The Society of Naval Architects of Japan

不完全系フィールドモデルによる区画火災伝播の現象解析

正員 福 地 信 義* 正員 大 石 浩 正**

The Characteristic Analyses of Marine Fire Spread Phenomena by a Pseudo-field Mathematical Model

by Nobuyoshi Fukuchi, *Member* Hiromasa Ohishi, *Member*

Summary

It is necessary to establish the fire safety plan that is secured sufficient time for the evacation of the personnel on board and the crew to engage in fire fighting activities, in the case of a spontaneous outbreak of fire in a ship. For the sake of fire preventive design, the spread phenomena of marine fire have to be grasped entirely by an analysis using the suitable mathematical model in which the governing factors of cell fire should be considered without omission.

The pseudo-field model, in which the momentum and heat transport equations are analysed in the diffusion field system, except that the gas balance equations according to oxygen consumption and gas generatation, is proposed as a mathematical model expressing the fire spread phenomena in this paper. The analysis of heat transfer in a cell space takes into account of an anisotropic turbulent flow with the buoyancy effects with a few basic assumption made on some fire properties. In order to invesigate the relation between the combustion characteristics and these governing factors as fire load, some numerical simulations of fire accident in the two-linked cabines were carried out applying of this model. From the results of the numerical calculation, it was clarified the characteristics of fire spread and the validity of the present pseude-field model.

1. はじめに

火災現象の解析は，出火の防止，火災拡大の抑制，防煙・排煙と避難計画などの火災安全性確保のための方策の検討のために行われる。ただ，火災現象では多くの要因がお互いに影響し合い，一方極めて微細な事柄でも問題となる場合もあり，解析ではこれらを漏れなく考慮する必要がある。しかし，火災現象解析では，現象方程式，可燃物の量と配置，温度依存性のある物性値，区画配置と各区画の繋り等は一般に複雑であり，これ等を全て網羅することは難しく，支配要因を抽出し計算上の粗密の程度を合わせた数学モデルを構築して解析を行うことになる。

一般に，多区画の火災伝播とシミュレーションにはゾーンモデルを用いるが，このモデルは瞬時拡散の仮定をとるため，火災空間が大規模な場合や，局所的な伝熱状態，可燃物の詳細な配置等を考慮することは無理がある。このために，フィールドモデルによる多区画構造における火災伝播現象を解析する実際的な方法を確立する必要がある。

本研究では火災区画の熱伝達の状態と防熱構造の断熱性能，および隣接区画の発火の成否と熱的状態を把握するため，酸素の消費，ガスの生成に関しては瞬時拡散の仮定をとり，区画内気体の対流熱伝達，壁体間の放射熱伝達および，壁体内の熱伝導を考慮したフィールドモデルを用いた数値解析による火災シミュレーションを行う。まず，可燃物の配置を変化させた場合の火災シミュレーション計算を行い，火災区画内の火災現象，防熱構造内の温度分布，および隣接区画の発火の成否と熱的状態を調べる。さらに，火災拡大の限界条件を把握するために，火災荷重と防熱材の厚さを変化させた場合について火災伝播シミュレーションを行い，不完全系フィールドモデルよる多区画における火災伝播解析の有用性を調べる。

* 九州大学工学部
** 日立造船（研究当時 九州大学大学院工学研究科）

原稿受理 平成8年7月4日
秋季講演会において講演 平成8年11月14, 15日

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

2. 区画火災の状態解析

2.1 区画火災モデル

区画火災モデルはFig.1に示すような多区画を対象とし，各区画は防熱構造，設備や備品などの可燃物および空気を主体とする区画内気体により構成されているものとする。なお，可燃物はそれぞれベットや机などに相当するものを実状にあわせ適当に配置する。

可燃物間の燃焼拡大は火災熱により周囲の可燃物が引火温度に達した場合に起るものとする。また，火災区画から隣接区画への火災の伝播は，防熱構造内の熱伝導により伝わった熱によって隣接区画の温度が上昇し，隣接区画内の可燃物が発火温度に達して起こるものとする。

2.2 可燃物の燃焼特性

(1) 可燃物の発火と発熱量

船舶居住区画にある可燃物の引火温度及び発火温度はTable 1に示すように異なり[1]，さらに含水率，気流の状態などにより変化するがここでは危険側を採って引火温度260°C，発火温度400°Cとする。

可燃性有機物が燃焼するときの単位質量当りの発熱量h (MJ/Kg) は次のDulongの式により算定される。

$$h=33.9\kappa C+121.4(H+O/8)-2.51W \qquad (1)$$

ここに，κは完全燃焼率であり，完全燃焼の場合は，1.0，不完全燃焼の場合は0.3とする。また，C，H，O，Wは有機物中の炭素，水素，酸素，水分の組成重量比である。

各区画における造作材料や備品などの可燃物は形状，材料などにより燃焼特性が異なるが，ここでは可燃物を発熱量が等価な木材質量に換算する。組成重量比がC=43.5%，O=38.3%，W=13.0%，H=5.2%である木材の場合の発熱量h_w(MJ/Kg)は次式で表され，この値により等価木材への換算を行う。

$$h_w=14.7\kappa+11.8 \qquad (2)$$

(2) 燃焼速度

可燃物の燃焼を準1次反応と見なすと，見かけの反応速度は次のArrheniusの式により表現できる。

$$r(t)=M(t)\nu c(t)e^{-E_a/RT(t)} \qquad (3)$$

ここに，tは時間，$T(t)$は可燃物の絶対温度(K)，$M(t)$は燃焼量，E_aは見かけの活性化エネルギーであり，Rはガス定数(8.313 J/K mol)である。また，νは反応定数，$c(t)$は燃焼の際の酸素濃度である。例えば，木材の場合にはν=0.123(1/sec)，$E_a=2.03\times10^4$(J/mol)である。なお，可燃物から単位時間当たり発生する熱量は$h\cdot r(t)$となる。

さらに，燃焼により生成された気体の比熱，および空気の熱伝導率，動粘性係数は温度依存性があり，計算上は文献[2]に基づき最小二乗法により温度の3次式として近似する[3]。

2.3 ガスの生成と消費

可燃物の燃焼速度は周囲の酸素濃度に1次比例するが，それ以上に燃焼物の温度に大きく依存するために，ガス濃度より熱拡散の解析精度を上げる必要がある。また火災の拡大に伴い可燃物からのガス発生と燃焼発熱部の実際の位置が不明確となり，さらに，燃焼の拡大速度に比べてガス拡散速度が極めて早いことも考慮して，酸素や生成ガスの質量変化の計算には瞬時拡散の仮定を用いる。

燃焼に伴う酸素の消費，気体の生成，および換気による気体の質量収支により，各種気体の質量に関する状態方程式が得られる。

(1) 酸素の質量

酸素の質量$m^i_{o_2}$の時間変化は次式となる。

$$\frac{dm^i_{o_2}}{dt}=\sum_j\frac{v^j_{in}}{V^j}m^j_{o_2}-\sum_j\frac{v^j_{out}}{V^i}m^i_{o_2}-\sum_k^N L_{o_2}r_k \qquad (4)$$

ただし，V^iはi区画の気積，V^jはi区画に隣接する区画jの気積であり，v^j_{in}, v^j_{out}は換気によって単位時間あたりに流入，流出する酸素の量である。換気流量は隣接区画間の圧力差により決まるが，特に垂直開口については，鉛直方

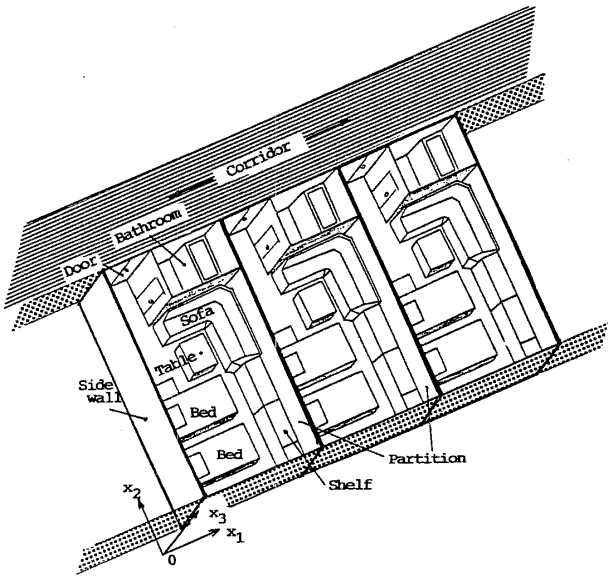

Fig. 1 Modeling of a row of onboard cabin

Table 1 Flashing and firing points of inflammable articles

Inflammable articles	Flashing point(°C)	Firing point(°C)
Polychlorovinyl	530 over	530 over
Polyurethane	310	415
Polystyrene	370	495
Nylon	420	424
Paper	—	280～420
Cloth	—	about 330
Red pine	263	430
Ezo pine	262	437
Japanese cedar	240	—
Japanese cypress	253	—
Point for calculation	260	400

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

向の温度分布による気体の比重差を考慮して計算する必要がある。さらに，L_{o_2} は可燃物重量当たりの酸素消費量であり[4]，r_k，N は可燃物の燃焼速度と個数である。

（2） 生成気体の質量

生成気体の質量 m_X^i ($X=CO_2$, CO, H_2O) の時間変化は次式となる。

$$\frac{dm_X^i}{dt}=\sum_j \frac{v_{in}^j}{V^j} m_X^j - \sum_j \frac{v_{out}^j}{V^i} m_X^i + \sum_k^N L_X r_k \qquad (5)$$

ただし，L_X は可燃物重量当たりの気体 X の発生量である[4]。

（3） 窒素の質量

窒素は燃焼に関与しないため，窒素の質量 $m_{N_2}^i$ の時間変化は次式となる。

$$\frac{dm_{N_2}^i}{dt}=\sum_j \frac{v_{in}^j}{V^j} m_{N_2}^j - \sum_j \frac{v_{out}^j}{V^i} m_{N_2}^i \qquad (6)$$

なお，組成気体の濃度 $c_X{}^i$ は次式により体積率で表す。

$$c_X{}^i=\left(\frac{m_X^i}{M_X}\right)\Big/\left(\sum_Y \frac{m_Y^i}{M_Y}\right)$$
$$(X,\ Y=N_2,\ O_2,\ CO_2,\ CO,\ H_2O) \qquad (7)$$

ただし，M_X，M_Y は組成気体の分子量である。

2.4 区画内の状態方程式

区画内の状態解析では，運動量および熱に関する輸送方程式を解いて状態量を求める必要がある。なお，一般に居住区内空間のようにある程度隙間のある空間では圧力変化は小さいので無視するが，気密性の高い区画では圧力変化を考慮しなければならない。各区画内空間の座標を Fig.1 に示すように x_1，x_2 を水平方向，x_3，を鉛直方向（上向きを正）とする。

空間内の状態量として各軸方向の流速 u_i(i=1, 2, 3)，圧力 p，温度 θ を考え，解析では，これらの時間平均値（“$\bar{\ }$”を付して表す）のみを計算する。

火災空間では火炎部を除けば非圧縮と考えてよく，Boussinesq 近似を用いる。なお，以下に示す諸式の添字については総和規約に従うものとする。

（1） 運動量の輸送方程式

温度差による浮力の影響を考慮した平均流速に関する状態方程式は，分子粘性を無視すると，次のようになる。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{u}_i \bar{u}_j)=-\frac{\partial \bar{p}^*}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\nu_{t_j}\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}\right)$$
$$+\beta g(\bar{\theta}-\bar{\theta}_0)\delta_{i3} \qquad (8)$$

ここに，β は区画内ガスの体積膨張率，g は重力の加速度である。ただし，$\bar{\theta}_o$ は空間内平均温度である。また，δ_{ij} は Kronecker のデルタである。拡散項の渦動粘性係数 ν_{t_i} は火災時の非等温による浮力の影響のために非等方性となる[5]。特に，ν_{t_3} は鉛直方向の温度勾配の影響を受ける。

（2） 熱の輸送方程式

平均温度に関する輸送方程式は分子拡散を無視すると次のように表される。

$$\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\bar{u}_j \bar{\theta})=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\kappa_{t_j}\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_j}\right)$$
$$+e_s+\sum_k^N \bar{q}_{fk}\delta(x_i-x_{fk})+\bar{q}_c\,\delta(x_i-x_w) \qquad (9)$$

ここに，κ_{t_j} は乱流熱拡散係数であり，浮力の影響により水平方向（$j=1,2$）と鉛直方向（$j=3$）では値が異り，このことが温度成層や煙層の形成を表現する。さらに，$\delta(x_i)$ はデルタ関数であり，N は火源の数，$\bar{q}_{fk}$，x_{fk} は各々燃焼体 k の基準化された発熱量と座標位置および $\bar{q}_c$，x_w は壁体表面から受ける基準化された対流熱伝達量と座標位置である。さらに，e_s はせん断流によるエネルギー生産項であり，次式により求めるが，流動が激しい高温燃焼部付近以外では無視できる。

$$e_s=\nu_{t_i}\left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}+\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}\right)\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \qquad (10)$$

区画の周壁に開口が存在したり，給気・排気ファンが作動している場合には，吸排気速度を v_{out} とし，気流方向を境界面の外向き法線方向 n とすると，次の熱収支方程式を満足する必要がある。

$$-v_{out}\bar{\theta}_e=\bar{u}_n\bar{\theta}_e-\kappa_{t_n}\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial n} \qquad (11)$$

ここに，$\bar{\theta}_e$ は吸排気口での気体温度である。

(3)乱流輸送係数

火災時の区画内気体は空気が主体であるため，乱流プラントル数 $P_{r_t}(\equiv \nu_{t_i}/\kappa_{t_i})$ はほぼ 1.0 をとり，渦動粘性係数 ν_{t_i} と乱流熱拡散係数 κ_{t_i} は等しいものとして計算する。ただし，火災熱により高温時のこれらの値は明確でなく，数少ない実験から $\nu_{t_i}=0.02\sim0.2(m^2/s)$ の値が用いられている[1]。

乱流輸送係数を求めるには 2 方程式モデルを解くことも考えられるが，火災空間のような強い非等温場では重力の影響が大きく，このような場の方程式は確立されていない。本計算では，重力の影響が少ない水平方向の輸送係数には次の Smagorinsky-Deardorff の式を用いる。

$$\nu_t^*=(c_s\Delta)^2\left[\left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}+\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i}\right)\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j}\right]^{1/2} \qquad (12)$$

ここに，Δ は空間フィルター幅，c_s はスマゴリンスキー定数（乱流混合層；0.14）である。

鉛直方向の輸送係数は，乱流輸送項に対する浮力の影響を扱った Launder の式[5] を基に，卓越項のみを選んで導いた次式を用いる[6]。

$$\kappa_{t_3}=\kappa_t^*/(1+\mu\phi'_T c'_T B) \qquad (13)$$

ここに，$\kappa^*{}_t$ は水平方向の乱流熱拡散係数とし，$\nu^*{}_t$ と等しいものとする。

$$B=\beta g\frac{k^2}{\varepsilon^2}\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_3},\quad \mu=\frac{1+\eta}{1-\phi'_T c'_T B\eta}$$
$$\eta=\left[\left(\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_1}\right)^2+\left(\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_2}\right)^2\right]\Big/\left(\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_3}\right)^2 \qquad (14)$$

さらに，Launder らは定数を経験的に $\phi'_T=0.11$，$c'_T=1.6$，$C_D=0.09$ と定めている[5]。また，k，ε はそれぞれ乱流エネ

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

ルギーとエネルギーの粘性消散率であり，$\nu^*_t=C_D k^2/\varepsilon$ なる関係から B の中で $k^2/\varepsilon^2=\nu^*_t/C_D\varepsilon$ となり，さらにエネルギーの生産と消散が準平衡とする次の仮定を用いて計算する。

$$\varepsilon\sim\nu_{ti}\left(\frac{\partial\bar{u}_i}{\partial x_j}\right)^2-\beta g\kappa_{ts}\left(\frac{\partial\bar{\theta}}{\partial x_3}\right) \tag{15}$$

火災の初期段階を除いた高温時には，ε は右辺第2項のみ卓越する。また，この状態の火災区画ではほぼ完全な温度成層をなし，この場合には，$\eta=0$, $\mu=1.0$, $B=-3.8$ となるため $(1+\mu\phi'_T C'_T B)=0.34$ となる。従って，火災時における輸送係数の鉛直/水平方向の比は $\kappa_{ts}/\kappa^*_t=1\sim3$ 程度になるものと推定する。例えば，後述の計算例 (Fig. 5, 6) では，$\kappa_{ts}/\kappa^*_t=1.5\sim2.3$ であり，ここではこの値を2.0として計算した。

実際の計算では速度，温度の準定常的な代表値を用いて，(12)，(13)式より乱流輸送係数を求める必要がある。

2.5 壁体の熱伝導と熱放射

(1)熱伝導方程式

各区画間の壁体（床，天井を含む）内の熱伝導方程式は次のようになる。

$$c\rho\frac{\partial\theta_w}{\partial t}=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\lambda_j\frac{\partial\theta_w}{\partial x_j}\right)+q_c\delta(x_i-x_w)+q_r\delta(x_i-x_w) \tag{16}$$

ここに，c は壁体の比熱，ρ は比重量，および λ_j は j 軸方向の熱伝導率であり，θ_w は壁体の温度である。また，x_w は壁体表面位置であり，q_c は壁体表面における対流熱伝達量で次式により表される。さらに，q_r は各壁間の放射熱伝達量である。

$$q_c=\alpha a_i(\theta_w|_{x_i=x_w}-\bar{\theta}|_{x_j=x_w}) \tag{17}$$

ただし，α は対流熱伝達率であり，a_i は壁体の面要素である。

(2)放射熱伝達

床天井を含む周壁間に温度差がある場合には，周壁間の熱放射による熱移動があり，この熱は温度境界層を通して対流熱伝達により区間内気体に伝わる。2つの面要素間の放射による熱流束 $q_r(W)$ は，比較的各面の放射率が1に近い場合には，次式で表わされる。[7]

$$q_r=C_b\varepsilon_i\varepsilon_j(T_i^4-T_j^4)\varphi_{ij}a_i \tag{18}$$

ここに，C_b は黒体の放射定数 $(5.77\times10^{-8}W/m^2K^4)$，$\varepsilon_i$ は面 i の放射率，T_i, T_j は各面要素の絶対温度，a_i は面要素の面積である。また，φ_{ij} は互いの面要素をのぞむ立体角である面々形態係数である。

閉鎖空間では6面以上の周壁（天井。床を含む）に囲まれており，船室の周壁の放射率は0.5～1.0であるため，直接放射と第1回反射による間接放射を加えた次の放射熱流束 q_i を用いて計算する[8]。

$$q_i=e_i\sum_{(i\neq j)}^{n'}(\varphi_{ij}+\beta_{ij})a_j\varepsilon_j-a_i\varepsilon_i\sum_{(i\neq j)}^{n'}e_j(\varphi_{ji}+\beta_{ji}) \tag{19}$$

ここに，n' は面の数であり，e_i は面の熱放射発散度 (W/m^2) であり，$e_i=\varepsilon_i C_b T^4$ で表される。また，β_{ij} を含む項は間接放射によるものである。

$$\beta_{ij}=(\alpha_{ii}-\varphi_{ji})\varphi_{ij}(1-\varepsilon_i)a_i+\alpha_{ij} \tag{20}$$

ただし，$(i\neq j)$

$$\alpha_{ik}=\sum_{(i\neq j)}^{n'}\varphi_{ij}(1-\varepsilon_j)a_i\varphi_{jk} \tag{21}$$

3. 数 値 計 算

3.1 計算方法

(1) 計算の手順

区画内空間および壁体の状態量を計算する手順は次の通りである。

1) 火災源の発熱量を計算する。
2) 区画 i の空間内気体の状態量/壁体間の放射熱伝達/周壁内部の熱伝導を計算する。
3) 区画 (i+1) の空間内気体の状態量/壁体の放射熱伝達/壁体内部の熱伝導を計算する。
4) 区画 i，区画 (i+1) の壁体表面温度から区画内気体の接触面温度を算出する。

なお，壁体の温度は，次の2過程により求めた。

1) 壁体の対象空間側を強制加熱，隣区画または外気側を自然放熱の境界条件で計算する。
2) 隣区画または，外気側を強制加熱，対象空間側を自然放熱の条件で計算する。

この場合，強制加熱は温度を規定し，自然放熱は熱流束をゼロとした。

(2) 解析方法

解析は船室のように奥行きの深い区画を対象とし，その空間内の熱気流が疑似2次元的な流動するもの仮定する。従って，区画内の運動量と熱の輸送方程式(8)，(9)および壁体の熱伝導方程式(16)についての数値計算は2次元 (x_1, x_3) で行い，差分法を用いる[9]。気流速の計算には流れ関数 ψ と渦度 ω を用いた。なお，これらの関数を気流速の間には次の関数がある。

$$\bar{u}_1=-\frac{\partial\psi}{\partial x_3},\quad \bar{u}_3=\frac{\partial\psi}{\partial x_1},\quad \omega=\frac{\partial\bar{u}_3}{\partial x_1}-\frac{\partial\bar{u}_1}{\partial x_3} \tag{22}$$

(3) 結果の表示

以下に示す計算結果においては，隣室への延焼を問題視するために防熱材の物性値を基準として，経過時間と防熱材の厚さは次のように無次元化して表す。

$$\tau=t\lambda/c\rho d^2,\quad \delta=d\sqrt{\nu}/\sqrt{\lambda/c\rho} \tag{23}$$

ここに，t は時間，d は防熱材厚さの実寸法であり，λ, c, ρ は各々防熱材の熱伝導率，比重量である。また，ν は可燃物の反応定数である。

さらに，区画内空間と壁体の温度の無次元値 Θ, Θ_w は初期温度 $\bar{\theta}_0$, θ_{w0} と火災温度 $\bar{\theta}_F$ を用いて次のように表す。

$$\Theta=\frac{\bar{\theta}-\bar{\theta}_0}{\bar{\theta}_F-\bar{\theta}_0},\quad \Theta_w=\frac{\theta_w-\theta_{w0}}{\bar{\theta}_F-\theta_{w0}} \tag{24}$$

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

3.2 計算モデルと計算条件

解析対象は船室郡の一部を2次元化した単純構造モデル(Fig. 2 参照)とし，船室内の可燃物は Fig. 2 に示すように配置されているものとする。天井，壁面の内装材の発熱量は推奨値の 20 MJ/m² とし，床面には通常のカーペット相当の可燃物を配置した。なお，計算には，Table 2 に示す区画内の火災荷重および防熱材の物性値を用いる。なお，防熱材はロックウール相当の伝熱性能とし，その厚さは δ =55 とする。

数値計算は次の条件にて行った。

a) 火災発生は Fig 2 の Cabin A の床面中央部と仮定し，消火作業は行なわれないものとする。

b) Cabin の換気回数は 15 回/時とする

c) 初期温度は区画内，壁体とも 20°Cとし，火災時には外気温 (20°C) は変化しないものとする。なお，火炎温度 1200°Cと仮定した。

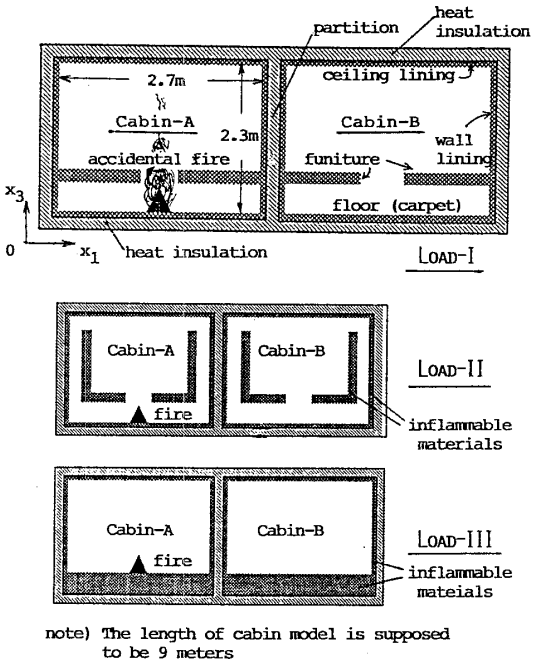

Fig. 2 An idealized calculation model and three kinds of fire load arrangements

Table 2 Fire load and properties of thermal insulation

(a) Inflammable materials

subdivision	main material	wood equivalent distribution
floor	carpet	3.09 kg/m²
ceiling	lining (vinyl-cloth)	1.00 kg/m²
wall	lining (vinyl-cloth)	1.34 kg/m²
in space	funitures (desk,bed etc)	106 kg

(b) Thermal insulation

specific weight	:	ρ=180 kg/m³
specific heat	:	c=0.84 kJ/kg·K
heat conductivity	:	λ=0.060 W/m·K

3.3 火災現象把握のための解析例

区画火災での火災現象および隣接区画への火災伝播の状態を調べるために，3.2 で述べた計算モデルの内，火災荷重の配置 Load−I について数値計算を行った。

(1) 火災伝播の状態

Cabin-A の床から出火した火災が各部の可燃物へ伝播し，Cabin-B へ延焼する様子と可燃物の発火時刻を Fig. 3 に示す。また，区画内の平均温度と酸素濃度の経時変化を Fig. 4 に示すが，これらの結果より，火災熱は以下のように伝わっているのが分る。

出火より τ=0.0002 で火災室天井に引火し，τ=0.0004 で壁に引火する。燃焼している面が広がるにつれて空気温度が上昇し，τ=0.0008 で区画内の可燃物のほとんどが燃焼状態になる。燃焼が激しくなるのと同時に酸素濃度も減少し，温度上昇の緩やかな酸素支配型の燃焼となる。隣接区画は火災区画からの熱が壁体を通して伝わるため徐々に温度が上昇するが，τ=0.024 で壁表面が発火温度に達し，壁表面にある可燃物（内装材）が発火する。壁の表面材の燃焼によって生じた熱は天井に達し，τ=0.026 で天井に引火する。その後，τ=0.036 で机やベットなどの可燃物が一気に引火し，区画内の空気温度が急激に上昇するフラッシュオーバー現象が起こる。それと同時に酸素濃度が減少するため，それ以降は酸素支配型の燃焼へ移行する。その後，

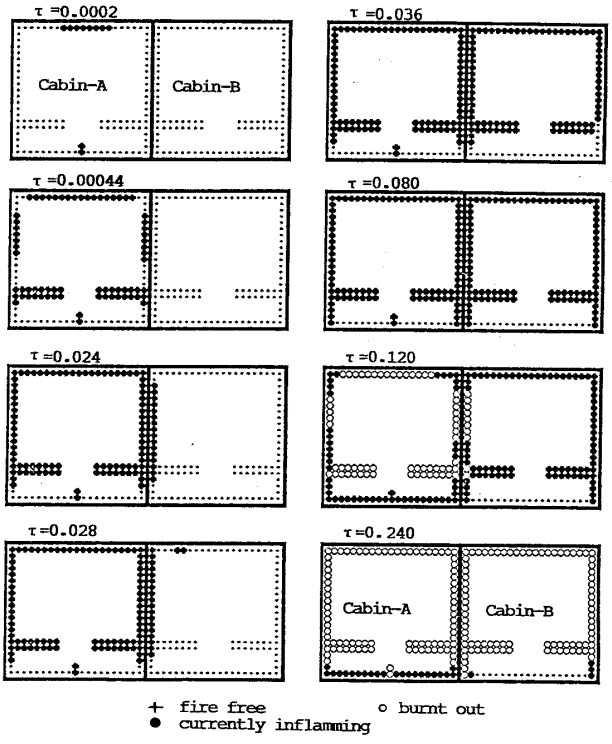

Fig. 3 Fire spread history of two cabins initiated from cabin-A

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

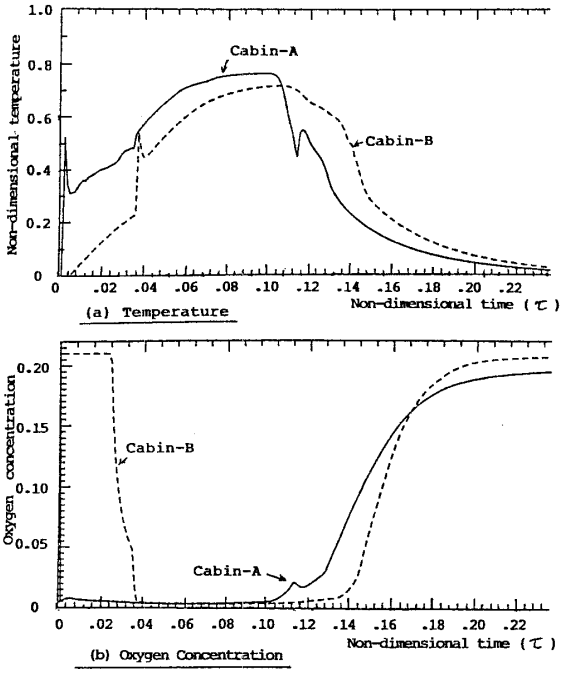

Fig. 4 Variations of gas temperature and oxygen concentration in the cabin spaces

$\tau=0.12$ で火災室の可燃物が燃焼してしまうため鎮火する。

(2) 区画内対流と温度分布

この場合の火災初期，成長期および最盛期における，熱気流の流速パターンのおよび区画内ガスの等温線を Fig. 5 および Fig. 6 に示す。

流速パターンは出火直後は中央火災発生部より鉛直方向へ向かう流れが支配的である。$\tau=0.0004$ で火災区画内の上部可燃物に引火すると，その燃焼熱により空間内の可燃物の位置から鉛直方向へ向かう流れが発生する。時間が経過すると中央部の鉛直方向へ向かう流れよりも可燃物の燃焼によって誘起される対流が支配的となり，対流の様子が時間とともに変化しているのがわかる。隣接区画では発火以前から熱伝導により加熱された壁面によって対流が生じているが，空間内の可燃物が引火し燃焼が激しくなると，可燃物の燃焼熱によって対流が発生し，時間の経過とともに可燃物の燃焼により対流が活発化する。

火災区画内の温度分布は火災発生直後から上部に高い温度の層が形成され，時間とともに高温層が拡大し，層界面が低下していく。$\tau=0.036$ で火災区画内はほぼ一様な高温状態となるが，空間内可燃物より低い位置には低温の温度勾配域が生じている。隣接区画は防熱構造を通して伝わってきた熱によって空気が加熱され，天井付近に高温層が形成されるが，時間の経過とともに層界面が低下し，下部を除いてほぼ一様な高温層を形成する。

(3) Zone model による計算結果との比較

Zone model により区画内平均温度の経時変化を計算

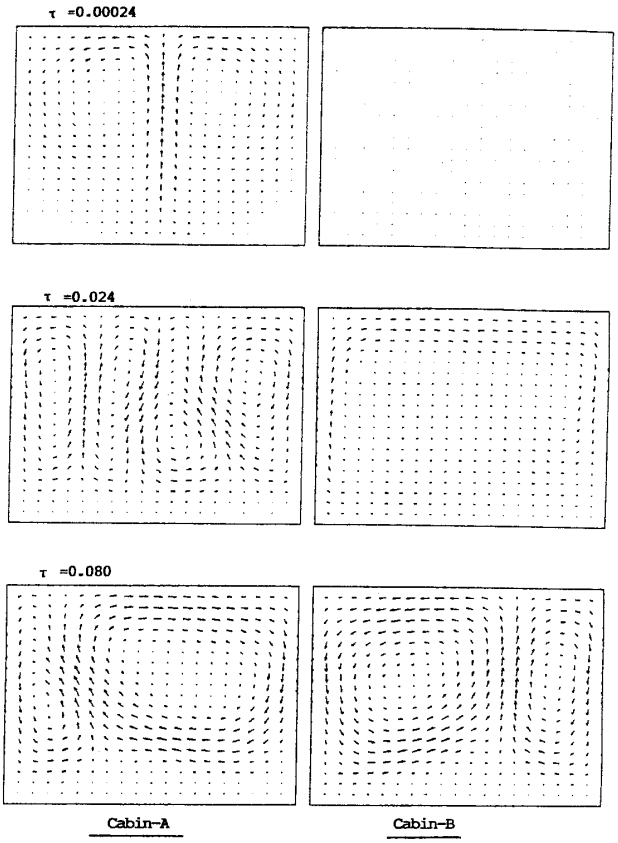

Fig. 5 Flow patterns in the cabin spaces against time

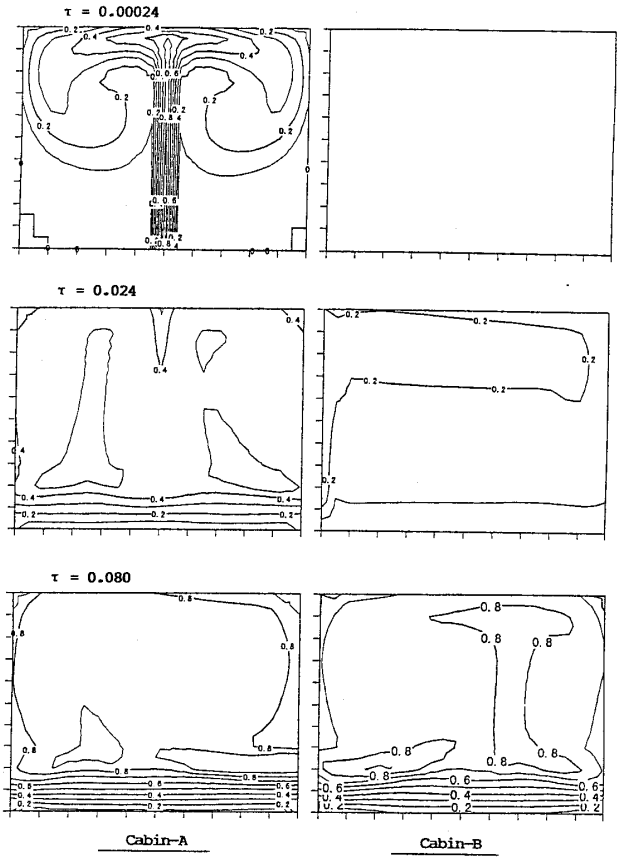

Fig. 6 Iso-therms of the cabin spaces against time

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

し，Field model による結果との比較を Fig. 7 に示す。火災区画（Cabin-A）において，Field model では対流による熱移流のために発火点から他の可燃物への火災伝播が極めて早いのに対し，Zone model では対流を考慮していないため火災伝播は緩かであり，区画内温度の上昇が遅くなる。このため，隣接区画(Cabin-B)への延焼および火災減退期への移行が遅れる。

また Field model では，燃焼部の拡大に伴う熱の発生と熱対流状態が追従して変るため，温度の瞬時的変化が大きく，温度変化曲線に鋭角な部分が現れている。一方，Zone model では瞬時拡散の仮定があるために，温度変化は空間的に平均化されて滑らかな曲線となっている。

（4） 換気回数の影響と壁体内温度分布

区画火災では火災初期を除いて酸素支配型の火災となるため，火災時の換気量は燃焼状態に大きく影響する。換気回数のみを 5 回/時として，他の計算条件は同じ場合について解析し，$\tau=0.08$ における区画内ガスおよび周壁(天井・床を含む)における温度等高線を Fig.8 に示す。区画内空間では上部に高温均一層，下部に低温の温度勾配域を生じるのは換気回数 15 回/時の場合（Fig. 6 参照）と同じであるが，換気量が少ないために燃焼が不活発であり，同じ時点での温度が低いことがわかる。

また，周壁内の温度等高線は，熱が貫流するまでは壁体端部を除くと，ほぼ厚さ方向に 1 次元的分布となり，文献[3]で述べている Zone model での単位熱貫流応答による 1 次元的な取扱いが妥当であることが示されている。

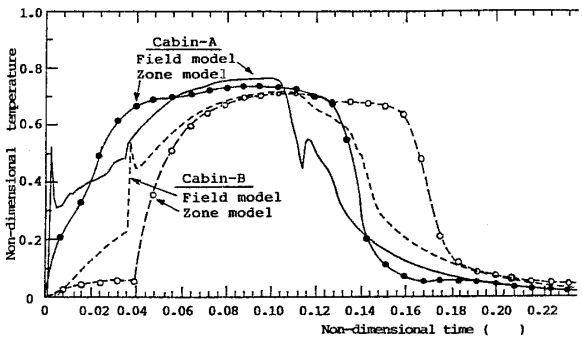

Fig. 7 Comparison between the calculated results by a zone model and a field model

4. 火災伝播現象と火災拡大限界

4.1 可燃物の配置

可燃物の配置が火災伝播現象に与える影響を調べるために，床のカーペットや天井，壁の内装材の外に，Fig. 2 に示すように，床から 0.6 m 高さに可燃物がある場合（Load-I），背の高い可燃物がある場合（Load-II）および床面のみに可燃物がある場合（Load-III）について数値解析を行い比較した。

Fig. 9 に区画内ガスの平均温度の経時変化を示し，火災初期と成長期の温度等高線を Fig. 10 および火災最盛期の流速パターンを Fig. 11 に示している。なお，Load-I の場合の火災現象については **3.3**(1) で述べている。

（1） Load−II の場合の火災現象

出火後 $\tau=0.0004$ で区画内の可燃物のほとんどが発火して酸素が減少するため，燃焼速度が低下して温度が下がる。その後は換気による酸素の供給量と燃焼による消費量がバランスし，温度がほぼ恒常化する酸素支配型の燃焼となる。

隣接区画は火災区画からの熱伝導によって徐々に温度が上昇し，$\tau=0.016$ で仕切り壁表面が発火点に達し，表面材が発火する。$\tau=0.017$ で天井に引火し，$\tau=0.019$ でフラシュオーバーとなる。この区画も，急激な燃焼のために $\tau=0.020$ 付近で区画温度が一時的に上昇するが，急激な燃焼

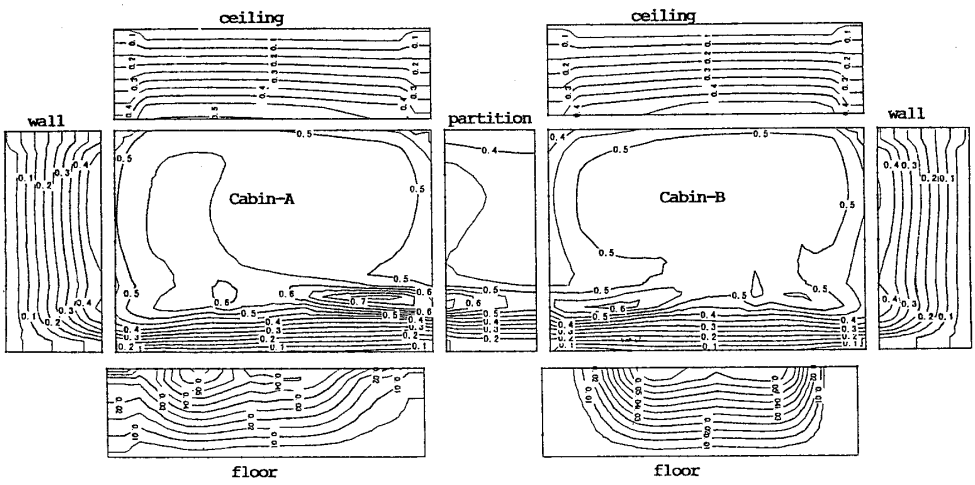

Fig. 8 Iso-therms of the cabin spaces and surrounding walls in the case of insulation thichness $\delta=55$ at $\tau=0.08$ (Ventilation rate: 5 times/hour)

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

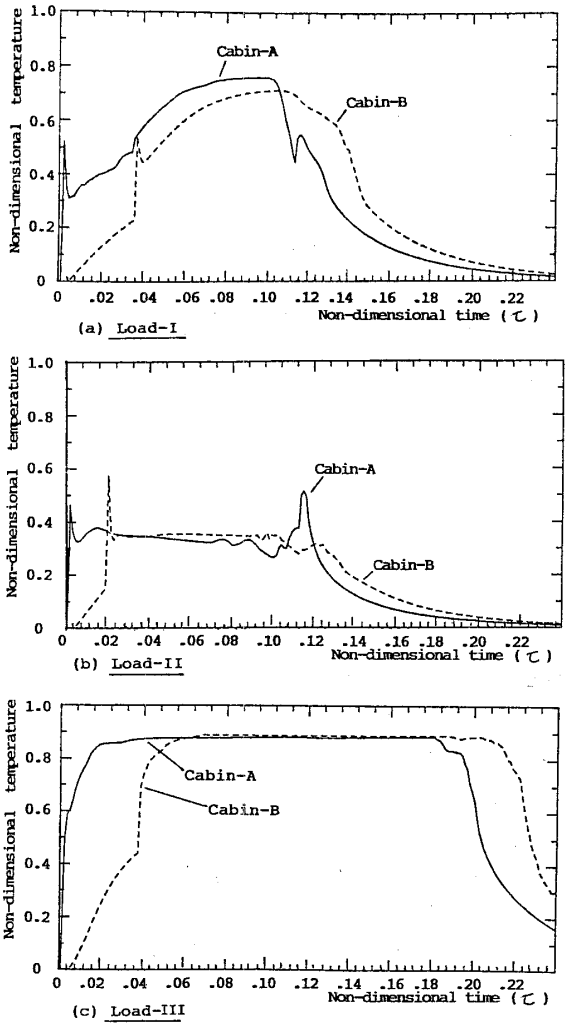

Fig. 9 Variations of gas temperatures in different fire load arrangements

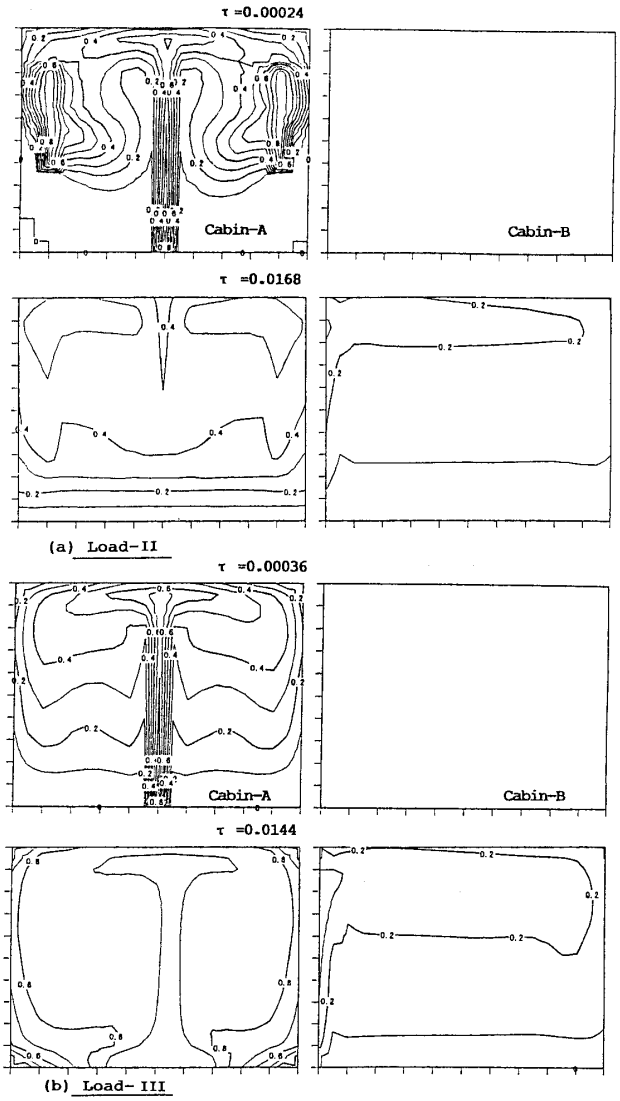

Fig. 10 Iso-therms of the cabin spaces in different fire load arrangements

のため酸素が減少し，燃焼速度が低下して温度が下がる。その後は温度が微減する酸素支配型の燃焼となる。また，$\tau=0.116$ 付近において火災室の温度が一時的に上昇しているが，これは鎮火に近づき酸素濃度が上昇しつつあるときに，床面の一部と壁体の最下部の表面材に引火し一時的な激しい燃焼によるものである。

流速パターンは，出火直後は火災区画の床中央部より鉛直の上昇流が支配的であるが，区画内可燃物の上部に引火すると，この部分が支配的な熱源となり，側壁側より中央部に向かう対流が発生する。このため，十分時間が経過した後でも，発熱源である可燃物が高い位置にあるため，火災区画内は一様な高温状態とはならない。

（2） Load-III の火災現象

$\tau=0.0002$ で天井，$\tau=0.0004$ で壁表面材に引火して区画内のほとんどの可燃物が燃焼状態となる。同時に酸素濃度も急激に減少するため酸素支配型の燃焼に移行する。

隣室は $\tau=0.013$ で仕切壁の表面材が発火し，$\tau=0.016$ で天井，$\tau=0.017$ で対向壁の表面材に引火する。さらに，$\tau=0.036$ で床上にある可燃物に引火し，フラシュオーバーが発生し酸素支配型の燃焼となり，その後は温度が恒常化する。

火災区画内の温度分布は火災発生直後から高温層が形成され，時間とともに床面付近まで高温層が拡大していく。$\tau=0.012$ で区画内が均一な高温状態となる。この場合には可燃物は床面のみしか配置していないため，支配的な発熱源の位置が床面となり，火災発生から流速パターンは中央部に上昇流，壁側に下降流となる。区画内が一様に高温状態になるまで対流の様子に大きな変化はみられない。

（3） 可燃物の配置と火災伝播の違い

火災荷重 Load-I, II, III の計算結果を比較することにより，次のことが明らかになった。

i）可燃物の量が等しいにも関わらず，可燃物が高い位置にある Load-II は他の場合よりも，区画内の平均温度が低い。これは燃焼している可燃物の上方では熱流が発達し

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

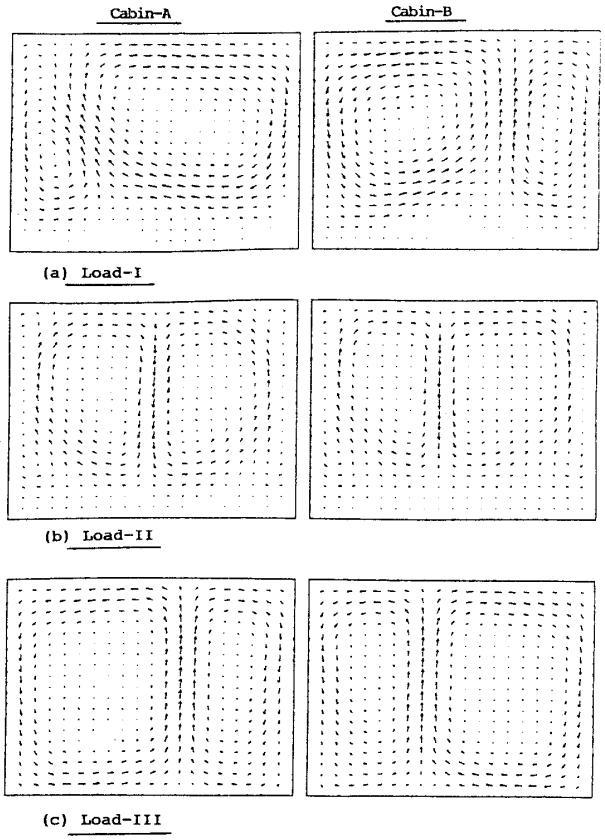

Fig. 11 Flow patterns of the cabin spaces at $\tau=0.08$ in different fire load arrangements

ているが，対流が不発達な下方では熱移流が少ないためである。

ii）隣室でフラシュオーバーが発生した時刻は，比較的低い位置に可燃物を配置した Load-I および Load-III では $\tau=0.036$ であるのに対して，高い位置に可燃物を配置した Load-II では $\tau=0.019$ である。これは仕切壁を集中的に加熱する燃焼物の有無に依存し，可燃物の位置によって火災が伝播する時間が異なることがわかる。

iii）可燃物の配置によって区画内の対流の様子が大きく異なり，これが熱移流の状態および高温層の形成に大きく影響する。

4.2 防熱構造の断熱性

防熱構造厚さと隣接区画への火災伝播の関係を調べるために，防熱材厚さ $\delta=28$，55（標準厚さ），111 の 3 種類について計算を行った。なお，計算条件は換気回数を 5 回/時とした他は 3.3 の場合と同じである。区画内ガスの平均温度の経時変化を Fig. 12 に示し，防熱材厚さ $\delta=111$ の場合の区画内ガスおよび周壁（天井，床を含む）の火災最盛期（$\tau=0.08$）における温度等高線を Fig. 13 に示す。（$\delta=55$ については Fig. 8 を参照のこと）

標準の厚さ（$\delta=55$）の防熱構造では $\tau=0.036$ で隣接区画に延焼したのに対して標準の半分の厚さ（$\delta=28$）の防熱構造では $\tau=0.005$ で隣室に延焼している。また標準の 2

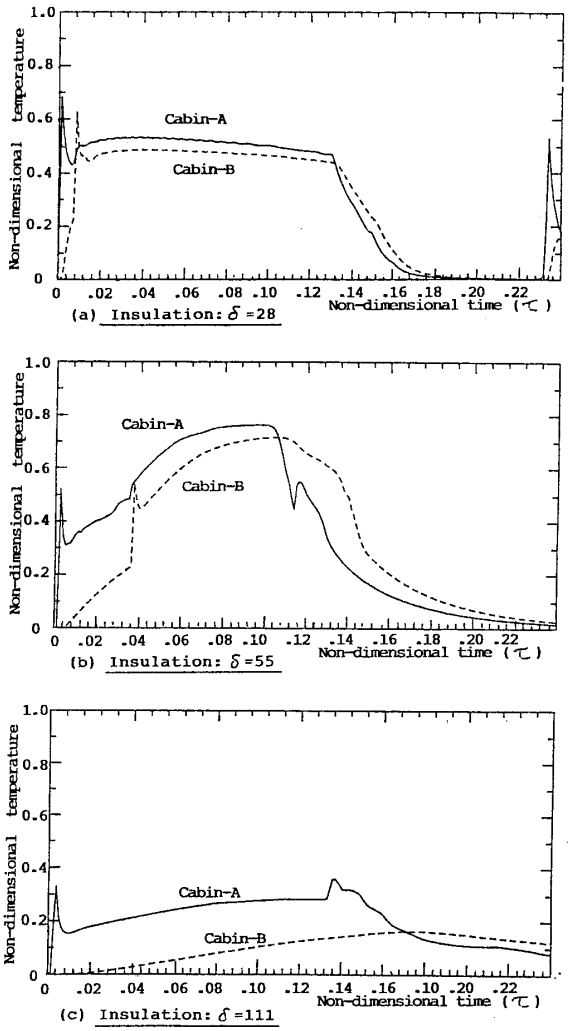

Fig. 12 Variation of gas tempenatures of cabin spaces in the different thickness of insulation

倍の厚さ（$\delta=111$）の防熱構造では隣接区画の延焼は生じなかった。

火盛り期の等温線は防熱構造厚さが標準の場合には仕切壁の広い範囲が高温状態になっているのに対し，防熱構造厚さが 2 倍の場合では仕切壁の火災区画側の温度が上昇しているのみで，熱貫流が遅れるのがわかる。

4.3 隣接区画への火災伝播の可能性

火災荷重と防熱構造材の厚さを変化させた場合について数値シミュレーションを行い，その結果により隣接区画に火災が伝播する時間を調べた。Fig. 14 に火災荷重，防熱材厚さと隣接区画への延焼時間の関係を示す。なお，火災荷重は Table 2 に示すものを標準とし，その比率で表わしている。

これより，防熱構造厚さが同じであれば，火災荷重が変化しても隣接区画へ延焼する時間にそれほど変化がないことがわかる。これは，区画火災では完全な酸素支配型の燃焼になっているため，可燃物が増えても単位時間内に燃焼できる可燃物の量は酸素供給量で決るため，ある一定以上

NII-Electronic Library Service

The Society of Naval Architects of Japan

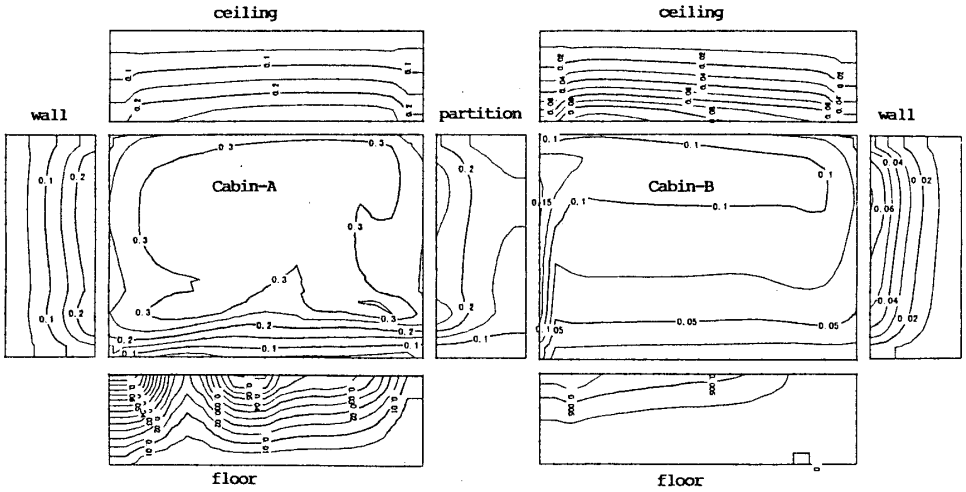

Fig. 13 Iso-therms of the cabin skaces and the surrounding walls in the case of insulation thickness $\delta=111$ at $\tau=0.08$ (Ventilation rate: 5 times/hour)

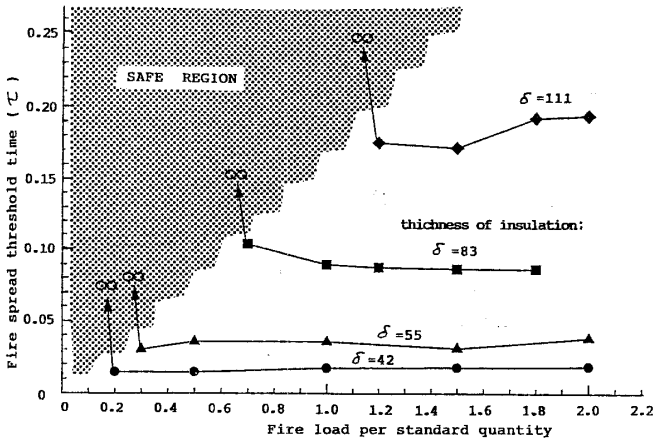

Fig. 14 Fire spread threshold times in the cases of different fire load and insulation thickness

可燃物が存在すれば，隣接区画へ火災が伝播する時間は防熱構造厚さによって支配されることがわかった。

5. 結　　言

区画火災の伝播現象を把握するために，酸素の消費，ガスの生成に関しては瞬時拡散の仮定をとり，区画内気体の対流熱伝達，壁体間の放射熱伝達および壁体内の熱伝導を考慮したフィールドモデルを用いた数値解析による火災シミュレーションを行った。いくつかの数値計算例により，このフィールドモデルは不完全系ではあるが，火災現象の全般的な推移とともに局所的な様相も解析できることがわかった。また熱源の位置により対流の様相が決まり，これが区画内ガスや周壁の熱的状態に大きく影響を及ぼすこと，および区画火災は酸素支配型であるため，換気量や発火のタイミングにより燃焼状態が大きく変化することを明らかにした。

なお，本研究は文部省科学研究費補助金を得て行ったことを付記する。

参 考 文 献

1) 日本火災学会：火災便覧，共立出版（1986）.
2) 日本機械学会：伝熱工学資料，第3版（1986）.
3) 福地，古藤，篠田：火災伝播現象の数学モデル，西部造船会会報，第82号（1991）.
4) K. Kawagoe: Fire Behaviour in Rooms, Report of the Bulding Research Institute, No. 27 (1958).
5) B. E. Launder: On the Effects of a Gravitational Field on the Turburent Transport of Heat and Momentum, J. Fluid Mechanics, vol. 67, part 3 (1975).
6) 福地，李，吉元：浮力の影響を考慮した乱流熱拡散に関する基礎的研究，西部造船会会報，第78号（1989）.
7) 例えば，R. Siegel and J. R. Howell: Thermal Radiation Heat Transfer, Mc-Graw-Hill (1972).
8) 福地信義：保温・保冷時の熱的環境に対する熱放射の影響について，日本造船学会論文集，第155号（1984）.
9) 小竹進，土方邦夫：パソコンで解く熱と流れ，丸善（1988）.

NII-Electronic Library Service