

# スプリンクラー設備作動時の区画内煙性状に関する研究

徳 納 雄 介 山 口 純 一

## Study on Smoke Behavior in a Compartment with Sprinkler Equipment Activation

Yusuke Tokuno Jun-ichi Yamaguchi

### Abstract

When a fire spreads, smoke and flames blow from openings. Consequently, the adjacent rooms are quickly filled with smoke, which is a factor in the increasing damage. The following steps are generally applied as countermeasures: 1) installing a sprinkler equipment to suppress the combustion of combustible and interior materials, 2) by using the latent heat of vaporization from the sprinkler equipment, the temperature rise of the smoke layer is suppressed, and 3) reducing the smoke escape by installing smoke evacuators or fire protection in the openings. This study focused on the second countermeasure. An experiment was conducted to quantitatively grasp the behavior of smoke during operation of the sprinkler. Furthermore, we improved the smoke layer temperature prediction model and compared the experimental and predicted values to verify its applicability.

### 概 要

居室等で発生した火災は時間の経過とともに拡大し、開口部を通じて高温の煙や火炎等が噴出する。その時、隣接室では流出した煙等が早期に充満することで避難者の逃げ遅れの危険性が高まることや、他階への延焼拡大の要因となる。その対策として1) 火災室にスプリンクラー設備を設置して可燃物や内装材の燃焼を抑制する。2) スプリンクラー設備から散水された水滴の蒸発潜熱等を利用して煙層温度の上昇を抑制する。3) 火災室で排煙を行う、または開口部に防火扉などの防火設備を設置して開口からの漏煙量を低減する。等が考えられる。本研究では2) の対策に着目し、スプリンクラー設備作動時の煙性状を定量的に把握することを目的として実大模型を用いた実験を行った。さらに、本報では既往の煙層温度予測モデルを改良し、実験値と改良した予測モデルから得られた予測値とを比較することで、改良モデルの適用性を検証した。

## 1. はじめに

居室等で発生した火災は時間の経過とともに拡大し、開口部を通じて高温の煙や火炎等が噴出する。その時、隣接室では流出した煙等が早期に充満することで、避難者の逃げ遅れの危険性が高まることや、他階への延焼拡大の要因となる。これらの対策としては、以下の3通りが考えられる。

- 1) 火災室にスプリンクラー（以下、SP）設備を設置して可燃物や内装材の燃焼を抑制する。
- 2) SP設備から散水された水滴の蒸発潜熱等を利用して煙層温度の上昇を抑制する。
- 3) 火災室で排煙を行う、または開口部に防火扉などの防火設備を設置して開口からの漏煙量を低減する。

SP設備を設置した場合には、1)および2)に直接寄与し、それらは3)に対しても排煙効率の上昇など間接的に寄与するため、費用対効果が高い。1)については野秋らによる研究<sup>1)</sup>が既にあるため、本研究では、2)の対策に着目する。本報では、散水量および区画形状と煙層温度性状との関係を定量的に把握するため、ルームコーナー試験装置<sup>2)</sup>と同程度の実大模型実験を行い、その結果を分析した。また、SP設備作動時の煙層温度予測を可能とするため、実務的な簡易二層モデル<sup>3)</sup>をベースにSP設備作動時

に対応できるよう改良し（以下、改良モデル）、先の実験値と改良モデルによる予測値とを比較することで改良モデルの適用性を検証した。

## 2. 実大模型実験

### 2.1 実験概要

実験区画をFig. 1に、実験写真をPhoto 1に示す。区画は幅2.18m×奥行き3.60m×天井高さ2.15mとした。また、壁の一面には高さ2.0mの開口部を設けた。開口幅Bは、断熱被覆を施した枠材をはめ込むことにより調整可能とした。SP設備のヘッドはKQR-II（高感度型、φ35）を使用し、区画中央の壁面付近に1基設置した。火源や測定機材への影響を考慮して、SPヘッド近傍に取水枥を設置し、散水範囲を1/4に制限した。そのため、本報ではヘッド水量を1/4倍した値が散水量となる。区画の内装は溶融亜鉛メッキ（不燃材料）とした。火源は、SP設備が作動した状態でも発熱速度が変化しないよう0.3m角ガスバーナーを使用し区画中央部に配置し、マスフローコントローラによりガスの供給量を変化させた。区画内の温度性状を把握するため、区画内隅角部2箇所および開口部1箇所の鉛直温度分布を測定した。各測定点には、K型シース熱電対（φ3.2、@200mm、計10点）を使用した。区画内隅角

部の測定点Aには散水の水滴がかからないようにその手前に水除け用の衝立を設置した。

### 2.2 実験条件

実験は火源(ガスバーナー)の発熱速度 $Q$ [kW](4水準)、開口幅 $B$ [m](0.2, 0.4, 0.8)、散水量 $m_{SP}$ [L/min](0, 10, 15, 20)の組み合わせで計48条件行った。なお、発熱速度はTable 1に示すように、開口幅に応じて非散水時の煙層(以下、上部層)の温度 $T_s$ が100, 200, 300, 400°Cとなるように設定し、散水時にもその設定とした。散水量は散水ポンプの放水圧を調整することで変化させた。

実験はまず、 $T_s=100^\circ\text{C}$ となる発熱速度において散水量0L/minで定常状態になるまで15分間継続し、その後は散水量を10, 15, 20L/minとそれぞれ5分間ピッチで段階的に増加させて、合計30分を1サイクルとした。その後発熱速度を段階的に増大させ、120分まで計4サイクルを繰り返し実施した。一例として、開口幅 $B=0.8\text{m}$ での実験時の発熱速度および散水量をFig. 2に示す。

## 3. 実験結果

### 3.1 区画内温度

Fig. 2に示したように、本実験では散水量や発熱速度を一定時間ごとに変化させたため、条件を変化させた直後は温度が安定しない。以降に示す温度は、区画内の各点の温度が概ね一定になった時点(条件の変化から非散水時は約14分後、散水時は約4分後)の値を示している。Fig. 3に測定点A, Bの鉛直温度分布を示す。Fig. 3より、測定点Aは測定点Bより温度が低く、特に高さ1.4mから上部の温度差が顕著であった。これは、測定点Aは散水の影響で周囲の壁面が冷却されていたことや水除け用の衝立が火源からの放射熱を遮蔽したためと考えられる。

次に、各条件の温度性状を比較するため、Fig. 4に実験条件ごとの測定点A, Bの平均温度を示す。また、散水による上部の高温層(以下、上部層)の厚さへの影響を把握するため、散水量0, 20L/minの条件時の上部層厚さを示す。上部層厚さはCooperらにより提案された<sup>4)</sup>式(1)のN%法(N=30)による上部層境界温度 $T_z$ の位置とした。

$$T_z = N/100 \times (T_{max} - T_{min}) + T_{min} \quad (1)$$

ここで、 $T_{max}$ は鉛直温度分布の最大温度[K]、 $T_{min}$ は鉛直温度分布の最小温度[K]である。

Fig. 4より、散水量の増加に伴い温度は低下し、また、上部層の厚さが減少する傾向が見られる。さらに、開口幅が狭くなるほどその傾向は顕著に表れる。これは高温に曝された水滴が蒸発したことで、水滴の体積が膨張し、室全体へ圧力が働いた可能性があると考えられる。なお、本実験では開口幅が狭いほど発熱速度を小さくしたため、相対的に散水の影響が大きくなった可能性も考えられる。

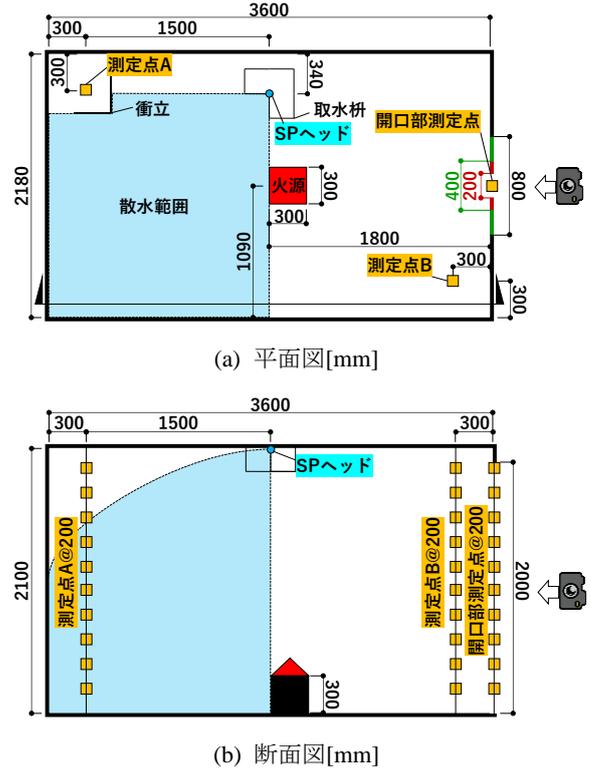


Fig. 1 実験区画図  
Experiment Compartment

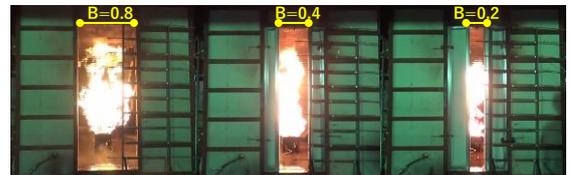


Photo 1 実験状況  
Experimental Situation

Table 1 発熱速度の設定  
The Heat Release Rate

| 開口幅<br>$B$ | 目標上部層温度 $T_s$ |        |        |        |
|------------|---------------|--------|--------|--------|
|            | 100 °C        | 200 °C | 300 °C | 400 °C |
| 0.2 m      | 39 kW         | 104 kW | 164 kW | 239 kW |
| 0.4 m      | 55 kW         | 141 kW | 228 kW | 333 kW |
| 0.8 m      | 78 kW         | 202 kW | 322 kW | 475 kW |

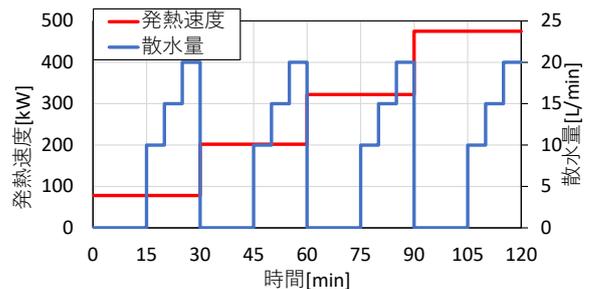


Fig. 2 発熱速度および散水量 (B=0.8m)  
Heat Release Rate and Amount of Water Sprinkled

### 3.2 開口部流量

散水された区画内では、水蒸気による圧力上昇も想定される。しかし、研究の第一段階として、水蒸気の影響を考慮しない計算値と実験値の差を把握することも重要と考え、以降の計算では水蒸気の影響はないものとする。Fig. 5に示すように、測定点の高さごとに区画を多層に分ける。文献5)を簡便化し、各層の室内外圧力差を平均化して総開口部流出量 $\Sigma m_{D,i}$ 、総開口部流入量 $\Sigma m_{a,i}$ を区画内鉛直温度の実測値から推定する。開口部流出量 $\Sigma m_{D,i}$ の推定のフロー図をFig. 6に示す。

(1) 各層の平均温度および気体密度 各層の温度 $T_i$ [K]は測定点A, Bの平均温度を用いる。 $i$ 層間の平均温度 $\bar{T}_i$ [K]を一定とみなし式(2)で求める。床面から1層目は式(3)とする。 $i$ 層間の気体密度 $\bar{\rho}_i$ [kg/m<sup>3</sup>]は式(4)とする。

$$\bar{T}_i = (T_i + T_{i-1})/2 \quad (2)$$

$$\bar{T}_1 = T_1 \quad (3)$$

$$\bar{\rho}_i = 353/\bar{T}_i \quad (4)$$

(2) 室内外圧力差 $\Delta P_i$  (初期設定)の算出 式(5)を用い、 $i$ 層と $i+1$ 層の境界高さ $h_i$ における室内外圧力差を $i$ 層の室内外圧力差 $\Delta P_i$ [Pa]として算出する。ここで、 $\rho_0$ は外部気体密度[kg/m<sup>3</sup>]、 $T_0$ は外部温度[K]である。また、初期値では、開口下端部の圧力差 $\Delta P_0$ を0とする。

$$\Delta P_i = (\rho_0 - \bar{\rho}_i)g(h_i - h_{i-1}) + \Delta P_{i-1} \quad (5)$$

(3) 中性帯高さ $Z_n$ の仮定 中性帯高さ $Z_n$ を任意の高さに設定する。

(4) 室内外圧力差 $\Delta P_i$  (水平移動)の算出 中性帯高さ $Z_n$ における室内外圧力差 $\Delta P_{Z_n}$ が0となるよう、(2)で算出した室内外圧力差 $\Delta P_i$ を水平移動する。

(5) 平均室内外圧力差 $\bar{\Delta P}_i$ の算出 式(6)を用い、 $i$ 層の平均室内外圧力差 $\bar{\Delta P}_i$ [Pa]を算出する。なお、中性帯高さを含む層間の中性帯より上部では式(7)、下部では式(8)とする。

$$\bar{\Delta P}_i = \frac{1}{2}(\rho_0 - \bar{\rho}_i)g(h_i - h_{i-1}) + \Delta P_{i-1} \quad (6)$$

$$\bar{\Delta P}_{i,up} = \frac{1}{2}(\rho_0 - \bar{\rho}_i)g(h_i - Z_n) \quad (7)$$

$$\bar{\Delta P}_{i,down} = \frac{1}{2}(\rho_0 - \bar{\rho}_i)g(Z_n - h_{i-1}) + \Delta P_{i-1} \quad (8)$$

(6) 開口部流出量算出 中性帯高さ $Z_n$ を含む層より上層 $i$ の開口部流出量 $m_{D,i}$ を式(9)、下層 $i$ の開口部流入量 $m_{a,i}$ を式(10)で算出する。

$$m_{D,i} = \alpha B(h_i - h_{i-1})\sqrt{2\bar{\rho}_i|\bar{\Delta P}_i|} \quad (9)$$

$$m_{a,i} = \alpha B(h_i - h_{i-1})\sqrt{2\rho_0|\bar{\Delta P}_i|} \quad (10)$$

ここで、 $\alpha$ は流量係数[-](=0.7)、 $B$ は開口幅[m]である。また、中性帯を含む層間の流出量 $m_{D,i}$ 、流入量 $m_{a,i}$ はそれぞれ式(11)、(12)を用いて算出する。

$$m_{D,i} = \alpha B(h_i - Z_n)\sqrt{2\bar{\rho}_i|\bar{\Delta P}_{i,up}|} \quad (11)$$

$$m_{a,i} = \alpha B(Z_n - h_{i-1})\sqrt{2\rho_0|\bar{\Delta P}_{i,down}|} \quad (12)$$

(7) 質量収支の確認 式(13)を満足するまで、Fig. 6のフローに従い試行錯誤を繰り返す。

$$\Sigma m_{D,i} - \Sigma m_{a,i} \leq 1.0 \times 10^{-4} \quad (13)$$

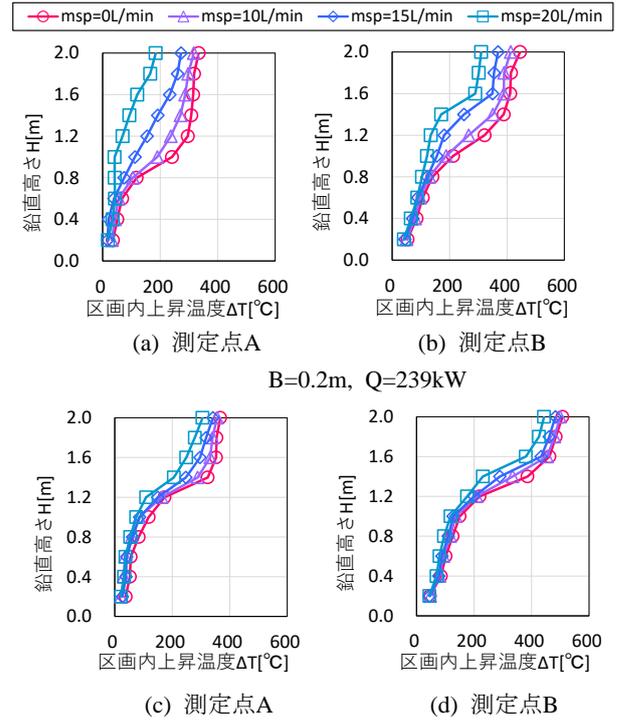


Fig. 3 鉛直温度上昇分布

Vertical Temperature Rise Distributions

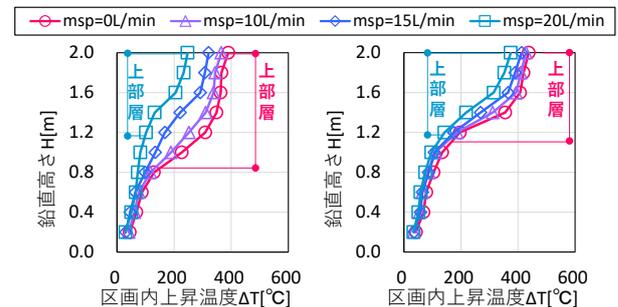


Fig. 4 平均鉛直温度上昇分布

Vertical Average Temperature Rise Distributions

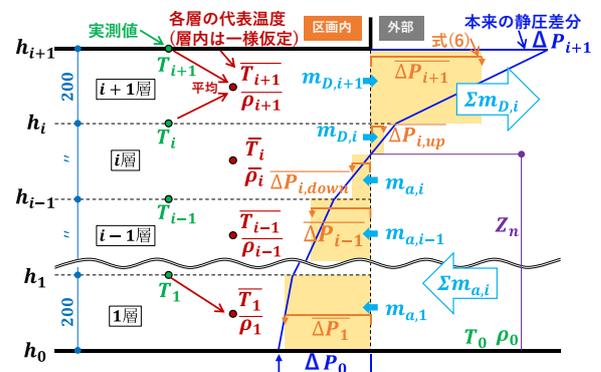


Fig. 5 開口部流量算出の概要図

Overview of Opening Flow Rate

### 3.3 開口噴出熱量

開口噴出熱量 $Q_D$ は定圧比熱 $c_p$  [kJ/(kg·K)] (= 1.0), 中性帯より上部の各層の開口部流出量 $m_{D,i}$ , 各層の外部との温度差 $(\bar{T}_i - T_0)$ を用いて式(14)として算出する。

$$Q_D = \sum c_p m_{D,i} (\bar{T}_i - T_0) \quad (14)$$

算出結果をFig. 7に示す。Fig. 7より, 開口幅が狭いほど開口噴出熱量は小さくなり, 散水量の増加に伴いその値はさらに減少する傾向がある。

### 3.4 区画内で消費された熱量 $\Delta Q_D$

散水された水滴が吸収した熱量や壁面散水により熱伝達が促進されたことで増加した壁面失熱量等を, 区画内で消費された熱量 $\Delta Q_D$  [kW]として検討する。ここでは, 非散水時の開口噴出熱量 $Q_{D(0)}$ から散水時の開口噴出熱量 $Q_{D(wsp)}$ を引いた値を, 消費された熱量 $\Delta Q_D$ として式(15)により算出した。

$$\Delta Q_D = Q_{D(0)} - Q_{D(wsp)} \quad (15)$$

消費された熱量 $\Delta Q_D$ と発熱速度 $Q_f$ との関係をFig. 8に示す。Fig. 8より, 開口幅によらず散水量ごとに, 一定の割合で区画内の熱量が消費されていることが分かる。

### 3.5 非散水時の実効熱伝達率 $h_k$

区画内の煙性状予測のためには, 区画内の質量保存則とエネルギー保存則を考える必要がある。非散水時における区画内のエネルギー保存式は式(16)で表される。ただし,  $Q_f$ は発熱速度[kW],  $Q_D$ は開口噴出熱量[kW],  $Q_w$ は周壁や天井への失熱量[kW]である。

$$Q_f = Q_D + Q_w \quad (16)$$

周壁や天井への失熱量 $Q_w$ は文献6)と同様に, 上部層からの失熱とすれば, 式(17)で与えられる。ただし,  $h_k$ は実効熱伝達率[kW/(m<sup>2</sup>K)],  $A_{ws}$ は上部層に接する天井面や壁面積[m<sup>2</sup>],  $T_s$ は上部層下端高さより上部の各測定温度の平均温度[K],  $T_0$ は雰囲気温度[K]である。

$$Q_w = h_k A_{ws} (T_s - T_0) \quad (17)$$

周壁や天井への失熱量 $Q_w$ の算定には実効熱伝達率 $h_k$ を知る必要がある。式(16)に式(17)を代入し, 実効熱伝達率 $h_k$ について整理すると式(18)を得る。

$$h_k = \frac{Q_f - Q_D}{A_{ws}(T_s - T_0)} \quad (18)$$

ここで, 上部層に接する天井面や壁面積 $A_{ws}$ は, 式(19)より算出する。ただし,  $A_{room}$ は床面積[m<sup>2</sup>],  $L$ は区画周長長さ[m],  $H_r$ は区画高さ[m],  $Z_s$ はN%法(N=30)<sup>4)</sup>により算出した床面から上部層下端高さまでの距離[m]である。

$$A_{ws} = A_{room} + L \times (H_r - Z_s) \quad (19)$$

本実験の実効熱伝達率の算定結果をTable 2に示す。ただし,  $Q_D$ は式(14)により算出した値である。Table 2より, 開口幅によらず区画内の実効熱伝達率の値は概ね一定の値となった。これは, 区画の構造や厚さ等は変化させていないためと考えられる。以降の検討において, 周壁等への失熱量を算定する場合は散水の有無に係わらず, この値を使用することとした。

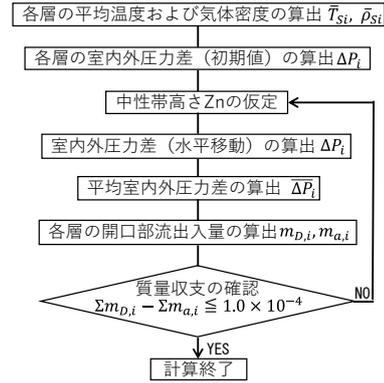


Fig. 6 開口部流量推定フロー図  
Flowchart of Opening Flow Rate Estimation

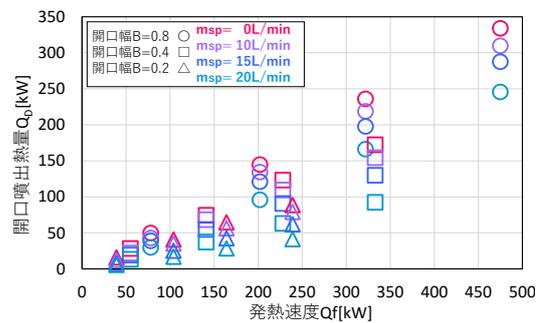


Fig. 7 開口噴出熱量  
Amount of Heat Ejected from Opening

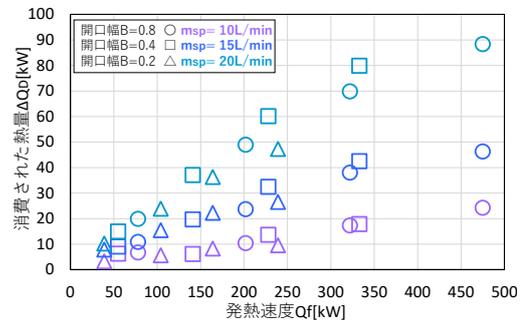


Fig. 8 消費された熱量  
Heat Consumed

Table 2 非散水時の実効熱伝達率 $h_k$

Effective Heat Transfer Coefficient when not Sprinkled

| $B$ [m] | $Q_f$<br>[kW] | $Q_D$<br>[kW] | $Q_w$<br>[kW] | $h_k$<br>[kW/(m <sup>2</sup> K)] | 平均    |
|---------|---------------|---------------|---------------|----------------------------------|-------|
| 0.2     | 39            | 15.7          | 23.3          | 0.012                            | 0.016 |
|         | 104           | 40.7          | 63.3          | 0.015                            |       |
|         | 164           | 64.7          | 99.3          | 0.017                            |       |
|         | 239           | 88.5          | 150.5         | 0.019                            |       |
| 0.4     | 55            | 28.1          | 26.9          | 0.015                            | 0.018 |
|         | 141           | 74.2          | 66.8          | 0.017                            |       |
|         | 228           | 123.0         | 105.0         | 0.018                            |       |
| 0.8     | 333           | 172.1         | 160.9         | 0.021                            | 0.017 |
|         | 78            | 49.5          | 28.5          | 0.017                            |       |
|         | 202           | 144.6         | 57.4          | 0.015                            |       |
|         | 322           | 235.7         | 86.3          | 0.015                            |       |
|         | 475           | 333.7         | 141.3         | 0.019                            |       |

#### 4. 予測モデルの構築および検証

##### 4.1 予測モデル

SP設備作動時の火災区画内煙性状の概要図をFig. 9に示す。本研究では二層ゾーンモデルの概念<sup>7)</sup>に基づき、煙等の高温層を上部層、下部層は外気と同等、上部層下端高さから上部の開口部を排煙部、下部を給気部とし、上部層水滴吸熱量 $Q_{SPS}$ や、圧力差分布の計算を必要としない開口部流出量 $m_D$ を新しく組み込んだ簡易二層ゾーンモデルを構築し、先の実験値と改良モデルによる予測値とを比較することで改良モデルの適用可能性を検証する。Fig. 10に本研究における計算フロー図を示す。初期設定として空間寸法、外気温度、散水量、発熱速度を与える。

(1) 上部層下端高さ $Z_S$ の仮定 上部層下端高さ $Z_S$ を任意の高さに設定する。

(2) 火災プルーム $m_p$  火災プルーム $m_p$ [kg/s]は文献3より式(20)を用いる。ここで、 $Q_f$ は発熱速度[kW]、 $Z_f$ は火源の高さ[m]である。

$$m_p = 0.08Q_f^{1/3}(Z_S - Z_f)^{5/3} \quad (20)$$

(3) 上部層温度 $T_S$  上部層温度 $T_S$ の導出方法を説明する。区画内のエネルギー保存式は式(21)で表される。

$$Q_f = Q_{WS} + Q_D + Q_{SPS} \quad (21)$$

ここで、 $Q_{WS}$ は周壁や天井への失熱量[kW]、 $Q_D$ は開口部噴出熱量[kW]、 $Q_{SPS}$ は上部層水滴吸熱量[kW]であり、文献6よりそれぞれ式(22), (23), (24)で表される。

$$Q_{WS} = h_k \{A_r + L(H_r - Z_S)\}(T_S - T_0) \quad (22)$$

ここで、 $h_k$ は実効熱伝達[kW/(m<sup>2</sup>K)]、 $A_r$ は床面積[m<sup>2</sup>]、 $L$ は区画周長長さ[m]、 $H_r$ は区画天井高さ[m]、 $T_S$ は上部層温度[K]、 $T_0$ は外気温度[K]である。また、実効熱伝達率 $h_k$ は、散水の有無に係わらず開口幅の条件に合わせてTable 2の平均値を使用した。

$$Q_D = c_p m_D (T_S - T_0) \quad (23)$$

ここで、 $c_p$ は定圧比熱[kJ/(kg・K)](=1.0)、 $m_D$ は開口部流出量[kg/s]である。

$$Q_{SPS} = 0.68 m_{SP} (H_{SP} - Z_S)(T_S - T_0) \quad (24)$$

ここで、 $m_{SP}$ は散水量[kg/s]、 $H_{SP}$ は床面からSPヘッドまでの高さ[m]である。なお、式(24)の場合、壁面への散水による吸熱量の変化は考慮されない。

質量の保存則により、開口部流出量 $m_D$ と火災プルーム $m_p$ は等しい( $m_D = m_p$ )ことを考慮すれば、式(21)に式(22), (23), (24)を代入し、上部層温度 $T_S$ について整理すると式(25)を得る。

$$T_S = \frac{Q_f}{h_k A_{WS} + c_p m_p + 0.68 m_{SP} (H_{SP} - Z_S)} + T_0 \quad (25)$$

(4) 開口部流出量 $m_D$  ここでは文献8)に示される中性帯 $Z_n$ の計算を必要としない簡易予測式を用い、式(26)により開口部流出量 $m_D$ を算出する。

$$m_D = \frac{\alpha \sqrt{2g\rho_S \Delta\rho} \cdot A_S \sqrt{H_C - Z_S}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\rho_S}{\rho_0}\right) \left(\frac{A_S}{A_a}\right)^2}} \quad (26)$$

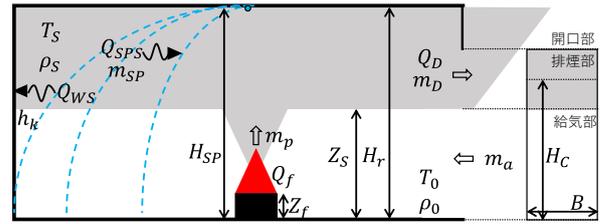


Fig. 9 SP設備作動時の火災区画内概要図  
Overview of the Compartment when the Sprinkled

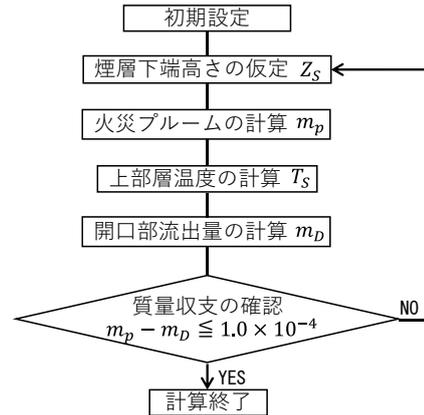


Fig. 10 計算フロー図  
Flowchart of Calculation

ここで、 $\alpha$ は開口係数[-](=0.7)、 $g$ は重力加速度[m/s<sup>2</sup>]、 $\rho_S$ は上部層密度[kg/m<sup>3</sup>] (=353/ $T_S$ )、 $\rho_0$ は外気密度[kg/m<sup>3</sup>]、 $\Delta\rho$ は密度差[kg/m<sup>3</sup>]、 $A_S$ は排煙部面積[m<sup>2</sup>]、 $A_a$ は給気部面積[m<sup>2</sup>]、 $H_C$ は床面から排煙部の中心までの高さ[m]である。

(5) 質量収支の確認 式(27)を満足するまで、Fig. 10のフローに従い試行錯誤を繰り返す。

$$m_p - m_D \leq 1.0 \times 10^{-4} \quad (27)$$

##### 4.2 予測モデルの精度検証

(1) 上部層温度および上部層下端高さの検証結果

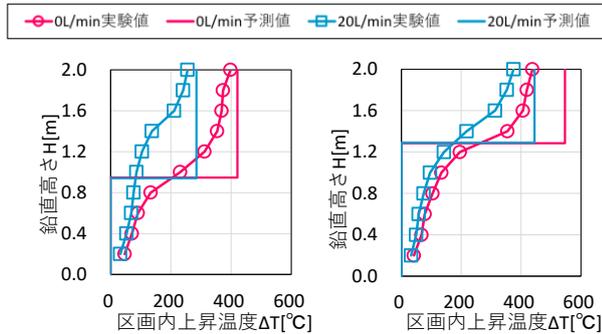
上部層下端高さの予測値と実験値の比較結果をFig. 11に示す。Fig. 11より、上部層温度については、開口幅が狭い条件では予測値と実験値が概ね一致しているが、開口幅が大きくなると予測値の方が実験値よりも高い傾向を示している。また、上部層下端高さについては、散水なしの条件では概ね一致しているが、散水ありの条件では実験値に比べ低めに評価する結果となった。

(2) 上部層温度 $T_S$ の検証結果 上部層温度 $T_S$ の予測値と実験値の比較結果をFig. 12に示す。ここでの実験値はN%法(N=30)<sup>4)</sup>により算出した上部層下端高さから天井までの平均温度である。Fig. 12より、開口幅によらず温度が低い条件では一致しているが、温度が上がるにつれ散水の有無にかかわらず予測値の方が実験値より高く評価する傾向が見られる。散水なしの条件において、上部層下端高さの予測値は概ね一致していたことから、開口部流出量 $m_D$ の予測値が小さかったと考えられる。

(3) 開口部流出量 $m_D$ の検証結果 開口部流出量 $m_D$ の予測値と実験値の比較結果をFig. 13に示す。ここでの実験値は3.3節で算出した値を用いた。Fig. 13より、開口幅が大きいくほど予測値は実験値より小さくなる傾向を示した。改良モデルでは下部層を外気同等としたため、下部層の温度上昇を考慮していないことや、式(26)は排煙量算定用として安全側に評価（過小に計算）されるように調整されたものであることが原因と考えられる。

(4) 開口噴出熱量 $Q_D$ の検証結果 開口噴出熱量 $Q_D$ の予測値と実験値の比較結果をFig. 14に示す。ここでの実験値は3.5節で算出した値を用い、予測値はFig. 10に従い算出した上部層温度 $T_s$ と開口部流出量 $m_D$ を式(23)に代入して算出した。Fig. 14より、開口噴出熱量 $Q_D$ は概ね一致する結果となった。これは、改良モデルでは開口部流出量 $m_D$ は過小に、上部層温度 $T_s$ は過大に評価されたためと考える。

(5) 消費された熱量 $\Delta Q_D$ の検証結果 消費された熱量 $\Delta Q_D$ の予測値と実験値の比較結果をFig. 15に示す。ここでの実験値は3.5節で算出した値、予測値は式(15)より、非散水想定時の予測値から散水想定時の予測値を減じた値である。先に示したFig. 14での開口噴出熱量 $Q_D$ ではよく一致しているように見えたが、消費された熱量 $\Delta Q_D$ を見ると、幾らか差がみられる。改良モデルでは壁面への散水による吸熱量の変化や、水蒸気による影響を考慮していないため予測値が実験値を下回ったと考えられる。



(a) B=0.2m, Q=239kW (b) B=0.8m, Q=475kW  
Fig. 11 平均鉛直温度上昇分布  
Vertical Average Temperature Rise Distributions

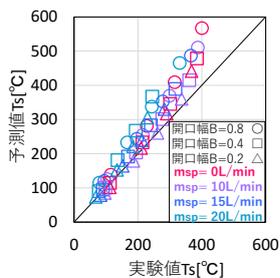


Fig. 12 上部層温度比較  
Comparison of  
Smoke Layer Temperature

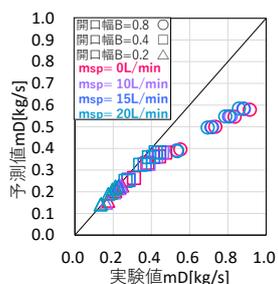


Fig. 13 開口流出量比較  
Comparison of Outflow

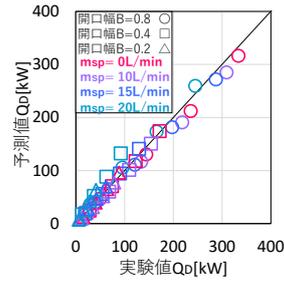


Fig. 14 開口噴出熱量比較  
Comparison of Amount of  
Heat Ejected from Opening

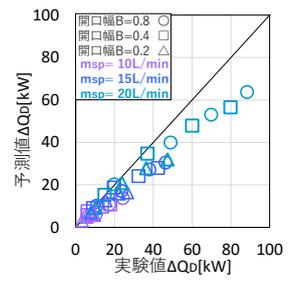


Fig. 15 消費熱量比較  
Comparison of  
Heat Consumed

## 5. まとめ

SP設備作動時の煙性状を定量的に把握することを目的として実大模型実験を行った。さらに、SP設備作動時の煙性状を予測できるような既往の煙層温度予測モデルを改良し、得られた予測値と実験値を比較した。本研究で得られた知見を以下に示す。

- 1) 散水量の増加により区画内温度の低下や、上部層下端高さが高くなる傾向を示すことが確認された。
- 2) 改良モデルは、上部層温度を高く、煙層下端高さを低く、開口部流量を少なく予測する傾向がみられた。
- 3) 開口噴出熱量ではよく一致しているように見えたが、消費された熱量で見ると、幾らか差がみられた。

今後の展望として、開口部流出量の予測式の改良や、壁面散水による消費熱量、発生した水蒸気による影響等を予測モデルに組み込む、予測精度の向上を行う。

## 参考文献

- 1) 野秋政希, 他: 散水による可燃物の熱分解および着火の遅延効果に関する研究, 日本建築学会環境系論文集, 第744号, pp. 107-117, 2018.2
- 2) 長谷見雄二, 他: 改訂模型箱試験による内装材料の火災安全評価, 日本建築学会技術報告集, 第9号, pp. 129-132, 1999.12
- 3) 日本建築学会: 建築物の火災荷重および設計火災性状指針, 2022.3
- 4) L.Y.Cooper, et al. An Experimental Study of Upper Hot Layer Stratification in Full-Scale Multiroom Fire Scenarios, Journal of Heat Transfer, Vol. 104, pp. 741-749, 1982. 11
- 5) 岸上昌史, 他: 加圧煙制御の常温時における性能確認に関する研究, 日本建築学会環境系論文集, 第707号, pp. 1-11, 2015.1
- 6) 太田充, 他: 二層ゾーン概念に基づく散水時の煙性状に関する研究, 日本建築学会環境系論文集, 第78巻第685号, pp. 231-239, 2013.3
- 7) 田中哮義, 中村和人: <二層ゾーン概念に基づく> 建築内煙流動予測計算モデル, 建築研究報告, No. 123, 1989年号, pp. 1-11, 2015.1
- 8) 国土交通省住宅局建築指導課: 避難安全検証法の解説及び計算例とその解説, pp. 284-288, 2003.11