熱感知器の作動時間予測のための計算手法

A CALCULATION METHOD FOR PREDICTING HEAT DETECTOR'S RESPONSE

山内 幸雄*, 万本 敦**, 森田 昌宏***

Yukio YAMAUCHI, Atsushi MAMMOTO and Masahiro MORITA

Utilizing a zone model and a ceiling-jet model, a simple calculation method for predicting heat detector's response is presented. The parameters are the floor area and the ceiling height of the room, the radial distance of the detector from the fire axes, time history of the heat release rate of the fire, and the response characteristics of the detector. Application of the RTI-C model is discussed and a method utilizing two RTI's, one for the sensor element and the other for the detector body, is introduced. The method using two RTI's shows better results than the original RTI-C model, which is derived for predicting the response of sprinkler heads. In addition, a calculation method for predicting the response of rate-of-rise heat detector is presented. Overall performance of the prediction method is tested with experiments..

Keywords: Fire detector, Thermo-detector, Response, Fire Plume, Convective heat transfer, Conduction of heat

火災感知器, 熱感知器, 応答, 火災気流, 対流熱伝達, 熱伝導

1. はじめに

建物内に設置されている火災感知器 (Fire detector) の作動は, 初期消火や避難などの対応行動や, 消火設備や防排煙設備などの安全設備の制御の起点となる重要な事象である。建物の設計時, 想定される火源に対して, 火災感知器がどの時点で作動するかが的確に予測できれば, より具体的に安全システムの検討が可能となる。本研究の目的は, 建物の火災安全性を評価する際に想定される火源に対し, 建物内に設置された火災感知器がどの時点で作動するかを予測するための簡便なツールを提供することである。

火災感知器の種類としては, 熱 (温度変化) を利用して火災を検出する熱感知器と燃焼時に発生する煙を利用して火災を感知する煙感知器の二つが一般的に多く使われている。本報では, 熱感知器の作動時間を予測するための計算手法について報告する。

1.1 具体的な課題

室内に設置された火災感知器の作動時間を予測するという課題は, 与えられた火源に対して天井に設置された感知器の周囲環境がどのように変化するかという問題と, 環境条件の変化に対して感知器がどのように応答するかという問題の二つに分けて考えることができる。室内の任意の場所で, 特定の可燃物が, ある時間的な発熱速度パターンで燃焼し, 熱と煙を放出したとき, 設置された感知器がどの時点で作動し, そのときに火源や室内の状態

がどのようになっているかを予測することが, 具体的な課題である。

熱感知器には, 感知部の温度が一定値を超えたときに作動する定温式感知器と, 温度上昇率が一定値を超えたときに作動する差動式感知器の二種類がある。そのそれぞれを対象として作動時間を予測するための計算手法を検討する。ただし, 感知部が線状の分布型感知器は対象外とし, 点状の感知部を持つスポット型熱感知器だけを考える。

1.2 計算手法の概要

対象とする空間は壁により閉じられているか, または梁等により部分的に閉じられているものとする。また, 天井面は少なくとも火源直上から感知器までの間は水平であると仮定する。基本的なパラメータは, 部屋の床面積 (S), 火源から天井までの高さ (H), 火源軸から感知器までの水平距離 (r) および感知器の応答特性である (Fig. 1)。壁, 天井, 床等の構造体は燃焼しないものとし, 室内に置かれた屑箱, 家具等, 単体の可燃物が燃焼することを考える。燃焼物の発熱速度の時間変化のデータは入力条件として与えるものとする。

* ホーチキ開発研究所 主席研究員・理修
(東京理科大学大学院理工学研究科博士課程
建築学専攻在籍)

** ホーチキ開発研究所

*** 東京理科大学理学部数理工学系 教授・理博

Senior Scientist, Research and Development Lab., Hochiki Corp., M. Sc.
Also a Student in Dept. of Architecture, Graduate School, Faculty of Science and
Technology, Tokyo Univ. of Science
Managing Scientist, Research and Development Lab., Hochiki Corp., B. Sc.
Prof., Dept. of Applied Mathematics, Faculty of Science, Tokyo Univ. of Science,
Ph. D.

Fig. 1 Fire detector in a room fire environment

計算手順は以下のとおりである。

(1) ゾーンモデルによる煙層高さおよび煙層平均温度の計算

使用する計算モデルは、時間の関数として与えられた火源発熱速度に対して、煙層高さと煙層内の平均温度の時間変化が精度よく予測できるものであることが条件となる。少なくとも壁や天井への対流熱伝達のモデルが含まれていないと、この条件は満足されない。火災感知器の作動に関わる初期の火災における温度上昇は小さいので、輻射による熱伝達の要素が含まれていることは必須ではない。ただし、火源発熱速度 Q_f の一部が輻射により火炎から直接失われ、対流に寄与しないことに対する考慮は必要である。

(2) 二層環境における等価発熱速度および等価天井高さの計算

以下の関係式を使って、煙層中のプルームの流れを近似する等価発熱速度 Q_{pe} および等価天井高さ H_e を求める。式の導出方法については第2節で詳しく述べる。

$$Q_{pe} = Q_p - W_p \cdot \rho_0 C_p (T_u - T_0) \quad (1)$$

$$H_e = H + \left[(Q_p / Q_{pe})^{1/5} - 1 \right] \cdot z_i \quad (2)$$

(3) 二層環境における天井流中の温度および流速の計算

等価発熱速度 Q_{pe} および等価天井高さ H_e 、水平距離 r を Alpert¹⁾、Heskestad and Delichatsios²⁾等の天井流 (Ceiling-jet) の関係式に代入し、感知器付近の流速および上昇温度を求める。本報では Heskestad and Delichatsios²⁾の関係式を使った結果を示す。

(4) 感知器出力の計算

(3)で求めた感知器周辺の環境条件を感知器応答の予測モデルに入力し、感知器出力の予測値を求める。本報では、Heskestad and Bill³⁾ の RTI-C モデルを改良した方法により感知部の温度を計算し、さらに新たに開発した計算手法により差動式熱感知器の出力を求める。具体的な計算方法については、第3節で詳しく説明する。

(5) 作動条件との比較

(4)で得られた感知器出力を作動条件と比較する。出力値が作動条件を満たした時間が作動時間である。作動条件の詳細についても第3節で述べる。

2. 天井付近における感知器周囲環境の予測

2.1 ゾーンモデルによる煙層の予測

ゾーンモデルは、煙流動予測のための工学的ツールとしては既に完成されたものと考えてよく、BRI2002 コード⁴⁾、CFAST コード⁵⁾等を用いて、初期火災時に形成される二層環境を精度よく予測することができる。本研究では、以下の要素からなる単室モデルを作成し、検証に用いた (Fig. 2)。ゾーンモデルについては他の文献⁴⁾⁵⁾⁶⁾で詳しく説明されているので、ここでは計算式を列挙するにとどめる。なお、本報で使われている変数表記の説明を最後にまとめて示した。

(1) 質量保存

$$\rho_0 S \frac{dz_i}{dt} = m_l - m_p \quad (3)$$

$$S \frac{d}{dt} [\rho_u (H - z_i)] = m_p - m_u \quad (4)$$

(2) エネルギー保存

$$\frac{dP}{dt} = \frac{R}{C_v S H} (Q_p - q_c + q_l - q_u) = 0 \quad (5)$$

ここに、

$$Q_p = Q_f - Q_R \quad (6)$$

$$Q_c = h(T_u - T_w)A \quad (7)$$

$$q_l = m_l C_p T_0, \quad q_u = m_u C_p T_u \quad (8)$$

(3) 状態方程式

$$P = \rho \cdot R \cdot T \quad (9)$$

(4) 壁内の熱伝導 (一次元)

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (10)$$

境界条件：

$$-\lambda_c \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = h(T_u - T_w), \quad -\lambda_c \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=l} = 0 \quad (11)$$

Fig. 2 A schematic of zone model

2.2 二層環境中におけるプルームの挙動

Morton, Taylor and Turner⁷⁾は、鉛直方向に密度分布のある（水平方向には一様な）層をなす環境において点源から発生したプルームの挙動を解析するための理論式を提供している。その方程式の一般的な環境に対する解は、火災研究者の間でよく知られている。同じ論文で、鉛直方向に密度分布がある場合について詳しい解析がなされている。Morton, Taylor and Turner⁷⁾が示した方程式は一般性を保つために密度変化により記述されているが、空気が理想気体であると仮定すれば、以下のような温度変化の式に書き換えることができる。

プルーム中の鉛直方向の流速 (u) および上昇温度 (ΔT) の水平分布は軸対称で以下のようなガウス分布になっていると仮定する。

$$u = u_m \exp(-r^2/b^2) \quad (12)$$

$$\Delta T = \Delta T_m \exp(-r^2/(\lambda b)^2) \quad (13)$$

さらに流れが定常であると仮定すると、鉛直方向に温度分布がある環境において、プルームにより上方 (z 方向) に運ばれる質量、運動量およびエネルギー流束の保存則は以下のように書き表すことができる。

$$\frac{d}{dz}(\pi \cdot b^2 u_m) = 2\pi \cdot b \alpha \cdot u_m \quad (14)$$

$$\frac{d}{dz}\left(\frac{1}{2}\pi \cdot b^2 u_m^2\right) = \pi \cdot \lambda^2 b^2 g \frac{\Delta T_m}{T_0} \quad (15)$$

$$\frac{d}{dz}\left(\frac{1}{(1+1/\lambda^2)}\pi \cdot b^2 u_m \rho_0 C_p \Delta T_m\right) = -\pi \cdot b^2 u_m \rho_0 C_p \frac{dT_a}{dz} \quad (16)$$

式(14)~(16)において、プルーム中の温度変化の最高値は基準温度 (T_0) に比べて十分小さい (Boussinesq 近似が適用可能である) と仮定されている。また、プルームの周囲温度 (T_a) は水平方向には一様であるが、高さ z により変化すると仮定されている。

式(14)と(15)は、一様な環境中のプルームの方程式と同一である。式(16)は、周囲温度 (T_a) が上方に行くにしたがって高くなる (温度勾配が正の) 場合、プルームのエネルギー流束が上方に行くにしたがって見かけ上減少することを示す。ここでいうエネルギー流束とは、温度 T_a の周囲環境を基準としたエンタルピーの増分である。

式(14)~(16)は、室内火災で観測される二層環境にも適用可能である。下層 (低温層) と上層 (煙層) のそれぞれが一様であると仮定すると、式(16)の右辺は下層中 ($z < z_i$) と上層中 ($z_i < z$) ではそれぞれゼロであるが、下層から上層に移る境界 ($z = z_i$) で有限の値をもつ。

下層中 ($z < z_i$) では、式(14)~(16)に対して、Morton, Taylor and Turner⁷⁾が示した解析解をそのまま適用できる。上層 (煙層) 中 ($z_i < z$) においては、境界 ($z = z_i$) における体積流量、運動量流

束をそれぞれ連続とし、エネルギー流束が式(16)の右辺にしたがって変化すると仮定すれば、数値解を求めることができる。Yamauchi⁸⁾では、この方法により二層環境におけるプルーム中の流速分布および温度分布を求めた。この方法によれば、Evans⁹⁾が示した実験値に対して十分な精度を持つ解を求めることができる (Yamauchi⁸⁾)。しかしながら、煙層高さ (z_i) や平均温度 (T_a) は時々刻々変化するため時間ステップごとに式(14)~(16)の積分を実行する必要がある点が、工学的に簡便なツールを提供するという目的にそぐわない。

熱感知器の作動予測を行うためには、天井付近の感知器が置かれた場所における温度と流速を精度よく近似する必要がある。ここで紹介するのは、Yamauchi⁸⁾の方法を簡素化したものである。Fig. 3 に、二層環境中の境界付近におけるプルームの接続条件を図示した。

Fig. 3 Connecting conditions of the conserved quantities of plume at the interface of upper and lower layers.

Fig. 3 の条件は、二層の境界においてプルームの体積流量が連続であり、エネルギー流束が式(16)にしたがって変化することを示している。上層に入ると浮力が小さくなって運動量流束が過剰となり、結果的にプルーム幅 b が大きくなって流量 W_p の連続性が保たれる。この過渡的な過程を無視すると、上層におけるプルームの流れは、温度 T_u の一様な仮想空間において境界面の高さ z_i で同じ体積流量 W_{pe} ($=W_p$) を与える等価的な点火源 Q_{pe} により近似することができる。等価的な火源の発熱速度 Q_{pe} は元の発熱速度 Q_p よりも小さいので、 z_i で同じ体積流量を得るためには、相対的な火源位置を調節する必要がある。具体的には、仮想火源から天井までの高さ H_e を式(2)にしたがって調節すればよい。式(2)は、プルームの運動方程式 (式(14)~(16)) の一様な環境に対する解析解 (式(17)) から導き出される。

$$W_p = \pi \frac{6}{5} \alpha \left(\frac{9}{5} F \alpha \right)^{1/3} H^{5/3} \quad (17)$$

ここに、

$$F = \frac{Q_p g (\lambda^2 + 1)}{\pi \rho_0 C_p T_0} \quad (18)$$

Fig. 4 は、式(1), (2) (近似計算法) により求めた等価発熱速度 Q_{pe} および等価天井高さ H_e を McCaffrey¹⁰⁾ の実験式 (式(19)) に代入して求めたブルーム軸上の上昇温度と Evans⁹⁾ の実験データを比較したものである。数値積分により求めた解 (Yamauchi⁸⁾) も併せて示されている。図を見て分かるように、近似計算法による上昇温度の予測値は、数値積分による予測値とほぼ一致し、実験値ともよく合う結果を示した。なお、この計算法では上層と下層の境界付近で上層温度が不連続となるが、その影響はわずかな範囲にとどまるので、天井流の予測に実質的な影響を与える恐れはない。ここに、計算に用いた McCaffrey¹⁰⁾ の実験式は以下のとおりである。

$$\Delta T/T_0 = 21.6/T_0 \cdot z^{-5/3} Q^{2/3}, \quad (z/Q^{2/3} > 0.2) \quad (19)$$

Fig. 4 Calculation results for the plume centerline temperature distribution in a two-layer environment compared with Evans's bench-scale experimental data⁹⁾. The numerical method refers to the method described in Yamauchi⁸⁾, and the approximate method refers to the method recommended in this study.

二層環境中のブルームの挙動を近似するための工学的な手法は、ほかにも Evans⁹⁾, Cooper¹¹⁾, Watanabe et al.¹²⁾ から提案されているが、それぞれ目的と手順を異にする。例えば、三つの方法のうち流速分布に対する上層の影響を含めてモデル化しているのは Cooper¹¹⁾ だけであり、Evans⁹⁾ と Watanabe et al.¹²⁾ の方法においては、上層中の流速分布が層の存在を受けないことが仮定されている。また、Cooper¹¹⁾ の方法は、上層の温度によりブルームの突入流量を変化させる必要があり、そのぶん計算手順が複雑である。本報で提案する方法は、計算手順が単純で精度が高い点が特長である。

2.3 二層環境中における天井流の近似

天井流 (Ceiling-jet) モデルの多くは発熱速度 Q と火源から天井までの高さ H をパラメータとして、天井流中の流速 v と上昇温度 ΔT を求めるようになっている。これらの予測モデルに、前節で説明した等価発熱速度 Q_{pe} および等価天井高さ H_e を代入すると、上層の環境中に置かれた天井流中の上昇温度 ΔT と流速 v を求めることができる。計算で得られる ΔT は上層の温度 T_u に対する上昇温度であるので、絶対値はこれに T_u を加算して求める。

山内、万本¹³⁾ は、天井流中の上昇温度および流速の水平方向分布について、Alpert¹⁾, Heskestad and Delichatsios²⁾, Sugawa¹⁴⁾ および Yamauchi⁸⁾ の各モデルによる予測結果を比較したが、モデル間の差異は小さく、二層環境中の天井流の予測において予測値に大きな違いが出る恐れはないとしている。本報では、Heskestad and Delichatsios²⁾ の関係式 (式(19), (20)) を使った結果を示す。

$$\Delta T^* = (0.188 + 0.313 \cdot r/H)^{-4/3} \quad (19)$$

$$v^* = 0.59 \cdot (\Delta T^*)^{1/2} \cdot (r/H)^{-0.63}, \quad r/H \geq 0.3 \quad (20)$$

ここに、

$$\Delta T^* = \frac{\Delta T}{T_a} Q^{*(-2/3)} \quad (21)$$

$$v^* = \frac{v}{\sqrt{gH}} Q^{*(-1/3)} \quad (22)$$

$$Q^* = Q / (\rho_0 C_p T_0 \sqrt{gH} H^2) \quad (23)$$

3. 熱感知器の応答特性と出力変化の予測

3.1 熱気流と感熱部の温度変化

Heskestad and Bill³⁾ によれば、熱気流中に置かれたスプリンクラー一感熱部の温度変化は以下の式で表される (Fig. 5 参照)。

$$\frac{dT_s}{dt} = \frac{v^{1/2}}{RTI_s} (T_g - T_s) - C'(T_s - T_b) \quad (24)$$

式(24)において、 T_s は感熱部の温度、 T_b はプリンクラーヘッドが接続された配管部の温度をそれぞれ示す。スプリンクラーヘッドの応答を考える場合には T_b を一定と見なすのが一般的である。しかしながら、 T_s と T_b をそれぞれ熱感知器の感熱部と本体と考えて応答予測に応用しようとする、 T_b が短時間で変化するので誤差の要因となる。すなわち、RTI-C モデルを熱感知器の応答予測に応用する場合には、 T_b の時間変化を考慮する必要がある。具体的には T_b に対して別の RTI_b を設定し、その変化を併せて予測するのがよい。

$$\frac{dT_b}{dt} = \frac{v^{1/2}}{RTI_b} (T_g - T_b) \quad (25)$$

実際の計算では、式(24), (25)を以下の表現に変換して使うのが便利である。

$$\frac{d\Delta T_s}{dt} = \frac{v^{1/2}}{RTI_s} \left[(\Delta T_g + C/v^{1/2} \Delta T_b) - (1 + C/v^{1/2}) \Delta T_s \right] \quad (26)$$

$$\frac{d\Delta T_b}{dt} = \frac{v^{1/2}}{RTI_b} (\Delta T_g - \Delta T_b) \quad (27)$$

式の変換にあたって、

$$T_g = T_0 + \Delta T_g, T_s = T_0 + \Delta T_s, T_b = T_0 + \Delta T_b, C' = R / RTI_s,$$

の関係を用了。

Fig. 5 A schematic of RTI-C model.

Fig. 6 は、熱感知器感熱部の温度変化について、実験値と予測値を比較したものである。実験は、流速を一定 (1.0 m/s) に保った風洞 (UL-521¹⁵⁾ で規定されたもの) の中で、気流温度を一定の上昇率 (3.0 C/min) で上昇させて行った。感知器は、サーミスタを感熱素子に用いた定温式のものである。使用した熱感知器の応答特性は、次節の Table 1 に示されている。感知器を風洞の中に置き、安定するまで一定時間待った後、気流温度の上昇を開始させた。Fig. 6 を見て分かるように、感知器本体の温度を一定と見なす 1-RTI モデルでは、予測値が常に実測値を下回る結果となる。一方、感知器本体の温度を併せて予測する 2-RTI モデルの場合には、実測値と予測値がほぼ完全に一致している。

作動時間の判定は、定温式熱感知器の場合、感熱部温度 T_s の予測値が一定値 T_{th} を超えたことを基準とすればよい。すなわち、

$$\text{定温式熱感知器の作動条件: } T_{th} \leq T_s$$

Fig. 6 Temperature variation of the sensing element of heat detector compared with simulated temperatures by 1-RTI and 2-RTI models respectively.

Fig. 7 A schematic of the pneumatic type rate-of-rise detector.

3.2 差動式感知器の応答予測

Fig. 7 は、空気の流れ変化を利用して火災を感知する空気膨張式の差動式熱感知器の模式図である。小さなオリフィスを持つ空気室と空気室内の圧力上昇を検知する圧力スイッチなどににより構成される。周囲温度が緩やかに変化する通常環境では、オリフィスを通して空気が出入りするため、外気との圧力差はゼロ付近に保たれる。火災により感知器が高温にさらされると、空気室内の空気が膨張し、一部の空気はオリフィスから外に逃げるが、同時に圧力が上昇する。外気との圧力差が一定値を超えると圧力スイッチが作動し、接点が閉じられる。この過程における空気室内のエネルギー保存は、以下の式により表すことができる。

$$\left(\frac{C_v V}{R} \right) \frac{d\Delta P}{dt} + m_e C_p T = q(t) \quad (28)$$

式(28)は、空気室内の空気が吸収した熱量 $q(t)$ の一部が空気室内の圧力上昇に使われる一方、他の部分はオリフィスから流出する空気と一緒に外に持ち出されることを意味する。さらに、 ΔT_s と ΔT_p をそれぞれ次のように定義すると、

$$\Delta T_p \equiv \Delta P \cdot (C_v / (\rho \cdot R)), d\Delta T_s / dt \equiv q(t) / (\rho \cdot C_v V)$$

式(28)は以下のように書き換えることができる。

$$\frac{d(\Delta T_s - \Delta T_p)}{dt} = \frac{1}{\tau} \Delta T_p \quad (29)$$

式(29)において、 ΔT_s は空気室内の実際の上昇温度、 ΔT_p は空気室内の圧力上昇を等価的な上昇温度に置き換えて表現したものである。 τ は時間の次元を持つ応答指数で、空気室の体積とオリフィスの流量抵抗などにより変わる。 τ は設計値であり、感知器のモデルごとに固有の値となると考えてよい。式(29)は、サーミスタ (温度センサ) と微分回路より構成されるサーミスタ式の差動式熱感知器にも適用可能である。この場合、 τ は微分回路の時定数に相当する。

作動時間の判定は、等価上昇温度の ΔT_p の予測値が一定値 ΔT_{th} を超えたことを基準とすればよい。すなわち、

$$\text{差動式熱感知器の作動条件: } \Delta T_{th} \leq \Delta T_p$$

4. 実験による予測手法の検証

以上に説明した計算手法の有効性を検証するため、ISO 基準による火災感知器の試験火災 (ISO catalog for full scale fires for smoke and fire detectors¹⁶⁾) にしたがって実験を実施した。実験室の大きさ、形状および感知器の設置位置、燃焼材等の条件は、全て基準に規定されたとおりとした。実験では感知器付近の温度変化および

び流速の変化を測定するとともに、感知器の作動時間を観測し、同条件で行った計算の結果と比較した。

4.1 実験の概要

Fig. 8は実験室と測定機器の配置を示す。実験室は10 m×6 mの広さで天井高さは4 mである。火源は部屋の中央の床面に配置し、感知器は火源の直上から水平距離3 mの天井面に配置した。室内の温度分布を測定するため、天井面付近の水平方向と火源軸から4 m離れた場所の鉛直方向に熱電対ツリーを配置した。また、感知器付近に応答性のよい熱電対をペアで配置し、Motevalli et al.¹⁷⁾の方法を用いて流速を測定した。対流熱伝達による要素だけを評価するため、感知器が火炎輻射の影響を直接受けないよう、遮蔽板を火源と感知器間の気流を妨げない位置に設置した。

Fig. 8 Experimental room and instruments setup.

4.2 熱感知器の応答予測結果

ISO 基準による試験火災¹⁵⁾のうちTF-6 (Liquid Fire)を用いた場合の実験結果を示す。これはエタノール (2 kg) を面積 0.2 m² の正方形火皿で燃焼させるものである。設置した感知器は、温度センサにサーミスタを用いた定温式感知器 (サーミスタ式)、温度センサにバイメタルを用いた定温式感知器 (バイメタル式)、空気膨張式の差動式感知器の三種類である。火源の発熱速度は、燃焼材の重量減少速度により求め、計算に使用した。実験に使用した感知器の応答特性については、別途に風洞を用いて測定した。Table 1は、実験に用いた感知器の応答特性値をまとめたものである。試験火災による実験データと前節で述べた計算手法により予測した結果を比較した。なお、ゾーンモデルの計算および天井流の計算において、火源発熱量の25%が輻射により失われるものと仮定した ($Q_p = 0.75 Q_f$)。これはエタノール火炎に対する文献値¹⁸⁾である。

Fig. 9は、火源から水平距離4 mの位置において、鉛直方向に設置された熱電対ツリーにより測定された温度の変化と、ゾーンモデルによる計算で求めた煙層温度 (T_u) の時間変化を併せて示したものである。図を見て分かるように、 T_u の計算値は、高さ2.5 mの位置で測定された温度変化とほぼ同様の傾向を示している。この高さは天井流から十分はなれており、天井流の周囲温度の代表値として妥当なものであると考えられる。

Fig. 10は、鉛直方向に設置された各熱電対の出力変化と初期温

度の交点を外挿して煙層がその高さに達した時間を求め、計算値と比較したものである。実測値と計算値はほぼ一致しており、ゾーンモデルによる煙層の予測は妥当なものであると考えてよい。

Table 1 Response characteristics of the heat detector used in the experiments.

Detector type (sensor)	RTI_s [m ^{1/2} s ^{1/2}]	C [m ^{1/2} s ^{-1/2}]	RTI_b [m ^{1/2} s ^{1/2}]	Threshold [C]
Fixed temperature (thermistor)	15	0.2	1000	70 (T_{th})
Fixed temperature (bimetal)	15	0.2	1000	60 (T_{th})
Rate-of-rise (pneumatic)	15	0.2	1000	15 (ΔT_{th})

Fig. 9 Observed variations of temperatures measured with a thermocouple tree placed 4 m from the fire axis, compared with the calculated upper layer temperature with a zone model.

Fig. 10 Observed variation of the layer height compared with calculation.

Fig. 11 は、各時刻における等価発熱速度 Q_{pe} および等価天井高さ H_e (式(1), (2)) を Heskestad and Delichatsios²⁾ の関係式 (式(19)) に代入して求めた天井流中の温度を 1 m 毎にプロットし、実験値と比較したものである。火源軸の近傍 ($r=1$ m) の位置で若干の相違が見られるが、総体的な傾向は良く一致している。火源は Q_f が 120 kW の程度の定常火源であり、無限天井の場合の感知器近傍 ($r=3$ m) の上昇温度は室温 (約 20 °C) からせいぜい 20 K の程度 (約 40 °C) であるが、このケースでは室温から 60 K 高い温度 (約 80 °C) にまで達している。これは煙層の影響によるものであり、予測値はその影響を精度よく再現している。Fig. 12 は、感知器近傍 ($r=3$ m) の位置における流速の測定値と式(20)による予測値を比較したものである。流速の測定値は、気流の揺らぎの影響を受けて大きくふらついているが、予測値はその平均値に近い値を示している。

Fig. 13 は、サーミスタ式の定温式熱感知器の出力値の時間変化について、実測値と予測値を比較したものである。気流温度と流速が精度よく再現されているので、センサ出力の再現性も非常によい。

Fig. 11 Comparison of the measured and calculated ceiling-jet temperatures at several radial positions.

Fig. 12 Comparison of the measured and calculated air velocities at a position near the detector ($r=3$ m).

Fig. 13 A result of 2-RTI calculation in the sensor temperature, compared with the observed sensor output variation.

Table 3 は、実験に使用した三種類の感知器について、作動時間の実測値と予測値を比較したものである。定温式、差動式ともにサーミスタ式の実測値と予測値の一致は極めてよい。バイメタル式の定温式感知器においても、実測値と予測値の差は 20 s 程度である。実験の再現性を考慮すれば、十分実用に耐える精度である。

Table 3 Comparison of experimental response time with estimation

Detector type (sensor)	Observed response time [s]	Estimated response time [s]	Difference [s]
Fixed temperature (thermistor)	252	260	+8
Fixed temperature (bimetal)	198	170	-18
Rate-of-rise (pneumatic)	48	55	+7

5. おわりに

室内に設置された熱感知器の作動時間を予測するための工学的ツールを提供する目的で、簡易的な計算手法を開発した。ゾーンモデルと天井流モデルの組み合わせは、室内火災において観測される二層環境中において天井付近の上昇温度と気流速の予測に役立つことが分かった。

感知器の感熱部と本体に対して二つの異なる RTI を用いる修正 RTI-C モデルは、オリジナルの RTI-C モデルに比べて良好な予測性能を示した。また、新たに開発した差動式熱感知器の予測を行うための計算モデルの予測性能も良好であった。この計算モデルは、空気膨張式の差動式感知器と温度センサと微分回路よりなるサーミスタ式の差動式感知器のどちらにも適用することができる。

検証実験はまだ十分なものではなく、火源発熱速度や大きさの

異なる部屋での実験により、適用範囲を明らかにする必要がある。

なお、本報で提案したような火災感知時間の予測手法を建物の安全性評価に適用するためには、まだいくつかの課題が残されている。そのひとつは、火災感知器が具体的に何の目的で設置されているかということを安全性能の評価基準（クライテリア）として明確にすることである。自動火災報知設備の基本機能は「火災を（自動的に）見つけて、（人に）知らせる」ことであるが、知らされた人が取る行動—例えば、初期消火をするのか、直ちに避難するのか、現場確認をしてから避難指示を出すのか等—によって、基準となる考え方は大きく変わる。すなわち、評価基準の構築にあたっては、延焼拡大防止、避難安全等の各分野における安全性評価の考え方との整合を図っていく必要がある。

変数表記

A	wall surface area facing the smoke layer [m^2]
a	thermal diffusivity [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]
b	1/e width of plume [-]
C	Conductive parameter in RTI-C model [$\text{m}^{1/2} \text{s}^{-1/2}$]
C_p	specific heat (constant pressure) [$\text{kJ kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]
C_v	specific heat (constant volume) [$\text{kJ kg}^{-1} \text{K}^{-1}$]
g	gravitational acceleration [m/s^2]
H	ceiling-height [m]
h	coefficient of convective heat transfer []
l	wall thickness [m]
m	mass flow rate [kg s^{-1}]
ΔP	pressure rise from ambient [Pa]
q	rate of heat gained or lost by convective heat transfer [kW]
Q	heat release rate [kW]
r	radial distance from fire axis [m]
RTI	Response Time Index [$\text{m}^{1/2} \text{s}^{1/2}$]
T	absolute temperature [K]
ΔT	temperature difference from ambient [C]
u	vertical velocity of plume [m/s]
v	radial velocity of ceiling-jet [m/s]
V	volume [m^3]
W	volumetric flow rate [m^3/s]
x	distance from wall surface [m]
z	vertical coordinate [m]

Greek letters

α	plume entrainment constant [-]
ρ	density [kg/m^3]
λ	Gaussian width ratio [-]
λ_c	conductivity [$\text{kW m}^{-1} \text{K}^{-1}$]
τ	characteristic response time of rate-of-rise heat detector [s]

Subscripts

0	initial value
a	ambient
b	detector body
c	convection, conduction
e	equivalent, exit
f	fire source, flame
g	gas
i	interface
l	lower layer
p	plume
P	pressure
R	radiation
s	sensor

u
w

upper layer
wall

参考文献

- 1) Alpert, R. L., Calculation of Response Time of Ceiling-Mounted Fire Detectors, *Fire Technology*, Vol. 8, pp. 181-195, 1972.
- 2) Heskestad, G. and Delichatsios, M. A., The Initial Convective Flow in Fire, 17th Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, Pittsburg, Pennsylvania, pp. 1113-1123, 1978.
- 3) Heskestad, G. and Bill, R. G. Jr., Modeling of Thermal Responsiveness of Automatic Sprinklers, *Proceedings of the Second International Symposium for Fire Safety Science*, pp. 603-612, 1989.
- 4) Tanaka, T. and Yamada, S., BRI2002: Two Layer Zone Smoke Transport Model, *International Journal for Fire Science and Technology*, Vol. 23, special issue, 2004.
- 5) Peacock, R. D., Fomey, G. P., Reneke, P. A., Porter, R. M. and Jones, W. W., CFAST, the Consolidated Model of Fire and Smoke Transport, National Institute of Standard and Technology, NIST TN 1299, 1993.
- 6) Zukoski, E. E., and Kubota, T., Two Layer Modeling of Smoke Movement in Building Fires, *Fire and Materials*, Vol.4, No.1, 1980.
- 7) Morton, B. R., Taylor, G. and Turner, J. S., Turbulent Gravitational Convection from Maintained and Instantaneous Sources, *Proc. Roy. Soc. Lond. A*, Vol. 234, January 1956.
- 8) Yamauchi, Y., Prediction of Response Time of Smoke Detectors in Enclosure Fires, National Bureau of Standards (U.S.A.), NBSIR 88-3707, January 1988.
- 9) Evans, D. D., Calculating Fire Plume Characteristics in a Two Layer Environment, National Bureau of Standards (U.S.A.), NBSIR 83-2670, September 1983.
- 10) McCaffrey, B. J., Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results, National Bureau of Standards (U.S.A.), NBSIR 79-1910, October 1979.
- 11) Cooper, L. Y., A Buoyant Source in the Lower of Two, Homogeneous, Stratified Layers – A Problem of Fire in an Enclosure, The American Society of Mechanical Engineers, ASME Publication 83-WA/FE-4, 1983.
- 12) Watanabe, J., Shimomura, S., Aoyama, Y., and Tanaka, T., Formula for Prediction of Ceiling Jet Temperature in Two Layer Environment, *Proceedings of the Seventh International Symposium for Fire Safety Science*, pp. 431-442, 2003.
- 13) 山内幸雄, 万本敦, 光電式煙感知器の作動時間予測のための計算手法, *日本火災学会論文集*, Vol.52, No.2, pp.17-24, 2002.
- 14) Sugawa, O., Simple Estimation Model on Ceiling Temperature and Velocity of Fire Induced Flow under Ceiling, *Fire Science and Technology*, Vol. 21, No. 1, pp. 7-67, 2001.
- 15) Heat Detectors for Fire Protective Signaling Systems—UL-521, Underwriters Laboratories, U.S.A., 1993.
- 16) ISO Catalog for Full Scale Test Fires for Smoke and Fire Detectors of Fire Detection and Alarm Systems, Draft 7, 1996.
- 17) Motevalli, V., Marks, C. H., and McCaffrey, B. J., Cross-Correlation Velocimetry for Measurement of Velocity and Temperature Profiles in Low-Speed, Turbulent, Nonisothermal Flows, *Transactions of the ASME*, Vol. 114, pp. 332-337, May 1992.
- 18) Tewarson, A., Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires, *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, Third Edition, National Fire Protection Association (U.S.A.), pp. 3-82-3-161, 2002.

(2005年5月10日原稿受理, 2006年1月25日採用決定)