

## 1-8 冷凍用冷熱生成 NH<sub>3</sub>系マルチ吸着ヒートポンプの開発

小林敬幸、架谷昌信、出口清一、渡辺藤雄、小林 潤、窪田光宏（名古屋大学）

### 1. 研究の目的と概要

地球規模の資源・エネルギー問題の解決のために、その大半が環境に廃棄されている80 程度以下の低温熱エネルギーの有効利用技術を確認することが急務とされている。吸着ヒートポンプはこの熱エネルギーを回収・高レベル変換する機能を有する唯一の熱機器に位置づけられ、とくに環境温度以下の冷房用冷熱生成を目的とする高性能化開発研究が進められている。一方で最近、冷熱需要は冷房冷熱のみならず主として食品産業を中心とする-20 程度以下の冷凍冷熱需要が拡大している。一般に、その冷凍冷熱生成には機械圧縮式ヒートポンプが使用されており、この需要の拡大に伴って稼働のための電量消費が増大している。

本研究では、上記に鑑み、100 程度以下の低温熱エネルギー利用する冷凍冷熱生成型マルチ吸着ヒートポンプ（マルチAHP）を新たに提案し、その実用化開発を行うことを目的とする。提案のマルチAHPシステムはFig. 1に示すように、シリカゲル/水系吸着ヒートポンプ（AHP-1）と活性炭/アンモニア系吸着ヒートポンプ（AHP-2）で構成され、両吸着ヒートポンプに100 程度以下の熱エネルギーを供給することによってAHP-1側で5 程度の冷熱を発生させ、この冷熱をAHP-2の環境熱源として供給することでAHP-2側から-20 以下の冷凍冷熱を得る。本システムは吸着ヒートポンプが有する特徴に加えて、作動圧力が1 MPa以下で稼働できるという特徴がある。

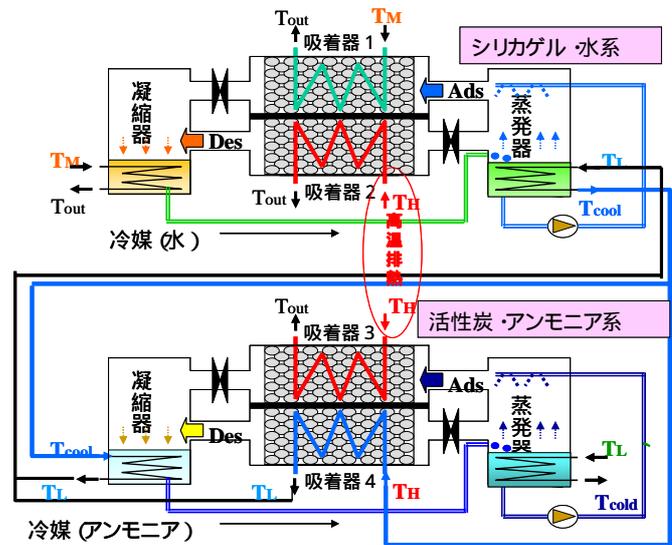


Fig.1 マルチ AHP システム

本研究ではこのマルチAHPの開発の中心課題となるAHP-2に関して以下の検討を行った。

- 1) 適用吸着材の吸着平衡論的検討および熱出力予測
- 2) 適用吸着系の吸着速度論的検討および熱出力予測
- 3) AHP-2用吸着器の設計基準の検討

### 2. フェーズ の成果

#### 2-1. 目的及び目標

シリカゲル/水系吸着ヒートポンプ（AHP-1）と活性炭/アンモニア系吸着ヒートポンプ（AHP-2）で構成されるマルチ AHP システムの開発では、まず AHP-2 に適用可能な吸着材の探索が不可欠である。アンモニア吸着に関してはこれまで、その回収、除去を目的としたいわゆる大気に含まれる比較的低濃度の吸着に関する検討がなされているが、本研究で対象とするアンモニア純蒸気の吸着特性評価の検討はほぼ皆無である。そこで本研究では、AHP-2 の操作条件を考慮に入れ、ここに適用可能な吸着材についてアンモニアの純蒸気の吸着平衡特性を明らかにすること、ならびにこの特性に基づく吸着材の選択を行うとともに選択された吸着材使用の AHP-2 およびマルチ AHP における性能予測を行うこ

とを目的とする検討を行った。また、充填層型吸着器で構成される吸着ヒートポンプ試験機による吸着速度論的検討を行った。

## 2 - 2 . 実験方法

### ( 1 ) 吸着材試料

活性炭 (AC) ( 太平化学産業製 )、ゼオライト (zeolite13X トーソー製)、シリカゲル (富士シリシア化学製、Bタイプ)、スーパー活性炭 (SAC) (大阪ガス製)、繊維状活性炭 (FAC) (日本カインール製) および分子ふるい炭素 (MSC) (カネボウ製) を吸着材として使用した。吸着材の 77 K の窒素吸着等温線の測定結果から計算された細孔容積、比表面積、平均細孔径の値を Table 1 に示す。また各吸着材の細孔分布を Fig. 2 に示す。Fig. 2 より、細孔半径  $2 \times 10^{-10}$  m 以上の細孔は活性炭 > シリカゲル > ゼオライトの順に発達している。また、活性炭では SAC > FAC > AC > MSC の順に発達している。吸着質には 99.999% アンモニアを使用した。

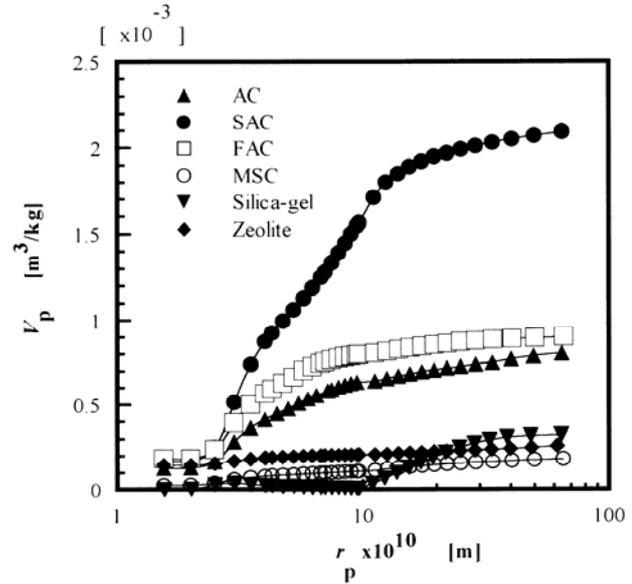


Fig.2 吸着材の細孔分布

Table 1 実験に使用した吸着材の物性

Sample	Specific surface area $\times 10^{-6}$ [m <sup>2</sup> /kg]	Pore volume $\times 10^3$ [m <sup>3</sup> /kg]	Pore diameter $\times 10^9$ [m]	$q_{des}$ [kg/kg]	$q_{ads}$ [kg/kg]	$\Delta q$ [kg/kg]	$Q$ [kJ/kg]
AC	1.31	0.82	2.50	0.143	0.345	0.202	268.5
SAC	3.59	2.09	2.32	0.113	0.491	0.378	502.4
FAC	1.60	0.92	2.29	0.180	0.383	0.203	269.8
MSC	0.39	0.28	2.56	0.097	0.118	0.021	27.9
Silica gel	0.67	0.49	2.96	0.144	0.206	0.062	82.4
Zeolite	0.41	0.33	3.20	0.130	0.141	0.011	14.6

### ( 2 ) 吸着特性測定実験装置

各種吸着質のアンモニア吸着等温線および吸着速度は容量法により測定した。その測定装置の概略図を Fig. 3 に示す。本装置は吸着塔 ( 内径 10 mm 高さ 300 mm ) 精度  $\pm 0.1$  K の恒温槽、真空ポンプ、自動制御ユニットおよび接続するバルブで構成されており、吸着塔には圧力 0.01 kPa から 1000 kPa まで測定可能な圧力センサーが取り付けられている。吸着塔は所定温度の恒温槽に浸すことにより塔内を設定温度に制御される。吸着過程ならびに脱着過程の圧力変化はいずれも両過程が終了するまでの間パソコンに測定データ信号を取り込む PC カード型データ収集システムで連続採取した。

また、Fig. 4 に吸着速度の測定に使用した充填層型アンモニア AP 試験装置を示す。本装置は充填層型吸着器（内径 0.04 m 高さ 0.1 m）および蒸発器/凝縮器とそれをつなぐバルブで構成される。吸着器、蒸発器/凝縮器および配管はすべてステンレス製である。蒸発器/凝縮器は二重管構造になっており環状部に所定温度の循環オイルを流通させることで、また吸着器は恒温槽内に浸すことで、それぞれの器内を一定温度に制御できる。蒸発器/凝縮器には電極式レベルメーターが取り付けられており、吸着量変化による液面変化が計測できる。充填層内には軸方向および半径方向計 9 点および蒸発/凝縮器内 1 点に T 熱電対が挿入されており、各点で温度が計測できる。系内圧力の測定のため、蒸発器には圧力計を、充填層には蒸発器との差圧を測定するために差圧計 3 個が設置されている。

### (3) 吸着実験の方法

#### 吸着等温線の測定：

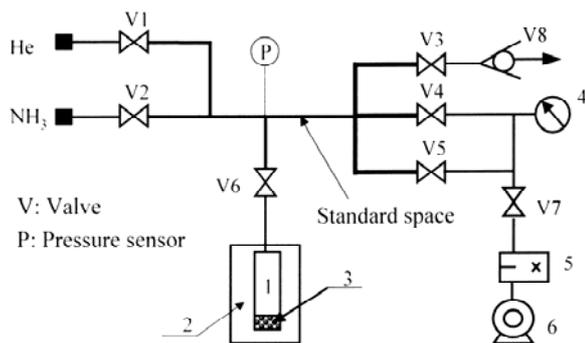
吸着過程においては、吸着材試料約 0.3 g を精秤し、これを吸着塔に入れ、あらかじめ系内を 373 K 以上で 12 時間脱気した後、一旦バルブを閉じ、吸着塔温度  $T_{ads}$  を所定温度に設定する。なお、ゼオライトを吸着材とした時は、吸着塔に入れる前に、ゼオライトを 525 K の  $N_2$  雰囲気中で 5 時間加熱処理した後、吸着塔に入れた。吸着塔の温度が所定の吸着温度に達した後、バルブ V2 を開いて標準容積部 (V1、V2、V6、V3、V4 および V5 によって囲まれた部分) にアンモニア蒸気を圧力 50 kPa までに導入し、V2 を閉じる。次に、標準容積部と吸着塔を接続するバルブ V6 を開くことにより、吸着を開始する。吸着平衡に達した後、バルブ V6 を閉じ、再度バルブ V2 を開いてアンモニア蒸気を標準容積部に導入し、吸着させ、吸着平衡圧力がアンモニア蒸気の吸着温度における飽和圧力になるまで繰り返し測定する。

#### 脱着等温線の測定：

吸着等温線の測定に引き続き行う脱着過程では、吸着過程終了後 V2 および V6 の両バルブを閉じて、V4 を開くことによって、標準容積部のアンモニアを所定圧力までに脱気する。その後、V4 を閉じて、V6 を開くことにより、脱着を開始し、吸着過程と同様の圧力変化および脱気量の測定を行った。この操作は最終の平衡圧力が 10 kPa になるまで繰り返し行う。なお、また吸着材ごとに吸着開始前に、ヘリウムによる装置の死容積を測定し、その結果を吸着量計算で考慮に入れた。

#### 吸着速度の測定：

吸着器に活性炭約 0.05 kg を精秤し、これを充填し、353 K で十分真空脱気した後、吸・脱着サイクル実験を行う。吸着過程では吸着器、蒸発器をそれぞれの所定温度に設定した後、吸着器と蒸発器を接続するバルブ V1 を開いてアンモニア蒸気を導入し、吸着を開始する。同時に、吸着の進行に伴う



1. Adsorption column 2. Constant temperature reservoir  
3. Adsorbent 4. Vacuum-gauge 5. Trap 6. Vacuum pump

Fig.3 実験装置

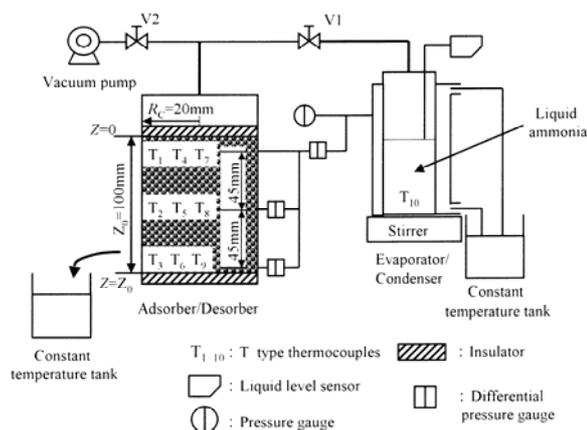


Fig. 4 吸着速度測定装置

充填層内および蒸発器内の温度、蒸発器内の圧力、蒸発器と充填層内の差圧、液面変化の測定を行う。実験は開始から 20000 秒で終了し、実験終了後バルブ V1 を閉じる。引き続き行う脱着過程では、吸着過程終了後吸着器温度、凝縮器温度をそれぞれの所定温度に設定した後、バルブ V1 を開き吸着過程と同様な諸測定を行う

## 2 - 3 . 考察及びフェーズ のまとめ

### ( 1 ) 吸着平衡の実験結果および考察

吸着材温度 278 Kにおける活性炭、シリカゲルおよびゼオライトにおけるアンモニアの吸着等温線の測定結果をFig. 5 に示す。ここで、上記の吸着等温線に基づいて、各吸着材のAHP-Iへの適用に関して、汲み上げ熱量（冷熱出力）を指標とする評価を行う。冷熱出力は吸着時の相対圧  $p_{ads}$ 、脱着時の相対圧  $p_{des}$ での吸着量差と蒸発潜熱の積で表され、基本的にこの値が大きいほど組み込み吸着材として適している。本実験において測定の対象にした3種類の吸着材を実際にマルチAHPの 253 K以下の冷熱生成側であるアンモニア系AHPに組み込むことを想定すると、冷凍冷房の戻り温度 253 K、中間温度 278 K、高温熱源温度 353 Kの操作条件下では、吸着時の相対圧  $p_{ads}$ 及び脱着時の相対圧  $p_{des}$ はそれぞれ 0.128 および 0.368 となり、 $p_{ads}$ 、 $p_{des}$ における吸着量をそれぞれ  $q_{ads}$ および  $q_{des}$ とすれば、この相対蒸気圧間の吸着量差  $\Delta q$ より冷熱出力  $Q_{out}$

( $=\Delta q \cdot \Delta H_{eva}$ ) が計算される。Fig. 5 の吸着等温線に基づいて、アンモニアの蒸発潜熱を 1330 kJ/kg とした場合の  $\Delta q$ 、 $Q_{out}$  の各値をTable 1 に併記する。これより、活性炭の  $Q_{out}$ 、 $\Delta q$  値はシリカゲル、ゼオライトのそれらより大きいことがわかる。そこで、さらに、3種類の活性炭：SAC、FAC、MSCの 278 Kにおける吸着等温線の測定を行った。その結果をACの吸着等温線と比較してFig. 6 に示す。Fig. 5 の場合と同様に、3種類の活性炭の  $\Delta q$ 、 $Q_{out}$  を求め、これらの値をTable 1 に併記した。Table 1 より以下のことがわかる。(1) 吸着材のアンモニア吸着特性は吸着材の比表面積および細孔容積などの構造特性と密接な関係にあり、比表面積及び細孔容積の増大に伴って、低相対圧域の吸着量が増加していく傾向が見られる。このことより、AHP-I用としては、比表面積及び細孔容積が大きい活性炭が好ましいと考えられる。(2)  $Q_{out}$ 、 $\Delta q$  はSACにおいて最大であり、その値はFAC及びACの約 2 倍、MSCの約 19 倍となっている。以上の結果、SAC、FAC及びAC はAHP-Iの組み込み吸着材として適していることが示唆される。しかし、FACは繊維状であるため取り扱いが難しく吸着器への高密度充填が困難であるために、実際にAHPに組み込むことを考えた時必ずしも適するとは考え難い。そのため後述の吸着速度に関する検討では、SAC、ACを対象として行った。

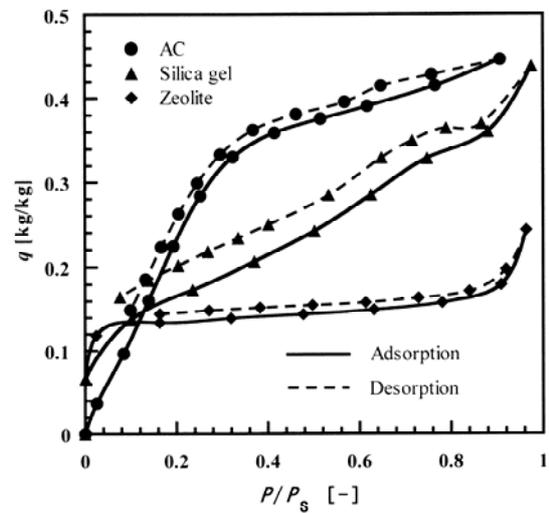


Fig. 5 アンモニアの吸着等温線 (278K)

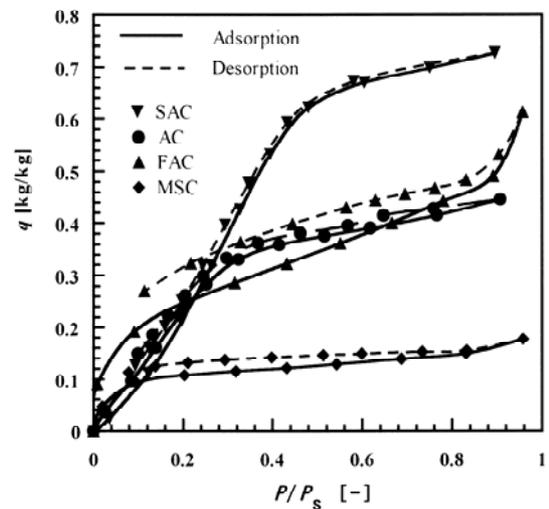


Fig.6 各種活性炭のアンモニア吸着等温線(278K)

(2) 吸着材単粒子の吸着速度の検討

吸着材SACを例とする吸着材単粒子の吸着速度の測定結果の一例をFig. 6 に示す。図は実験結果に最もよく一致する吸着材粒子内物質移動が表面拡散支配であるとした計算結果との対比を示し、かつ図中にはここで決定された $D_c$ 値が併記されている。ACにおいても、同様な結果が得たのでこれらの拡散係数 $D_c$ の値をシリカゲル/水系AHPの $D_c$ 値と比較してFig. 7 に示す。シリカゲル/水系に比べて、アンモニア/活性炭の $D_c$ は5倍以上大きくなる。これは本実験系が加圧系であることによると考えられる。

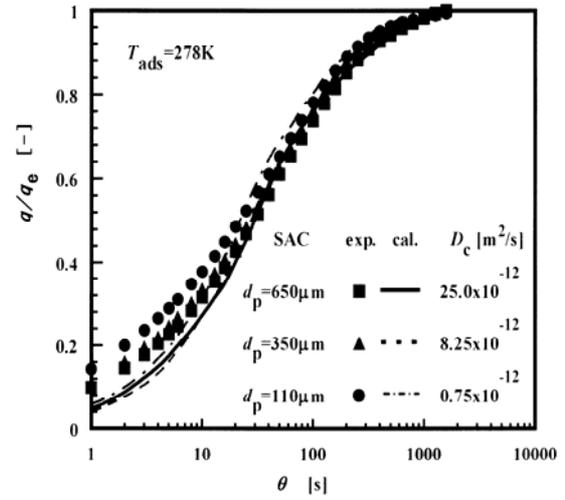


Fig.7 活性炭におけるアンモニアの吸着速度

(3) 吸着平衡に基づくマルチ吸着ヒートポンプシステムの性能予測

提案のマルチAHPの稼働性を検討するために、吸着平衡に基づく本AHPの成績係数(COP)を指標とする性能評価を行った。Fig. 9、Fig. 10 に $T_H$ および $T_M$ がアンモニアAHPおよびマルチAHPのCOPに及ぼす影響を示す。アンモニア系AHPのCOPは $T_M$ 値によらず $T_H$ の増大に伴って大きくなる。 $T_M > 288$  Kでは、 $T_M < 288$  Kにくらべて、COPは $T_H$ の増加とともに大幅に増大する。 $T_M < 283$  Kでは、 $T_H$ の増大がCOPの増大傾向に及ぼす影響は小さくなる。このことより、 $T_M$ が283 K未満である場合AC/アンモニア系AHPは高温熱源温度 $T_H$  ( $\leq 373$  K)が低下しても、高いCOPで運転できることがわかる。またFig. 10 より、 $T_M < 283$  Kの場合、373 K以下の $T_H$ によって運転されるマルチAHPのCOPは、同じ温度条件での吸収式冷凍機のCOP (COP=0.18~0.3)と同程度になることが分かった。

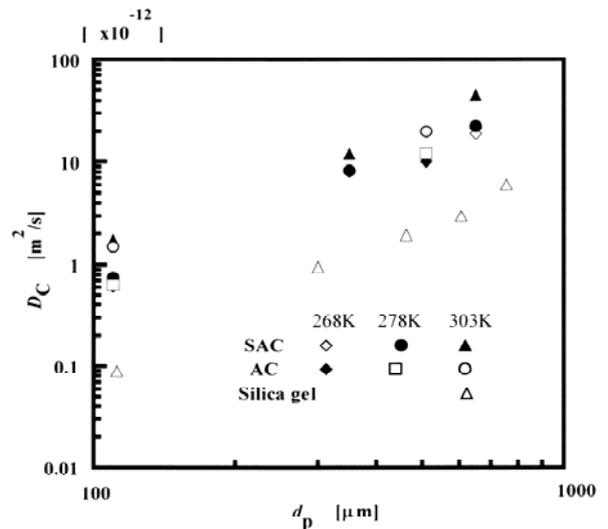


Fig. 8 拡散係数

(4) 吸着ヒートポンプにおける吸着速度

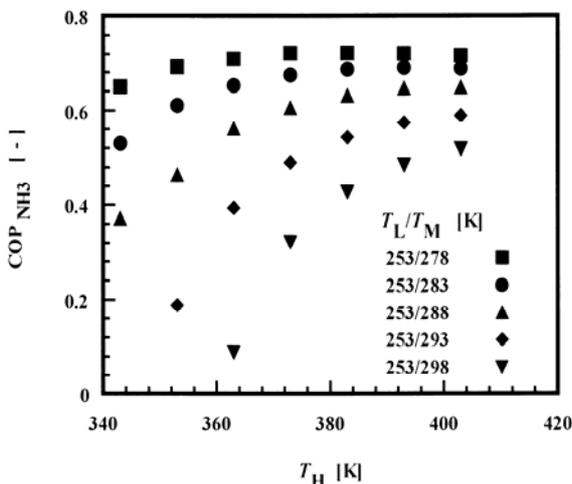


Fig. 9 アンモニア AHP の COP

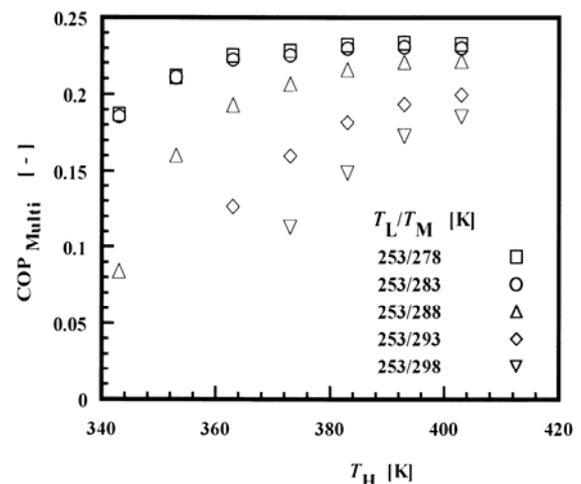


Fig. 10 マルチ AHP の COP

## 充填層内の吸・脱着量変化

吸着器を十分に脱気した後に吸着器、蒸発器の温度をそれぞれ  $T_{\text{ads}}=278\text{ K}$ 、 $T_{\text{eva}}=253\text{ K}$  とした吸着過程、吸着過程終了後に吸着器、凝縮器の温度をそれぞれ  $T_{\text{des}}=353\text{ K}$ 、 $T_{\text{con}}=278\text{ K}$  とした場合の脱着過程、ならびに引き続き上記の温度条件で吸・脱着過程を繰り返した際の吸着量の経時変化の測定結果を 2 種の粒子径について Fig. 11 に示す。この結果ならびに後述の温度、圧力の経時変化の結果は同様の操作を 3 回繰り返し行っても再現性が確認された。

Fig. 11 より、粒子径によらず 1) 熱・物質移動の解析モデルに基づいた解析結果と実測値は傾向的に良好な一致を示していることが分かる。2) 初回の吸着過程の吸着量変化は上に凸の形状を示し、この温度の平衡吸着量 ( $q_{\text{ads}}=0.35\text{ kg/kg}$ ) の 90% 以上に達する時間 ( $\theta_{\text{ads}}$ ) は約 5000 s となり、その後、緩やかに推移し、20000 s でほぼ平衡値に達する。2) 脱着過程のこの変化は吸着過程と対照的に、下に凸の形状で脱着が進行し、 $q_{\text{ads}}$  とこの温度の平衡吸着量 ( $q_{\text{des}}=0.14\text{ kg/kg}$ ) の差 ( $\Delta q_{\text{des}}=0.21\text{ kg/kg}$ ) の 10% 以下に達する時間 ( $\theta_{\text{des}}$ ) は約 1200 s となり、その後、緩やかに推移し、10000 s 後にほぼ平衡値に達する。3) 引き続く 2 回目の吸・脱着過程では、1) 2) と同形状の変化を示し、 $\theta_{\text{ads}}$ 、 $\theta_{\text{des}}$  はそれぞれ約 4600 s、1200 s となる。以上の結果は本系の吸・脱着がほぼ可逆的に行われることを示している。2) 3) の結果をシリカゲル/水系

1) と比較すると、シリカゲル/水系が本実験系に比べて、本実験系の初回の  $\theta_{\text{ads}}$ 、 $\theta_{\text{des}}$  はそれぞれ約 0.3 倍および 0.1 倍と短い。これは本実験系の吸・脱着の推進力となる圧力差が大きいことによる。つまり、シリカゲル/水系の 1 回目の吸・脱着開始時点の圧力差は 0.9 kPa および 4.7 kPa である。これに対して本吸着系の 1 回目、2 回目の吸着過程最大圧力差が 190.2 kPa、126.1 kPa、1 回目の脱着過程のそれは 463.2 kPa であり、シリカゲル/水系に比べて本吸着系の圧力差が大きいことが結果的に吸・脱着速度を大きくする要因として働いたと考えられる。 $q_p$  による吸着量変化の形状に大きな差量がないこともこのことが原因していると思われる。 $\theta_{\text{ads}}$

および  $\theta_{\text{des}}$  に大きな違いがあるのは、吸着過程後の脱着過程で、脱着開始条件を待つ間に吸着器内である程度脱着が進行するためである。2 回目の  $\theta_{\text{ads}}$  が初回に比べて小さいのは、2 回目の吸着量が少ないことによる。

## 吸着ヒートポンプの性能評価

・熱源温度  $T_h$  および  $T_M$  の AHP 熱出力に対する影響

前述したように提案のマルチ AHP は 373 K 以下の高温熱源 ( $Q_H$ ) と 303 K 程度の環境熱源 ( $Q_M$ ) を用いて活性炭/アンモニア系 AHP (AHP-I) の環境熱源 ( $Q_M$ ) を供給することによって冷熱 ( $Q_L$ ) 生成を行うシステムである。本システムの実使用を考えて、 $Q_M$  の温度  $T_M$  を夏期の 303 K (一定)、 $Q_L$  の温度  $T_L$  を 253 K (一定) とすれば、本システムの冷凍熱出力は  $Q_H$  の温度  $T_H$  と  $Q_M$  の温度  $T_M$  が支配因子の一つ

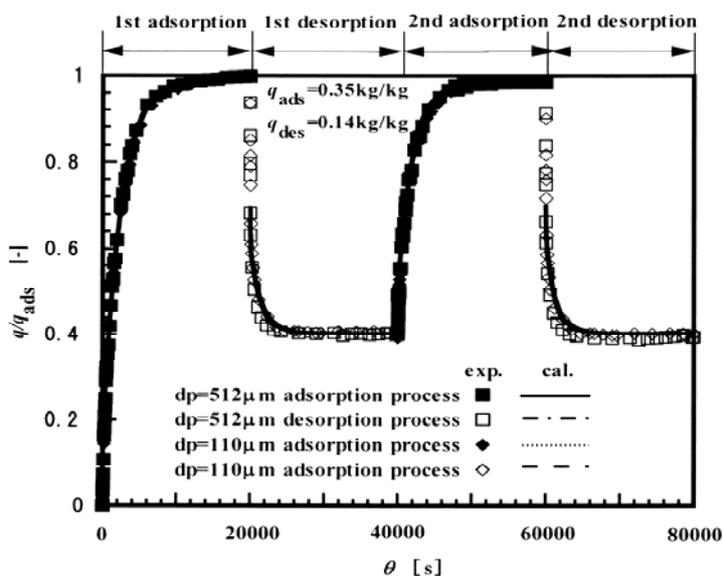


Fig.11 吸・脱着過程の温度および吸着量変化  
( $T_{\text{ads}}=278\text{K}$ ,  $T_{\text{eva}}=253\text{K}$ ,  $T_{\text{des}}=353\text{K}$ ,  $T_{\text{con}}=278\text{K}$ )

となる。そこで本吸着系におけるAHPの稼働性に関して、 $T_M$ 、 $T_H$ の2項目を変化させた場合の影響を検討した。Table 2 は  $T_M$ 、 $T_H$ 、 $d_p$ をパラメータとする実験結果をまとめたものである。ここで、 $(T_{ads})_{max}$ 、 $(T_{des})_{max}$ および $\theta_{ads}$ 、 $\theta_{des}$ は吸着過程、脱着過程における吸着材層の最大温度上昇、最大温度降下および吸着完結時間、脱着完結時間である。

Table 2 実験結果

Parameters	$d_p$ [ $\mu\text{m}$ ]	$T_L$ [K]	$T_M$ [K]	$T_H$ [K]	$\Delta q$ [kg/kg]	$(\Delta T_{ads})_{max}$ [K]	$(\Delta T_{des})_{max}$ [K]	ads [s]	des [s]
$T_M$		253	273	353	0.27	31.7	19.6	3900	1100
	512	253	278	353	0.22	24.8	16.2	4600	1200
		253	283	353	0.15	17.8	10.1	5100	1200
$T_H$		253	278	363	0.24	27.6	16.9	4500	900
	512	253	278	353	0.22	24.8	16.2	4600	1200
		253	278	343	0.17	21.0	14.1	4800	1800
$d_p$	512	253	278	353	0.22	24.8	16.2	4600	1200
	115	253	278	353	0.21	22.6	14.6	4700	1200

Table 2 より、1)  $T_M$ の低下および $T_H$ の増大に伴って、 $q$ 、 $(T_{ads})_{max}$ 、 $(T_{des})_{max}$ は増大し、 $\theta_{ads}$ 、 $\theta_{des}$ は減少すること、2)  $d_p$ の減少によって $(T_{ads})_{max}$ 、 $(T_{des})_{max}$ はやや小さくなるが他の値に大差がないことが分かる。この結果をFig. 11の吸着量変化に基づいて得られる各温度条件の冷熱出力 $W_L = H_{eva} \times q_{\theta}/\theta$ を、同様にして得られるシリカゲル/水系の $W_L$ との比較で示したFig. 12 と併せて考察すると(ここで、 $H_{eva}$ は作動媒体の蒸発潜熱であり、アンモニア、水でそれぞれ 1330 kJ/kgおよび 2500 kJ/kg(一定)とした)、1)の $T_M$ の低下および $T_H$ の増大は $W_L$ の増大の効果につながり、かつこの効果は $T_M$ の低下において顕著である。例えば、 $\theta=2000$  sを基準として比較すると、 $T_H=353$  Kにおける $T_M=273$  K、278 Kの $W_L$ は128 W/kgおよび93 W/kg、 $T_H=363$  K、 $T_M=278$  Kのそれは104 W/kgとなり $T_M$ の5 Kの低下、 $T_H$ の10 Kの増大でそれぞれ出力が約1.4倍および1.1倍となる。また、シリカゲル/水系に比べて、本系の $W_L$ 値が大きく、 $\theta=2000$  s基準で3~6倍程度となることは本吸着系が加圧条件下であることの前述の考察とよく符合する。2)に関して、同温度条件下の $d_p$ による $W_L$ 値にほとんど差異が認められないことから、 $d_p$ の減少に伴って $(T_{ads})_{max}$ 、 $(T_{des})_{max}$ が小さくなる傾向は、層内熱伝導が促進されたことによると考えられる。

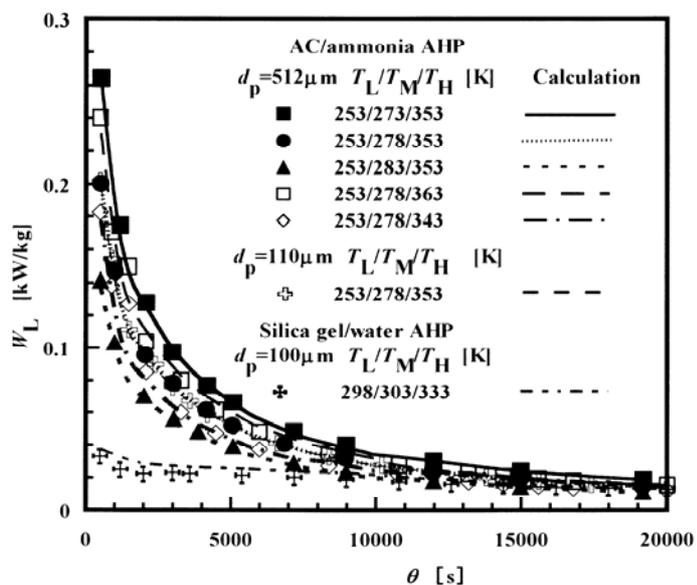


Fig.12 熱出力の比較

なお、充填層内熱・物質移動に関する本理論計算結果が充填層内の吸着量、温度変化および熱出力実測値と傾向的に良好な一致を示している。したがって、以下では吸着材粒子径および充填層高などのパラメーターが充填層型 AP の熱出力に与える影響について理論的考察を行う。

・粒子径および充填層高の AP 熱出力に対する影響

Fig. 13 に粒子径、充填層高および吸・脱着サイクルの時間が AP の熱出力に及ぼす影響を示す。吸・脱着サイクル時間が短い ( $\theta \leq 90$  s) 場合は、充填層層高  $z$  の増大に伴って、AP の熱出力は  $d_p < 400$

$\mu\text{m}$  の範囲では減少の傾向に示し、 $d_p$  が小さいほど、充填層高の影響が大きいことがわかる。 $d_p > 400$   $\mu\text{m}$  の範囲ではその減少傾向はほとんど見られない。これに対して吸・脱着サイクル時間が長くなると、粒子径、充填層高が AP の熱出力に及ぼす影響が徐々に小さくなる。吸着サイクル時間  $\theta = 300$  s においては、充填層高によらず、熱出力ほぼ一定になる。また、サイクル時間を小さくすることは熱出力の増大につながる事が分かる。これは吸着材単位の重量当たりの平均吸着速度が大きくなるためと考えられる。

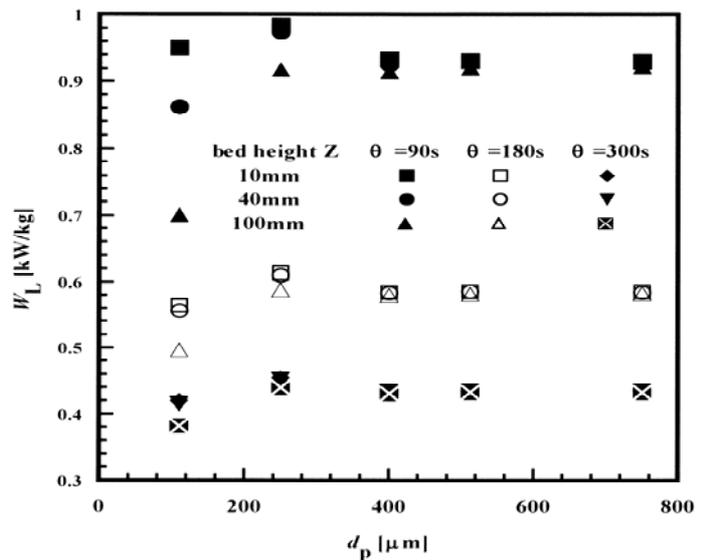


Fig.13 熱出力に及ぼす吸着材粒子径、充填層高の影響

#### 2 - 4 . フェーズ のまとめ

373 K 以下の低温排熱を利用して 253 K 以下の冷凍熱を生成できるマルチ AP を提案し、これを構成するアンモニアを作動媒体とする AP の吸着材の選択を目的として、活性炭、シリカゲルおよびゼオライトの吸・脱着平衡および吸着速度の測定を行い、その結果に基づいて本吸着系のヒートポンプへの適用性について検討した。その結果以下の結論を得た。

- 1) 3 種の吸着材の中で活性炭はアンモニア AP 用として最も適している。さらに、活性炭の中でも比表面積が大きく細孔容積の大きな SAC と AC はアンモニア低相対圧域でのアンモニア吸着量が大きいため、アンモニア系 AP の組み込み吸着材として適している。
- 2) 吸着平衡量の大きな SAC および AC に関してさらに吸着速度を測定した結果、シリカゲル/水系に比べて活性炭/アンモニア系の吸着速度が著しく大きい。また、拡散係数  $D$  値は粒子径と吸着温度の増大に伴って大きくなるという傾向を示すことが分かった。
- 3) AC/アンモニア AP は中間温度  $T_m$  が 283 K 未満である場合 373 K 以下の高温熱源で駆動でも、高い COP で運転できる。さらに、提案されたマルチ AP の COP は同じ温度条件での吸収ヒートポンプの COP と同程度になることが分かった。

さらに、活性炭/アンモニア系吸着器の合理的設計基準の確立を目的として、本吸着系の吸着材充填層内の熱・物質移動挙動について実験的および理論的検討を行い、その結果に基づいて、熱・物質移動の観点から、熱出力に及ぼす熱源温度、吸着材粒子径および充填層層高の影響などの検討を行うとともにシリカゲル/水系 AP の結果との比較を行った結果、以下の知見を得た。

- 4) 本系の吸・脱着は可逆的に進行し、363 K 以下の高温熱源条件下で 253 K 以下の冷熱生成が確認さ

れた。

5) 吸着材充填層内熱・物質移動に関する計算結果は、充填層内の吸着量および熱出力実測値と傾向的に良好な一致を示しており、本理論モデルが加圧下における充填層吸着器内の熱・物質移動挙動を表現する上で妥当であると考えられる。

6) 本系の加圧系吸・脱着は減圧系のそれに比べて吸・脱速度が大きく、小粒径活性炭充填条件下でも吸・脱着速度抵抗の増加は小さい。そのため本系の熱出力はシリカゲル/水系に比べて3~6倍程度となる。

7) 本系は加圧下であるため、粒子径および充填層高がAP熱出力に与える影響は小さく、小粒径活性炭充填条件下でも層高約100 mmまでほぼ一様に吸・脱着が進行する。

### 3. フェーズ の成果

#### 3-1. 目的及び目標

シリカゲル/水系吸着ヒートポンプ (AP-1) と活性炭/アンモニア吸着ヒートポンプ (AP-2) で構成されるマルチ AP システムの開発では AP-2 の吸着器の設計基準を確立する必要がある。本研究ではこの課題に対して、活性炭伝熱管モジュール (FT モジュール) 装填の吸着器 (FT タイプ吸着器) および活性炭/伝熱管タイプの吸着器 (M タイプ吸着器) を提案し、それぞれのシミュレーションによる熱出力評価を行い、AP-2 用吸着器としての有効性の評価ならびにその設計基準の確立を目的とする検討を行った。

#### 3-2. 吸着器の構造

##### FTタイプ吸着器

FTモジュールは市販の銅製の継ぎ目無しフィン付伝熱管 (内径 18 mmの熱交換流体流路の外側に長さ  $L_0$  のフィンが長を 500 mmにわたってスパイラル状に巻かれている) のフィンピッチ間に吸着材粒子を均様に充填することを想定したものであり、この構造およびこれを装填したFTタイプ吸着器の構造をFTモジュールと併せ Fig. 14 に示す。FTモジュールは吸着器に格子状装填するものとし、吸着器には36本 (6×6) が組み込まれるとする。このモジュールは最小 2 mmの蒸気透過空間を有して吸着器に装填されるものとし、その占有面積を  $S$  [m<sup>2</sup>] とする。FTモジュールの周囲は吸着材を保持するために 200 メッシュのステンレス網で覆われている。吸着器に導入された蒸気はFTモジュール外表面に到達し、フィン間の吸着材粒子間隙を通して吸着材に吸着される (脱着はこの逆となる)。また、銅製伝熱管内に熱交換流体を流通させることにより、吸・脱着に伴う発・吸熱の除熱および給熱が行われる。

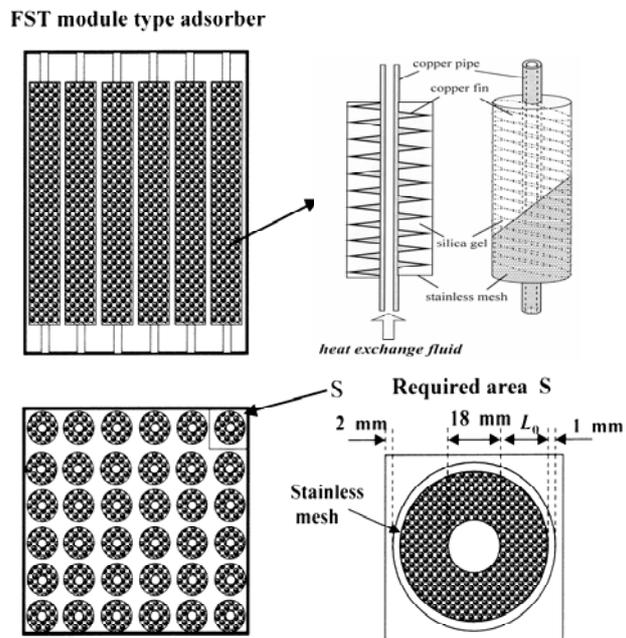


Fig. 14 FT モジュールおよび FT タイプ 吸着器の構造

## Mタイプ吸着器

Mタイプ吸着器の構造を Fig. 15 に示す。これは、高さ 100 mmの鉄製の矩形皿状容器に伝熱管 36 本 (6 × 6) が正方配置挿入され、この間に活性炭が充填される形式の Mタイプ吸着器用モジュール (Mモジュール) が棚段状に積み重ねられた構造である。アンモニア蒸気は Mモジュールの上部から導入される。このため、棚段状に積み重ねる場合はモジュール間に最小 2 mm程度の空間が設けられる。本研究は FTタイプ吸着器との性能比較を行うため Mタイプ吸着器の活性炭充填量を FTタイプ吸着器と同一量とした。

### 3 - 3 . 考察及びフェーズ のまとめ

Mモジュールにおける Fig. 11 と同条件下の吸・脱着サイクルにおける吸着量および粒子層温度の経時変化を Fig. 16 に示す。吸・脱着の 2 サイクル以降では  $L_0$  にかかわらずその変化がほぼ同形状を描くこと、ならびにその形状は FTモジュールでも類似していることを確認した。そこで、解析の結果として吸着材要素面積当たりのアンモニア蒸気吸着量差  $q_w/S$  が得られるので、この  $q_w/S$  を用いて単位吸着器装置容器当りの冷熱出力  $Q_{out}$  を  $L_0$  に対して算出した結果を Fig. 17 に示す。図には比較のため FTモジュールで  $q_w/S$  値が最大を示す  $Z_0=3\text{ mm}$   $d_p=250\text{ }\mu\text{m}$  の  $q_w/S$  値から求められる  $Q_{out}$  を示す。また、この図の横軸  $L_0$  ( $L_0=R_0-R_m$ ) は Fig. 14 に示す  $L$  と  $L=(\sqrt{4})^{1/2}L_0=0.886 L_0$  の関係にある。Fig. 17 より、活性炭/アンモニア系では 1) Mタイプ吸着器の  $Q_{out}$  は  $L_0/11\text{ mm}$  で最大となり、その値は  $82\text{ kWm}^3$  となる。2) FTタイプ吸着器の  $Q_{out}$  は  $L_0/15\text{ mm}$  で最大となり、その値は  $69\text{ kWm}^3$  となる。つまり、1) と 2) より Mタイプ吸着器の最大冷熱出力は FTタイプ吸着器の 1.2 倍になることがわかる。さらに、3) 提案した Mタイプ吸着器ならびに FTタイプ吸着器における活性炭/アンモニア AP の冷熱出力はシリカゲル/水系の FSTモジュールタイプ吸着器で構成される AP の最大冷熱出力  $54\text{ kWm}^3$  に比べて大きく、それぞれ 1.5 倍および 1.2 倍以上になることが明らかとなった。以上より、本研究で検討した範囲内では活性炭/アンモニア系 AP の吸着器としては提案の Mタイプ

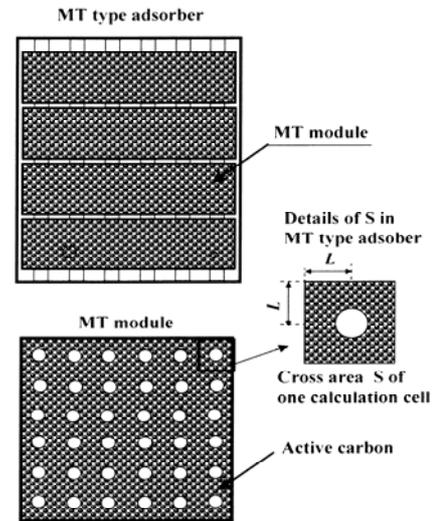


Fig. 15 MTモジュールおよびMTタイプ吸着器

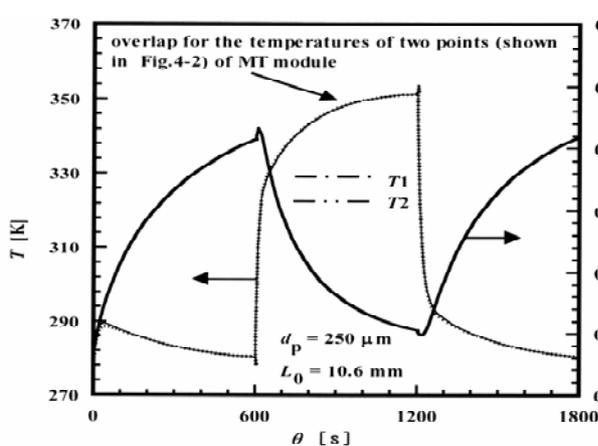


Fig. 16 MTタイプにおける吸着量および温度の変化

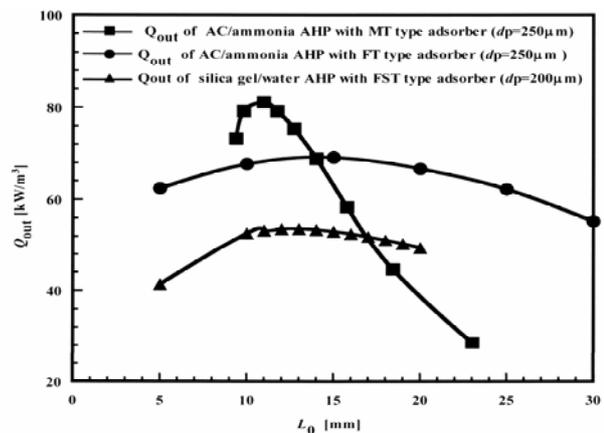


Fig. 17 MTタイプとFTタイプの吸着器における熱出力

吸着器が最も優れた性能を有し、マルチ AP の吸

着器としてシリカゲル/水系 AHP では FST タイプ吸着器、活性炭/アンモニア系 AHP では MT 吸着器を採用することで、最大のコンパクト・高性能化が図れるものと考えられる。

以上、活性炭/アンモニア AHP のコンパクト化、高出力化を目標として、FT タイプ吸着器および MT タイプ吸着器 2 種の吸着器を提案し、その最適設計に関して理論的検討を行った。その結果、以下の結言を得た。

1) 粒子径 $d_p=250\ \mu\text{m}$ における FT モジュールの最適フィンピッチは 3.0 mm d4.0 mm 程度であり、最適フィン長さは 12 mm d15 mm 程度になる。一方の MT タイプ吸着器では中空円形近似相当の充填長さの最適値は 11 mm 程度となる。

2) MT タイプ吸着器の最大冷熱出力は FT タイプ吸着器の 1.2 倍となる。

3) 提案した MT および FT タイプ吸着器における活性炭/アンモニア AHP の冷熱出力はシリカゲル/水系の FST モジュールタイプ吸着器に比べて大きく、それぞれ 1.5 倍および 1.2 倍以上になることが明らかになった。

以上より、本研究で検討した範囲内では活性炭/アンモニア系 AHP の吸着器としては提案の MT タイプ吸着器が最も優れた性能を有し、マルチ AHP の吸着器としてシリカゲル/水系 AHP では FST タイプ吸着器、活性炭/アンモニア系 AHP では MT 吸着器を採用することで、最大のコンパクト・高性能化が図れるものと考えられる。

#### 4 . 成果の達成度

低温熱エネルギー利用を可能とする冷凍冷熱生成型マルチ吸着ヒートポンプシステムを提案し、その中心となるアンモニア系吸着ヒートポンプに関して、開発目標とした 3 課題を解決したことにより、その成果は 100% 達成された。

#### 5 . 今後の課題

本研究により、アンモニア/活性炭系吸着ヒートポンプと水蒸気/シリカゲル系吸着ヒートポンプからなる冷凍冷熱生成型マルチ吸着ヒートポンプの設計指針が明らかにされた。本課題に対して、このマルチ吸着ヒートポンプの実廃熱利用条件下の冷凍冷熱出力評価およびこの効率的稼働を可能とする最適制御の問題が残余の課題となる。したがって今後、この課題解決に群れた検討をさらに進める。