

熱のフィードバック効果を考慮した延焼拡大モデル

A MODEL FOR PREDICTION OF FIRE SPREAD CONSIDERING THE EFFECT OF THERMAL FEEDBACK

新谷 祐介*, 原田 和典**
Yusuke SHINTANI and Kazunori HARADA

A model based on a two-layer zone model is proposed for the prediction of fire spread between combustible items in a compartment. Smoke layer temperature and height are calculated by the conservation of energy in the compartment. The effects of thermal feedback from flames, smoke layer and compartment surfaces are taken into account by radiation network. Calculation results of the heat release rate, smoke layer temperature, heat flux, and time to spread between combustible items were compared with those of model experiments carried out previously. As to the time to fire spread during the initial stage could be predicted fairly well. As the smoke layer temperature increases, this model seems to overestimate radiation feedback to fuel surfaces; this in turn estimate the shorter time to fire spread than that in the experiments.

Keywords : *Developing fire, Fire spread model, Thermal feedback*

初期火災、延焼モデル、放射熱フィードバック

1. はじめに

建築物の火災安全設計においては、空間の使い方により火源を想定し、その燃焼性状に応じて避難安全性能や耐火性能などを検証することが望ましい方法である。現状では初期火災用火源として、発熱速度が時間の二乗に比例する簡易なモデルが用いられることが多い¹⁾。発熱速度が時間の二乗に比例すると考えるのは最初に着火した可燃物の有炎燃焼開始直後の近似としては妥当であろうが、複数の可燃物への延焼拡大からフラッシュオーバーに至る経過を説明するには不十分である。

初期から盛期への火災の拡大過程を予測するには、可燃物間の延焼拡大を考慮した物理モデルが必要であるが、現状では工学的なモデルは十分に確立されたとは言えない。既往の研究として、抱ら²⁾、出口ら³⁾により可燃物間の延焼モデルが提案されているが、実験による検証が十分とは言えない。両モデルとも、未着火の可燃物表面への放射熱を計算して着火時間を求め、着火後の発熱速度は自由空間での発熱速度（燃焼速度）を単純に加算している。しかし、区画内の燃焼では、天井下に形成される高温の上部層や固体表面に沿って伸長した火炎から燃焼物表面への放射熱流束（熱のフィードバック）が増加することにより、発熱速度そのものが増加する⁴⁾。さらに、燃焼により生じる発熱速度の放射成分と対流成分の区分が明確でないなどの問題がある。

そこで、本研究では高温の上部層や火炎からの燃焼物表面への熱

フィードバックによる発熱速度の増加を考慮するとともに、区画の熱収支に関しては、発熱速度を放射成分と対流成分に区別し、さらに放射については周壁での反射を考慮したモデルとした。これらのサブモデルを用いて、初期火災性状を把握するための可燃物間の延焼拡大を予測し、過去に著者らを含むグループにより行われた実験⁵⁾と比較した。この実験では、流入空気により火炎が傾くのを避けるために、四周を開放した模型を用いており、また、液体燃料を用いるなど、実際の空間とは異なる部分があるが、放射熱のフィードバックの効果を定量化する目的には十分と考えられる。

2. モデルの概要

開口を有する区画に複数の可燃物が設置されていることを想定した延焼拡大モデルを作成した。モデルの概要を図1に示す。火災初期においては、区画の上部に高温の上部層、下部に比較的低温の空気層が形成される二層状態になるため、二層ゾーンモデル⁶⁾を用いて、上部層温度などの計算を行った。二層ゾーンモデルとは、室内の気体を上部層と、下部層の2つに分割し、各層のエネルギー収支と質量収支および室体積が一定であることから、各層の温度と体積、室内圧力を計算するものである。本研究では、文献⁶⁾を参照し、ゾーン方程式を定式化した。発熱速度の取扱いについては、2.1節に示すように修正を加えている。

未着火の可燃物への延焼予測に関しては、可燃物表面に入射する

本論文に関する既発表文献) 日本建築学会大会学術講演梗概集, A-2, pp.235-238, 2008.09

* 竹中工務店技術研究所

** 京都大学工学研究科 准教授・工博

Takenaka Corporation

Assoc. Prof., Graduate School of Engineering, Kyoto University, Dr. Eng.

熱流から可燃物の表面温度を計算し、表面温度が着火温度に達した段階で延焼するとした。燃焼している可燃物 $ob(j)$ (ただし、 $j=1 \sim nb$) がある時に未燃の可燃物 $ob(i)$ の表面に入射する熱流束は、火炎から射出される直接放射 $q_{rad,ob(i),fl}$ 、壁から射出される直接放射 $q_{rad,ob(i),w}$ 、上部層から射出される直接放射 $q_{rad,ob(i),u}$ 、放射熱の反射成分 $q_{re,ob(i)}$ 、下部層との対流熱伝達 $q_{con,ob(i),l}$ の和とした。直接放射の計算においては、図 1 に示すように壁面を可燃物と同程度の大きさの長方形要素に分割して計算した。これは、延焼により燃焼物の位置が移動しても放射計算の精度を落とさないためである。それぞれの計算方法の詳細については、2.3～2.7 節に示す。

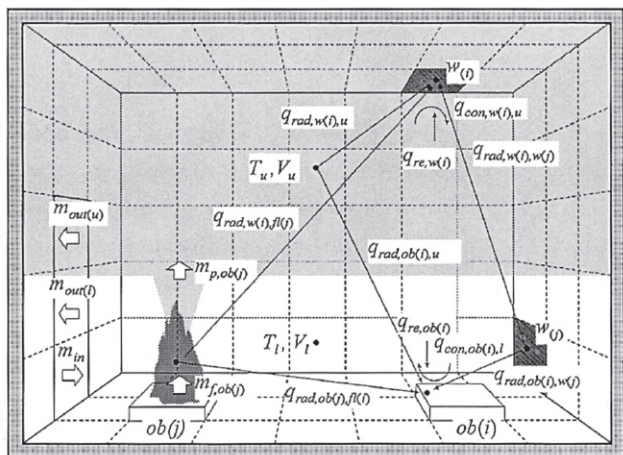


図 1 モデル概念図

2.1. ゾーン方程式

区画内の気体を上部層と下部層の二層に分割し、各層のエネルギー、質量の収支および区画の容積が一定であることから導出したゾーン方程式を(1)～(5)に示す。

$$\frac{d(C_p \rho_u V_u T_u)}{dt} = \sum_j^{nb} (1-\chi) Q_{ob(j)} + Q_u \quad (1)$$

$$+ \sum_j^{nb} C_p (m_{p,ob(j)} - m_{f,ob(j)}) T_l - C_p m_{out(u)} T_u$$

$$\frac{d(C_p \rho_l V_l T_l)}{dt} = Q_l - \sum_j^{nb} C_p (m_{p,ob(j)} - m_{f,ob(j)}) T_l \quad (2)$$

$$+ C_p m_{in} T_\infty - C_p m_{out(l)} T_l$$

$$\frac{d(\rho_u V_u)}{dt} = \sum_j^{nb} m_{p,ob(j)} - m_{out(u)} \quad (3)$$

$$\frac{d(\rho_l V_l)}{dt} = \sum_j^{nb} m_{f,ob(j)} - \sum_j^{nb} m_{p,ob(j)} + m_{in} - m_{out(l)} \quad (4)$$

$$\frac{dV_u}{dt} + \frac{dV_l}{dt} = 0 \quad (5)$$

ここで、区画内部への流入質量 m_{in} 、上部層からの流出質量 $m_{out(u)}$ 、下部層からの流出質量 $m_{out(l)}$ の計算方法は文献 6) に従った。可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生じるブリュームの流量 $m_{p,ob(j)}$ は、火炎が上部層に貫入する状況では Heskestad⁷⁾ 式の使用が渡部⁸⁾ により推奨されているので、本研究でも Heskestad 式を用いる。

可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生ずる発熱速度 $Q_{ob(j)}$ は放射成分 $\chi Q_{ob(j)}$ と対流成分 $(1-\chi) Q_{ob(j)}$ とに分離した。対流成分は、上部層に貫入して温度を直接上昇させる。放射成分は、火炎表面から射出された後に、

上部層、壁表面（可燃物表面を含む）の何れかに吸収される。

上部層および下部層が熱伝達により吸収する熱量 Q_u および Q_l は、式(6)および(7)から算出した。ここで、 $Q_{rad,u,w}$ は壁からの上部層への直接放射、 $Q_{rad,u,fl}$ は火炎からの直接放射、 $Q_{re,u}$ は直接放射の反射成分、 $Q_{con,u}$ 、 $Q_{con,l}$ は対流による上部層、下部層への熱伝達を示す。ただし、下部層の放射率は 0 とした。各項の具体的な計算方法は 2.3～2.7 節に示す。

$$Q_u = Q_{rad,u,w} + Q_{rad,u,fl} + Q_{re,u} + Q_{con,u} - A_u \varepsilon_u \sigma T_u^4 \quad (6)$$

$$Q_l = Q_{con,l} \quad (7)$$

2.2. 発熱速度

可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生じる発熱速度 $Q_{ob(j)}$ は可燃物表面に入射する熱流束などから可燃性ガスの発生速度 $m_{f,ob(j)}$ を計算し、単位重量当たりの発熱量 $\Delta H_{c,ob(j)}$ を乗じて計算した。

上部層や火炎、壁からの放射熱 $q_{rad,ob(j)}$ (以下、外部放射と記す) を受ける可燃物 $ob(j)$ からの可燃性ガスの発生速度 $m_{f,ob(j)}$ は、自由空間での可燃性ガスの発生速度 $m_{f,ob(j),\infty}$ が測定等により既知であるとして、火炎を透過して可燃物表面に入射する熱流束の増分 $(q_{rad,ob(j)} - \varepsilon_\infty \sigma T_\infty^4)$ に応じて式(8)により割り増しを行う。

$$m_{f,ob(j)}(t) = m_{f,ob(j),\infty}(t_{eq}) + \frac{(1-\varepsilon_{fl(j)}) (q_{rad,ob(j)}(t) - \varepsilon_\infty \sigma T_\infty^4) A_{ob(j)}}{\Delta H_{v,ob(j)} + C_{p,ob(j)} (T_{b,ob(j)} - T_\infty)} \quad (8)$$

ここで、 t_{eq} は外部放射を受ける場合の可燃性ガス発生量の積算値が自由空間での積算値と等しくなる時間とした(図 2 参照)。これは、外部放射により発熱速度が増加した分だけ、可燃物の燃焼の進行が早く進むと考えたためである。立体的な可燃物のように、可燃物表面のうち、燃焼している部分と燃焼していない部分がある場合には、可燃物表面に入射する熱流束の全てが火炎を透過するわけではないので別途モデルを検討する必要がある。

可燃物 $ob(j)$ への外部放射 $q_{rad,ob(j)}$ は周りの火炎からの直接放射 (2.3 節)、壁からの直接放射 (2.4 節)、上部層からの直接放射 (2.5 節) の和とした。また、可燃物表面に入射せずに火炎で吸収される熱流 $\varepsilon_{fl(j)} q_{rad,ob(j)} A_{ob(j)}$ については、火炎からの放射熱として再び周囲に放出されるとした。

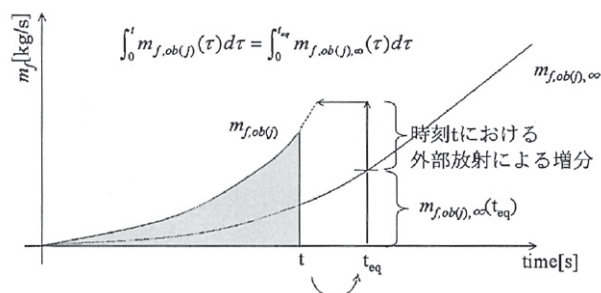


図 2 可燃性ガスの速度の計算方法

2.3. 火炎から射出される直接放射

2.3.1. 火炎形状の近似

火炎を図 3 に示すように、連続火炎高さ L_c までの円柱（火炎温度 820°C ）と平均火炎高さ L_m までの円柱（火炎温度 704°C ）^{注 1)} の二つで近似する。

火炎が天井に展炎しない場合には、長谷見ら⁹⁾が提案する式(9)、(10)を用いて連続火炎高さと平均火炎高さを計算した。

$$L_c / D = 1.8 \times \begin{cases} Q^{2/3} & (Q^* < 1) \\ Q^{2/5} & (Q^* \geq 1) \end{cases} \quad (9)$$

$$L_m / D = 3.4 \times \begin{cases} Q^{2/3} & (Q^* < 1) \\ Q^{2/5} & (Q^* \geq 1) \end{cases} \quad (10)$$

火炎が天井に展炎する場合は、図3に示すように展炎部を加えて三つの円柱で近似する。展炎長さ L_r は You¹⁰⁾ が提案する式(11)を用いて計算した。ここで、 L_f は自由空間での火炎長さを表す。

$$L_r / D = 0.50 [(L_f - H) / D]^{0.96} \quad (11)$$

ただし、展炎長さ L_r が火源径より大きくなる場合のみ展炎部分を考慮した。展炎部分の火炎の厚みについては、知見が乏しいがここでは火源径の半分 $D/2$ とする。また、火炎が上部層に含まれる場合には上部層に含まれる部分と含まれない部分に分割し計算した。ここで、連続火炎高さよりも上部層下端の高さが低くなると、上部層の酸素濃度が低下して不完全燃焼となるため、火炎形状は図3で近似できなくなるが、現状では知見が不足しているため今後の課題とする。

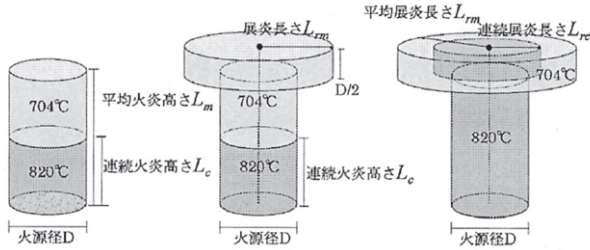


図3 火炎形状の近似

2.3.2. 火炎からの放射発散度

発熱速度のうちの放射で分散するものは、火炎表面から射出される放射熱流と等しいので次式が成り立つ。

$$\chi Q_{ob(j)} = \varepsilon_{fl(j)} (E_{820} A_{820(j)} + E_{704} A_{704(j)}) \quad (12)$$

ここで、 E_{820} 、 E_{704} は 820℃および 704℃の黒体の放射発散度 ($E_{820}=81\text{kW/m}^2$ 、 $E_{704}=52\text{kW/m}^2$)、 $A_{820(j)}$ 、 $A_{704(j)}$ は可燃物 $ob(j)$ 上に生ずる火炎の表面積であり図3の火炎形状から求める。McCafferey¹¹⁾によると、発熱速度のうちの放射成分の割合は、火源径が 0.25m 以下であればほぼ一定となるため^{注2}式(12)を用いて各時間での火炎の放射率 $\varepsilon_{fl(j)}$ を算出することができる。

また、2.2 節において述べたように、外部放射の一部は燃焼中の可燃物表面に入射する直前に火炎部分で吸収される。吸収された放射熱は、火炎表面から均一に再放射されると近似すると再放射による放射発散度 E_f は次式から求めることができる。

$$E_{f(j)} = \frac{\varepsilon_{fl(j)} Q_{rad, ob(j)} A_{ob(j)}}{A_{820(j)} + A_{704(j)}} \quad (13)$$

火炎からの放射発散度は、式(13)により求めた放射発散度 $E_{fl(j)}$ と 820℃および 704℃のガス体から射出される放射発散度の和とした。

2.3.3. 壁表面への放射熱流

火炎が天井に展炎せず、上部層下端が連続火炎高さと間欠火炎高さの間に存在する（火炎温度 704℃の部分が一部上部層内に存在す

る）場合には、可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生じる火炎 $fl(j)$ から上部層に接する壁 $w(i)$ に入射する直接放射 $q_{rad, w(i), fl(j)}$ は次の式から求めることができる。

$$q_{rad, w(i), fl(j)} = F_{w(i), 820l(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{820} + E_{f(j)}) (1 - \varepsilon_u) + F_{w(i), 704l(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{704} + E_{f(j)}) (1 - \varepsilon_u) + F_{w(i), 704u(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{704} + E_{f(j)}) (1 - \varepsilon_u) \quad (14)$$

ここで、上部層の放射率は ε_u 、下部層の放射率は0とする。 $F_{w(i), 820l(j)}$ は壁要素 $w(i)$ に対する火炎温度が 820℃で下部層に含まれる部分の形態係数、 $F_{w(i), 704l(j)}$ は壁要素 $w(i)$ に対する火炎温度が 704℃で下部層に含まれる部分の形態係数、 $F_{w(i), 704u(j)}$ は壁要素 $w(i)$ に対する火炎温度が 704℃で上部層に含まれる部分の形態係数である。形態係数の計算に使用した式を表1に示す。

式(14)は上部層での吸収を考慮しているが、火炎の下部層に含まれる部分から下部層に接する壁への放射熱伝達のように、上部層を透過しない場合については、途中の経路での吸収は考慮しない。また、壁要素 $w(i)$ と火炎の間に別の火炎がある場合には、遠方の火炎からの放射熱の一部が手前側の火炎により吸収されるが、この影響については本モデルでは考慮しないものとする。

火炎が天井に接炎する場合には、図3の中央または右側の火炎形状を仮定して同様の計算を行う。

表1 形態係数の計算式^{12), 13)}

	$F_{d1-2} = \frac{1}{2\pi} \cos^{-1} R$ $+ \frac{1}{\pi} \left[\tan^{-1} \left(\frac{R}{\sqrt{1-R^2}} \right) - \frac{1+L^2-R^2}{X} \tan^{-1} \left(\frac{X \tan(0.5 \cos^{-1} R)}{1+L^2+R^2-2R} \right) \right]$ $R = r1/r2, L = h/r2, X = \sqrt{(1+L^2+R^2)^2 - 4R^2}$
	$F_{d1-2} = \frac{1}{\pi H} \tan^{-1} \left(\frac{L}{\sqrt{H^2-1}} \right)$ $+ \frac{L}{\pi} \left[\frac{X-2H}{H\sqrt{XY}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{X(H-1)}{Y(H+1)}} - \frac{1}{H} \tan^{-1} \sqrt{\frac{H-1}{H+1}} \right]$ $L = h/r1, H = r2/r1, X = (1+H^2)+L^2, Y = (1-H^2)+L^2$
	$F_{d1-2} = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{1+H^2-R^2}{\sqrt{Z^2-R^2}} \right)$ $H = h/r2, R = r1/r2, Z = 1+H^2+R^2$
	$F_{d1-2} = \frac{H}{2} \left(\frac{Z}{\sqrt{Z^2-4R^2}} - 1 \right)$ $H = h/r2, R = r1/r2, Z = 1+H^2+R^2$

2.3.4. 上部層に吸収される放射熱流

可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生じる火炎 $fl(j)$ から上部層に接する壁要素 $w(i)$ への放射による熱移動の過程で、上部層に吸収される熱流は次式により表すことができる。

$$Q_{rad, w(i), fl(j), u} = A_{w(i)} F_{w(i), 820l(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{820} + E_{f(j)}) \varepsilon_u + F_{w(i), 704l(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{704} + E_{f(j)}) \varepsilon_u + F_{w(i), 704u(j)} (\varepsilon_{fl(j)} E_{704} + E_{f(j)}) \varepsilon_u \quad (15)$$

燃焼している各火炎から分割した全ての壁要素への放射熱伝達の和をとることにより、上部層に吸収される熱流を計算した。

$$Q_{rad, fl, u} = \sum_i^{mw} \sum_j^{nb} Q_{rad, w(i), fl(j), u} \quad (16)$$

上部層の放射率 ε_u は次の式から算出した。

$$\varepsilon_u = 1 - e^{-k_u L_{mb,u}} \quad (17)$$

ここで、 k_u は上部層の有効吸収係数、 $L_{mb,u}$ は上部層の平均行路長さである。平均行路長さは上部層の体積 V_u と表面積 A_u から $L_{mb,u} = 3.6V_u/A_u$ として計算した。

火炎および煙などのガス体において放射吸収するのはスス、二酸化炭素、水蒸気であるので、上部層の有効吸収係数は次のように表すことができる。

$$k_u = k_{soot} + k_{CO_2} + k_{H_2O} \quad (18)$$

二酸化炭素と水蒸気の吸収係数を逐一計算するのは煩雑であるが、Orloff¹⁴⁾によると、上部層の有効吸収係数はススのみを考慮した場合の概ね2倍となるので、ここでは簡単のため次のように近似する。

$$k_u = 2k_{soot} \quad (19)$$

また、ススのみを考慮した場合の有効吸収係数 k_{soot} はススの体積分率 f_v に比例し、次のような関係がある⁶⁾。

$$k_{soot} = \frac{7}{0.94 \times 10^{-6}} f_v \quad (20)$$

上部層のススの体積分率 $f_{v,u}$ は上部層内のススの収支式(21)から計算した。

$$\frac{d(\rho_{soot} f_{v,u} V_u)}{dt} = \sum_j^{nb} m_{soot,ob(j)} - \frac{\rho_{soot} f_{v,u} m_{out(u)}}{\rho_u} \quad (21)$$

可燃物 $ob(j)$ の燃焼により生じるススの発生量 $m_{soot,ob(j)}$ は、火炎中のススの体積分率 $f_{v,f}$ および可燃ガスの発生速度 $m_{f,ob(j)}$ に比例すると仮定して次式で表す。^{注3}

$$m_{soot,ob(j)} = (Cf_{v,f}) m_f \quad (22)$$

ここで、火炎中のススの体積分率 $f_{v,f}$ は式(12)で求めた火炎の放射率 $\varepsilon_{fl(j)}$ から有効吸収係数 $k_{fl(j)}$ を式(23)から求め、さらに式(20)の関係をを用いて逆算した。

$$\varepsilon_{fl(j)} = 1 - e^{-k_{fl(j)} L_{mb(j)}} \quad (23)$$

また、火炎の平均行路長さ $L_{mb(j)}$ は次式で計算した¹⁵⁾。

$$L_{mb(j)} / D_{ob(j)} = 0.81 \left(1 - e^{-1.8 L_{m(j)} / D_{ob(j)}} \right) \quad (24)$$

ここで、 $L_{m(j)}$ は平均火炎高さ、 $D_{ob(j)}$ は可燃物 $ob(j)$ の火源径である。

2.4. 壁から射出される直接放射

壁からの直接放射は、図1に示すように壁表面を可燃物の主な受熱面と大きさがほぼ等しい nw 個の長方形要素に分割し、要素間の相互放射による熱伝達を計算した。図1に示す壁要素 $w(j)$ から壁要素 $w(i)$ に入射する熱流束 $q_{rad,w(i),w(j)}$ は上部層を透過するので、その放射率 ε_u 、 $w(i)$ に対する $w(j)$ の形態係数 $F_{w(i),w(j)}$ 、要素 $w(j)$ の放射率および表面温度 $T_{w(j)}$ を用いて、次のように表すことができる。

$$q_{rad,w(i),w(j)} = F_{w(i),w(j)} \varepsilon_{w(j)} \sigma T_{w(j)}^4 (1 - \varepsilon_u) \quad (25)$$

ここで、 $F_{w(i),w(j)}$ は各要素に含まれる微小要素 $dA_{w(i)}$ 、 $dA_{w(j)}$ とその中心を結ぶ線の長さ S 、その線とそれぞれの面の法線がなす角 $\beta_{dAw(i)}$ 、 $\beta_{dAw(j)}$ を用いて次の式から計算した。

$$F_{w(i),w(j)} = \frac{1}{A_{w(i)}} \int_{A_{w(i)}} \int_{A_{w(j)}} \frac{\cos \beta_{dAw(i)} \cos \beta_{dAw(j)}}{S^2} dA_{w(i)} dA_{w(j)} \quad (26)$$

また、壁要素 $w(j)$ から $w(i)$ に至る経路で上部層に吸収される熱流

$Q_{rad,w(i),w(j),u}$ は次の式で表すことができる。

$$Q_{rad,w(i),w(j),u} = F_{w(i),w(j)} \varepsilon_{w(j)} \sigma T_{w(j)}^4 \varepsilon_u A_{w(i)} \quad (27)$$

分割した全要素間の放射熱伝達を考慮することで上部層に吸収される熱流 $Q_{rad,u,w}$ を次の式から計算した。

$$Q_{rad,u,w} = \sum_i^{nw} \sum_{j \neq i}^{nw-1} Q_{rad,w(i),w(j),u} \quad (28)$$

2.5. 上部層から射出される直接放射

上部層から射出された後、下部層に接する壁要素 $w(i)$ に入射する熱流束 $q_{rad,w(i),u}$ は次の式から計算した。

$$q_{rad,w(i),u} = F_{w(i),u} \varepsilon_u \sigma T_u^4 \quad (29)$$

ここで、 $F_{w(i),u}$ は要素 $w(i)$ に対する上部層の下面の形態係数で壁の要素間の形態係数と同様に計算した。上部層から上部層に接する要素 $w(j)$ に入射する熱流束 $q_{rad,w(j),u}$ についても同様に計算した。

2.6. 直接放射の反射成分

放射熱のうち壁面での反射成分は直接放射(火炎からの直接放射、壁からの直接放射、上部層からの直接放射の和)よりも一桁ほど小さなオーダーなので、簡略化して計算する。空間の壁を上部層に接する壁 wu と下部層に接する壁 wl の二つに分割して相互反射計算を行った。

上部層に接する壁 wu の放射率を ε_{wu} とすると、そこに入射する放射熱流束 q_{wu} (直接放射の計算では壁を細分しているため、各壁要素に入射する直接放射の平均値)のうち、 $\varepsilon_{wu} q_{wu}$ が壁に吸収され、残りの $(1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu}$ は反射することになる。この反射成分 $(1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu}$ のうち壁 wu および下部層に接する壁 wl に入射する熱流束は次の式で表すことができる。

$$q_{re1,wl,wu} = (1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu} F_{wl,wu} (1 - \varepsilon_u) \quad (30)$$

$$q_{re1,wu,wu} = (1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu} F_{wu,wu} (1 - \varepsilon_u) \quad (31)$$

また、この際に上部層に吸収される熱流 $Q_{re1,u,wu}$ は次の式で表すことができる。

$$Q_{re1,u,wu} = (1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu} F_{wl,wu} \varepsilon_u A_{wl} + (1 - \varepsilon_{wu}) q_{wu} F_{wu,wu} \varepsilon_u A_{wu} \quad (32)$$

ここで、 $F_{wl,wu}$ は壁 wl に対する壁 wu の形態係数、 $F_{wu,wu}$ は壁 wu に対する壁 wu の形態係数、 A_{wu} は壁 wu の表面積、 A_{wl} は壁 wl の表面積を表す。同様に壁 wl での1回目の反射成分についても計算を行い、上部層に接する壁 wu および下部層に接する壁 wl に入射する熱流束はそれぞれ、 $q_{re1,wu,wl}$ 、 $q_{re1,wl,wl}$ とする。また、2回目の反射、3回目の反射についても同様に計算し、各記号の添え字の **re1** をそれぞれ **re2**、**re3** と変えて表す。通常の建築部材の放射率では、3回反射すると、初期値の1%以下となるため、ここでは反射の計算は2回までとし、3回目で全て壁に吸収されるとした。

3回までの反射で壁要素 $w(i)$ に入射する熱流束の和は次のように表すことができる。

$$q_{re,w(i)} = \begin{cases} \varepsilon_{w(i)} (q_{re1,wu,wu} + q_{re1,wu,wl} + q_{re2,wu,wu} + q_{re2,wu,wl} + q_{re3,wu,wu} + q_{re3,wu,wl}) & (w(i) \text{が上部層に接する場合}) \\ \varepsilon_{w(i)} (q_{re1,wl,wu} + q_{re1,wl,wl} + q_{re2,wl,wu} + q_{re2,wl,wl} + q_{re3,wl,wu} + q_{re3,wl,wl}) & (w(i) \text{が下部層に接する場合}) \end{cases} \quad (33)$$

また、上部層に吸収される熱流の和 $Q_{re,u}$ は次の式で表すことができる。

$$Q_{re,u} = Q_{re1,u,wu} + Q_{re1,u,wl} + Q_{re2,u,wu} + Q_{re2,u,wl} + Q_{re3,u,wu} + Q_{re3,u,wl} \quad (34)$$

2.7. 対流による熱伝達

対流熱伝達により上部層から上部層に接する壁要素 $w(i)$ に伝達する熱流束を $q_{con,w(i),u}$ 、下部層から下部層に接する壁要素 $w(j)$ に入射する熱流束を $q_{con,w(j),l}$ とすると、山田ら¹⁶⁾が提案している対流熱伝達率 h_m を用いて次の式で表すことができる。

$$q_{con,w(i),u} = h_m(T_u - T_{w(i)}) \quad (35)$$

$$q_{con,w(j),l} = h_m(T_l - T_{w(j)}) \quad (36)$$

また、上部層に吸収される熱流 $Q_{con,u}$ は上部層に接する壁要素 $w(i)$ との熱伝達の和として次の式で表すことができる。

$$Q_{con,u} = \sum_i h_m(T_u - T_{w(i)}) A_{w(i)} \quad (37)$$

同様に、下部層に吸収される熱流についても、下部層に接する壁要素 $w(j)$ との熱伝達の和として次のように表すことができる。

$$Q_{con,l} = \sum_j h_m(T_l - T_{w(j)}) A_{w(j)} \quad (38)$$

2.8. 壁の表面温度の計算

一次元熱伝導方程式により、壁の表面温度を計算した。区画内部側および外部側の境界条件を式(39)、(40)に示す。ここで x は壁の厚さ方向にとり、 $x=0$ は壁の室内側表面、 $x=dw$ は壁の外部側表面を示す。

$$\varepsilon_{w(i)} \left(\sum_j^{nb} q_{rad,w(i),fl(j)} + \sum_j^{nw} q_{rad,w(i),w(j)} + q_{rad,w(i),u} - \sigma T_{w(i)}^4 \right) + q_{re,w(i)} + q_{con,w(i)} = -\lambda \frac{dT_{w(i)}}{dx} \Big|_{x=0} \quad (39)$$

$$h_{out}(T_{w(i)} - T_\infty) = -\lambda \frac{dT_{w(i)}}{dx} \Big|_{x=dw} \quad (40)$$

2.9. 可燃物の着火条件

可燃物表面についても、壁と同様に 2.8 節の方法で表面温度を計算し、これが着火温度に達した時に延焼が生じるとした。

3. モデルと実験との比較

3.1. 実験概要

図 4 に示すように、1800mm×1200mm の床面に灯油を 200ml 入れたステンレス製火皿を、中心間距離が 250mm となるように直線状に 5 つ配置し、中央の火皿（図 4 中の No.3）に着火して延焼時間を測定した実験⁵⁾の結果と比較した。

上部層が形成されるように、高さ 700mm の位置に固定した天井の端部に垂れ壁（無し、深さ 300mm、400mm、500mm、600mm の 5 条件）を設置している。床、天井および垂れ壁はいずれもセラムミックファイバーボードで製作した。

中央の火皿から 160mm(図 4 中の HF1)、250mm(図 4 中の HF2) および 729mm(図 4 中の HF3)離れた位置の床面に鉛直上向きに熱流計を設置した。また、模型の端部に床から 100mm 間隔で 6 点お

よび天井下 30mm の高さ 1 点の計 7 点に熱電対を設置し、鉛直温度分布を測定した。測定した鉛直温度のうち、目視により上部層に含まれると判断した熱電対の平均温度から上部層温度を算出した。

着火にあたっては、火皿の中央にブランケット片を設置し、ライターにより点火した。点火後しばらくはブランケット片に染み込んだ灯油のみが燃焼し、その後火皿内の液面全体が燃焼した。図 5 以降に示す実験結果は液面全体が燃焼し始める時間をゼロとして表示している。

実験では中央の火皿（図 4 中の No.3 の火皿）に着火後、火皿上に火炎が形成され、火炎および上部層からの放射熱により隣接する火皿（図 4 中の No.2,4 の火皿）の灯油の表面温度が引火温度以上に上昇し、燃焼する火皿からの火炎片が灯油の表面に触れたタイミングで延焼した。No.2,4 の火皿に延焼すると、両端の火皿（図 4 中の No.1,5 の火皿）に入射する熱流束も増加するため、No.1,5 の火皿へと延焼し、中央の火皿から順次燃え尽きた。

各火皿の着火時間を垂れ壁深さに対してプロットした結果を図 5 に示す。条件毎に複数回の実験を行っているため、平均値と最小値、最大値を併せて示している。垂れ壁深さが各火皿の着火時間に与える影響は大きく、垂れ壁が最も浅い場合($h=300\text{mm}$)でも、火皿 No.2,4 の着火時間は垂れ壁がない場合($h=0\text{mm}$)よりも 3 割短い。また、垂れ壁が深くなっても火皿 No.2,4 の着火時間はあまり変化せず、上部層の影響は火皿 No.2,4 への延焼に対しては小さい。

また、垂れ壁なしの条件は他の条件よりも延焼時間のばらつきが大きい。これは、煙層からの放射熱よりは、火炎のゆらぎによる口火接触の頻度の影響が大きいためと考えられる。一方、垂れ壁深さが増加するに従って、延焼時間のばらつきは小さくなる。これは、上部層からの放射熱が延焼を支配するようになるためである。

各条件で行った複数の実験での上部層温度、発熱速度^{注 4)}、また、各条件における代表的な実験での床面への熱流束の実験値を図 6～10 に示す。

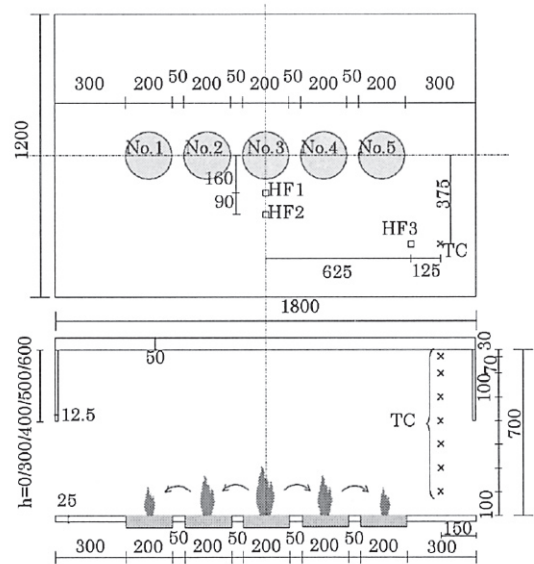


図 4 実験概要

3.2. 計算条件

計算に使用した物性値等を表 2、表 3 に示す。自由空間中の燃焼

速度については、同じ火皿を単独で自由空間中において燃焼させた時の測定値^{注5}を用いた。

表 2 計算に使用した物性値

	灯油	セラミックファイバーボード
熱伝導率 λ [kW/(m・K)]	0.112×10^{-3}	0.12×10^{-3}
比熱 C_p [kJ/(kg・K)]	2.13	0.92
密度 ρ [kg/m ³]	803	250
放射率 ε [-]	0.9	0.9
単位発熱量 ΔH_c [MJ/kg]	43.1	—
蒸発潜熱 ΔH_v [kJ/kg]	290.8	—
着火温度 T_{ig} [°C]	100	—
沸点 T_b [°C]	250	—

表 3 計算に使用した係数

発熱速度のうち放射成分の割合 χ [-]	1/3
外気温度 T_∞ [°C]	20
外部側の総合熱伝達率 h_{out} [kW/(m・K)]	0.008

3.3. 計算結果

垂れ壁深さの条件 (h=0 mm、300 mm、400 mm、500 mm、600mm) ごとに発熱速度と上部層温度について、熱のフィードバックを考慮した場合 (図中の計算値 (あり)) と考慮しなかった場合 (式 (8) の右辺第 2 項を 0 とする：図中の計算値 (なし)) の計算を行った。熱のフィードバックを考慮した場合の床面への熱流束の計算値を実験値と併せて図 6～10 に示す。

3.3.1. 発熱速度

熱のフィードバックを考慮した場合の発熱速度の計算値は、中央の火皿 (図 4 中の No.3) から隣接する火皿 (図 4 中の No.2,4) へと延焼後、発熱速度が急激に増加するという実験値とよく一致している。一方、熱のフィードバックを考慮しない場合の発熱速度の計算値は隣接する火皿への延焼後も発熱速度がなだらかに増加しており、実験値と大きく異なっている。中央の火皿のみが燃焼する時間帯については、いずれの計算値もほぼ等しくなっており、熱のフィードバックの影響は小さい。

また、垂れ壁深さ 600mm の条件においては、実験値は 250kW 程度で頭打ちになっているのに対して、熱のフィードバックを考慮した場合の計算値は増加し続け 500kW 以上になっている。これは実験では全ての火皿が燃焼している時間帯には、噴出火炎が観察されるなど換気支配型の燃焼となっていたため、区画内での発熱速度が頭打ちになっていたが、本モデルでは全ての発熱が区画内で生じるとして計算しているため、上部層の温度、発熱速度が連鎖的に増加している。

3.3.2. 上部層温度

熱のフィードバックを考慮した場合の上部層温度の計算値は発熱速度と同様に、隣接する火皿に延焼後急激に上昇する傾向を再現している。一方で、熱のフィードバックを考慮しない場合の計算値は、延焼後の発熱速度を過小に評価しているため、上部層温度の実験値よりも低くなっている。このことから発熱速度を精度よく予測できれば、本モデルにより上部層温度についても精度良く予測可能であると言える。

3.3.3. 床面への熱流束

床面への熱流束は、中央のトレイのみが燃焼している時間帯につ

いては何れの垂れ壁深さでも、また、何れの測定位置においても熱のフィードバックを考慮した場合の計算値は実験値とよく一致している。火皿近傍の HF1、HF 2 については火炎からの放射熱が、火皿から離れた HF3 については上部層からの放射熱が主体的となることから火炎、上部層からの放射熱の何れをも精度良く計算できていると考えられる。

隣接する火皿に延焼後の時間帯については、実験では、隣接する火皿上の火炎は中央の火炎に向かって傾き、合流して大きな火炎面を形成していたが、本モデルでは火炎の傾きを考慮していないため、特に火皿近傍の HF1、HF2 において計算値は実験値よりも小さくなっている。また、垂れ壁深さ 600mm の条件については前述のように発熱速度の計算値が実験値よりも大きくなっているため、床面への熱流束についても、同様の傾向を示している。

3.3.4. 各火皿の着火時間

熱のフィードバックを考慮した場合 (計算値 (あり)) と考慮しなかった場合 (計算値 (なし)) の各火皿の着火時間の計算値を実験値と併せて図 5 に示す。

隣接する火皿 (No.2,4) の着火時間については、熱のフィードバックを考慮した場合の計算値は実験値のばらつきの範囲内に納まっている。これは前述のように、中央の火皿のみが燃焼している時間帯については火炎及び上部層からの放射熱を精度良く予測できているためだと考えられる。また、中央の火皿のみが燃焼している時間帯については熱のフィードバックの効果が小さいため、考慮しなかった場合についても着火時間はわずかしかな変わらないという結果になった。

両端の火皿 (No.1,5) の着火時間については、熱のフィードバックを考慮した場合の計算値は測定値の下限と同じか、やや小さくなっている。垂れ壁なしの条件については、本モデルでは火炎の傾きを考慮していないため、No.2,3,4 の火皿が燃焼するときの No.1,5 の燃料表面に入射する熱流を過剰に評価している可能性がある。

熱のフィードバックの影響を考慮しない場合の計算値が実験値の最大値と同程度であることから考えると、本モデルでは熱のフィードバックの効果を過剰に評価しているものと考えられる。例えば、本モデルでは、燃料表面に入射する放射熱はすべて可燃性ガスの発生速度の増加に寄与するとしているが、実験では火皿の裏面からの熱損失などが生じており、必ずしも全てが寄与するわけではない。

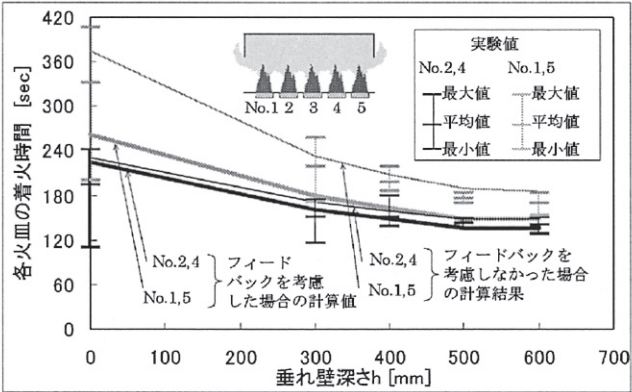
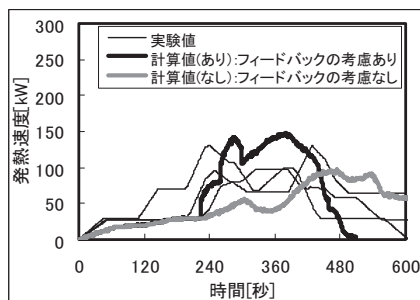
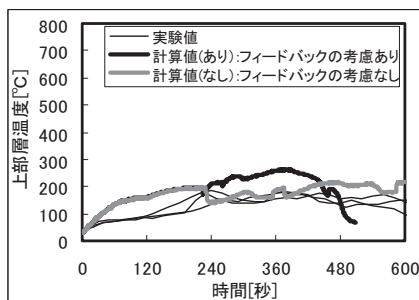


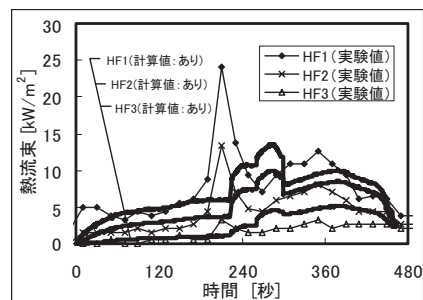
図 5 実験結果と計算結果の比較



a) 発熱速度

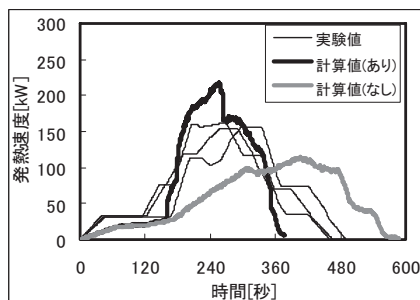


b) 上部層温度

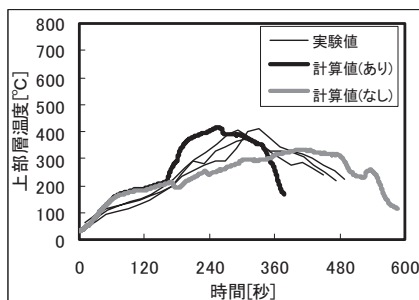


c) 床面への熱流束

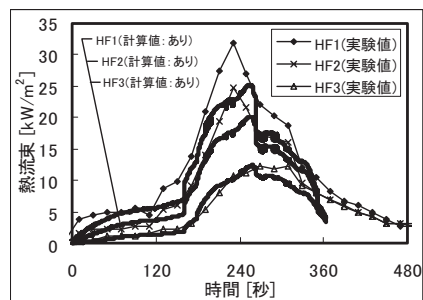
図6 実験値と計算値の比較 (垂れ壁深さ h=0mm)



a) 発熱速度

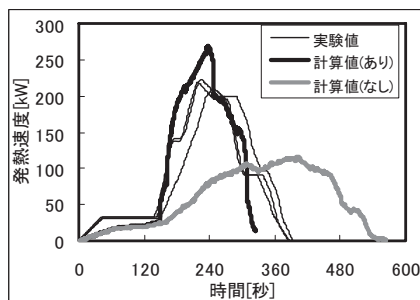


b) 上部層温度

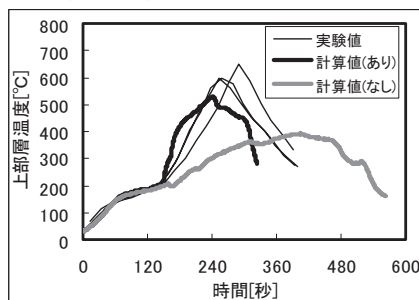


c) 床面への熱流束

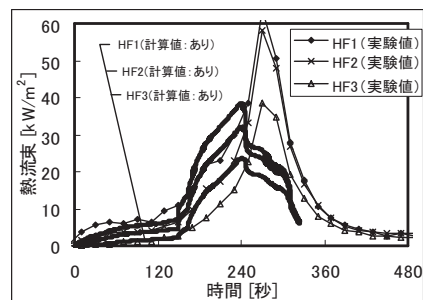
図7 実験値と計算値の比較 (垂れ壁深さ h=300mm)



a) 発熱速度

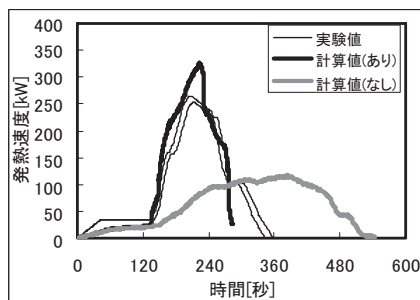


b) 上部層温度

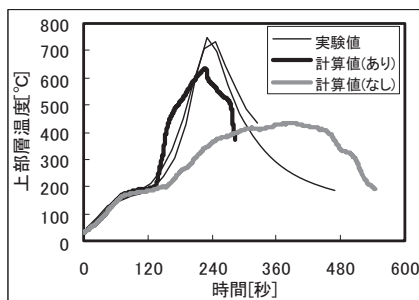


c) 床面への熱流束

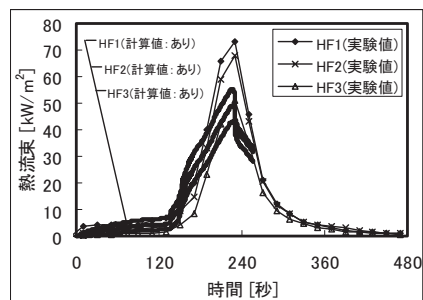
図8 実験値と計算値の比較 (垂れ壁深さ h=400mm)



a) 発熱速度

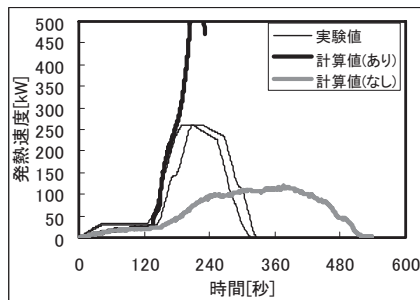


b) 上部層温度

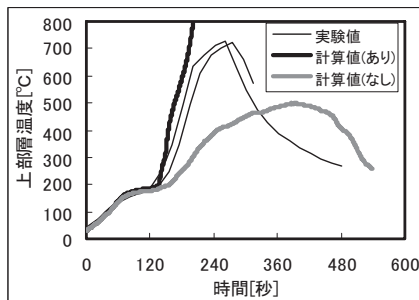


c) 床面への熱流束

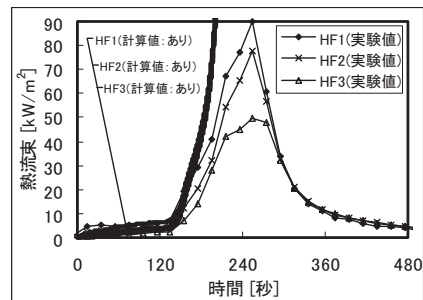
図9 実験値と計算値の比較 (垂れ壁深さ h=500mm)



a) 発熱速度



b) 上部層温度



c) 床面への熱流束

図10 実験値と計算値の比較 (垂れ壁深さ h=600mm)

4. 結論

燃焼物表面への熱のフィードバックの影響による発熱速度の増加を考慮するとともに、発熱速度を放射成分と対流成分に区別して定式化を行った二層ゾーンモデルに基づく可燃物間の延焼拡大モデルを作成した。火源上に上部層が形成される条件で行った液体燃料間の延焼拡大の模型実験の結果と計算結果を比較し、以下の知見を得た。

- ・ 火炎、上部層および周壁からの放射熱のフィードバックにより個々の可燃物の発熱速度が増加することを考慮することで、可燃物間の延焼拡大の性状を大略予測できる。
- ・ 単独の可燃物が燃焼する場合については熱のフィードバックの効果は比較的小さいが、延焼拡大が進み、上部層の温度が上昇するに従って影響は大きくなる傾向が明らかになった。
- ・ 作成したモデルを使って液体燃料の延焼実験のシミュレーションを行ったところ、垂れ壁深さに応じて最大発熱速度が2～3倍程度に増えることを確認した。

参考文献

- 平成12年建設省告示第1441号 階避難安全検証法に関する算出方法等を定める件
- 抱憲誓, 原田和典, 銚井修一, 高田暁: 複数可燃物間の燃焼拡大モデル, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.225-228, 2003
- 出口嘉一, 河野守, 辻本誠: クリブの燃焼実験にもとづく火災延焼モデルの改良, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A2, pp.355-356, 2004
- Friedman R.: Behavior of fires in compartment, International Symposium on Fire Safety of Combustible Materials, pp.100-113, 1975
- 新谷祐介, 原田和典, 抱憲誓, 土橋常登, 田中義昭: 可燃物間の延焼拡大性状に関する研究, 日本火災学会発表会概要集, pp.510-517, 2005
- 田中孝義, 中村和人: 建築研究報告 No.123<二層ゾーンモデルの概念に基づく>建築内煙流動予測計算モデル, 建設省建築研究所, 1989
- Heskestad G.: Fire Plume Air Entrainment According to Two Competing Assumptions, 21st Symposium (International) on Combustion, pp.111-120, 1986
- 渡部勇一, 松島早苗, 山田常圭: 中型火災室模型を用いた加圧防排煙に関する実験的研究(2)- 間欠火災領域におけるブリューム流量を基にした高温層下端高さの予測方法-, 日本火災学会論文集, Vol.51, No.2, pp.41-50, 2001
- Hasemi Y., Tokunaga T.: Flame Geometry Effects on the Buoyant Plumes from Turbulent Diffusion Flames, Fire Science and Technology, Vol.4, No.1, pp.15-26
- You H.Z., Feath G.M.: Ceiling Heat Transfer during Fire Plume and Fire Impingement, Fire and Materials, Vol.3, pp.140-147, 1979
- McCaffrey B.J.: Some Measurements of the Radiative Power Output of Diffusion Flames, WSS/CI 81-15, Western States Section, Combustion Institute, Pittsburgh, 1981
- NFPA: THE SFPE HANDBOOK of Fire Protection Engineering, 3rd Edition, 2002
- 田中孝義: 改訂版 建築火災安全工学入門, 日本建築センター
- ORLOFF L.: Radiation from Smoke layers, symposium on combustion, 17, 1979, pp.1029-1038
- 荒巻陽子: 可燃物と壁及び天井との位置関係を考慮した火災拡大予測モデル, 京都大学修士論文, 2008
- 山田茂, 田中孝義, 吉野博: 熱伝達率と発熱速度及び区画規模との関係, 日本建築学会計画系論文集, 第495号, pp.1-8, 1997.5

<記号> A : 表面積[m²], C : 比例定数[-], C_p : 比熱[kJ/(kg·K)], D : 火源径[m], E : 放射発散度[kW/m²], F : 形態係数[-], H : 天井高さ[m], L_c : 連続火炎高さ[m], L_f : 自由空間での火炎高さ[m], L_{m1} : 平均火炎高さ[m], L_{m2} : 平均行路長さ

[m], L_{rc} : 連続展炎長さ[m], L_{rm} : 平均展炎長さ[m], Q : 発熱速度 or 熱流[kW], Q^* : 無次元発熱速度[-], S : 微小要素を結ぶ線分の長さ[m], T : 温度[K], T_b : 沸点[K], T_{ig} : 引火温度[K], V : 体積[m³], dw : 壁の厚み[m], f_v : ススの体積分率[m³/m³], h_{in} : 区画内部の対流熱伝達率 [kW/m²], h_{out} : 区画外部の対流熱伝達率[kW/m²], k : 有効吸収係数, m_f : 可燃ガスの発生速度[kg/s], m_{in} : 外部から下部層に流入する質量[kg/s], $m_{out(u)}$: 上部層から流出する質量[kg/s], $m_{out(l)}$: 下部層から流出する質量[kg/s], m_p : プリュームの流量[kg/s], q : 熱流束[kW/m²], t : 時間[s], ΔH_c : 単位発熱量[kJ/kg], ΔH_v : 燃料の蒸発潜熱[kJ/kg], b : 微小要素の法線と微小要素を結ぶ線分のなす角度[rad], χ : 発熱速度のうちの放射成分の割合[-], ε : 放射率[-], σ : ステファンボルツマン係数[kW/(m²·K⁴)], ρ : 密度[kg/m³]
<添字> con : 対流, fl : 火炎, f : 下部層, nb : 燃焼している可燃物の数, nw : 壁の分割数, ob : 可燃物, rad : 直接放射, re : 反射成分, $soot$: スス, u : 上部層, w : 壁, wu : 上部層に接する壁, wl : 下部層に接する壁, ∞ : 外気

注

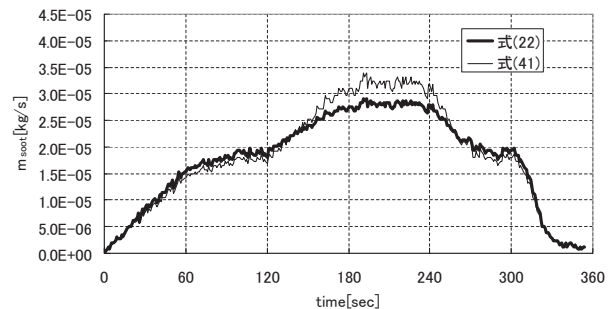
注1) 連続火炎高さでの温度 (820℃) と平均火炎高さでの温度 520℃について絶対温度で4乗平均した温度

注2) 文献では自由空間での実験が行われているだけだが、ここでは天井に展炎する場合や上部層内で燃焼する場合についても適用した。

注3) 式(41)から算出した自由空間でのすすの発生速度⁹⁾と概ね一致するように比例定数 C (=136000) を算出した。

$$m_{soot} = y_{soot} m_f = 0.042 m_f \quad (41)$$

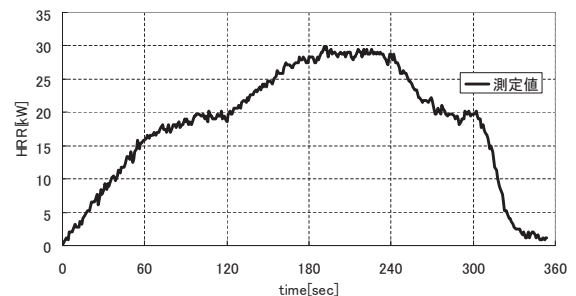
付図2 に示す自由空間での灯油の発熱速度の測定結果を用いて式(22)および式(41)で計算したすすの発生速度を付図1に示す。



付図1 すすの発生速度の比較

注4) 実験では、発熱速度の測定を行わなかったため、各火皿の燃焼継続時間と総発熱量から発熱速度を近似的に求めた。各火皿の発熱速度の時間変化を台形に近似し、燃焼継続時間の測定値を1:3:1に分割し、最初の時間帯は線形に増加し、二つ目の時間帯は最大発熱速度で一定、三つ目の時間帯は線形に減少するとし、総発熱量が一致するように最大発熱速度を算出した。図6～10の実験値はこの方法で求めた値である。

注5) 自由空間での発熱速度が解析の入力条件となるので、本文中で示した実験とは別に、同じ火源を用いて自由空間での発熱速度を測定した。測定結果を付図2に示す。発熱速度はロードセルにより測定した重量減少速度に灯油の単位発熱量(43.1MJ/kg)を乗じて求めた。



付図2 自由空間での発熱速度

(2008年10月10日原稿受理, 2009年4月14日採用決定)