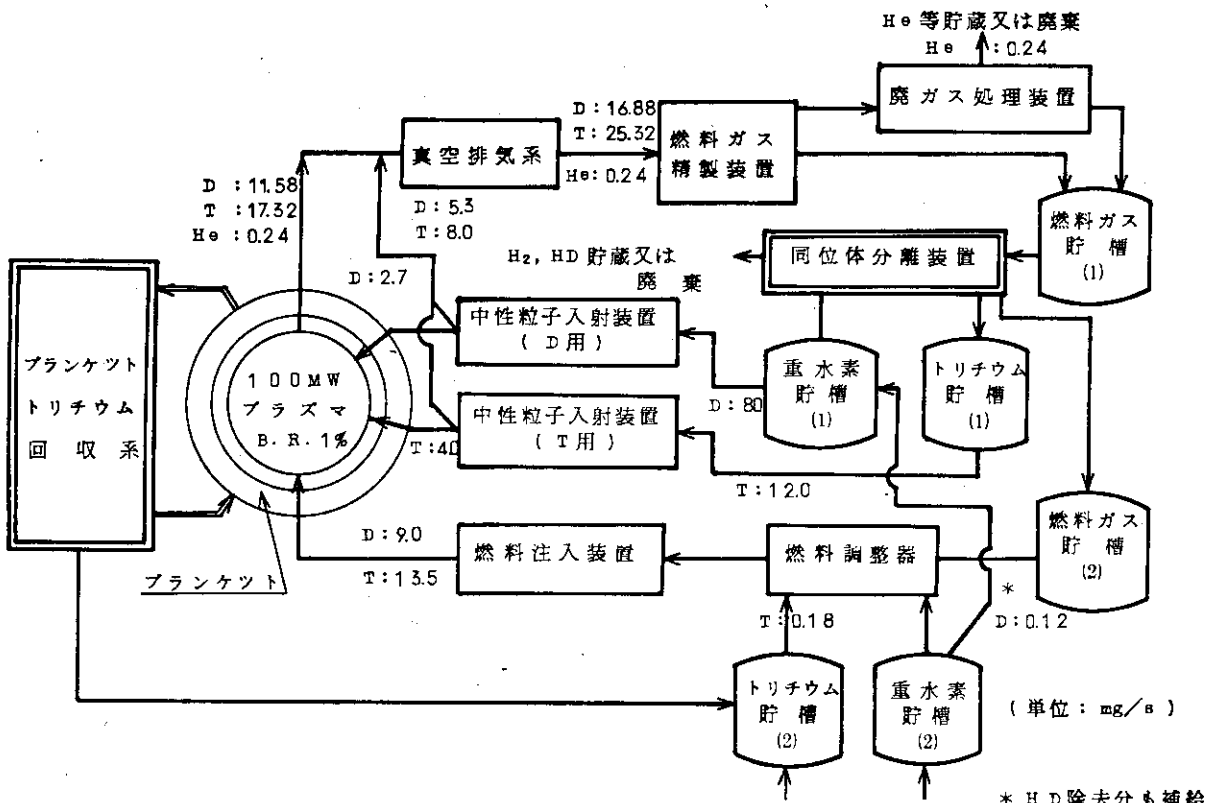


Fig. 4.7 燃料給排システムフローシート (代替案)

(単位: mg/s)

* H D 除去分も補給

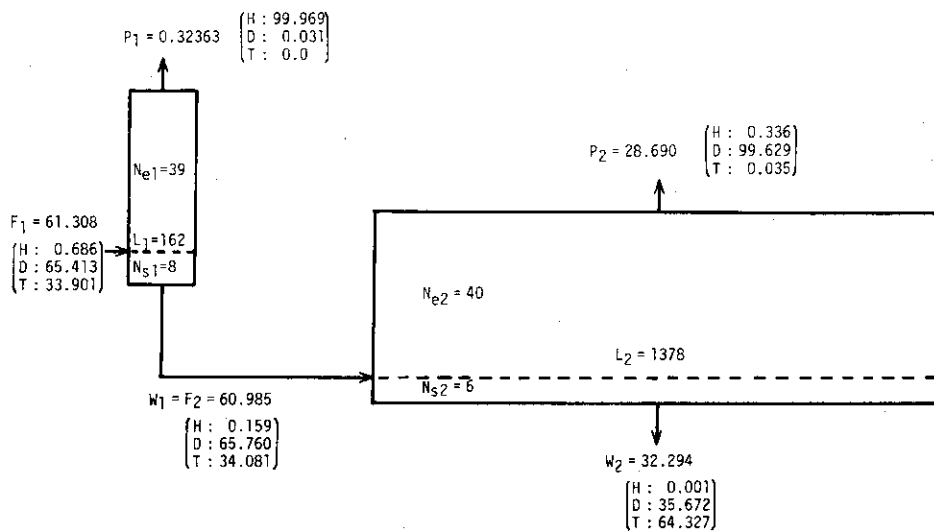


Fig. 4.8 カスケード・システム構成図 (ケースA-1)

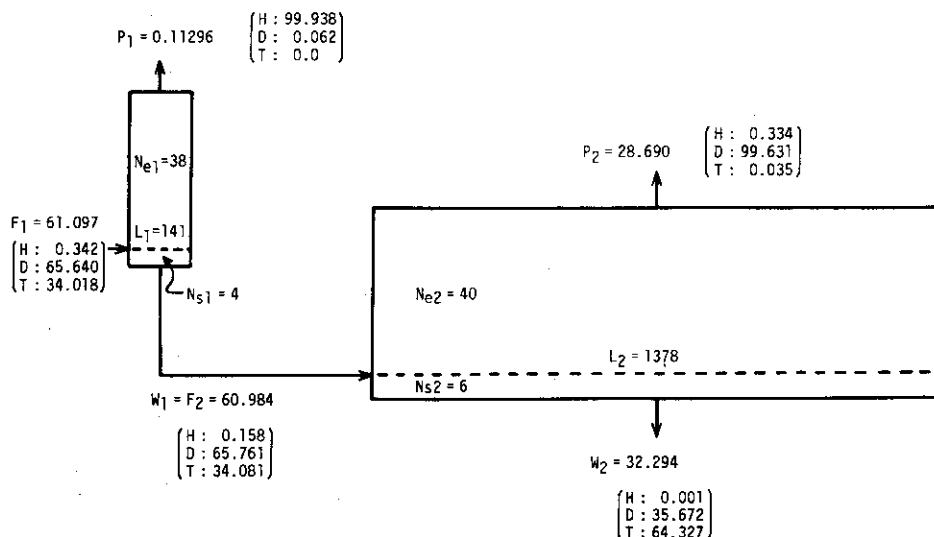


Fig. 4.9 カスケード・システム構成図 (ケースA-2)

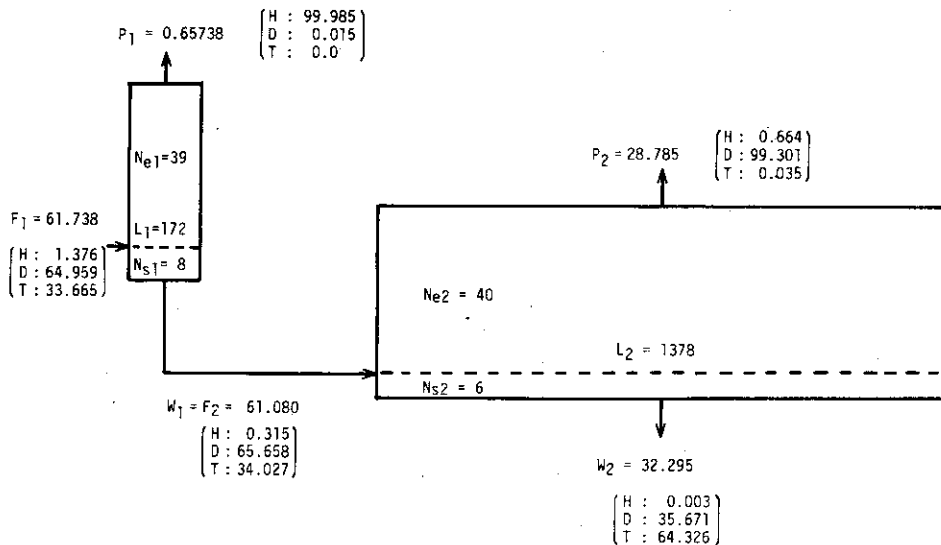


Fig. 4.10 カスケード・システム構成図 (ケースA-3)

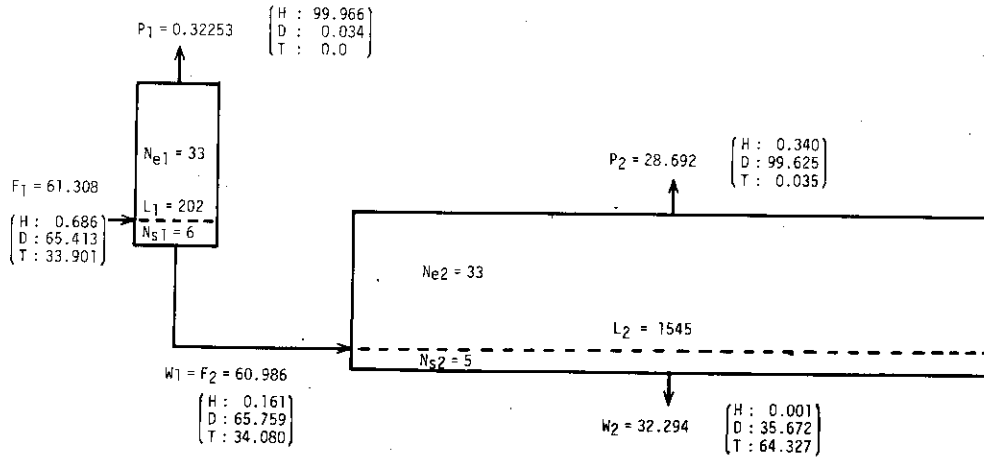


Fig. 4.11 カスケード・システム構成図 (ケースB-1)

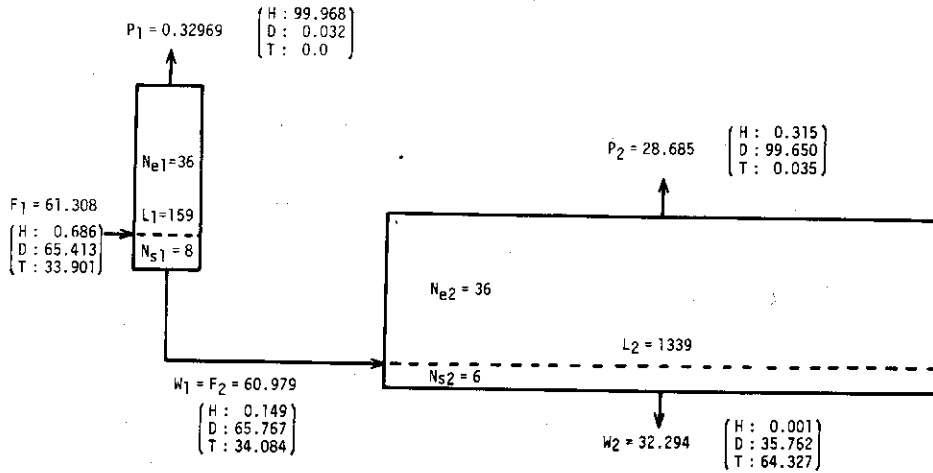


Fig. 4.12 カスケード・システム構成図 (ケースB-2)

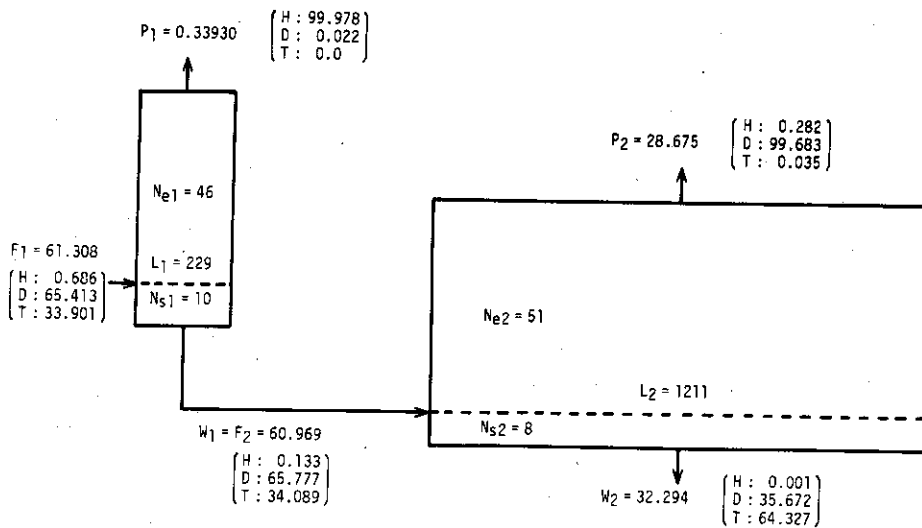


Fig. 4.13 カスケード・システム構成図 (ケースB-3)

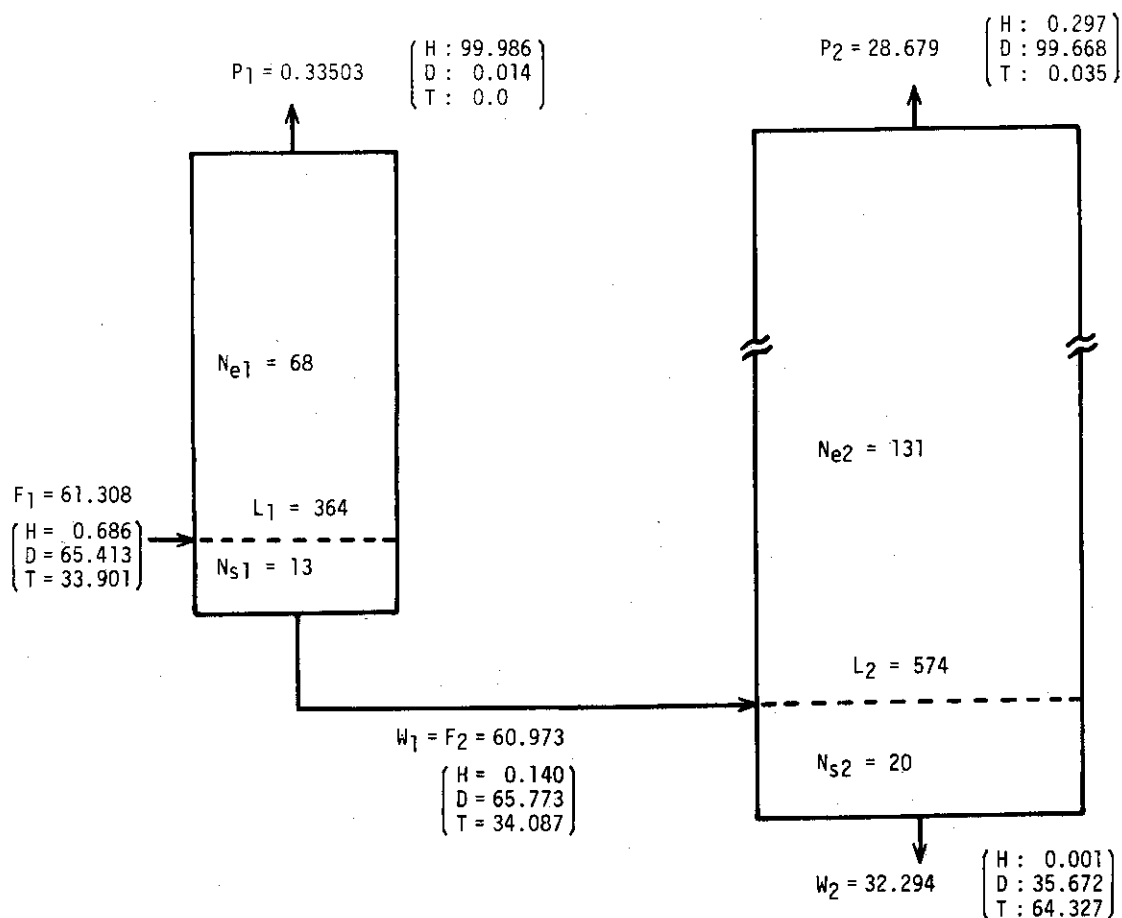


Fig. 4.14 カスケード・システム構成図 (ケースB-4)

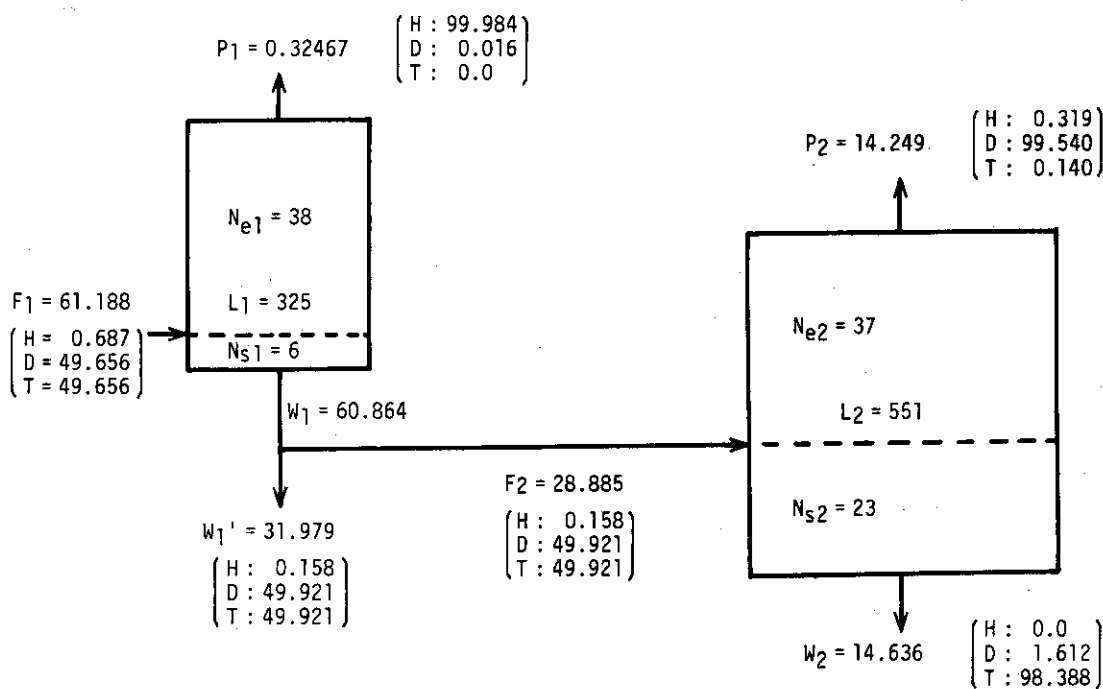


Fig. 4.15 カスケード・システム構成図 (ケースC-1)

4.4 同位体分離装置の概念設計

Pd 膜法の装置概念を把握するため、分離器と分離カスケード系統に注目した簡単な概念設計を試みる。設計例として、ケースA-1での試算結果に基づくカスケード・システム構成を採用する（Fig. 4.8 および付録のカスケード計算結果表を参照）。これは、一応の目安を与える意味で典型的なケースといえよう。即ち、Fig. 4.6の燃料給排システム・フローシートにおいて、Hの含有量が1.0 at%の場合で、同位体分離の分離係数が $\alpha_{HT} = 1.732$ (H-T), $\alpha_{DT} = 1.225$ (D-T)を想定している。

モデル化したPd膜法の実験装置とその結合については、Fig. 4.2およびFig. 4.4に示されている。分離は、Pd膜を圧力差による推進力で通過するH, D, T原子の同位体効果に依存しているため、分離器は供給ガス、未透過ガスが高圧側、透過ガスが低圧側に、Pd膜を境として2分割される。また、ある段の分離器への供給ガスは、一つ下の段からの透過ガスと一つ上の段からの未透過ガスとの合流したものであるが、透過ガスは低圧であるため圧縮して供給ガスとしなければならない。また、分離器の高圧側での圧損失が大きくて未透過ガスの圧力が供給ガスとしての圧力よりもかなり小さくなる場合には、未透過ガスも圧縮する必要がある。したがって、少なくとも分離器当り1台の圧縮機がいる。

また、Pd膜の透過流量を確保するため、一般に分離は400°C付近でおこなわれる。操作温度を高くすると、Pd膜の水素透過能力が増大する傾向にある。ところで、400°Cのガスを圧縮するのは、圧縮熱による温度上昇も考慮して、望ましくない。したがって、400°Cの未透過ガスは熱交換器を通して、100°C程度に冷却した後、圧縮器へと送り込む。この熱交換器も、分離器当り1台必要である。

以上の点から、Pd膜法の基本構成要素は、Fig. 4.16に示す如く、分離器、圧縮器および熱交換器の結合から成っている。

(1) 分離器の設計

分離器の操作温度を420°Cとするとき、Pd合金膜の水素透過流量は、Fig. 4.17のようである。いま、差圧を5 kg/cm²に選②の場合を採用すると、単位透過流量は、1.19 cm³/cm² minとなる。実際には、HとD, Tとで透過割合が異なるため、同じ差圧だと単位透過流量も違ってくる。しかし、ここでは同位体組成の変化による差異を無視して、この1.19 cm³/cm² min (at 400°C, $\Delta p = 5$ kg/cm²)を設計値とする。なお、①のカーブの場合は、以下の計算で、差圧を大きくするが、膜面積を増やすかすればよい。

Pd膜として、厚さ0.08 mm t, 外径1.6 mm ϕ , 長さ1000 mm l のチューブ状のものを使用するとして、1本当りの膜表面積は、

$$0.16 \times 3.14 \times 100 = 50.24 \text{ cm}^2 / \text{本}$$

である。一方、膜透過流量は、カスケード計算より、

$$\begin{array}{l} \text{第1カスケード} : 161.98 \text{ g-at cm/hr} = 1.350 \text{ g-mol/min} \\ \text{第2} \quad \quad \quad : 1,378.1 \quad \quad \quad = 11.484 \quad \quad \quad \end{array}$$

要求されているから、必要膜面積およびチューブ本数は、

$$\begin{aligned} \text{第1カスケード} &: 1.350 \times 2,400 / 11.9 = 2,541 \text{ cm}^2 \\ &2,541 / 50.24 = 50.6 \text{ 本} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{第2カスケード} &: 21,617 \text{ cm}^2 \\ &430.3 \text{ 本} \end{aligned}$$

となる。即ち、第1カスケードの分離器1個当り、最低51本のPdチューブを必要とし、第2カスケードのそれは431本のPdチューブを必要とする。分離器の設計では多少の余裕をみている。

Fig. 4.18 に同位体分離器の概念図を示す。

Pdチューブは同心円状に配置して、ちょうどShell & Tube型の構造となっている。この図は、第2カスケード用分離器として描かれている。第1カスケード用分離器は、Pdチューブの同心円状配置数が4番めまでである以外は、その構造は第2カスケードの場合とほとんど同じである。

差圧の 5 kg/cm^2 は、高圧側を 6 kg/cm^2 、低圧側を 1 kg/cm^2 に設定して得るものとする。供給流は、 6 kg/cm^2 、 100°C 以下で供給流管を通して導入され、減損流（未透過ガスで 420°C ）との熱交換および分離器内筒でのシース・ヒーターによる加熱によって、向流管に到るときには 420°C に昇温されている。

Pdチューブは、外側が高圧で内側が低圧となっている。Pd膜を透過したガスは濃縮流となって、冷却フィン管を通過する際に水冷されて約 100°C で圧縮機へと行く。また、未透過流は、減損流管を通して分離器を去る。未透過ガスと透過ガスとは、Pdチューブに対し向流型となっている。

操作温度が 420°C と高いため、分離器内筒を通してトリチウムが洩れる可能性が強いので、分離器外筒を設けて漏洩トリチウムを回収する。さらに、分離器外筒は水冷することにより、透壁からのトリチウム洩れを極力少なくすると同時に、全体を負圧管で覆うことにより、漏洩トリチウムを回収する。したがって、2重のトリチウム漏洩対策が構じられている。また、配管も2重となっている。

分離器内筒と外筒との間の2重ベローズは、熱ひずみを避けるためである。

分離器は縦型であって、高さ約 1.6 mH 、外径は、第2カスケードの場合約 $17 \text{ cm}\phi$ 、第1カスケードの場合約 $14 \text{ cm}\phi$ である。

今後、分離器設計としては、熱量計算や強度計算および製作上の問題など詳細な検討を行い、より現実的な設計にしていく必要がある。また、同位体組成変化に合わせた分離器の膜面積あるいは差圧の仕様なども、より厳密に検討されねばならない。

(2) カスケード系統の設計

Fig. 4.19 に、同位体分離カスケード系統図を示す。

この図で、上側が第1カスケードを表わし、濃縮部39段、回収部8段である。また、下側が第2カスケードを表わし、濃縮部40段、回収部6段である。いずれも、段番号は回収部最下段から濃縮部最上段へとつけている。

分離カスケードの分離段は、Pd膜分離器(PD)、熱交換器(A.C.)および圧縮器(COMP.)から構成される。主たる系統は、水素同位体ガスが流れる主プロセス系統(太い実線)、熱交換器用の冷却水系統(細い実線)、Tの装置外漏洩を防止するための負圧および廃ガス処理系(細い一点破線)、および分離器加熱用ヒーター、圧縮機動力、計装電気のための電力供給系統である。

燃料ガス精製系からの原料ガスは、圧縮されて 6 kg/cm^2 とした後、 f_1 の原料供給配管によって、第1カスケードのNo.9分離段からの未透過流(減損流)に加えられる。但し、燃料中のH濃度が許容範囲内である場合には、第1カスケードに原料ガスを供給せず、 f_2 の原料供給配管によって、直接に第2カスケードのNo.7分離段からの未透過流に加える。

カスケード内での透過流、未透過流は向流循環流を形成している。第1カスケードの上部段へ行くにつれ、相対的にH成分が分離・濃縮され、No.4-7分離段からの透過流(濃縮流)は、大部分が H_2 ガスで極めてわずかのHD等を含むものになっている。これは、廃ガス処理装置へと送られる。第1カスケードの下部段に行くにつれ、H成分が減少し、No.1分離段からの未透過流は、 D_2 、DT、 T_2 ガスが大部分でわずかのHT等が含まれたものである。これは、一部分、 f_3 の原料供給配管によって、第2カスケードへの原料として送られる。

第2カスケードでは、上部段へ行くにつれて相対的にD成分が分離・濃縮され、No.4-6分離段からの透過流は、大部分が D_2 ガスでわずかのHD、HT等が含まれたものである。これは、重水素貯槽へと送られる。

一方、下部段へ行くにつれてD成分が減少し、No.1分離段からの未透過流は、 D_2 、DT、 T_2 ガスである。これは、燃料ガス貯槽へと送られる。

ここでのカスケード系統図には、計器などが含まれていないが、これらは運転制御法とも合わせて今後の検討課題である。

(3) トリチウム・インベントリの概算

ここで、大体の目安を得る目的で、トリチウム・インベントリを概算してみる。

第2カスケード用分離器の内容積は、Fig. 4.18より、およそ

$$\text{高圧側} : \pi \times \left(\frac{9}{2}\right)^2 \times 11.85 = 7,539 \text{ cm}^3 \rightarrow 7,500 \text{ cm}^3$$

$$\text{低圧側} : \pi \times \left(\frac{9}{2}\right)^2 \times 9.1 = 5,789 \text{ cm}^3 \rightarrow 6,000 \text{ cm}^3$$

と求められる。

操作温度が 400°C 、圧力が高圧側 6 kg/cm^2 、低圧側 1 kg/cm^2 であるから、滞留量は

$$\begin{aligned} \text{高圧側} : & (7500/22400) \times (273/673) \times (6/1) \\ & = 0.8149 \text{ g-mol} = 1.630 \text{ g-atom} \end{aligned}$$

$$\text{低圧側} : 0.01087 \text{ g-mol} = 0.02173 \text{ g-atom}$$

である。第1カスケード用分離器では、これよりやや少な目であろうが、一応、安全値として

第2カスケードでの値を流用する。

トリチウムの平均組成は、付録のケースA-1のカスケード計算結果から、大略、

第1カスケード：0.072

第2カスケード：0.122

と考えられる。したがって、トリチウムの量としては、

第1カスケードの高圧側： $1.630 \times 3 \times 0.072 \times 47$ 段

$= 16.5 \text{ g-T}$

16.721 g-T

“ 低圧側：0.221 g-T

第2カスケードの高圧側： $1.630 \times 3 \times 0.122 \times 46$ 段

$= 27.4 \text{ g-T}$

27.766 g-T

“ 低圧側：0.366 g-T

となり、合計44.5 g-Tとなる。配管部分などのインベントリ分を10%程度と仮定すると、約50 g-T弱である。

分離器のコンパクト化と、操作圧力の低減化によって、インベントリを少なくすることは可能である。

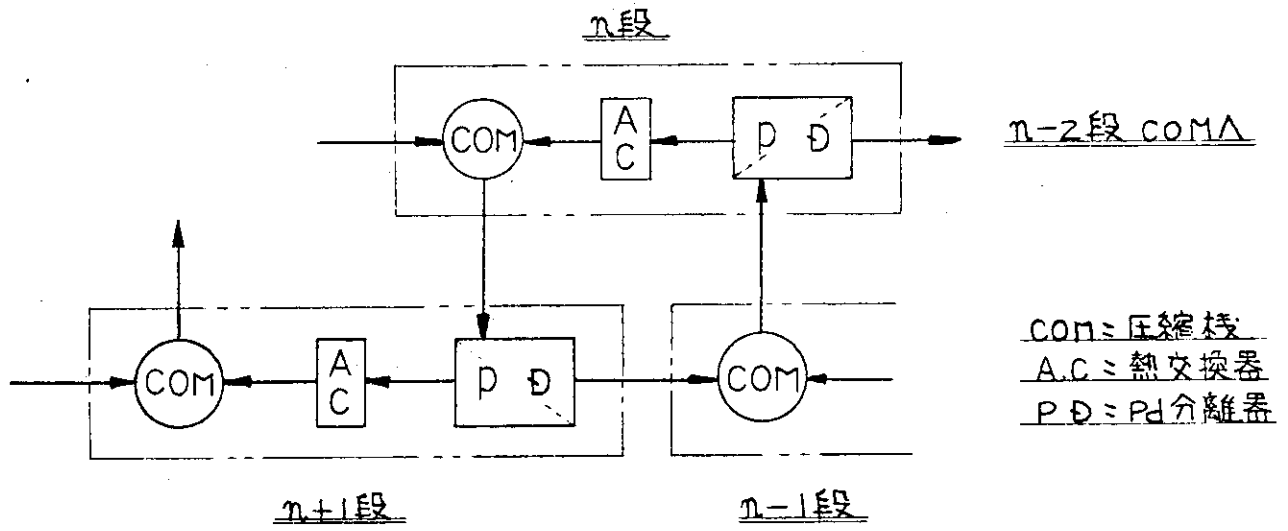


Fig. 4.16 Pd-膜法の基本構成要素

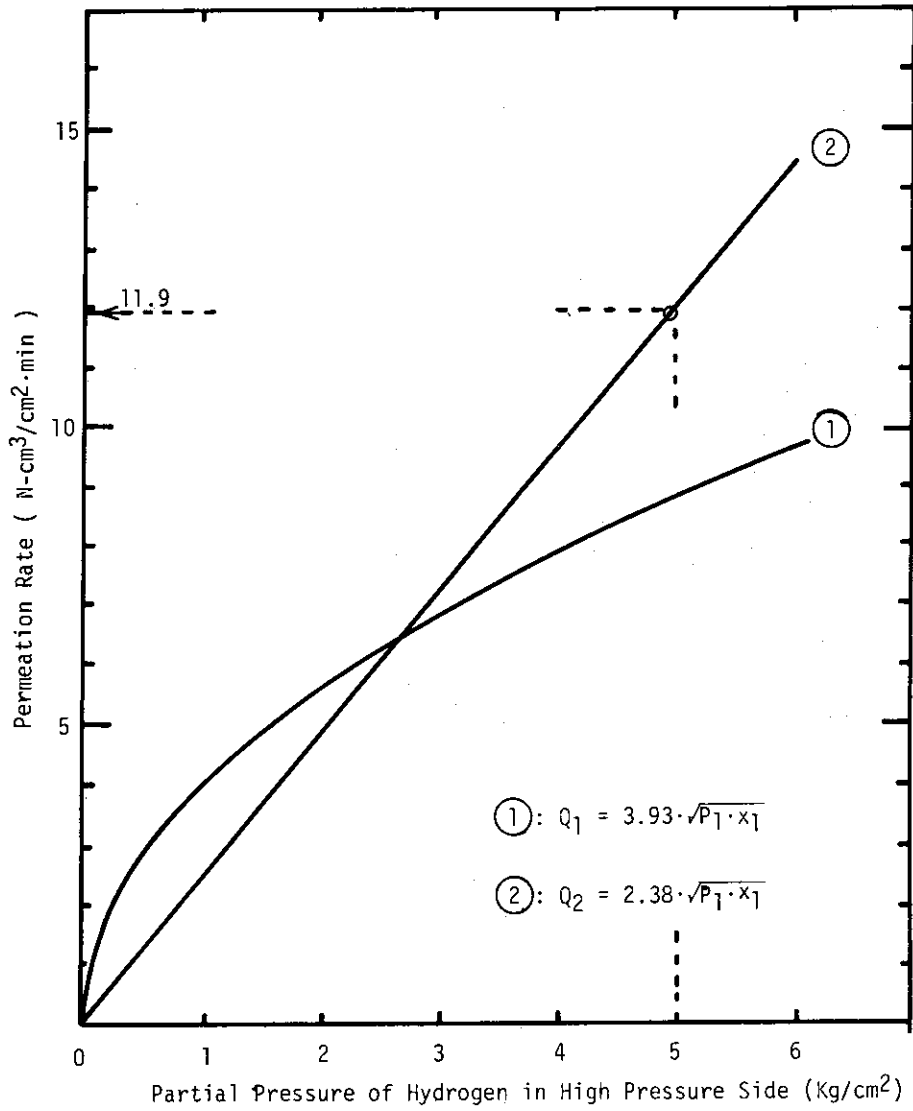
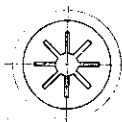
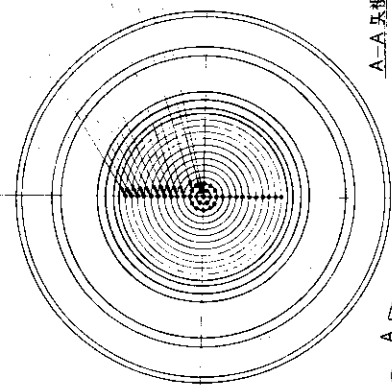


Fig. 4.17 Pd-合金膜水素透過流量 (400°C)

- | | |
|-----------|-----------|
| ① Pd-合金管 | ⑨ 負圧管 |
| ② 管板 | ⑩ 水冷管 |
| ③ 向流管 | ⑪ 排気管 |
| ④ 分離器内筒 | ⑫ 負圧管 |
| ⑤ 分離器外筒 | ⑬ 二重ペロローズ |
| ⑥ シースヒーター | ⑭ 冷却フィン管 |
| ⑦ 減損流管 | ⑮ 濃縮流管 |
| ⑧ 供給流管 | ⑯ 負圧ペロローズ |

管種	本数	総長	材料	備	注
①	17	22	483	316Ti-Ni	
②	3	66	597		
③	10	30	60	316Ti-Ni	
④	9	24	48	217	
⑤	7	21	42	169	
⑥	6	18	36	127	
⑦	4	12	24	61	316Ti-Ni
⑧	2	9	18	57	
⑨	1	3	6	7	
⑩	0	0			
⑪	0	0			
⑫	0	0			
⑬	0	0			
⑭	0	0			
⑮	0	0			



B-B 縦断

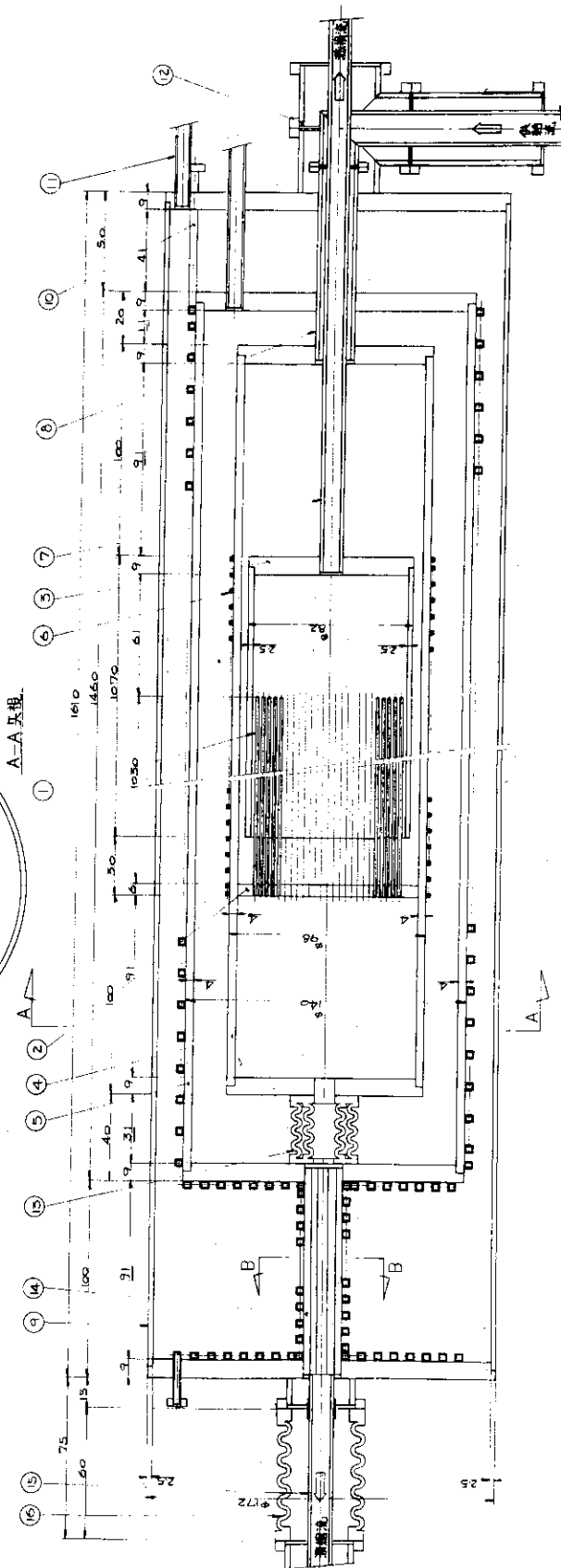


Fig. 4.18 第2カスケード用水素同位体分離器

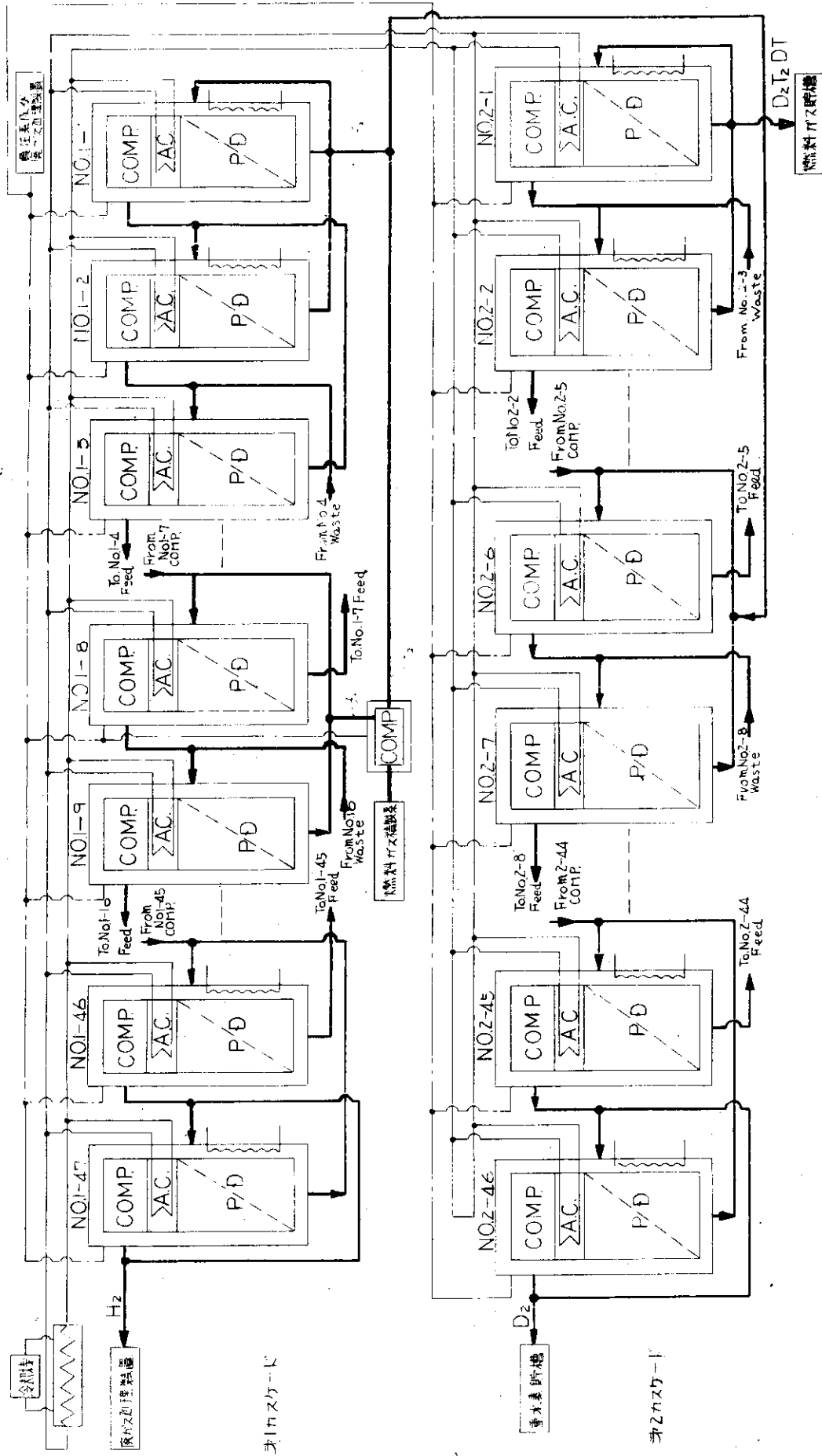


Fig. 4.19 同位体分離カスケード系統図

4.5 カスケード試算結果

4.3節の本文中で述べたパラメータ・サーベイ計算の結果をまとめて以下に示す。カスケード計算ケースは、Table. 4.3 に示す如く設定された。

各ケース毎にカスケード計算結果表をTable. 4.4~4.11 に示す。またTable. 4.12及び4.13 にアウト・プット・リストの一例を示す。ここで、これらに関する項目および関連量の単位について説明する。

分離係数 α 、 $\alpha_{(-)}$ は、(4-1)式で定義される量であって、 α はTに対するHの、また $\alpha_{(-)}$ はTに対するDの分離の程度を表わす。

原料、製品、廃品は、Fig. 4.3に示す単位方形カスケードに関する量であって、

F_r, F_p, F_w : 原料中のH, D, T量 (g-atom/hr)

P_r, P_p, P_w : 製品中の " (")

W_r, W_p, W_w : 廃品中の " (")

$F = F_r + F_p + F_w, P = P_r + P_p + P_w, W = W_r + W_p + W_w$

(いずれも, g-atom/hr)

x_r, y_r, z_r : 原料中のH, D, T組成 (atomic fraction)

x_p, y_p, z_p : 製品中の " (")

x_w, y_w, z_w : 廃品中の " (")

である。なお、

$$x_r = F_r / F, \dots, z_w = W_w / W$$

$$x_r + y_r + z_r = 1.0, \dots, x_w + y_w + z_w = 1.0$$

の関係があることは、明らかである。

カットは、Fig. 4.2の分離器において、透過ガスの供給ガスに対する比として定義される。即ち、Fig. 4.4での記号を用いて、

$$\left. \begin{aligned} \theta_e &= L_e / (2L_e - P) > 0.5 \\ \theta_s &= (L_s - W) / (2L_s - W) < 0.5 \end{aligned} \right\} (-)$$

で表わされる。

膜透過流量 L_e (g-atom/hr)は、Pd膜を通過する全ガス流量で、方形カスケードの場合には L_s と次の関係にある。

$$L_e = L_s - W$$

(Fig. 4.3, Fig. 4.4 参照)。

還流比は、次式で定義される量である。

$$\left. \begin{aligned} (R_r)_e &= (L_e - P) / P \\ (R_r)_s &= (L_s - W) / W \end{aligned} \right\} (-)$$

段数 N_e, N_s (stages)は、Fig. 4.3での方形カスケードの濃縮部、回収部の分離器の結合個数である。

$$N_r = N_e + N_s$$

全透過流量は、次式で与えられ、

$$J_{e_s} = L_e \cdot N_r = L_e \cdot (N_e + N_s) \quad (\text{g-atom/hr})$$

カスケード規模の大小を表わす数値といえる。

カスケード・システム構成は、Fig. 4.5のW₁-F₂方式を採用している。第1カスケードが、アウト・プットのcascade-2に対応し、第2カスケードがcascade-1に対応しているので、注意されたい。なお、アウト・プットでH, D, Tの段に関する組成変化が示されているが、Fig. 4.4との対応関係は、

$$\begin{aligned} \text{供給流: } (x_i, y_i, z_i) &= (X_{E0}, Y_{E0}, Z_{E0}) \text{ at } N_E=i \\ &= (X_{S0}, Y_{S0}, Z_{S0}) \text{ at } N_S=j \\ \text{透過流: } (x_i', y_i', z_i') &= (X_{E1}, Y_{E1}, Z_{E1}) \text{ at } N_E=i \\ &= (X_{S1}, Y_{S1}, Z_{S1}) \text{ at } N_S=j \\ \text{未透過流: } (x_i'', y_i'', z_i'') &= (X_{E2}, Y_{E2}, Z_{E2}) \text{ at } N_E=i \\ &= (X_{S2}, Y_{S2}, Z_{S2}) \text{ at } N_S=j \end{aligned}$$

となっている。

Table 4.3 カスケード試算ケース

ケース	フロー・シート	H含有量	分離係数
A-1	基準案	1.0 at%	$\alpha_s = 1.732, \alpha_t = 1.225$
A-2	"	0.5	,
A-3	"	2.0	,
B-1	基準案	1.0 at%	$\alpha_s = 1.878, \alpha_t = 1.270$
B-2	"	"	1.805, 1.247
B-3	"	"	1.586, 1.180
B-4	"	"	1.366, 1.112
C-1	代替案	1.0 at%	$\alpha_s = 1.732, \alpha_t = 1.225$

Table 4.4 カスケード計算結果表 : A-1

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_s		1.732	1.732
α_r		1.225	1.225
原料	F_x, x_F	0.420, 0.00686	0.097, 0.00159
	F_y, y_F	40.104, 0.65413	40.104, 0.65760
	F_z, z_F	20.784, 0.33901	20.784, 0.34081
	計F	61.308	60.985
製品	P_x, x_P	0.32353, 0.99969	0.096, 0.00336
	P_y, y_P	0.00010, 0.00031	28.584, 0.99629
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計P	0.32363	28.690
廃品	W_x, x_w	0.097, 0.00159	0.0, 0.00001
	W_y, y_w	40.104, 0.65760	11.520, 0.35672
	W_z, z_w	20.784, 0.34081	20.774, 0.64327
	計W	60.985	32.294
カット		0.50050 0.42079	0.50526 0.49421
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		161.98	1378.1
還流比 $(R_r)_e$		499.50	47.035
$(R_r)_s$		2.6560	42.674
段数 N_e		39	40
N_s		8	6
計 N_r		47	46
全透過流量 J_{e_s}		0.7613×10^4	6.3394×10^4

Table 4.5 カスケード計算結果表 : A-2

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_w		1.732	1.732
α_s		1.225	1.225
原料	F_w, x_F	0.209, 0.00342	0.096, 0.00158
	F_y, y_F	40.104, 0.65640	40.104, 0.65761
	F_z, z_F	20.784, 0.34018	20.784, 0.34081
	計F	61.097	60.984
製品	P_w, x_P	0.11289, 0.99938	0.096, 0.00334
	P_y, y_P	0.00007, 0.00062	28.584, 0.99631
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計P	0.11296	28.690
廃品	W_w, x_w	0.096, 0.00158	0.0, 0.00001
	W_y, y_w	40.104, 0.65761	11.520, 0.35672
	W_z, z_w	20.784, 0.34081	20.774, 0.64327
	計W	60.984	32.294
カット θ_e		0.50020	0.50526
θ_s		0.41123	0.49421
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		141.25	1378.1
還流比 $(R_r)_e$		1249.5	4703.6
$(R_r)_s$		2316.2	4267.4
段数 N_e		38	40
N_s		4	6
計Nr		42	46
全透過流量 J_{es}		0.5933×10^4	6.3394×10^4

Table 4.6 カスケード計算結果表：A-3

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_a		1.732	1.732
α_s		1.225	1.225
原料	F_x, x_f	0.850, 0.01376	0.192, 0.00315
	F_y, y_f	40.104, 0.64959	40.104, 0.65658
	F_z, z_f	20.784, 0.33665	20.784, 0.34027
	計 F	61.738	61.080
製品	P_x, x_p	0.65728, 0.99985	0.191, 0.00664
	P_y, y_p	0.00010, 0.00015	28.584, 0.99301
	P_z, z_p	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計 P	0.65738	28.785
廃品	W_x, x_w	0.192, 0.00315	0.001, 0.00003
	W_y, y_w	40.104, 0.65658	11.520, 0.35671
	W_z, z_w	20.784, 0.34027	20.774, 0.64326
	計 W	61.080	32.295
カット θ_e		0.50096	0.50528
θ_s		0.42443	0.49421
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		171.52	1378.5
還流比 $(F_r)_e$		259.92	46.890
$(F_r)_s$		2.8081	42.685
段数 N_e		39	40
N_s		8	6
計 N_r		47	46
全透過流量 J_{es}		0.8062×10^4	6.3412×10^4

Table 4.7 カスケード計算結果表：B-1

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_e		1.878	1.878
α_s		1.270	1.270
原料	F_x, x_F	0.420, 0.00686	0.098, 0.00161
	F_y, y_F	40.104, 0.65413	40.104, 0.65759
	F_z, z_F	20.784, 0.33901	20.784, 0.34080
	計 F	61.308	60.986
製品	P_x, x_P	0.32242, 0.99966	0.098, 0.00340
	P_y, y_P	0.00011, 0.00034	28.584, 0.99625
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計 P	0.32253	28.692
廃品	W_x, x_w	0.098, 0.00161	0.0, 0.00001
	W_y, y_w	40.104, 0.65759	11.520, 0.35672
	W_z, z_w	20.784, 0.34080	20.774, 0.64327
	計 W	60.986	32.294
カット θ_e		0.50040	0.50469
θ_s		0.43435	0.49483
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		201.74	154.45
還流比 $(R_r)_e$		62.450	52.831
$(R_r)_s$		3.3080	47.826
段数 N_e		33	33
N_s		6	5
計 N_r		39	38
全透過流量 J_{es}		0.7868×10^4	5.8691×10^4

Table 4.8 カスケード計算結果表 : B-2

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_e		1.805	1.805
α_s		1.247	1.247
原料	F_x, x_F	0.420, 0.00686	0.091, 0.00149
	F_y, y_F	40.104, 0.65413	40.104, 0.65767
	F_z, z_F	20.784, 0.33901	20.784, 0.34084
	計 F	61.308	60.979
製品	P_x, x_P	0.32958, 0.99968	0.091, 0.00315
	P_y, y_P	0.00011, 0.00032	28.584, 0.99650
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計 P	0.32969	28.685
廃品	W_x, x_w	0.091, 0.00149	0.0, 0.00001
	W_y, y_w	40.104, 0.65767	11.520, 0.35672
	W_z, z_w	20.784, 0.34084	20.774, 0.64327
	計 W	60.979	32.294
カット θ_e		0.50052	0.50541
θ_s		0.41941	0.49404
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		158.67	1339.4
還流比 $(R_r)_e$		480.27	45.693
$(R_r)_s$		2.6020	41.474
段数 N_e		36	36
N_s^s		8	6
計 N_r		44	42
全透過流量 J_{es}		0.6981×10^4	5.6254×10^4

Table 4.9 カスタード計算結果表：B-3

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_e		1.586	1.586
α_s		1.180	1.180
原料	F_e, x_F	0.420, 0.00686	0.081, 0.00133
	F_y, y_F	40.104, 0.65413	40.104, 0.65777
	F_z, z_F	20.784, 0.33901	20.784, 0.34089
	計 F	61.308	60.969
製品	P_e, x_P	0.33923, 0.99978	0.081, 0.00282
	P_y, y_P	0.00007, 0.00022	28.584, 0.99683
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計 P	0.33930	28.675
廃品	W_e, x_w	0.081, 0.00135	0.0, 0.00001
	W_y, y_w	40.104, 0.65777	11.520, 0.35672
	W_z, z_w	20.784, 0.34089	20.774, 0.64327
	計 W	60.969	32.294
カット θ_e		0.50037	0.50599
θ_s		0.44136	0.49342
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		229.43	1211.4
還流比 $(R_r)_e$		675.18	41.247
$(R_r)_s$		3.7630	37.512
段数 N_e		46	51
N_s		10	8
計 N_r		56	59
全透過流量 J_{es}		1.2848×10^4	7.1475×10^4

Table 4.10 カスケード計算結果表 : B-4

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_x		1.366	1.366
α_y		1.112	1.112
原料	F_x, x_F	0.420, 0.00686	0.085, 0.00140
	F_y, y_F	40.104, 0.65413	40.104, 0.65773
	F_z, z_F	20.784, 0.33901	20.784, 0.34087
	計 F	61.308	60.973
製品	P_x, x_P	0.33498, 0.99986	0.085, 0.00297
	P_y, y_P	0.00005, 0.00014	28.584, 0.99668
	P_z, z_P	0.0, 0.0	0.010, 0.00035
	計 P	0.33503	28.679
廃品	W_x, x_W	0.085, 0.00140	0.0, 0.00001
	W_y, y_W	40.104, 0.65773	11.520, 0.35672
	W_z, z_W	20.784, 0.34087	20.774, 0.64327
	計 W	60.973	32.294
カット θ_e		0.50023	0.51280
θ_s		0.46139	0.48633
膜透過流量 $L_e (= L_s - W)$		364.33	574.33
還流比 $(R_r)_e$		1086.5	190.26
$(R_r)_s$		5.9753	17.784
段数 N_e		68	131
N_s		13	20
計 N_r		81	151
全透過流量 J_{es}		2.9511×10^4	8.6723×10^4

Table 4.11 カスケード計算結果表：C-1

カスケード		第1カスケード	第2カスケード
項目			
分離係数 α_s		1.732	1.732
α_f		1:225	1:225
原料	F_x, x_f	0.420, 0.00687	0.045, 0.00158
	F_y, y_f	30.384, 0.49656	14.420, 0.49921
	F_z, z_f	30.384, 0.49656	14.420, 0.49921
	計 F	61.188	28.885
製品	P_x, x_p	0.32461, 0.99984	0.045, 0.00319
	P_y, y_p	0.00005, 0.00016	14.184, 0.99540
	P_z, z_p	0.0, 0.0	0.020, 0.00140
	計 P	0.32467	14.249
廃品	W_x, x_w	0.096, 0.00158	0.0, 0.0
	W_y, y_w	30.384, 0.49921	0.236, 0.01612
	W_z, z_w	30.384, 0.49921	14.400, 0.98388
	計 W	60.864	14.636
カット θ_e		0.50025	0.50655
θ_s		0.45717	0.49345
膜透過流量 $L_e (=L_s - W)$		324.83	551.32
還流比 $(R_r)_e$		999.50	37.691
$(R_r)_s$		5.3370	37.669
段数 N_e		38	37
N_s		6	23
計 N_r		44	60
全透過流量 J_{es}		1.4292×10^4	3.3079×10^4

Table 4.12 カスケード計算アウトプットリスト(1)

ケース A-1, 第1カスケード

CASCADE-2 FOR 3-COMPONENT SYSTEM

ALPX= 0.173200 01 ALPY= 0.122500 01 FX= 0.420480 00 FY= 0.401040 02 FZ= 0.207840 02 PY= 0.100000-03 PZ= 0.100000-07
THEE= 0.500500000 00 WX= 0.969480-01

F= 0.613040 02 P= 0.323630 00 W= 0.609850 02
FX= 0.420480 00 XF= 0.685840-02 PX= 0.323530 00 XP= 0.999690 00 WX= 0.969480-01 XW= 0.158970-02
FY= 0.401040 02 YF= 0.654130 00 PY= 0.100000-03 YP= 0.308990-03 WY= 0.401040 02 YW= 0.657600 00
FZ= 0.207840 02 ZF= 0.339010 00 PZ= 0.100000-07 ZP= 0.308990-07 WZ= 0.207840 02 ZW= 0.340810 00

THEE= 0.500500000 00 XE1= 0.999690 00 YE1= 0.308990-03 ZE1= 0.308990-07

XRE= 0.499500 03 Lc= 0.161980 03

Table with 10 columns: NE, XE0, YE0, ZE0, XE1, YE1, ZE1, XE2, YE2, ZE2. Rows 1-39 containing numerical data for the first cascade.

THEE= 0.420786650 00 XE1= 0.100350-01 YE1= 0.777580 00 ZE1= 0.212390 00

RRS= 0.265600 01 LS= 0.222960 03

Table with 10 columns: NS, XS0, YS0, ZS0, XS1, YS1, ZS1, XS2, YS2, ZS2. Rows 1-8 containing numerical data for the second cascade.

JES= 0.761295760 04

Table 4.13 カスケード計算アウトプットリスト(2)

ケース A-1, 第2カスケード

CASCADE-1 FOR 3-COMPONENT SYSTEM

ALPX= 0.17320D 01 ALPY= 0.12250D 01 FX= 0.96948D-01 FY= 0.40104D 02 FZ= 0.20784D 02 PY= 0.28584D 02 PZ= 0.10000D-01

THEE= 0.50525933D 00 MX= 0.49748D-03

F= 0.60985D 02 P= 0.28690D 02 W= 0.32294D 02
 FX= 0.96948D-01 XF= 0.15897D-02 PX= 0.96451D-01 XP= 0.33618D-02 WX= 0.49748D-03 XW= 0.15404D-04
 FY= 0.40104D 02 YF= 0.65760D 00 PY= 0.28584D 02 YP= 0.99629D 00 WY= 0.11520D 02 YW= 0.35672D 00
 FZ= 0.20784D 02 ZF= 0.34081D 00 PZ= 0.10000D-01 ZP= 0.34855D-03 WZ= 0.20774D 02 ZW= 0.64327D 00

THEE= 0.50525933D 00 XE1= 0.33618D-02 YE1= 0.99629D 00 ZE1= 0.34855D-03

RRE= 0.47035D 02 LE= 0.13781D 04

NE	XEO	YEO	ZEO	XE1	YE1	ZE1	XE2	YE2	ZE2
1	0.28760D-02	0.99674D 00	0.38754D-03	0.33618D-02	0.99629D 00	0.34855D-03	0.23798D-02	0.99719D 00	0.42736D-03
2	0.20532D-02	0.99747D 00	0.47326D-03	0.24003D-02	0.99717D 00	0.42572D-03	0.16987D-02	0.99778D 00	0.52182D-03
3	0.14825D-02	0.99794D 00	0.57602D-03	0.17333D-02	0.99775D 00	0.51821D-03	0.12264D-02	0.99814D 00	0.63506D-03
4	0.10869D-02	0.99821D 00	0.69921D-03	0.12709D-02	0.99810D 00	0.62910D-03	0.89906D-03	0.99833D 00	0.77082D-03
5	0.81273D-03	0.99836D 00	0.84690D-03	0.95033D-03	0.99829D 00	0.76203D-03	0.67221D-03	0.99839D 00	0.94358D-03
6	0.47275D-03	0.99835D 00	0.10240D-02	0.72821D-03	0.99835D 00	0.92140D-03	0.51505D-03	0.99836D 00	0.11287D-02
7	0.49112D-03	0.99827D 00	0.12363D-02	0.57431D-03	0.99831D 00	0.11125D-02	0.40616D-03	0.99823D 00	0.13627D-02
8	0.39993D-03	0.99811D 00	0.14908D-02	0.46769D-03	0.99819D 00	0.13416D-02	0.33073D-03	0.99803D 00	0.16432D-02
9	0.33676D-03	0.99777D 00	0.17959D-02	0.39383D-03	0.99799D 00	0.16162D-02	0.27848D-03	0.99774D 00	0.19794D-02
10	0.29300D-03	0.99755D 00	0.21616D-02	0.34267D-03	0.99771D 00	0.19454D-02	0.24228D-03	0.99736D 00	0.23823D-02
11	0.26268D-03	0.99714D 00	0.25999D-02	0.30722D-03	0.99735D 00	0.23400D-02	0.21719D-03	0.99692D 00	0.28652D-02
12	0.24167D-03	0.99663D 00	0.31250D-02	0.28266D-03	0.99690D 00	0.28128D-02	0.19981D-03	0.99636D 00	0.34439D-02
13	0.22710D-03	0.99602D 00	0.37542D-02	0.26563D-03	0.99635D 00	0.33794D-02	0.18775D-03	0.99566D 00	0.41369D-02
14	0.21699D-03	0.99528D 00	0.45077D-02	0.25383D-03	0.99569D 00	0.40580D-02	0.17937D-03	0.99465D 00	0.49669D-02
15	0.20997D-03	0.99438D 00	0.54100D-02	0.24563D-03	0.99488D 00	0.48708D-02	0.17355D-03	0.99388D 00	0.59660D-02
16	0.20507D-03	0.99331D 00	0.64899D-02	0.23942D-03	0.99392D 00	0.58438D-02	0.16948D-03	0.99268D 00	0.71497D-02
17	0.20164D-03	0.99202D 00	0.77819D-02	0.23594D-03	0.99276D 00	0.70082D-02	0.16662D-03	0.99126D 00	0.85721D-02
18	0.19923D-03	0.99047D 00	0.93268D-02	0.23314D-03	0.99137D 00	0.84009D-02	0.16459D-03	0.98956D 00	0.10272D-01
19	0.19750D-03	0.98863D 00	0.11117D-01	0.23150D-03	0.98970D 00	0.10066D-01	0.16313D-03	0.98753D 00	0.12304D-01
20	0.19624D-03	0.98643D 00	0.13377D-01	0.22972D-03	0.98772D 00	0.12055D-01	0.16205D-03	0.98511D 00	0.14728D-01
21	0.19529D-03	0.98380D 00	0.16007D-01	0.22866D-03	0.98534D 00	0.14429D-01	0.16121D-03	0.98220D 00	0.17619D-01
22	0.19454D-03	0.98066D 00	0.19141D-01	0.22784D-03	0.98251D 00	0.17259D-01	0.16030D-03	0.97760D 00	0.21062D-01
23	0.19392D-03	0.97694D 00	0.22871D-01	0.22718D-03	0.97914D 00	0.20631D-01	0.15995D-03	0.97460D 00	0.25158D-01
24	0.19335D-03	0.97250D 00	0.27303D-01	0.22660D-03	0.97513D 00	0.24642D-01	0.15940D-03	0.97160D 00	0.30027D-01
25	0.19281D-03	0.96725D 00	0.32561D-01	0.22607D-03	0.97037D 00	0.29404D-01	0.15885D-03	0.96860D 00	0.35785D-01
26	0.19235D-03	0.96162D 00	0.38784D-01	0.22553D-03	0.96473D 00	0.35068D-01	0.15827D-03	0.96574D 00	0.42660D-01
27	0.19186D-03	0.95568D 00	0.46131D-01	0.22496D-03	0.95805D 00	0.41721D-01	0.15764D-03	0.96292D 00	0.50636D-01
28	0.19140D-03	0.94930D 00	0.54779D-01	0.22439D-03	0.95019D 00	0.49589D-01	0.15693D-03	0.95976D 00	0.60080D-01
29	0.19095D-03	0.94289D 00	0.64922D-01	0.22365D-03	0.94094D 00	0.58836D-01	0.15613D-03	0.95681D 00	0.71137D-01
30	0.19050D-03	0.93564D 00	0.77770D-01	0.22286D-03	0.93011D 00	0.69664D-01	0.15520D-03	0.95382D 00	0.84027D-01
31	0.18961D-03	0.92727D 00	0.93541D-01	0.22210D-03	0.91749D 00	0.82264D-01	0.15414D-03	0.95088D 00	0.98973D-01
32	0.18728D-03	0.89335D 00	0.10646D 00	0.22092D-03	0.90286D 00	0.96919D-01	0.15293D-03	0.88365D 00	0.11620D 00
33	0.18599D-03	0.87508D 00	0.12474D 00	0.21973D-03	0.88599D 00	0.11379D 00	0.15154D-03	0.86393D 00	0.13592D 00
34	0.18453D-03	0.85424D 00	0.14557D 00	0.21837D-03	0.86668D 00	0.13310D 00	0.14997D-03	0.84154D 00	0.15831D 00
35	0.18288D-03	0.83070D 00	0.16912D 00	0.21683D-03	0.84476D 00	0.15902D 00	0.14820D-03	0.81634D 00	0.18352D 00
36	0.18103D-03	0.80434D 00	0.19548D 00	0.21510D-03	0.82008D 00	0.17970D 00	0.14623D-03	0.78626D 00	0.21159D 00
37	0.17899D-03	0.77515D 00	0.22447D 00	0.21317D-03	0.79259D 00	0.20720D 00	0.14407D-03	0.75733D 00	0.24257D 00
38	0.17675D-03	0.74320D 00	0.25662D 00	0.21105D-03	0.76231D 00	0.23748D 00	0.14171D-03	0.72388D 00	0.27671D 00
39	0.17433D-03	0.70868D 00	0.29114D 00	0.20874D-03	0.72936D 00	0.27043D 00	0.13918D-03	0.68756D 00	0.31230D 00
40	0.17175D-03	0.67191D 00	0.32792D 00	0.20627D-03	0.69399D 00	0.30950D 00	0.13650D-03	0.64955D 00	0.35051D 00

THEE= 0.49420947D 00 XE1= 0.20365D-03 YE1= 0.65657D 00 ZE1= 0.34322D 00

RRE= 0.42674D 02 LE= 0.14104D 04

NS	XSO	YSO	ZSO	XS1	YS1	ZS1	XS2	YS2	ZS2
1	0.16828D-03	0.63278D 00	0.36705D 00	0.20365D-03	0.65657D 00	0.34322D 00	0.13372D-03	0.60954D 00	0.39033D 00
2	0.11240D-03	0.59069D 00	0.40919D 00	0.13649D-03	0.61546D 00	0.38440D 00	0.88854D-04	0.56649D 00	0.43342D 00
3	0.74317D-04	0.54600D 00	0.45393D 00	0.40576D-04	0.57141D 00	0.42850D 00	0.58430D-04	0.52117D 00	0.47877D 00
4	0.44858D-04	0.49939D 00	0.50056D 00	0.59438D-04	0.52503D 00	0.47491D 00	0.37981D-04	0.47435D 00	0.52561D 00
5	0.31359D-04	0.45171D 00	0.54826D 00	0.38510D-04	0.47710D 00	0.52286D 00	0.24371D-04	0.42689D 00	0.57309D 00
6	0.19940D-04	0.40384D 00	0.59614D 00	0.24581D-04	0.42853D 00	0.57144D 00	0.15405D-04	0.37971D 00	0.62027D 00

JES= 0.63394148D 05

4.6 問題点

ここでは、これまで述べてきた内容をもとに、同位体分離系に関する問題点を抽出し、今後の課題をまとめる。

炉心燃料給排系のための水素同位体分離方式として Table 4.1 に示す分離過程を概括的に比較した結果、深冷蒸留、熱拡散、ガス拡散および原子拡散を選び、さらに検討した結果、原子拡散としての Pd-合金膜透過法が採用された。この比較・検討は、もっぱら原理的・技術的側面に限られ、具体的な設計評価に基づく詳細な安全性、信頼性及び経済性の比較が為されていない。従って今後これらの詳細な検討を進める必要があり、特に ANL 等でとりあげられている深冷蒸留法との総合的な比較・検討を早期に行うべきである。

Pd-合金膜透過法を対象とした3成分系カスケードの解析と、これに基づく計算コード“TRIO”が開発され、幾つかのパラメータ・サーベイがおこなわれた。H含有量については、3%以下だと分離カスケード構成にほとんど影響ないことがわかったが、分離係数の値によって、カスケード構成が大幅に変わりうることが示された。この分離係数に関しては、Pd膜法による水素同位体分離機構の解明といった基本的な問題から、実際の試作装置による実証といった問題まで多くの点が指摘されよう。即ち、Pd膜法の分離の基礎理論の確立と、分離実験例による分離係数の評価が今後も引続いて必要である。

また、この理論の裏づけと、分離装置の試作とを目的とする(H, D, T)3成分系カスケードの分離試験が是非とも必要であって、濃縮部、回収部が各々数段のカスケードでよかろう。これによって、実際のPd膜による分離性能が実証できる。

一方、計算コード“TRIO”の改良としては、分離カスケードの静的性能計算ができるようにするのが望ましい。Pd合金膜物性や同位体組成、操作条件、装置ディメンション等をも含めたカスケードの性能範囲、運転特性が解析される。さらに、動的特性を評価できるコードにするのもよかろう。このようなソフトウェア開発に、上記の3成分系カスケード試験の成果が反映され、互いに役立ち合うことはいうまでもない。

今回、分離装置の概念設計まで試みたが、今後、さらに充実した設計にし、経済評価の基礎としなければならない。機器の選定および設計から、計測制御方式の確立まで残された問題は多い。特に、トリチウムに使える圧縮機の開発が問題である。一般に水素用の圧縮機は化学プラント等で広く使われ機種も豊富であるが、トリチウムを含む場合には、これが外部に洩れることのないよう軸封シールなどに厳しい耐リーク性能が要求される。したがって、この要求を満たす特別な圧縮機が製作されねばならない。

以上の点をまとめると、次のような課題が指摘されよう。

- ① トリチウム用の圧縮機の設計・試作
- ② Pd膜法の詳細設計と経済解析
- ③ Pd膜法と深冷蒸留法、同位体交換反応法との経済性比較評価
- ④ 分離器の試作と分離カスケードによる実証試験
- ⑤ 計算コード“TRIO”の改良
- ⑥ Pd膜法の分離基礎理論の確立

⑦ 高温（～400℃）と高圧（～6気圧）で使用する事によるトリチウム漏洩対策と安全性の実証

参 考 文 献

- 1) Weston M. Stacey, et al. : ANL/CTR-76-3, Appendix I (1976)
- 2) C. Boorman, H. Kronberger: Proc. of the Sympo. on Isotope Separation, 471 (1957)
- 3) 東：ウラン濃縮，日刊工業（1971）

5. 安全性に関する検討

5.1 トリチウムインベントリー

JXFR 燃料給排系のトリチウムインベントリーは、初期装荷、経済性及び潜在的な安全度と大きく関連して重要な問題である。ここで主なコンポーネントについてそのトリチウムインベントリーを概算してみる。

(a) 真空排気系

真空排気系の運転周期は2時間と設定した。従って、2台のクライオポンプ内のインベントリーは、ある周期に注目すると Fig. 5.1 のようになる。

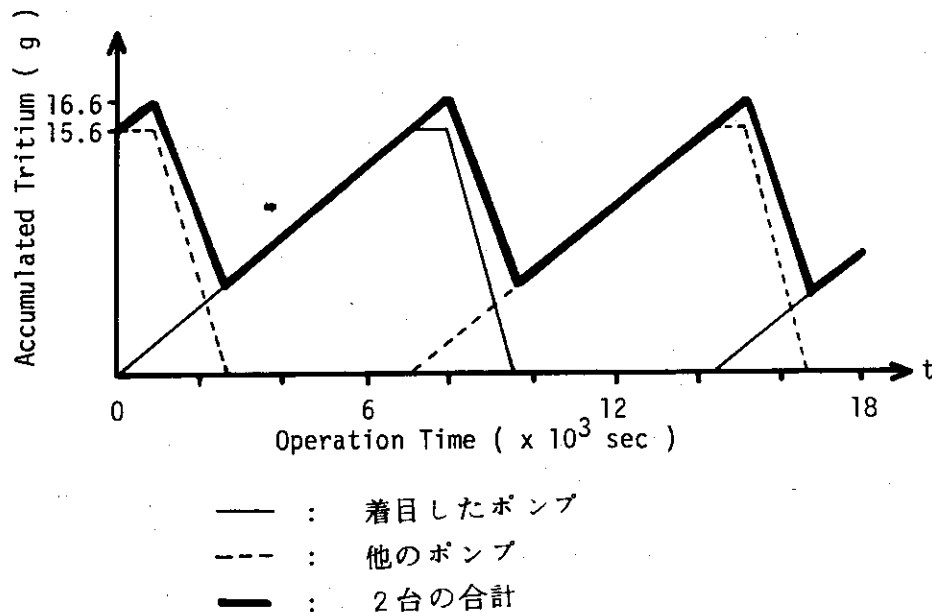


Fig. 5.1 クライオポンプ内トリチウム蓄積量 (1ポート当り)

クライオポンプは実験炉全体で2台×8系列あり、全体のトリチウム蓄積量の最大値は1328gとなる。

その他、回収系等のインベントリーがある。しかし、系統の設計にも依るが真空排気系全体としては、そのインベントリーはクライオポンプ系に支配されると考えられる。

クライオポンプ系のトリチウムインベントリーは運転モードに大きく依存するので、真空系の運転モードの最適化は重要であるが、ここでは第2章で設定された運転モードに従って決定した。

真空排気系のトリチウムインベントリーは $1328g + \alpha$ として135gとする。

(b) 燃料精製系

システムは全て気体系とし、インベントリーIを次式より求める。

$$I = \bar{M} \cdot P \cdot V / R \cdot T \quad (5-1)$$

ここで、 \bar{M} : ガスの平均分子量, P : 内圧, R : 気体定数, T : 絶対温度とする。容器内のガス圧は2次側を1 Torr, 1次側及びプロダクト配管内を 1 kg/cm^2 とした。容積は, 2次側を $5 \times 10^5 \text{ cm}^3$, プロダクト用配管を $5 \times 10^3 \text{ cm}^3$ とし, 1次側は $6 \times 10^4 \text{ cm}^3$ とし分離器を合計9台とする。また, $D/T=1$ とし, 平均分子量 $\bar{M}=6$ とする。

これらの仮定をもとに(5-1)式よりインベントリーを計算すると,

1次側(400°C) : 3.3 g

2次側(400°C) : 0.07 g

プロダクト配管(20°C) : 0.62 g

となる。これらを合計すると燃料精製系のトリチウムインベントリーとしては4 gとなる。

(c) 同位体分離系

システム全体を気体系として, 操作圧力 6 kg/cm^2 の高圧側と 1 kg/cm^2 の低圧側に分ける。Fig. 4.18より第2カスケード用分離器の内容積を高圧側: 7500 cm^3 , 低圧側: 600 cm^3 とする。第2カスケードの分離器はこれより多少小さいと考えられるが, 第1カスケードと同じ大きさとする。又, トリチウムの平均組成としては第1カスケードで0.072, 第2カスケードで0.122とする。

これらの仮定から(5-1)式を用いてインベントリーを計算すると,

第1カスケード 高圧側 : 16.5 g

低圧側 : 0.221 g

第2カスケード 高圧側 : 27.4 g

低圧側 : 0.366 g

となる。これらを合計すると44.5 g, 同位体分離系のトリチウムインベントリーとしては配管等のインベントリーを考慮して, 50 gとする。

(d) 燃料注入系

具体的な設計を行わないと評価できないが, JAERI-M-6670の値を使い5 gとする。

(e) 燃料貯槽

燃料貯槽(1)及び(2)は, 実験炉の1時間運転分をまかなえる量をインベントリーとして持つものとする。燃料貯槽(1)は同位体分離系のインベントリーと同程度と考え50 gとし, 燃料貯槽(2)のインベントリーを15 gとして合計65 gとする。

(f) その他

その他として構造材への溶解トリチウム, 中性粒子入射装置及び配管類等のインベントリーを含めて10 gとする。

以上の推定値をまとめるとTable 5.1のごとくなる。

これらの簡単な推定によると, 燃料給排系のトリチウムインベントリーは $\sim 270 \text{ g}$ 程度となる。従って, 今後安全性, 経済性及び初期装荷トリチウムの確保等の観点から, 大量トリチウム取扱いに関する研究開発と同時に, インベントリーができるだけ小さくなる様に燃料給排系の設計を進めていく必要がある。

Table 5.1 燃料給排系トリチウムインベントリ

コンポーネント	インベントリ-(g)
真空排気系	135
燃料精製系	4
同位体分離系	50
燃料調整器	2.5
燃料注入装置	2.5
燃料貯槽(1)	50
燃料貯槽(2)	15
その他	10
合計	269

5.2 安全設計の概念

本システムの安全性に係る問題としては、トリチウムの環境放出が最大の問題である。水素を取り扱うシステムであることから防爆の対策は勿論必要であるが、水素の本システムのインベントリは、水素取扱い施設としてはごく少量であり、爆発によるエネルギー放出事故そのものは、大きな破壊事故を引き起すことはない。しかしながら、燃料給排システムの配管、機器類の破損によるトリチウム放出事故に繋がる危険性が大きいので、あらゆる機器の事故に対して、爆発事故への誘因とならないような設計上の配慮が必要である。幸いにしてこの観点からは本システムはトリチウムの環境放出防止の対策を行う必要上、外気と燃料ガスとの交流の機会が無い様に設計されており、爆鳴気生成の可能性は非常に少ないと言える。

トリチウムの環境放出の問題を検討する際には、

- ① 定常運転時の漏洩
- ② 非定常的な放出

とに分けて考え、夫々に対してトリチウム放出過程と放出量を評価し、許容濃度や環境放出基準を考慮して、機器配管等装置の設計を行う必要がある。さらに放射性物質の環境放出に対しては、原子炉等の放射性物質取扱い施設と同様 "as low as practicable" の原則に従った対策が必要である。

(1) トリチウムの物性

トリチウムの主要な物性値の要約を Table 5.2 にまとめる。トリチウムは通常の水素の3倍の原子量をもつ、水素の最も重い同位体である。化学的には水素と同じであるが、トリチウム原子は不安定であり、約12.3年の半減期でもつ、 β 粒子とニュートリノを放出し、安定な ^3He に崩壊する。 β 粒子は0～最大18.6 keV、平均5.8 keVのエネルギーで放出される。この最も高いエネルギーの β 線でも人体組織内で6 μ 程度しか透過しない。これは表面の死んだ皮膚組織より薄い。従ってトリチウムは外的な放射線障害の原因とはならない。しかしなが

ら人体内部での崩壊は問題となる。トリチウムが人体組織に侵入した場合、通常トリチウム水（HTO又は T_2O ）の形で存在する。トリチウム水の体内における侵透性のため、空気中のHTOや T_2O は T_2 ，HTやDTのMPC（最大評容濃度）より大巾に小さい値である。トリチウム水として体内に入ると、約10日の生体的半減期をもって、体外に排泄される。従って長期的被曝に対する問題は少ないと考えられている。

体内組織内にとり込まれたトリチウムの問題は未だ解明されていないが、現在のMPC値は、Table. 5.3に示す。

トリチウムは天然には、宇宙線によって大気圏上層部で生成され雨や雪によって地表に到達する。天然トリチウムによる人体被曝量は 2×10^{-3} mr em/Y.である⁽¹⁾。トリチウムの大気中の濃度は核実験で増大しており、1973～4年の中国の大気圏核実験の後では、最大値は2桁程大きな放射能濃度がコロライド州で計測されている。

(2) トリチウムの管理と安全設計

トリチウムの管理は信頼性の高い閉じ込め法の採用と、閉じ込め容器を開放する必要のある修理時の注意深い運転操作に依存する所が大きい。高感度の連続的モニターリングと非常事態時の慎重な対策を計画しておく必要がある。現在、全施設にわたって2重パイプ、とグローブボックスの二次閉じ込め方式をもつ完全二重閉じ込め方式は信頼性は高いが、修理作業の複雑さとコスト高に繋がる問題点を含んでいる。この他機器のトリチウム漏洩に対する信頼度を高めるために溶接接合法や三重ダイヤフラムの採用等があげられる。

実績あるフィティング・ジョイントとしてはAminco, Cajon VCK, Whity, Gyrorock等がある。本設計ではまず信頼性の高い方式を採用することを方針として考えるものとし、コストダウンや修理法の容易化については今後のR & Dで実績を上げた上で簡略化して行くものとする。従って安全設計の基本思想としては、

- ① 構成機器はスウィープガス付きの二重シール方式を用いる。
- ② トリチウム系の配管類は二重配管とする。
- ③ スウィープガスはトリチウム回収系を付ける。
- ④ シール部は原則的には溶接シールを用いる。溶封不能の所はメタルシールを用いる。
- ⑤ ポンプ、ブロー、バルブ等の可動部のシールは軸封を用いず、ベローズ、ダイヤフラム方式等を採用し、必要に応じて二重又は三重構造とする。
- ⑥ 構造機器、配管類、弁類はすべてカバーガス付きのグローブボックス中に納める。
- ⑦ カバーガスはHeとし、室内より負圧に保持する。
- ⑧ カバーガスは水素ガスを回収するシステムを設け、Heは循環させる。
- ⑨ 燃料給排システムは真空排気系のクライオポンプ及びバルブ機構を除いて、1つの格納室に設置する。
- ⑩ 格納室は外気より負圧に保持される。
- ⑪ 定常時は格納室の換気はフィルターを通しスタックより外部に放出される。この場合トリチウム放出の環境基準値の1/10以下にする。

- ⑫ 燃料給排システムの事故時，修理時には，一時的に室内換気は循環方式に切り換えられる。
- ⑬ スウィープガス系，カバーガス系，格納室換気系にはすべて感度の良いトリチウムモニターを設置し常時分析記録がなされる。
- ⑭ 異常時には警報器により異常事態が通告され，自動的にそのグレードにより必要処置が取られる。

Table. 5.2 トリチウムの物性

原子番号	1
原子量	3
分子量	6.03210(T_2)
崩壊	β^-
崩壊エネルギー	0~0.0186/MeV 平均0.00580MeV
飛距離	水中 6 μ m 空气中 4.5mm
減期	12262年
生体半減期	8~14日
比放射能	9667 Ci/g, 2.602 Ci/cm ³ (STP)

トリチウム密度(液体)

$$\rho (\text{g/cm}^3) = 0.064518 + 0.077393(40.6 - T)^{1/3} - 0.00005028(40.6 - T)^{4/3}$$

トリチウム密度(気体)

$$\rho (\text{mol/l}) = 4.4215 + 0.66653T - 0.035089T^2 + 0.00065318T^3$$

トリチウム蒸気圧

$$\log_{10} P (\text{torr}) = 6.623915 - 119.098T + 900.7153/T^2 - 6651.23/T^3$$

爆鳴気の爆ごう範囲

酸素中(1気圧)水素	4.65~93.9% Vol
空气中(")水素	20 ~ 60 % Vol
酸素中(")重水素	6.5 ~ 94 % Vol

Table 5.3 トリチウムの最大許容濃度

	形態	40時間/週		168時間/週	
		水(μ Ci/cm ³)	空気(μ Ci/cm ³)	水(μ Ci/cm ³)	空気(μ Ci/cm ³)
ICRP勧告	HTO or T_2O	0.1	5×10^{-6}	0.03	2×10^{-6}
	T_2	-	2×10^{-3}	-	4×10^{-4}
放射線障害防止法	T	水(μ Ci/cm ³) 3×10^{-2}		空気(μ Ci/cm ³) 2×10^{-6}	

5.3 格納室の検討

ここでいう格納室は燃料給排系の内実験炉本体に取り付けられる真空排気系の主ポンプ以外の排気系，燃料精製系，同位体分離系ならびにそれ等の補助装置を格納する室をいう。本概念設計では機器の配置設計は行っていないので，格納室の寸法は精度よく求まっていない。そこで一応 $10,000\text{m}^3$ （例えば～7.5m高さ×30m×45m）の室を想定して検討を進めるものとする。

格納室内のトリチウムコンテイメント方式に対する考え方は5.2節で述べた通りであるが，ここで再びその基本思想をまとめてみる。

本設計ではトリチウム封入システムは3次迄考えている。すなわち，

- ① 一次封入システム；燃料給排システム機器ならびに配管類は原則として二重閉じ込め方式を取る。
- ② 二次封入システム；主要機器類はすべてグローブボックスに類似した大型の密閉ボックス中に格納する。
- ③ 三次封入システム；全ての二次封入システムを格納室内に収納する。

(1) 二次封入システム

グローブボックス中はヘリウムのカバーガスを循環させ，カバーガスは常時精製兼脱トリチウムシステムを通して再びグローブボックス系にもどされる。ここでは外部より混入する空気，トリチウム，デュエリウムを含む水素を1ig. N_2 冷却したモレキュラーシーブの充填塔で吸着させ，1 ppm以下のレベルにまで除く。これ等で除去したトリチウムを回収し，空気成分から分離するためには，温度帯クロマトグラフ分離技術を用いる方法がある。

Fig. 5.2 にグローブボックスカバーガスの脱トリチウム系のフローチャートを示す。

(2) 三次封入システム

三次封入システムは格納室とその排気処理からなっている。一次ならびに二次の封入システムを使用するので，格納室内の空気のトリチウム濃度はきわめて低いが，通常時の環境への排気は，排気処理システムを通して，スタックから放出される。

一方主要機器，配管等の破損事故，あるいは二次封入システムの重大事故時のトリチウム格納室内放出事故を想定すると緊急処理システムを設置して，格納室内の空気を除染する必要がある。

(3) 格納室

コンクリート造りの格納室は，機器，配管類またはグローブボックス，あるいは補助処理システムからのトリチウムリーク事故を想定して，壁面吸着量を減らし，除染作業を容易にするためにステンレス鋼製の内張りを付ける。室はリークタイトにし，大気圧より減圧する。また出入口は二重エアロック方式を用い人の出入りに際し，格納室シールの完全性を保持できるように設計する。汚染状態の格納室への出入りはエアラインスーツの着用によって行うことがで

きる。前述したごとく、格納室の容積は $10,000\text{m}^3$ であり、室内機器運搬据付用にクレーン設備を設ける。

(4) 緊急処理システム

まず緊急処理システムの処理流量の推定を行う。

格納室の容積を V_c とし、トリチウムのベースレベルを N_0 とする。格納室の空気を処理流量 V で処理し、その効率を ϵ とすると、トリチウム除去率は次式で表わされる。

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\epsilon \cdot \dot{V} \cdot N}{V_c} \quad (5-2)$$

ここで $t=0$ の時 $N=N'$ の濃度最大値を取ったとすると、ベースレベル N_0 に戻すに必要な時間を t として、(5-2)を積分して、

$$\ln \frac{N'}{N_0} = \frac{\epsilon \cdot \dot{V} \cdot t}{V_c} \quad (5-3)$$

となる。

格納室内トリチウムのベースレベルを $5\mu\text{Ci}/\text{m}^3$ とし、放出量を $0.1\text{mg}\sim 100\text{g}$ 、処理時間を4時間～10日の場合に、必要処理流量 V を求めるとTable 5.4のごとくなる。約 $400\text{m}^3/\text{min}$ の処理システムを備えれば 1mg 程度のリークは4時間程度で処理できる。緊急処理システムのフローチャートをFig. 5.3に示す。このシステムは触媒反応塔（接触酸化反応器）とモレキュラーシーブによる酸化物吸着塔からなっていて、格納室の雰囲気モニターし、事故時には自動的にシステムを作動し、室内濃度を安全運転レベルに迄下げる。

Table 5.4 循環方式による回収処理法の解析

放出量	$(\frac{N'}{N_0})^*$	$\ln(\frac{N'}{N_0})$	$\dot{V} \text{ m}^3/\text{min}$					
			t=4時間		1日		10日	
			$\epsilon=0.5$	$\epsilon=0.9$	$\epsilon=0.5$	$\epsilon=0.9$	$\epsilon=0.5$	$\epsilon=0.9$
0.1mg	2×10^1	3.0	2.4×10^2	1.3×10^2	-	-	-	-
1mg	2×10^2	5.2	4.3×10^2	2.4×10^2	-	-	-	-
10mg	2×10^3	7.6	6.3×10^2	3.5×10^2	1.1×10^2	5.9×10^1	1.1×10^1	5.9
1g	2×10^5	12.2	-	-	1.7×10^2	9.4×10^1	1.7×10^1	9.4
100g	2×10^7	16.8	-	-	2.3×10^2	1.3×10^2	2.3×10^1	1.3×10^1

$N_0 = 5\mu\text{Ci}/\text{m}^3$, $V_{c,0} \approx 10^4 \text{m}^3$ と仮定

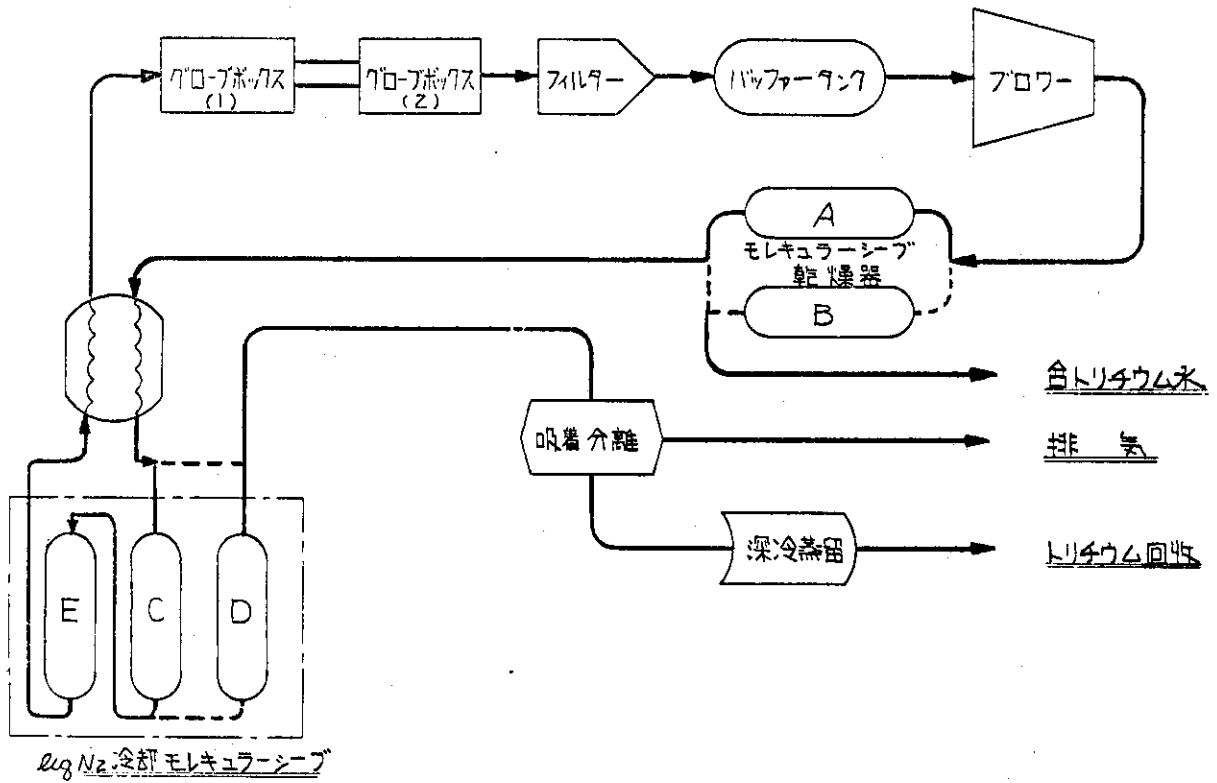


Fig. 5.2 グローボックスカバーガスの脱トリチウム系

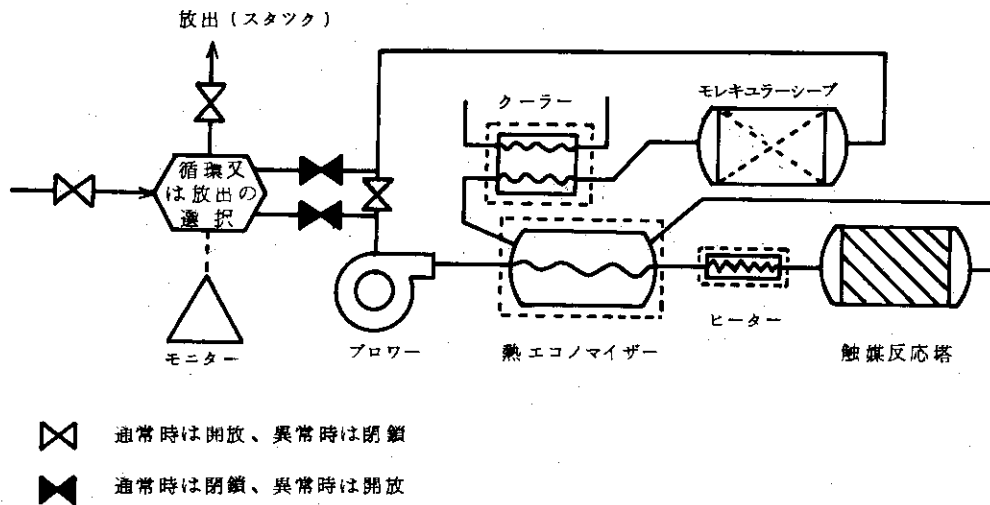


Fig. 5.3 格納室の緊急処理システムフローチャート

参 考 文 献

- (1) W.M.Stacey ,Jr, et al. " Tokamak Experimental Power Reactor Conceptual Design " ANL/CTR-76-3 Vol.2, 1976
- (2) L.J.Wittenberg ,et al. " Evaluation Study of Tritium Handling Requirements of a Tokamak Experimental Reactor MLM-2259
- (3) J.S.Watson, et al., " Scoping Studies of Tritium Handling in a Tokamak Experimental Power Reactor (ORNL-TM-5080)
- (4) ICRP 勧告 (1959), NCRP 勧告 (1959)
- (5) USAEC Regulations ,10CFR50, App.I (1971)

6. むすび

本報告書は、実験炉心燃料給排系の概要を明らかにし、真空排気系、燃料給排系、及び同位体分離系の概念設計を実施し、安全性の検討を行った結果である。燃料給排系の設計としては全システムが同レベルの設計となっていないので、今後上記以外のコンポーネントの設計を進めることにより全体としてまとめる必要がある。また、ここで行った主要コンポーネントの設計は概念的なもので、今後工学的な観点から、より詳細な設計と評価を実施していく必要がある。

炉心燃料給排系は、実験炉にとってその炉心に大きな係りを持つばかりではなく、実験炉全体としての安全性及び経済性に対し重要な寄与をする。また、その主要な取扱い物質がトリチウムであり、全てのコンポーネントについて透過並びに漏洩対策を施し、保守・修理の容易な機器・装置を開発する必要がある。従って今後巾広い研究開発に着手する必要があるが、これに資するために本設計の実施により明らかになった研究開発課題を次にまとめる。

(1) 最適システムの開発

本設計で採用したシステムは現時点で大きな問題はないと考えられるが、各コンポーネントの選定における他の方法との定量的な比較評価を実施し、これに基づいて燃料循環条件、不純物種及び量、運転モード等に対して安全性、信頼性及び経済性について最適化したシステムを開発していく必要がある。

(2) 主要コンポーネントの開発

(a) 真空排気系としては次の開発項目が挙げられる。

- (イ) クライオポンプの試作開発
- (ロ) He 吸着材の開発
- (ハ) 大口径ゲートバルブの開発
- (ニ) オイルフリーな補助ポンプ系の開発
- (ホ) 排気燃料の回収システムの開発

(b) 燃料精製系としては次の開発項目が挙げられる。

- (イ) Pd-合金膜の水素同位体透過に関する基礎研究
- (ロ) 加熱方法を含めた透過漏洩防止対策
- (ハ) モックアップ試験
- (ニ) オイルフリーな高真空ポンプの開発

(c) 同位体分離系としては次の開発項目が挙げられる。

- (イ) (b)の(イ)と同様で特に分離系数を求める基礎研究
- (ロ) (b)の(ロ)と同様
- (ハ) モックアップ試験
- (ニ) オイルフリーでトリチウム漏洩防止コンプレッサー

燃料給排系として、上記の主要コンポーネントの他に、次のコンポーネントを開発しなけれ

ばならない。

- (d) 燃料貯槽としては基礎研究を実施し、貯蔵システムを開発
- (e) 廃ガス処理系は各コンポーネント（グローブボックス、格納室換気系も含む）の廃ガス組成に応じたトリチウム回収及び処理方法の基礎研究並びにシステムの開発
- (f) 燃料注入系は燃料ガス組成・流量制御注入システムの開発

(4) 機器・装置の開発

種々の仕様に応じたトリチウム用真空ポンプ、コンプレッサー、バルブ類、計測機器等の開発が必要である。また、大量トリチウムを含んだ燃料ガス分析システムの開発が必要である。

(5) 安全設計手法の確立

まず大量トリチウム取扱い機器・装置及び施設に対する安全設計基準（法規を含めて）の確立が急務であり、これに従ったトリチウム漏洩、透過防止法の開発が必要である。さらに、この安全設計基準及び大量トリチウム管理・取扱い技術をベースとした機器・装置及び施設の安全設計手法を確立し、設計開発を進めていく必要がある。

本設計研究の機会が与えられた事に感謝すると共に、この成果が今後の研究開発のベースとして役立てば幸いとする所である。