169. 原子炉建屋内運転階の 新換気空調設備の開発

高森和英*, 内藤正則*,
花村郁男**, 松村一弘**

(1986年 10月20日 受理)

(1987年 3月28日 再受理)

Development of New Heating Ventilating and Air Conditioning System of Operation Floor in Reactor Building

By Kazuhide TAKAMORI, Masanori NAITO,
Ikuko HANAMURA and Kazuhiro MATSUMURA

A heating, ventilating and air conditioning (HVAC) system is installed on the operation floor of a BWR reactor building for temperature control and dust protection in work areas. In the current HVAC system, it is necessary to ensure that its exhaust ducts do not interfere with other structures and pipes, since pipings are buried under the floor.

In this study, air velocity and temperature distributions and heat removal rate were analytically and experimentally investigated, and duct arrangements without the buried exhaust ducts were evaluated. In the analysis, a three-dimensional thermal hydraulic analysis computer program for incompressible viscous fluid was applied, and a laminar flow model and slip condition on the wall surface were used, based on a comparison of calculated results with measured ones. In the experiments, a one-twentieth scale model was used, and the temperature distribution was measured by thermocouples. Furthermore an airflow distribution was visualized and three-dimensional flow path lines were obtained by computer-aided image processing. The proposed HVAC system uses a rising current of air on the hotter surface of the reactor refueling pool and spent fuel pool, and exhausts air through exhaust ducts on the ceiling. Consequently, it is confirmed that the new HVAC system can be realized, which increases the removal heat capability on condition of the same ventilation rate as the current system.

KEYWORDS: *heating, ventilation, air conditioning system, nuclear reactor building, velocity distribution, temperature distribution, temperature control, heat removal, incompressible viscous fluid, three-dimensional thermal hydraulic analysis, image processing, working conditions*

I. 緒 言

沸騰水型原子力発電所の原子炉建屋の最上階には、定期点検時に作業するための運転階が設けられている。運転階には、機器仮置プール、燃料交換プール、燃料貯蔵プールの3つのプールがある。通常、このプール水温は燃料カラムからの放熱により室温より高くなっている。そこで、運転階には作業環境の温度維持、除塵等の目的で換気空調設備(HVAC; Heating, Ventilating and Air Conditioning system)が設置さ

れている。現状の換気空調方式では側壁の給気ダクトから給気し、この給気ダクトと対向する側壁の排気ダクトおよびプール回り床面下に設けた埋込み排気ダクトより排気している。

* 日立製作所 エネルギー研究所 (Energy Res. Lab., Hitachi, Ltd.)

** 日立製作所 日立工場 (Hitachi Works, Hitachi Ltd.)

** 東京電力 原子力建設部 (Tokyo Elec. Power Co.)

ところで、この埋込み排気ダクトの設計・施工上の配慮事項としては次のような点が挙げられる。

- (1) 現設計ではプール回り床面下に設置していることから、配筋、配管等との干渉防止のため取合い設計および施工設計を行なっている。
- (2) ダクト開口部をプール水面上約70mmに設置していることから、地震時・水張り時等に、プール水がダクト内に流入した時に排水可能なようにドレン弁を設置している。

そこで、このような設計・施工上の配慮事項を少なくできるように、埋込み排気ダクトを廃止した換気空調方式の開発を実験と解析により検討した。実験では、実機の1/20縮尺模型を用いて温度分布を測定し、さらに気流を可視化してコンピュータによる画像処理で3次元の流跡を測定した。解析には3次元熱流動解析プログラム“THERVIS-Ⅲ”を用いた。

Ⅱ. 実機の温度・気流分布の解析

1,100 MW 級の標準プラントの運転階(定期点検時のもの)の平面図、立面図をFig. 1に示す。運転階は幅50 m、奥行50 m、高さ20 mであり、プールの大きさは燃料交換プールで直径12 mである。実機での温度・気流分布を把握するため、この運転階内の温度・気流分

Fig. 1 Outline of conventional HVAC

布を3次元熱流動解析プログラム THERVIS-Ⅲ⁽¹⁾を用いて解析した。

THERVIS-Ⅲ で用いている基礎式は、質量、運動量およびエネルギーの保存式からなっている。密度については、温度依存性を考慮したブシネ近似⁽²⁾を用いている。数値解法は差分法で、コントロール・ボリューム法、斜め風上差分法、ICCG (Incomplete Cholesky Conjugate Gradient)法を用いている。この解析プログラムは非圧縮性の粘性流体を取り扱うことができる。本研究では、第Ⅳ章で述べる模型実験に対する実験解析の結果を参考にして、解析モデルとして層流モデルを使用している。また、層流モデルで壁面境界の速度をスリップさせないで解析した場合、壁面での速度が気流の主流の速度まで影響を及ぼしたので、壁面境界の速度にはスリップ条件を使用した。さらに、壁面および床面では断熱を仮定し、プール面で熱伝達率一定の条件で伝熱を考慮した。プール面の熱伝達率として、空調分野で一般的に用いられている値 $10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^{(3)(4)}$ を用いた。なお、プール面からの伝熱量はプール面の温度と、その面に接するメッシュの中心の温度との差で定義される熱流束により計算した。

上記以外の解析条件には実機の設計値を用いた。Table 1にこの解析条件をまとめて示す。給気ダクトからの給気流量は $22.2 \text{ m}^3/\text{s}$ ($80,000 \text{ m}^3/\text{h}$)で、吹出し速度は 3.6 m/s 、温度は 18.0°C であり、プール水温は 52.0°C である。また、壁面の排気ダクトからの排気流量は $11.1 \text{ m}^3/\text{s}$ で、排気速度は 2.7 m/s である。さらに、埋込み排気ダクトからの排気流量、排気速度はそれぞれ機器仮置プールのもので $2.22 \text{ m}^3/\text{s}$ 、 2.2 m/s 、燃料交換プールのもので $6.66 \text{ m}^3/\text{s}$ 、 6.7 m/s 、燃料貯蔵プールのもので $2.22 \text{ m}^3/\text{s}$ 、 1.3 m/s である。メッシュの数は $22(\text{幅}) \times 20(\text{奥行}) \times 13(\text{高さ})$ である。

Table 1 Conditions of analysis

	Flow rate (m^3/s)	Velocity (m/s)
Supply duct	22.2	3.6
Exhaust ducts		
On the wall	11.1	2.7
Around dryer separator storage pool	2.22	2.2
Around reactor refueling pool	6.66	6.7
Around spent fuel pool	2.22	1.3

まず、実機内の気流の全体的な流れについて説明する。Fig. 2は、実機における気流の解析結果を3次元的に模式図で表わしたものである。運転階はプール中

Fig. 2 Outline of three-dimensional air streams of conventional HVAC

央垂直断面について対称なので手前半分の領域でのみ気流の流れを示し、おのおのの気流は→印に番号をつけて図示している。給気ダクトからの吹出しによる気流(図中→印①)は、浮力の影響で燃料貯蔵プール上空で上昇気流(→印②)となって天井面に向かった後、天井面を這う流れ(←印③)となる。この天井面を這う気流(←印③)はやがて側壁面に沿って下向気流(↓印④, ⑤)となり床面に流れる。床面に流れ込んだ気流(↓印④, ⑤)は、床面を這った流れ(←印⑥~⑧)となる。作業エリア床面を這った気流の一部(←印⑥, ⑦)はプール上の浮力の影響で上昇気流(↑印⑨)となり、天井面に向かい、天井面を這った流れ(→印⑩)となる。作業エリアでは、給気ダクトからの吹出しによる気流(→印⑪)は上昇気流(↑印⑨)と合流し、排気ダクトの方には直接流れない。

次に、作業エリアでの温度・気流分布について説明する。Fig. 3は、床面より高さ1.5 mでの水平断面の

温度・気流分布を示した図である。Fig. 3(a)が気流分布、Fig. 3(b)が温度分布である。ここでは、作業者の高さを考え、作業エリアの代表として床面より高さ1.5 mの断面を取り上げている。

Fig. 3(a)を見ると、プール上空での気流の流れは給気ダクトからの吹出し流れの向きと同じであるが、作業エリア上での気流の流れは給気ダクトからの吹出し流れの向きと逆であり、流速もプール上空のものに比べて小さい(Fig. 2中の←印⑥~⑧, ⑩を参照)。図中で、流速0.2 m/s以下の淀み領域では←印を省いて空白としている。

Fig. 3(b)を見ると、プール上空の領域にのみ比較的高温の気体が集中しており、一方作業エリアでの最高温度は18.4℃で、プール発熱による温度上昇は小さく抑えられている。

Fig. 4は、作業エリア中央部(Fig. 1に示したプール中心軸から14 m離れた位置)の垂直断面の温度・気流分布を示した図である。Fig. 4(a)が気流分布、Fig. 4(b)が温度分布である。作業エリアでは、給気ダクトからの吹出しによる気流は、給気ダクトと対向する壁面から流れてくる別の気流と合流し、排気ダクトの方へ直接流れていない(Fig. 2中の←印⑥, ⑨, ⑪を参照)。また、作業エリア上空でも図中点線で示した領域に淀みがある。温度分布についても18.6℃の気体が壁面の排気ダクトの上空に存在する結果となっている。

最後に、従来方式の埋込み排気ダクトの除熱能力について説明する。除熱量 q (kW)は換気流量 Q (m³/s),

Fig. 3 Three-dimensional analysis of conventional HVAC
(Cross-sectional view at height of 1.5 m from floor)

Fig. 4 Three-dimensional analysis of conventional HVAC (Cross-sectional view at center of work area)

排気温度 t_o (°C), 給気温度 t_i (°C), 空気比熱 C_p (kJ/kg·°C), 密度 ρ (kg/m³) を用いて次式で定義される⁽⁹⁾。

$$q = C_p \rho Q (t_o - t_i) \quad (1)$$

解析で得られた排気温度をもとに(1)式で従来方式の除熱量を計算すると、埋込み排気ダクトではプール周辺部から比較的高温の気体を吸い込むため除熱量は23.5 kWである。一方、壁面の排気ダクトでは周辺部が比較的低温の気体であるため、除熱量は3.4 kWである。全除熱量は26.9 kWであり、埋込み排気ダクトが全体の87%を占めていることがわかる。

Ⅲ. 新換気空調方式の検討

従来方式の埋込み排気ダクトを廃止した新しい空調

方式について解析により検討した。実機運転時の換気風量は、除熱能力だけでなく必要換気回数も考慮して決められており、ここでは換気回数(単位時間当りの換気回数)を従来方式と同一条件(10回/h)とした。

まず、従来方式において単に埋込み排気ダクトを廃止することを検討した。換気流量を従来と同じにした場合、壁面の排気ダクトからの排気流量は従来の排気流量11.1 m³/sに、さらに埋込み排気ダクトで排気していた排気流量11.1 m³/sを加えて22.2 m³/sとなる。

Fig. 5は、この方式による運転時の温度・気流分布の3次元解析の結果のうち、Fig. 3と同様に床面より1.5 mの高さでの水平断面のものを示した図である。この方式では従来方式と類似した気流分布となる。しかし温度分布については、Fig. 5(b)ではFig. 3(b)とは違ってプール上だけでなく作業エリア上でも温度が高くなっている。作業エリアでの最高温度は20.1°Cで、従来方式の最高温度18.4°Cより高く、換気は悪くなっている。また、この方式の全除熱量は13.5 kWであり、従来方式の26.9 kWと比べて悪くなる。

次に、運転時に特有の浮力による上昇気流を利用することを検討した。すなわち、Fig. 6に示すように、対向する両壁面に設けた給気ダクト(おのおのの給気流量11.1 m³/s)からプールに向けて給気し、プールから熱を奪ったのち、浮力による上昇気流で天井に設けた排気ダクト(排気流量22.2 m³/s)より排気する換気空調方式である。天井に設ける排気ダクトの形状を決めるにあたり、排気ダクトとしてプール上空に排気ダクトと垂直な一文字型のダクトを設けた場合と、排気ダクトとして給気ダクトと平行な一文字型のダクトを設

Fig. 5 Three-dimensional analysis of HVAC without exhaust ducts around pools (Cross-sectional view at height of 1.5 m from floor)

けた場合について、運転階のプール中央部の垂直断面での温度・気流分布を2次元解析により検討した。解析の結果、両者の間にほとんど差がなく、いずれもプール上空で良好な上昇気流が生じることがわかった。

Fig. 6 Consideration of new HVAC

そこで、この結果を踏まえて排気ダクトの形状は作業エリアでも換気を促進するため、排気ダクトをプール上空だけでなく作業エリア上空にも設けた十文字型としている。なお、この十文字型排気ダクトのうち燃料貯蔵プール上空の部分に給気ダクトと平行な排気ダクトを追加しているのは、通常運転時に燃料貯蔵プールのみが設けられており、このプールからの除熱を促進するためである。

この新方式の温度・気流分布を詳細に把握するために、THERVIS-Ⅲを用いて解析した。まず、全体の流れについて説明する。Fig. 7は、新方式による運転階の気流の解析結果をFig. 2と同様に3次元的に模式

図で表わしたものである。両壁面の給気ダクトからの吹出しによる気流(図中→印①, ③)は、プール上空で浮力の影響により上昇気流(↑印②, ④)となって天井に向かい、天井面では排気ダクトに沿った気流(↔印⑤)となる。排気されなかった一部の気流は壁面に沿って下向流(↓印⑥, ⑦)となって床面に流れ、床面に流れ込んだ気流は床面の外周部を回るようにしてプールに向かい(→印⑧, ⑨)、そこで再び浮力の影響により上昇気流(↑印⑩, ⑪)となって天井面に向かう。作業エリアでは、給気ダクトからの吹出しによる気流(→印⑫, ⑬)は作業エリア中央部で合流し、上昇気流(↑印⑭)となって天井の排気ダクトに向かう。

Fig. 7 Outline of three-dimensional air streams of new HVAC

Fig. 8は、3次元解析の結果のうち、Fig. 3および5と同様に、床面より高さ1.5 mでの水平断面の温度・気流分布を示した図である。新方式では従来方式と違

Fig. 8 Three-dimensional analysis of new HVAC
(Cross-sectional view at height of 1.5 m from floor)

って流れの淀み領域はなく、プールに向かって気流が集中している(Fig. 7 中の→印⑧、⑨を参照)。また、温度分布についても従来方式と同様に、プール上空の領域にのみ比較的高温の気体が存在しており、作業エリアでは比較的温度は低い。作業エリアでの最高温度は18.2℃で従来方式の18.4℃より低く、換気は良好である。

Fig. 9は、作業エリア中央部の垂直断面の温度・気流分布を示した図である。両壁面の給気ダクトから流れる換気空気は床面を這って作業エリアの中央部まで流れ、そこで合流して上昇気流となって天井の排気ダクトから排気される(Fig. 7 中の↑印⑫～⑭を参照)。その結果、新方式では作業エリアとなる床面を給気ダクトからの気流で直接換気することができる。また、新方式では流れの淀み領域が従来方式に比べて小さい。温度分布についても、最高温度は18.3℃で従来方式の18.6℃より低く、よく換気されている。

Fig. 9 Three-dimensional analysis of new HVAC (Cross-sectional view at center of work area)

この新方式の除熱量は従来方式の26.9 kWより約2倍大きい56.4 kWである。このように、新方式では従来方式以上の除熱量を得ることができる。

Ⅳ. 模型実験による検証と考察

実機解析で用いた解析モデルおよび境界条件の妥当性と、その解析で得られた従来方式と新方式の特性を確認するために模型実験を実施した。実験装置は実機の運転階を1/20に模擬した模型である。

まず、実機と模型の相似則の検討と、模型実験の条件について説明する。相似則としてリチャードソン数(浮力/慣性力)を実機と模型で一致させている。ところで、浮力 $F_b(N)$ 、慣性力 $F_i(N)$ 、リチャードソン

数 R_i は次式で表わされる⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

$$F_b = \rho g \beta \Delta T l^3 \quad (2)$$

$$F_i = \rho l^2 v^2 \quad (3)$$

$$R_i = g \beta \Delta T (l/v^2) \quad (4)$$

ここで、 ρ : 密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

β : 体積膨脹率 (1/K)

ΔT : 吹出し温度差(プール水温と給気温度との差) (°C)

l : 代表長さ (m)

v : 吹出し速度 (m/s)

縮尺模型と実機の相似条件は(4)式から以下のように表わされる。

$$(l_M/l_N)(\Delta T_M/\Delta T_N)/(v_M/v_N)^2 = 1 \quad (5)$$

ここで、添字 M : 模型, N : 実機

l_M/l_N : 代表長さの比(=1/20)

また、換気流量を Q' (m³/s)とすると、 $Q' = vl^2$ の関係式より次式が成り立つ。

$$Q'_M/Q'_N = (v_M/v_N)(l_M/l_N)^2 \quad (6)$$

模型の換気流量は(6)式によって実機のものと同様づけられる。Table 2に、模型実験の条件をまとめて示す。Table 2に示すように、代表長さ l について実機と模型の比が1/20であるから、これを固定して吹出し速度 v 、吹出し温度差 ΔT をそれぞれ実機の1/7.2、1/2.5に設定した。実験では、プールの底面および側面にヒータ(電気容量3.6 kW)を設け、プールに水(容積0.147 m³)を満たし、熱電対でプール水温を測定し、ヒータに流れる電流を制御してプール水面の温度を所定の温度(44.5±0.1℃)に保った。

Table 2 Conditions of model experiments

	Original	Model	Model/ original
Representative length (m)	50	2.5	1/20
Blow off velocity (m/s)	3.6	0.5	1/7.2
Blow off temperature (°C)	18	31.0	—
Pools temperature (°C)	52	44.5	—
Difference between blow off and pools temperatures(°C)	34	13.5	1/2.5

この模型実験のもとに、THERVIS-Ⅲにより模型内の流れを3次元解析して解析モデルの妥当性を検討した。解析モデルとして $k-\epsilon$ 乱流モデルと層流モデルを用いて両者を比較した。 $k-\epsilon$ 乱流モデルでは、壁面境界での速度は対数則により求め、乱流エネルギーと乱流散逸は壁面剪断応力により計算した。また、層流モ

デルでは、壁面境界での速度をスリップさせた場合とスリップさせない場合を計算した。これらのプール中央部の垂直断面での結果をFig.10に示す。壁面境界での速度をスリップさせた層流モデルにより得られた気流の流れは、 $k-\varepsilon$ 乱流モデルのものと類似していることがわかる。一方、壁面境界での速度をスリップさせない層流モデルのものは、壁面での速度を0 m/sに固定しているため、その影響が気流の流れに見られ、他の2者に比べて気流の流れが大きく相違する。

Fig. 10 Comparison of three-dimensional analyses of $k-\varepsilon$ turbulent and laminar models

Fig.11は、後述する流速の測定値(燃料交換プール中央部上空のもの)とこれらの3つの解析モデルで得られた解析値を比較したものである。 $k-\varepsilon$ 乱流モデルと壁面境界での速度をスリップさせた層流モデルで得られた速度分布は、比較的良く測定値を再現しているが、壁面境界での速度をスリップさせない層流モデルのものは、測定値との相違が大きくなっている。本報では、

- (1) 実機の運転階が50 m×50 m×20 mと大空間であり、計算時間の観点からメッシュの数が制限され、その結果、1メッシュの大きさが大きくなること
- (2) $k-\varepsilon$ 乱流モデルでは、乱流散逸 ε の境界条件に結果が大きく影響され⁽⁶⁾、一般に $k-\varepsilon$ 乱流モ

Fig. 11 Comparison of measured values with analyzed values of $k-\varepsilon$ turbulent and laminar models (Over center of reactor refueling pool)

デルの計算所要時間が層流モデルのものより長いこと

を考慮して実機解析、実験解析ともに壁面境界での速度をスリップさせた層流モデルを用いることにした。

次に、実機解析で得られた従来方式と新方式の特性を模型実験で検討した結果について説明する。気流の測定方法とその測定結果について述べる。空気と同じ比重のHeガス入りゴム球をトレーサとして流れを可視化し、空気の流跡を測定した。使用したゴム球はHeガスを充填しない状態で重さ200 mg、直径2 cmの天然ゴム製のものであり、充填した状態では直径は5 cmとなる。このトレーサを模型実験装置に投入して側面からスリットを介してライトで照明する。このトレーサの動きを正面からITVカメラでビデオデッキに録画し、ビデオ信号をコンピュータ処理して2値化した流跡画像を得る⁽⁹⁾。

トレーサの軌跡の解析には、THERVIS-IIIで計算した模型内の流れ場をもとに、次式で示すトレーサについての運動方程式⁽¹⁰⁾を数値計算して求めた。

$$\rho_t \alpha_t = (\rho_t - \rho_f) g - \text{grad } P - \rho_f |Du| Du (f/d) \quad (7)$$

$$f = 3C_D/4 \quad (8)$$

ここで、 ρ_t, ρ_f : トレーサ、流体の密度 (kg/m³)

α, g : トレーサ, 重力の加速度 (m/s²)
 Δu : トレーサと流体の相対速度 (m/s)
 P : 圧力(重力による圧力を除く) (Pa)
 d : トレーサの直径 (m)
 C_D : 抗力係数

流体(空気)の動粘性係数を ν とすれば, 抗力係数 C_D は $R_s(\Delta u d/\nu)$ を用いて $C_D=24/R_s$ ⁽¹¹⁾ とし, トレーサの大きさも考慮している。いま, 直交座標系を考える。時間 t , トレーサの座標 (x, y, z) でのトレーサの速度, 流体の速度および圧力をそれぞれ (U, V, W) , (u, v, w) および P とする。タイムステップ Δt , 空間メッシュ $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ を用い, 時刻 t での変数に対して下添字 n (タイムステップ数) を, 座標 (x, y, z) での変数に対して上添字 i, j, k (メッシュインデックス) を用いる。陰解法によるトレーサの速度についての差分式は, (7), (8) 式を用いて次のように表わされる。

$$\begin{aligned}
 U_{n+1} = & \alpha U_n / (\alpha + \beta) + \beta u_{i,j,k} / (\alpha + \beta) \\
 & - \alpha \Delta t (P_{i,j,k} - P_{i-1,j,k}) / ((\alpha + \beta) \rho_i \Delta x)
 \end{aligned} \quad (9)$$

$$\begin{aligned}
 V_{n+1} = & \alpha V_n / (\alpha + \beta') + \beta' v_{i,j,k} / (\alpha + \beta') \\
 & - \alpha \Delta t (P_{i,j,k} - P_{i,j-1,k}) / ((\alpha + \beta') \rho_i \Delta y)
 \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned}
 W_{n+1} = & \alpha W_n / (\alpha + \beta'') + \beta'' w_{i,j,k} / (\alpha + \beta'') \\
 & - \alpha \Delta t (P_{i,j,k} - P_{i,j,k-1}) / ((\alpha + \beta'') \rho_i \Delta z) \\
 & - \alpha (\rho_i - \rho_f) g \Delta t / ((\alpha + \beta'') \rho_i)
 \end{aligned} \quad (11)$$

ここで, $\alpha = \rho_i d$

$$\beta = \rho_f [U_n - u_{i,j,k}] f \Delta t$$

$$\beta' = \rho_f [V_n - v_{i,j,k}] f \Delta t$$

$$\beta'' = \rho_f [W_n - w_{i,j,k}] f \Delta t$$

模型装置内の流体の速度 (u, v, w) , 圧力 P は, 3次元熱流動解析プログラム“THERVIS-III”の解析によって既知である。そこで, トレーサの座標 (x, y, z) , トレーサの速度 (U, V, W) について初期値を与えれば, (9)~(11)式を用いて任意の座標からトレーサの軌跡を計算することができる。

Fig.12は, プール中央部の垂直断面での流跡の測定結果を示したものである。図中で実線で示した→印は流跡の測定値であり, 点線で示した→印は流跡の解析値である。トレーサの軌跡の解析結果を, Fig.10(b)に示した模型内の流れの解析結果と比較すると, トレーサが流れに乗って移動していることがわかる。なお, トレーサの軌跡の解析値と流跡の解析値とはほぼ一致する結果が得られている。

ところで, 全体の気流の流れを見ると, 測定値, 解析値ともに従来方式では, 給気ダクトから出た気流は直接排気ダクトに向かっておらず, プール発熱による浮力の影響で燃料貯蔵プール上空で上昇気流となって天井に流れている。一方, 新方式では測定値, 解析値ともに浮力の影響により天井の排気ダクトに向かって

Fig. 12 Comparison of experimental results with calculated results of flow line

気流が集中している。

次に、温度と流速の測定方法とその結果について述べる。温度の測定には、直径0.3mmの銅・コンスタン熱電対を用いた。模型実験では、実機のプロパターンの相似にするため模型内の流速は相似則により0.1 m/sのオーダーとなっている。このオーダーの流速に対しては、通常風速計では精度よく測定することは一般に難しい。このため、本報では先に説明した可視化法を用いて流速を求めている。つまり、トレーサの移動距離をその移動時間で除することによりトレーサの速度を求め、流速の解析値と比較した。温度と流速の測定結果の1例として、燃料交換プール中央部上空のものを解析値とともにFig.13に示す。Fig.13(a)の横軸は吹出し温度からの温度上昇を示す。

Fig. 13 Comparison of measured values with analyzed values (Over center of reactor refueling pool)

図に示すように、温度の測定値は解析値と $\pm 0.8^\circ\text{C}$ 以内で一致している。新方式の温度分布は従来方式のものより約 1°C 小さく、新方式の換気特性が優れていることがわかる。また、トレーサの速度の測定値と流速の解析値とは $\pm 0.03 \text{ m/s}$ 以内で一致している。なお、従来方式の流速分布が吹出しの慣性力によるピークをもつものに対して、新方式の流速分布は浮力による上昇気流のためにピークをもたない平坦な分布となっている。

除熱量は、(1)式からわかるように、換気流量、排気温度および給気温度を測定することにより求めることができる。排気温度の測定については、測定精度を良くするために銅・コンスタン熱電対のゼロ接点を給

気温度に設定し、その熱起電力から排気温度と給気温度との温度差を直接測定した。Fig.14(a), (b)に排気温度、除熱量の測定結果を示す。実機運転段階の換気流量は除熱能力だけでなく必要換気回数も考慮して決められており、ここでは換気流量と除熱能力との関係を従来方式と新方式とで比較検討した。従来方式では、埋込み排気ダクトの排気温度は壁面排気ダクトのものよ

Fig. 14 Comparison of exhaust temperatures and removal heats of new and conventional HVAC systems

り大きい。このことは、埋込み排気ダクトの換気流量は壁面排気ダクトのものと同じであるから、埋込み排気ダクトの除熱量が壁面排気ダクトのものより大きく、全除熱量の大半を占めることを意味する。新方式の天井排気ダクトの排気温度は、天井排気ダクトからの換気流量が埋込み排気ダクトの2倍であるにもかかわらず埋込み排気ダクトのものより高くなっている。その結果、Fig. 14(b)に示すように、新方式の除熱量は従来方式より約2倍大きくなっている。また、新方式では流量 $0.00767 \text{ m}^3/\text{s}$ (現状の換気流量に相当する流量)の1/2~3/4で従来方式と同程度の除熱量が得られている。

V. 結 論

原子炉建屋内運転階の換気空調設備(HVAC)において、従来方式の埋込み排気ダクトを廃止した換気空調方式を実験と解析により検討した。実験では、実機の1/20縮尺模型を用いて模型内の温度分布を測定し、また気流を可視化してコンピュータによる画像処理で3次元の流跡を測定した。解析には3次元熱流動解析プログラム“THERVIS-III”を用いた。その結果、次のような知見が得られた。

- (1) 埋込み排気ダクト方式を廃止するために天井排気ダクト方式を提案し、その有効性を解析および模型実験で確認した。すなわち、HVAC設計上考慮すべき気流分布、温度分布、換気回数および除熱能力のいずれについても従来と同等もしくはそれ以上の性能を持つことを明らかにし、新方式の実現の可能性を確認した。特に、除熱能力については、以下に示す通り、従来方式の約2倍の能力を持つことを確認した。

模型実験においても、新方式の除熱量は、現状

の換気流量の1/2~3/4で従来方式と同程度であることを確認している。

	換気回数 (回/h)	除熱能力	
		全除熱量 (kW)	除熱経路
従来方式	10	26.9	埋込排気 87% 壁面排気 13%
新方式	10	56.4	天井排気 100%

- (2) 模型実験において、解析値は測定値に対して温度について $\pm 0.8^\circ\text{C}$ 、流速について $\pm 0.03 \text{ m/s}$ 内で一致した。また、流跡についても解析値と測定値は、従来方式、新方式ともに浮力の影響でプール上空で上昇気流となって天井に向かっている。

— 参 考 文 献 —

- (1) YAMAKAWA, M., OHTSUKA, M.: Thermal hydraulic analysis in LMFBR plenum, *Proc. CNS/ANS Int. Conf. on Numerical Methods in Nuclear Engineering*, p. 949 (1983).
- (2) SCHLICHTING, H.: “Boundary-Layer Theory”, p. 284 (1979), McGraw-Hill.
- (3) 空気調和衛生工学会編集, 発行: “空気調和衛生工学便覧Ⅱ巻”, p. 29 (1968), 小栗.
- (4) 言上桂秀, 他: 室内温度分布のシミュレーション, 第21回伝熱シンポジウム講演論文集, J 106, p. 355~357 (1984).
- (5) 井上宇市: “空気調和ハンドブック”, p. 30 (1984), 丸善.
- (6) 江守一郎: “模型実験の理論と応用”, p. 60 (1982), 技報堂.
- (7) 勝田高司, 他: 温風暖房時の室内温度分布に対するアルキメデス数の影響, 生産研究, 26(6), 34 (1974).
- (8) 村上周三, 加藤信介: 吹き出し・吸い込みを持つ室内気流の3次元数値解析, ながれ4, 別冊, p. 20~25 (1985).
- (9) 山川正剛, 岩重健五: TVカメラを用いた流速分布の測定, 流れの可視化, 6(20), 50 (1986).
- (10) 浅沼 強: “流れの可視化ハンドブック”, p. 92 (1977), 朝倉書店.
- (11) 岡本克己: “粉体工学ハンドブック(微粒子の技術)”, p. 40 (1963), 産経技研.

○第19回(昭和63年度)三菱財団自然科学研究助成○

助成の趣旨 自然科学の各学問分野における基礎となる独創的、かつ先駆的研究とともに、既成の分野にとらわれず、優れた着想で新しい領域を開拓し、やがてその国際的發展に先導的役割を担う萌芽ともなる研究に期待して助成を行う。優れて独創的なものは、下記以外の分野における研究でも積極的にとり上げられる。

重点対象分野

- (1) 実験方法の開発・改良に関する研究
- (2) 工学における境界分野の基礎的研究
- (3) 宇宙科学における基礎的研究

- (4) 新しい物質・材料の作製・物性に関する基礎研究
- (5) 生物活性物質の基礎研究
- (6) 発生系における細胞の行動と遺伝子発現の制御に関する研究
- (7) 遺伝と環境の両面に主眼をおいた諸種疾患の本態に関する基礎的研究
- (8) 個体、臓器および組織各レベルにおける機能要因に関する総合的研究

助成金額 約1億7,000万円 (1件 2,000万円以内)

応募締切 4月11日(月) (所定用紙により下記宛へ)

照会・送付先 (〒100) 東京都千代田区丸の内2-5-2(三菱ビル15階)

(郵) 三菱財団 (03-214-5754)