97. 核融合炉燃料精製系を対象とした パラジウム拡散器の解析と設計

小西 哲之*, 吉田 浩*, 成瀬 雄二*

(1981年 11月 4日 受理)

Analysis and Design of Palladium Diffuser for Fusion Reactor Fuel Cleanup System

By Satoshi KONISHI, Hiroshi YOSHIDA and Yuji NARUSE

Characteristics of tube-type palladium diffuser for a fusion reactor fuel cleanup system was analyzed with mathematical models. It was proved that a diffuser can recover most of tritium from plasma effluent gas. Calculations gave the profiles of concentration and flow rate of hydrogen in the diffuser. Hydrogen recovery ratio was described as a function of axial dispersion coefficient and feed gas flow rate.

Based on the results, dimensions and operating conditions of the diffuser can be estimated. A diffuser for fuel cleanup system was designed under the conditions of Tritium Systems Test Assembly (TSTA) at Los Alamos National Laboratory.

KEYWORDS: fusion reactor, tritium, fuel cleanup system, palladium alloy membrane method, hydrogen permeation, Sieverts' law, palladium diffuser, tubular reactor, dispersion coefficient, computer calculations, flow rates, quantity ratio, recovery

I. はじめに

核融合炉燃料循環系においては、プラズマ排ガスから各種不純物を取り除く燃料精製システム(Fuel Cleanup System, FCU)が必要である。その設置目的の第1は不純物を含まない水素同位体ガス(H, D, T)₂を同位体分離工程へ送ることであり、第2は不純物に含まれる(H, D, T)₂O, $N(H, D, T)$ ₃, $C(H, D, T)$ ₄などのトリチウム化合物を分解してトリチウムを回収することである。このために、高温ウランゲッター法、低温吸着法などが提案されているが⁽¹⁾、定期的交換の必要性やHeが除去できない等の欠点が指摘される。パラジウム合金膜法は、極めて高い純度の水素同位体が得られる、DT反応で生成するHeを除くことができる、連続操作が行える、等の長所を有しており、この第1の目的には最も適した方法の一つと考えられる。

一方、この方法については、熱サイクルによる膜の劣化、不純物による被毒の恐れ、高温・高圧の必要性および未透過ガス(ブリード)から水素が回収できない、等の欠点が指摘されている⁽²⁾。しかし、これらの問題のうち熱サイクルおよび不純物に関しては、市販の

多元系パラジウム合金を用いた著者らの実験によって、透過膜に悪影響を及ぼさないことが確認されている⁽³⁾。また、操作温度・圧力は拡散器の設計条件によってはある程度下げることが可能で、他法と比較して重大な欠点とはならない⁽³⁾。

ところで、燃料精製系にパラジウム合金膜法を適用して効率的にトリチウムを回収するためには、拡散器からブリードガスとして排出される不純物中の未透過のトリチウムガス(H, D, T)₂濃度をできるだけ低くする必要がある。このため、従来は多段の拡散器による精製システムが必要と考えられていた⁽⁴⁾。

本研究は、単純な精製システムの開発を目的として、高い効率でトリチウムを回収することのできる管型パラジウム拡散器の解析を行なったものである。

II. 拡散器の特性解析

管型拡散器は、パラジウム(Pd)管における水素透過によって水素濃度が流れ方向に減少し濃度分布を生じるため、一種の管型反応器と考えることができる。管型パラジウム拡散器としては、Fig. 1に示すように供

* 日本原子力研究所(Japan At. Energy Res. Inst.)

給ガスがPd管内側を流れる内圧式(a)ならびに外側を流れる外圧式(b)の2方式があり, また処理すべきガス流量に応じて多管式拡散器(c)が実用化されている。

本研究においては, これらの拡散器をモデル計算によって解析する。いずれの型式であっても拡散器の供給側ガス流路が十分細長いものであれば, 管型反応器として以下のモデルによって考察することができる。

Fig. 1 Schematic of diffusers

1. 完全混合槽列モデル

Fig. 2 に, 拡散器の供給ガス流路が流れの方向に N 個の完全混合槽列によって構成されていると考えた拡散器モデルを示す。いま, 個々の要素において以下の仮定が成り立つとする。

- (1) 等間隔に分割された各要素内のガスは完全に混合され, そこを出る流れと同一組成である。
- (2) Pd 管の温度, 透過係数, 膜厚, 膜面積はすべての要素について同一である。
- (3) 供給側圧力は流路全域にわたって一様で, 圧力損失はない。

H_N : Flow rate of hydrogen from n -th element to $(n-1)$ th element
 I_N : Impurity flow rate, which is constant along permeation tube
 H_N' : Hydrogen flow rate permeated through n -th element

Fig. 2 Mathematical model of diffuser

- (4) 透過側の圧力は十分低く, 無視できる。
- (5) 供給ガスは, 水素ガス(H_2, D_2, T_2)のいずれか1つ)と不純物の混合ガスである。

この時, n 番目の要素に関する物質収支式は,

$$H_n = H_{n+1} - H_n' \quad (1)$$

$$I_n = I_{n+1} = I \quad (2)$$

ここで, H_n : n 番目の要素を出る水素の流量

I_n : n 番目の要素を出る不純物の流量

H_n' : n 番目の要素を透過する水素の流量

Pd 合金における水素透過が, 本研究で検討する拡散器の操作条件(温度・圧力)において Sieverts 則に従うことは, 実験的に確認されている⁽⁴⁾。すなわち, 膜面積, 膜厚および透過係数がそれぞれ $A(\text{cm}^2)$, $t(\text{cm})$, $Q(\text{mol} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{min}^{-1} \cdot \text{kPa}^{-0.5})$ である膜の透過流量 $J(\text{mol} \cdot \text{min}^{-1})$ は次式で表わされる。

$$J = \frac{QA}{t} (\sqrt{P[H_2]_f} - \sqrt{P[H_2]_p}) \quad (3)$$

ここで, $P[H_2]_f, P[H_2]_p$: それぞれ供給側, 透過側の水素分圧(kPa)

仮定(3), (4)より n 番目の要素における透過流量 H_n' は,

$$H_n' = \frac{2\pi r L Q}{t N} \sqrt{P_f \left(\frac{H_n}{H_n + I} \right)} \quad (4)$$

ここで, P_f : 供給側の全圧 (kPa)

L : Pd 管の長さ (cm)

r : Pd 管の有効径(内径と外径の

対数平均⁽⁴⁾⁽⁵⁾) (cm)

(1), (4)式より拡散器内の流量分布および濃度分布が得られる。

2. 栓流の場合の特性解析

前記モデルにおける解の特性について見通しを得るために, $N = \infty$ すなわち供給側の流れが栓流の場合の解析解を求めてみる。

拡散器の供給側において流れの方向に z 軸をとり, 位置 z における水素流量を $H(z)$ とすると, (4)式は次の微分方程式となる。

$$-dH(z) = k \sqrt{\frac{H(z)}{H(z) + I}} dz \quad (5)$$

ただし, $k = 2\pi r Q \sqrt{P_f} / t$

上式は, 変数分離法で容易に解くことができ,

$$\sqrt{H(z)(H(z) + I)} + I \ln(\sqrt{H(z)} + \sqrt{H(z) + I}) = k(z_0 - z) \quad (6)$$

ここで, z_0 は(6)式に $z=0$ およびその時の $H(0)$ を代入して得られる値で

ある。(6)式に $H(z)=0$ を代入すると、

$$z = z_0 - \frac{I}{k} \ln \sqrt{I} \quad (7)$$

となり、有限の長さの拡散器においてその供給側の水素流量がゼロになりうることを示す。この時、この拡散器から排出されるブリードガスには、水素は含まれない。これはPd膜における水素透過が、(4)式により理解されるように水素分圧の $\frac{1}{2}$ 乗に比例し、拡散器が内部で $\frac{1}{2}$ 次反応が進行する管型反応器として機能するためである。実際にはこの $\frac{1}{2}$ 乗則はある水素分圧範囲でのみ成立する関係であるが、以上の検討結果はブリード中の水素濃度が十分に小さい拡散器を設計することが原理的に可能であることを示している。

3 中間流れの場合の数値解析

前節の解析は、拡散器の供給流側におけるガスが流れの方向に全く混合しない場合を検討したものである。しかし、拡散器の特性を把握する上では、流れの方向における混合拡散の影響を考慮しなければならない。完全混合槽列モデルにおける槽数パラメータ N はこの混合拡散の指標となるものであり、 $N=\infty$ のとき栓流、 $N=1$ のとき完全混合流を表わす。本節ではこれらの中間の流れ領域における特性について明らかにする。

(1),(4)式に境界条件としてフィード(拡散器入口)水素濃度 $H_{N+1}/(H_{N+1}+I)$ およびブリード(拡散器出口)水素濃度 $H_1/(H_1+I)$ を用い、Fig. 2に示すように出口側から順次計算して収束操作によって I, H_n, H_n' を求めた。 $H_n/(H_n+I)$ は n 番目の要素における水素濃度であり、フィード流量、ブリード流量はそれぞれ $H_{N+1}+I, H_1+I$ で与えられる。

計算に用いた透過管のパラメータは、現在工業的に製造されているPd合金管の諸元に従い、外径1.6mm、内径1.44mm、長さ10~60cmとした。操作条件(圧力・温度)は、第Ⅲ章に述べる設計条件より、供給圧力101.3kPa(760Torr)、操作温度573K(300°C)とした。また透過係数は、300°Cにおけるトリチウムに対する値として $1.0 \times 10^{-7} \text{ mol} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{min}^{-1} \cdot \text{kPa}^{-0.5}$ を用いた。

Fig. 3は、拡散器の長さ60cm、拡散器の入口および出口における水素濃度をそれぞれ94%、1%とした時の拡散器内の水素濃度分布である*。パラメータ N が大きいほど(流れの方向の拡散が少ないほど)、大きな濃度勾配が出口付近で生じている。 $N \geq 20$ の範囲における濃度分布は N の値によってほとんど変化しない。

Fig. 4に拡散器内の水素流量分布を示す。0cmにおける流量の値は供給水素量であり、ほぼ全透過流量

Fig. 3 Hydrogen concentration profiles

$\Sigma H_n'$ に等しい。この値は N が小さいほど小さくなっている。この現象は、Fig. 3に見られるように、 N が小さく流れ方向の混合拡散が大きいほど、供給側の平均水素分圧が低くなって全透過流量が小さくなること

Fig. 4 Hydrogen flow rate profiles

* 図においては、得られた各要素の濃度 $H_n/(H_n+I)$ を連続的につないで濃度分布とした。

による。つまり、1基のパラジウム拡散器で処理できる可能処理流量 F は N の関数となる。

また、 N を一定とした場合は、この F は管の長さ L 、有効径 r 、透過係数 Q に比例する。これは(4)式で各要素における水素透過流量がこれらのパラメータに比例するためである。

Fig.5は、 F と拡散器出口における(ブリード中の)水素濃度 $[H_2]_b$ との関係を、 N をパラメータにとって表わしたものである。図において、 F は $[H_2]_b$ が低いほど少ない。これは拡散器供給側における平均水素分圧の減少のためである。また、 N が小さいほど F の減少の度合いが大きくなる。これは拡散器内における流れ方向の混合が著しくなるため、出口付近の水素濃度が供給側全体の平均水素分圧に大きく影響することをお表わしている。なお、 $[H_2]_b$ の変化に対応する F の減少の度合いが小さいが、これは図中で着目している濃度変化が非常に低い濃度範囲で起こるためである。

Fig. 5 Hydrogen concentration in bleed stream against feed flow rate

実際の拡散器におけるブリード中の水素濃度の低減化は、拡散器への供給流量を図中の $[H_2]_b$ に対応する値 F に設定することによって達成できる。この供給流量を F の値より小さく設定すれば、流量変動や N の変化によって $[H_2]_b$ が設計値を超えることを防止するこ

とが可能となり、安全側の設計になる。

4. 混合拡散による影響の評価

パラメータ N は、拡散器の形状、流動条件、表面状態などにより異なるが、ある程度評価することができる。いま、拡散器の長さを L 、供給ガス流路の相当直径を d_s 、流れの方向の平均流速と混合拡散係数をそれぞれ $\bar{u}$ 、 D_s 、分子拡散係数を D_m とする。Levenspiel⁽⁶⁾によれば、管内の層流による流れ方向の混合拡散は、条件式

$$\frac{L}{\bar{u}} \gg \frac{d_s^2}{28.8 D_m} \quad (8)$$

が成り立つとき、以下のよう表わされる。

$$D_s = \frac{d_s^2 \bar{u}^2}{192 D_m} \quad (9)$$

(8)式は径方向の拡散が十分大きく、流れ方向の混合拡散を考える上で径方向の濃度分布を一様とできる条件を表わしている。(9)式は径方向の拡散が分子拡散によって起こり、流れ方向の混合拡散は層流における流速の放物線分布によるとして導出されたものである。パラジウム拡散器では透過により径方向の流速 $\bar{u}_r$ が存在するため厳密にはこのモデルと異なるが、細長い管内においては $\bar{u}_r$ は極めて小さく、その影響は無視できると考えられる。

まず、前節において検討した拡散器の、条件式(8)への適合性を検討する。供給ガス流路における流量を J とすると、 $\bar{u} = 4J/\pi d_s^2$ であるから、(8)式は

$$\frac{L}{J} \gg \frac{4}{28.8 \pi D_m} \quad (10)$$

J はFig. 4で見られるように位置によって変化するが、安全側として拡散器における最大値、可能処理流量 F を用いる。これは前述したように N が一定であれば L に比例し、Fig. 5より比例定数を求めることができる。 N の値は、最大の F を与える $N=\infty$ をとれば安全側の評価となる。また、 D_m としてトリチウム^(*)の573KにおけるHe中の分子拡散係数を用いると、(10)式は

$$\frac{L}{J} \geq \frac{L}{F} = 22.4 \gg 0.016 \quad (11)$$

となり、この管型拡散器においては常に成立する。

次に、(9)式を用いて流れ方向の混合拡散を評価し、 N を求めてみる。 N がある程度大きい時には次式が成立する⁽⁹⁾。

* 水素の臨界温度・圧力⁽⁷⁾より藤田の式⁽⁸⁾を用いて、水素 $3.10 \text{ cm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 、重水素 $2.98 \text{ cm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 、トリチウム $2.73 \text{ cm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 。

$$\frac{1}{2N} = \frac{D_s}{\bar{u}L} \quad (12)$$

これより, N は

$$N = 75 D_m \frac{L}{J} \quad (13)$$

と表われ, 管の長さ L , 流速 $\bar{u}$, 流路の相当径 d_e によらない。拡散器の混合特性は L/J の値にのみ依存しており, この値は透過膜固有の値(径, 厚さ, 透過係数)および運転条件(温度, 圧力, 入口・出口組成)によって決定される。この拡散器では, (11)式より

$$N \geq 4.6 \times 10^3 \quad (14)$$

が N の理論値となり, 長さ L や流路の相当径 d_e によらずほぼ栓流に近い特性を示すものと考えられる。しかし, 拡散器の設計においては, ここで考慮しなかった拡散器の入口および出口付近の流れの乱れや拡散器内の対流の影響を十分小さくするために, ある程度 L/d_e を大きくとり, 細長い拡散器とすることが望ましい。

Ⅲ. 燃料精製系(FCU)を対象とした拡散器の設計

前章の結果に基づいて核融合炉燃料精製系用の拡散器を設計することができる。以下, 設計上の考え方および結果について述べる。

1. 拡散器入口ガス組成

拡散器の入口ガス組成として, 近く実証試験が開始される Los Alamos National Laboratory の Tritium Systems Test Assembly (TSTA) における Fuel Cleanup System (FCU) の設計値を参考にした⁽¹⁾。すなわち, 処理すべき全ガス流量は $389.12 \text{ mol} \cdot \text{d}^{-1}$ であり, $(\text{H}, \text{D}, \text{T})_2$ はその 94.7% を占める。不純物ガスには, 12% のトリチウム化合物 $(\text{H}, \text{D}, \text{T})_2\text{O}$, $\text{C}(\text{H}, \text{D}, \text{T})_4$, $\text{N}(\text{H}, \text{D}, \text{T})_3$ を含むものとした。

2. ブリード中の水素濃度

パラジウム拡散器を適用した FCU システムにおいては, ブリード中に含まれるトリチウムガス $(\text{H}, \text{D}, \text{T})_2$ およびトリチウム化合物からトリチウムを回収するための処理システムが設けられる。ブリード中の全水素量を低減化することによって, この処理システムの負荷を軽減できる。このためには, ブリード中のトリチウムガス $(\text{H}, \text{D}, \text{T})_2$ 濃度をブリードに含まれる他のトリチウム化合物濃度(～12%)より十分低く設定しなければならない。ここでは, 透過側に設置する真空ポンプの運転性能(圧縮比)を考慮して, ブリード中の水素濃度 $[\text{H}_2]_b$ を 1% に設定した。

3. 供給圧力

拡散器の器壁からのトリチウム透過の観点より, 操

作圧力は低い方が望ましい。一方, 拡散器の処理量の面からは供給側圧力は高い方が有利であるが, 圧縮器や耐圧設計が必要となる。ここでは, 供給圧力として大気圧を選定した。

4. 透過側圧力

拡散器の透過側圧力は, ブリード中の水素濃度 $[\text{H}_2]_b$ と, 透過側の排気を行う真空ポンプの排気能力に依存する。拡散器出口および透過側の水素分圧をそれぞれ $P[\text{H}_2]_b$, $P[\text{H}_2]_p$ とすると, 前章の仮定は $P[\text{H}_2]_b \gg P[\text{H}_2]_p$ なので, 供給側全圧 P_f と透過側全圧 P_p および $[\text{H}_2]_b$ との関係は次式になる。

$$[\text{H}_2]_b = \frac{P[\text{H}_2]_b}{P_f} \gg \frac{P_p}{P_f}$$

したがって, $[\text{H}_2]_b$, P_f がそれぞれ 1%, 760 Torr (101 kPa) のとき

$$P_p \leq 0.76 \text{ Torr (0.1 kPa)}$$

となり, 透過側に設置されるポンプは, 拡散器への供給流量とほぼ等しい量の水素を排気し, 拡散器透過側を 0.1 kPa 背圧を大気圧とすることが必要である。

5. 操作温度

Fig. 6 に Pd 管における透過流量の温度変化を示す。拡散器の操作温度は, トリチウムの器壁からの透過を低減するためには低い方がよい。しかし, 図に見られるように 200°C 以下では, パラジウム水素化物 (β 相) が生成し, 透過係数の温度依存性が大きい領域になる。すなわち, 200°C 以下の操作温度では透過係数が著しく小さくなる(所要膜面積が大きくなる), 温度変化による透過係数の変動が大きいく(分離特性が不安定になる)などの問題が生じる。したがって, 操作温度としては 300°C (573 K) を選定した。

Fig. 6 Temperature dependence of permeation coefficient

6. Pd 管の合金組成, 形状, 寸法

Pd 管の合金組成については, 著者らは先にPd-Ib族(Ag, Au)-Ⅷ族(Ru, Rh, Pt)系の多元系合金が熱サイクルや水素脆化に対して優れた特性を有していることを実証した。本設計においてもこの合金管を使用することとし, 形状・寸法は工業的規模で製造法が確立されている内径1.44 mm, 外径1.6 mm, 長さ60 cmとする。

7. 透過係数

同位体混合ガス(H, D, T)₂ に対する透過係数としては, 同位体効果を考慮して, トリチウムに関する値 Q_T を用いるのが安全側の設計となる。しかし, 本設計温度におけるこの合金膜の Q_T は得られていない。ここでは吉田⁶⁾の求めた水素に対する透過係数の実験式と, 藤田¹³⁾が報告している水素およびトリチウムの透過係数の比($Q_H/Q_T=2.1$, 350~540°C)とより Q_T を推定した。その結果を Fig. 7 に示す。これより, 573 K における Q_T の値を $1.0 \times 10^{-7} \text{ mol} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{min}^{-1} \cdot \text{kPa}^{-0.5}$ と定めた。

以上の設計条件を Table 1 にまとめる。

Fig. 7 Permeation coefficient for H_2 , D_2 and T_2

Table 1 Operation parameters of Pd-diffuser for TSTA fuel cleanup system

Feed flow rate F	16.2 mol/h
Hydrogen concentration in feed	94%
Bleed flow rate	0.98 mol/h
Hydrogen concentration in bleed [H_2]	1.0%
Driving pressure P_f	101 kPa
Back pressure P_b	0.1 kPa
Temperature	573 K

Table 2 Number of Pd-tubes for diffuser

$[H_2]_0$	10	1	0.1	0.01 (%)
N				
20	78	83	85	87
30	78	81	83	84
60	77	80	81	82
180	76	79	79	80
	76	78	79	79

Pd-tube: 0.16 cm O.D., 0.144 cm I.D., 60 cm long

8. 槽数パラメータ N

N の値は, 理論的には(14)式のように極めて大きい。しかし, ここでは流れの乱れが大きく栓流からのズレを生ずる場合も考慮して $N=20 \sim \infty$ の範囲で検討した。

9. 所要膜本数

以上の設計条件に基づいて Pd 管 1 本当りの処理流量とブリード中の水素濃度との間に得られた関係が Fig. 5 である。この関係より燃料精製系用拡散器に必要な Pd 管の本数は, TSTA の供給ガス条件において約 80 本となる (Table 2)。ここでは, 設計上の余裕として 100 本とした。

10. 拡散器の構造

Fig. 8 に, この拡散器の概念図を示す。

Fig. 8 Structure of multi-tube Pd-diffuser

ここでは実際の製造例に従って、多管式熱交換器と類似の設計法による外圧式多管式拡散器とした。Pd管の配列ピッチは外径の2倍(0.32cm)であり、供給側流路の相当直径 $d_e \approx 0.19\text{cm}$ である。

IV. 結 論

本研究は、管型反応器の理論に基づいて、パラジウム拡散器における水素と不純物の分離特性を解析したものである。栓流を仮定した解析計算から、管型拡散器によりプラズマ排ガス中のトリチウムを高い効率で回収することが原理的に可能であることが判明した。また、混合拡散を考慮したモデルの数値解析により、混合拡散の影響を表わすパラメータ N 、ブリード中の水素濃度 $[H_2]$ および可能処理流量 F の間に立つ関係を見出した。

解析結果に基づき、核融合炉燃料精製系への適用を想定して、拡散器の運転条件、諸パラメータを決定し、概念設計を行なった。この結果、100本のPd管を内蔵する拡散器1基により、TSTAの条件におけるプラズマ排ガスを処理することができると判明した。

以上の設計により、パラジウム合金膜法がプラズマ排ガス精製プロセスとして有望であり、本設計法により燃料精製系が構成可能であると考えられる。

LANLのDr. J.R. Bartlitには、パラジウム拡散器のFCUへの適用という観点から多くの助言を頂いた。また日本原子力研究所の松田裕二、木下正弘、平田慎吾、勝田博司の各氏にも有益なご意見を頂いた。以上の方々に深く感謝いたします。

— 参 考 文 献 —

- (1) KERR, E.C., BARTLIT, J.R., SHERMAN, R.H.: *Proc. Tritium Technology in Fission, and Isotopic Applications*, 115 (1980).
- (2) 吉田 浩, 小西哲之, 勝田博司, 清水 徳, 成瀬雄二: 原子力誌, 24[6], 475 (1982).
- (3) YOSHIDA, H., KONISHI, S., NARUSE, Y.: *JAERI-M* 9747, (1977).
- (4) 原研核融合研究部炉設計研究室: *JAERI-M* 7293, (1977).
- (5) ACKERMAN, F.J., KOSKINAS, G.J.: *J. Chem. Eng. Data*, 17[1], 51~55 (1972).
- (6) LEVENSPIEL, O.: *Ind. Eng. Chem.*, 50[3], 1935(1958).
- (7) 水素エネルギー編集委員会編: “水素応用技術最新資料集”, (1975), I.S.U.
- (8) 化学工学協会: “化学工学便覧, 改訂四版”, p. 67 (1978), 丸善.
- (9) 同上: p. 1462~1464.
- (10) YOSHIDA, H., et al.: *JAERI-M* 9677, (1981).
- (11) FUJITA, H., et al.: *J. Nucl. Sci. Technol.* 17[1], 40 (1980).

○原子力関係国際会議一覧(1983~1984)○

(p. は本誌既載ページ, [24-2]はVol. 24, No. 2を表わす)

1983 Jan. 11~14	2nd Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulic, Santa Barbara, USA (p. 101[24-2])	16~20	IAEA-Int. Conf. on Radioactive Waste Management, Seattle, Washington, USA (p. 482[24-6])
Feb. 27 ~Mar. 3	Symp. on Waste Management '83, Tucson, Arizona, USA (p. 618[24-8])	"	6th Int. Conf. on Radiation Shielding, Tokyo, Japan (p. 491[24-6])
Mar. 20~25	ACS 185th Nat. Meeting: Chemistry of the Nuclear Fuel Cycle, Seattle, Washington, USA (p. 428[24-6])	30~ June 3	2nd Int. Conf. on Radiation Effects in Insulators, Albuquerque, USA (p. 787[24-10])
21~25	Int. Symp. on Reliability of Reactor Pressure Components, Stuttgart, F.R. Germany, (p. 618[24-8])	6~9	3rd Int. Conf. on Emerging Nuclear Energy System, Helsinki, Finland (p. 302[24-4])
Apr. 11~15	IAEA-Int. Symp. on the Biological Effects of Low-Level Radiation with Special Regard to Stochastic and Non-Stochastic Effects, Venice, Italy (p. 537[24-7])	Aug. 22~24	Int. Symp. on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power System-Water Reactor, Myrtle Beach, South Carolina, USA (p. 428[24-6])
18~22	Int. Symp. on Isotope and Radiation Techniques in Soil Physics and Irrigation Studies, Aix en Provence, France (p. 696[24-9])	Sep. 11~15	4th Pacific Basin Nucl. Conf., Vancouver, Canada (p. 916[24-11])
May 2~6	IAEA-Int. Symp. on Operational Safety of Nuclear Power Plants, Marseilles, France (p. 537[24-7])	12~16	Int. Ion Engineering Congress, ISIAT '83 & IPAT '83, Kyoto, (p. 737[24-9])
		1984 Sep. 9~14	5th Int. Conf. on Pressure Vessel Technology, San Francisco, USA (p. 961[24-12])