

開口からの火災噴出気流流量予測に関する実験的研究

岸上昌史 山口純一
村岡宏

Experimental Study on Prediction of the Flow Rate of Buoyant Jet from Opening

Masashi Kishiue Junichi Yamaguchi
Kou Muraoka

Abstract

In this study, we aimed to reduce the temperature of a smoke layer accumulated in an atrium from a fire in a room facing the atrium. Three techniques were developed: 1) a technique to reduce the enthalpy of the smoke that flows into the atrium from the fire room, 2) a technique to evaluate the entrainment when a buoyant jet advances up a corridor toward the atrium, and 3) a technique to evaluate the entrainment when a buoyant jet rises vertically. These techniques enable the abolition of a fire shutter. In this paper, we summarize the techniques and present experimental results of the evaluation of the entrainment using the second technique.

概要

近年の大規模複合建築物では、吹抜とその廻りに開放的な廊下を設け、その廊下に面するように店舗等の居室を設ける計画が多く見られる。こうした吹抜廻りでは、上階への煙汚染や延焼防止対策として防火シャッターとガラスによる区画化が一般的な手法であるが、吹抜上部に蓄積する煙層温度を十分低減できれば、ガラスのみでの対応が可能になり、防火シャッターを撤廃できる。そこで、本研究では、吹抜上部の煙層温度を低減させる技術を開発した。本技術は、1)火災区画からの漏煙熱量低減技術、2)開口一庇先端までの希釈評価技術、3)庇先端以降の希釈評価技術から成る。本報では、これらの技術の概要を示すとともに、2)開口一庇先端までの希釈評価技術を取り上げ、縮小模型による実験概要と希釈予測式の導出について述べる。

1. はじめに

近年の大規模複合建築物では、吹抜とその廻りに開放的な廊下を設け、その廊下に面するように店舗等の居室を設ける計画(Fig. 1 (a))が多く見られる。こうした吹抜においては、火災区画の開口から噴出する熱気流(以下、噴出気流という)が廊下下面(以下、庇という)を水平方向に移動したのち吹抜内に流入し、上昇過程を経て吹抜上部に蓄積するため、上階での避難の阻害や上階延焼の要因となる。

その対策として、Fig. 1 (a)に示すとおり防火シャッターによる区画を形成し、吹抜の孤立を図るとともに十分な風量の機械排煙又は自然排煙により温度低減を図る手法(以下、従来手法という)が一般的である。なお、近年ではシャッターによる区画の閉鎖の作動性を考えて、ガラスと防火シャッターの併設が望ましいとされる¹⁾。

ところで、ガラスの破損温度は100°C程度²⁾とされており、吹抜上部の煙層温度を100°C以下に抑えることができればガラスのみでも十分に区画形成が可能と考えられ、Fig. 1 (b)に示すとおり防火シャッターの撤廃が可能となり、コスト削減や意匠性の向上につながる。

以上を踏まえて、筆者らは吹抜区画の減免を可能にすべく吹抜上部の煙層低減に係わる技術開発(以下、本手法

という)を行った。本報では、その技術の概要を示すとともに、成果の一つである庇での希釈評価に係わる実験的研究について述べる。

2. 開発技術の概要

開発技術の概要をTable 1に示す。本研究で開発した項目は大きく以下の3つに分類できる。

- 1) 火災区画からの漏煙熱量低減技術
- 2) 開口一庇先端までの希釈評価技術(水平方向)
- 3) 庇先端以降の希釈評価技術(鉛直方向)

まず、1) 火災区画からの漏煙熱量低減の評価技術について概要を述べる。漏煙熱量は質量流量と温度の積で与えられる。従来手法では、防火シャッターにより漏煙流量が非常に小さくなるため、漏煙熱量も小さくなる。一方、防火シャッターを撤廃する本手法では漏煙流量が増大するため、漏煙熱量も大きくなる。そこで、火災区画の排煙ダクトを耐火仕様とし「止まらない排煙」とする。これにより、漏煙流量が小さくなるだけでなく、区画内に流入する新鮮空気が増えることにより区画内の煙層温度が低減される。また、スプリンクラー(以下、SPという)が設置されていれば、SPによる発熱速度低減効果を考慮することで、さらなる煙層温度低減が期待できる。

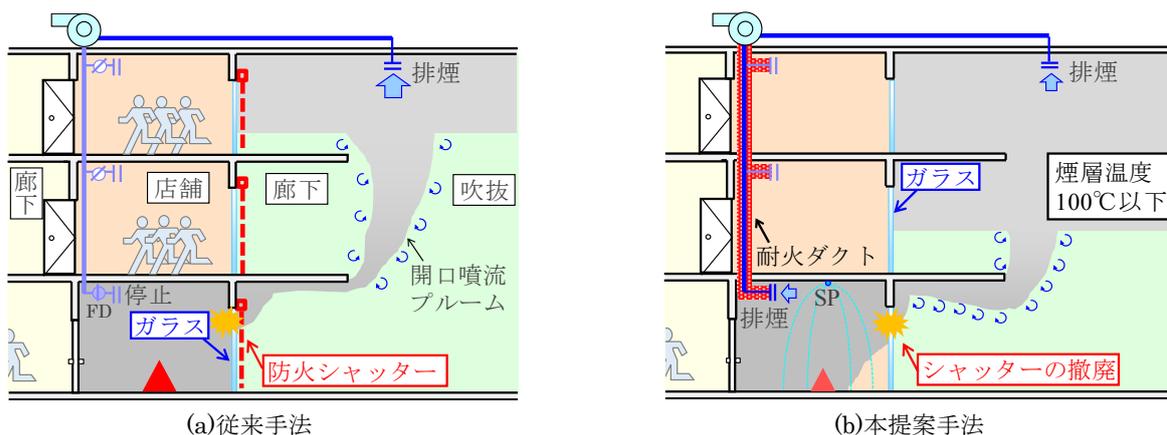


Fig. 1 吹抜廻りの区画手法
Division Technique of an Atrium

Table 1 開発技術の概要
Summary of Developed Technology

技術名称	概要
1) 火災区画からの漏煙熱量低減技術	<p>以下の効果による漏煙流量および区画温度低減を考慮した漏煙熱量噴出予測技術を開発した。</p> <ul style="list-style-type: none"> 『止まらない排煙』による漏煙流量低減効果 『止まらない排煙』による新鮮空気流入増大による区画温度低減効果 SPによる発熱量低減による区画温度低減効果
2) 開口ー庇先端までの希釈評価技術 (詳細を後述)	<p>庇面下での希釈効果を評価し、(1)で与えられる漏煙情報を基に下記の庇先端情報を予測する。</p> <ul style="list-style-type: none"> 質量流量 M_s 噴出気流温度 T_s 噴出気流幅 B_s 噴出気流厚さ H_s
3) 庇先端以降の希釈評価技術 (鉛直方向)	<p>(2)で得られる庇先端情報をもとに、噴出気流の質量流量M_pを予測する技術について下記項目の影響を組み込み、精度向上を図る。</p> <ul style="list-style-type: none"> 庇先端部の気流アスペクト比の差異による連行性状の違い

本研究では、これらの効果を加味した漏煙熱量予測技術を開発した。

次に、2) 開口ー庇先端までの希釈評価技術について述べる。Table 1に示すとおり火災区画から噴出した高温の噴出気流は低温の周囲空気を連行しながら庇に衝突し、向きを水平方向に変え、庇先端に到達するまでさらに周囲空気を連行しながら進む。また、その間に壁体への熱損失も発生する。そのため、庇先端に到達するまでに、噴出気流のアスペクト比(幅/高さ)は変化し、流量は増大し、温度は低減されるはずである。しかし、当該箇所での希釈予測技術はこれまで構築されていない。そこで、本研究では庇先端にいたるまでの経路での希釈予測技術を構築すべく、1/3スケールの縮小模型実験を実施した。

3つ目は、3) 庇先端以降の希釈評価技術の高度化であ

る。庇先端以降の噴出気流は、徐々に鉛直方向に向きを変えつつ周囲空気を連行しながら上昇し、煙層に貫入する。鉛直方向を主流れ方向とした開口噴出気流の流量予測についてはいくつか検討されている^{3), 4), 5)}。例えば、山口ら³⁾は単純開口からの噴出気流の流量予測式を提案した。しかし、開口の上部には壁があり、一方の連行が抑制された中での検討であるため、自由空間を対象とする本研究に当該予測式を用いると連行量を過少評価する可能性がある。また、噴出元の気流のアスペクト比(幅/高さ)によって連行性状が異なる可能性^{4), 6)}が示唆されているが、統一的な見解はまだない。よって、これらの課題を解決すべく縮小模型実験を実施し、庇先端以降の噴出気流流量予測の高度化を図った。

以上に示す3つの技術を組み合わせると吹抜区画の減免

3.3.5 代表ゾーンCO₂濃度 Fig. 2 (a)に示す開口部、底先端の計2地点で測定した。どちらも開口部断面の中心軸上である。開口部では開口上端から5mm下の地点、火災室-隣接室開口部では底下面から5mm下の地点でガス分析計により測定した。

3.4 実験条件と実験方法

Table 2に示すとおり、火災室開口幅 B_{op} 、開口上端から底下面までの鉛直距離 Z_v 、底下面の側壁幅 B_s をパラメータとし、計24条件の実験を行った。なお、 $B_s=B_{op}+480$ mmについては既往研究⁴⁾を参考に底先端で必ず噴出気流が B_s 全域に充満するように決定した。

実験は、火源(エタノール0.5L)に着火後、自由燃焼させた状態で測定を実施した。

3.5 実験結果

3.5.1 重量減少速度 実験結果の一例として、Fig. 3 (a)に $B_{op}=B_s=300$ 、 $Z_v=0$ における重量減少速度の30秒の移動平均結果を示す。Fig. 3 (a)より、着火開始後300秒からおおむね定常状態であることが分かる。この傾向は全条件とも同様であった。そこで、本研究では着火開始後600秒の値を定常状態の値とみなし、以降の検討で用いる。なお、定常状態の重量減少速度は0.0007kg/s程度であり、エタノールの理論低位発熱量(26.84MW/kg)を乗じれば理論発熱量は約18kWとなる。

Fig. 3 (b)に全条件の理論発熱量 Q_t について側壁幅 B_s ごとに示す。なお、本研究では B_{op} 、 B_s 、 Z_v によらずおおむね一定の値を示すことが分かる。

3.5.2 火災室内鉛直温度および開口温度 Fig. 4 (a)に、 $B_{op}=B_s=300$ 、 $Z_v=0$ 条件における火災室2地点および開口部の鉛直温度を示す。Fig. 4 (a)より、2地点の火災室内鉛直温度はおおむね同様の傾向を示し、開口部鉛直温度も床面に近づくにつれ火災室鉛直温度より幾分低い値を示すが同様の傾向を示す。よって、以降は2地点の火災室鉛直温度の平均を代表温度として用いて検討を行う。

Fig. 4 (b)に $B_{op}=300$ 、 $Z_v=0$ において、側壁幅 $B_s=300$ と $B_s=780$ の場合の火災室内鉛直温度を示す。Fig. 4 (b)より B_s によらず同一の傾向を示すことが分かる。

Fig. 4 (c)に開口部での噴出気流の幅と厚さの関係を示す。なお、厚さの算出に必要な煙層下端高さは、火災分野で良く用いられるN%法($N=0.3$)⁹⁾を用いて算出した。本実験における開口部での噴出気流幅の範囲は0.3m~0.6m、噴出気流厚さの範囲は0.2m~0.29mであり、アスペクト比(幅/厚さ)はおおよそ1~3となる。

Fig. 4 (d)に開口部における噴出気流の平均温度を示している。平均温度は開口上端から煙層下端までの平均とした。開口幅 B_{op} が小さくなるにつれ温度が高い傾向が分かる。本実験ではおおよそ200℃から325℃の範囲であった。

3.5.3 底先端鉛直温度 Fig. 5 (a)に、 $B_{op}=600$ 、 $B_s=1080$ 、 $Z_v=0$ 条件の底先端鉛直温度を示す。Fig. 5 (a)より、底先端鉛直温度は3地点ともおおむね同様の傾向を示した。この傾向は全条件で見られた。よって、以下では3

Table 2 実験条件
Experimental Condition

	開口高さ 600mm	開口上端から底下面までの鉛直距離 Z_v	側壁幅 B_s
開口幅 B_{op}	300mm	底 $Z_v=0$ $Z_v=150$	$B_s=B_{op}$
	450mm	$Z_v=0$ $Z_v=150$	$B_s=B_{op}+480$
	600mm	$Z_v=300$ $Z_v=450$	$B_s=B_{op}+480$

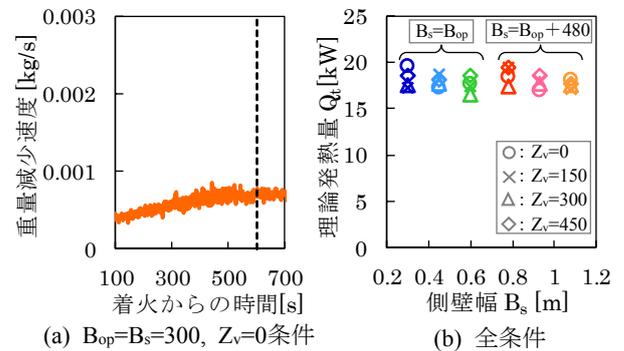
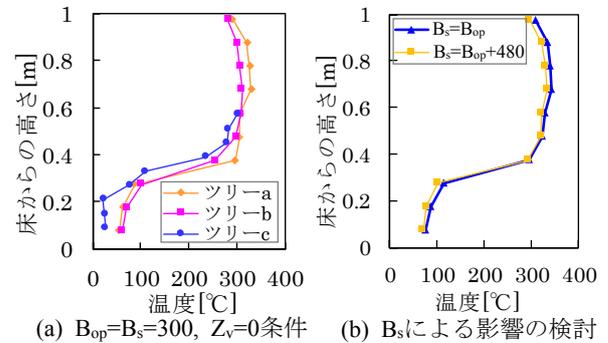


Fig. 3 重量減少速度
Decrease Rate in Weight



(a) $B_{op}=B_s=300$, $Z_v=0$ 条件 (b) B_s による影響の検討

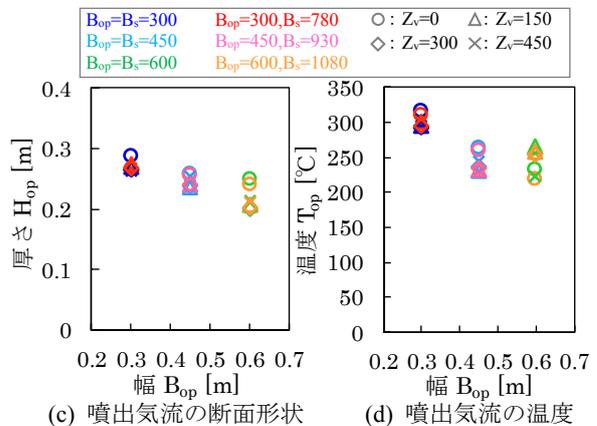
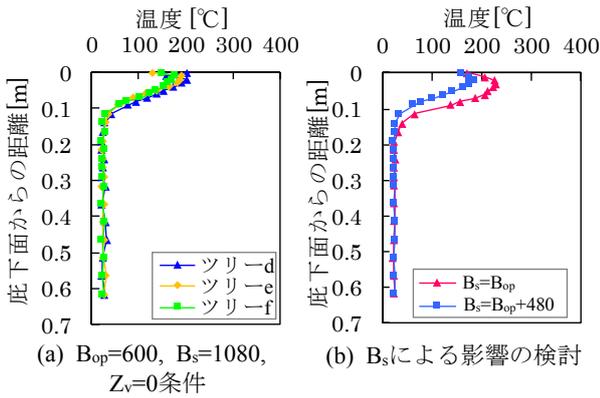
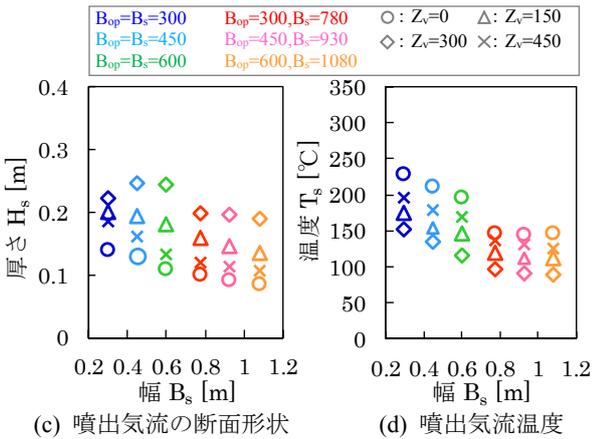


Fig. 4 火災室内鉛直温度
Vertical Temperature in Fire Room



(a) $B_{op}=600, B_s=1080, Z_v=0$ 条件 (b) B_s による影響の検討



(c) 噴出気流の断面形状 (d) 噴出気流温度

Fig. 5 庇先端鉛直温度
Vertical Temperature at the Tip of Eave

地点の平均を用いて検討を行うこととする。また、側壁幅を庇先端での噴出気流幅と読み替えることとする。

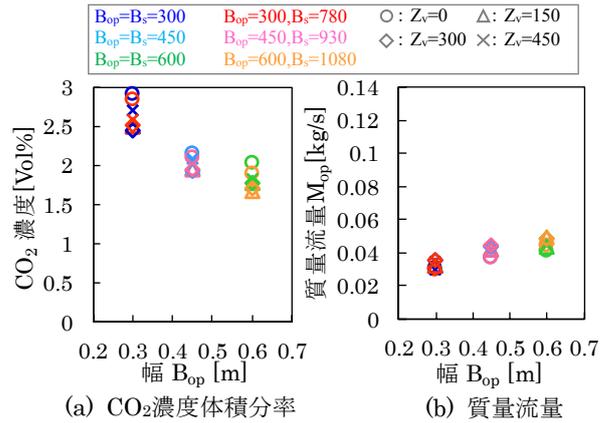
Fig. 5(b)に、開口幅 $B_{op}=600, Z_v=0$ 条件の庇先端鉛直温度を示す。Fig. 5(b)より、開口幅 B_{op} が同一であれば噴出気流幅 B_s が広がるほど煙層温度は低くなる。

Fig. 5(c)に、庇先端の噴出気流の断面形状を全条件について示す。なお、厚さ算出のための煙層下端算出にはN%法($N=0.3$)を用いた。煙層厚さは、前述の庇先端噴出気流幅 B_s の他に庇設置高さ Z_v の影響を受け、 Z_v が大きくなるほど増加する。これは庇衝突までの鉛直方向の巻き込みの影響と考えられる。

Fig. 5(d)に、庇先端の噴出気流温度を全条件について示す。庇先端温度は、噴出気流幅 B_s と庇設置高さ Z_v の影響を受け、 B_s および Z_v が大きくなるほど小さくなる。

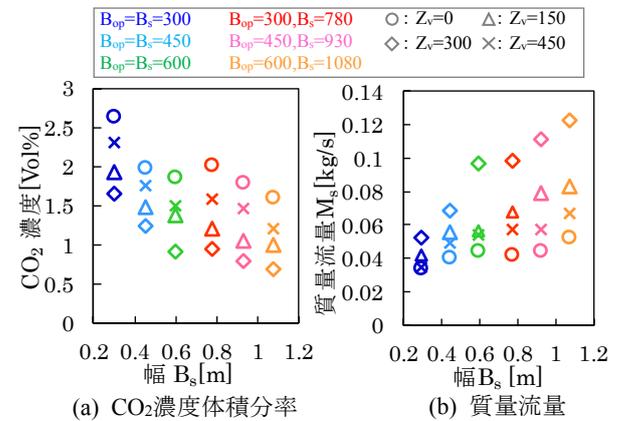
3.5.4 CO₂濃度と質量流量 Fig. 6に開口部でのCO₂濃度体積分率および質量流量、Fig. 7に庇先端でのCO₂濃度体積分率および質量流量を全条件について示す。なお、質量流量は既往研究¹⁰⁾に基づいて重量減少速度およびCO₂濃度の測定結果より算出した。

Fig. 6より開口部でのCO₂濃度は B_{op} が大きくなるほど小さくなる。質量流量は、 B_{op} が大きくなるほど大きくなる。Fig. 7より庇先端でのCO₂濃度は B_{op}, B_s 又は Z_v が大きくなるにつれ小さくなる。質量流量は B_{op}, B_s 又は Z_v が大きくなるにつれ大きくなる。



(a) CO₂濃度体積分率 (b) 質量流量

Fig. 6 開口部でのCO₂濃度
CO₂ Concentration at the Opening



(a) CO₂濃度体積分率 (b) 質量流量

Fig. 7 庇先端でのCO₂濃度
CO₂ Concentration at the Tip of Eave

4. 庇先端での物理量予測式の構築

以下では、開口部情報を既知として庇先端における各種情報の予測式を構築する。なお、本実験では噴出気流幅 B_s は既知としているため、予測式は構築しない。

4.1 質量流量 M_s の予測式

Fig. 8に示すとおり自由空間中の火災プルーム理論に基づき、モデル化を検討する。

まず、 $B_s=B_{op}$ 条件について検討する。当該条件では側壁により庇先端まで気流幅が変化しない点に着目して、(4)式に示す2次元の連行性状を表す線火源理論式⁸⁾を用いることとし、係数 C_L を求める。

$$M_s = C_L \left(\frac{\rho_\infty g}{C_p T_\infty} \right)^{\frac{1}{3}} Q_{op}^{\frac{1}{3}} B_{op}^{\frac{2}{3}} (Z_v + Z_0) \quad (4)$$

- C_L : 線火源モデルの巻き込み係数 [-]
- ρ_∞ : 基準密度(=1.2) [kg/m³]
- g : 重力加速度(=9.8) [m/s²]
- Q_{op} : 開口からの噴出熱量 [kW]
- B_{op} : 開口における噴出気流幅[m]
- Z_v : 開口上端から庇までの鉛直距離 [m]

Z_0 : 仮想線熱源距離 [m]

(4)式をスケールに左右されないように(5)式で定義される無次元発熱速度 Q_{op}^* を用いて無次元化すると(7)式を得る。

$$Q_{op}^* = \frac{Q_{op}}{\rho_{\infty} C_p T_{\infty} \sqrt{g B_{op} H_{op} \sqrt{D}}} \quad (5)$$

ただし, $Q_{op} = C_p M_{op} (T_{op} - T_{\infty})$ (6)

H_{op} : 開口における噴出気流厚さ [m]

D : 代表長さ [m]

T_{op} : 開口における噴出気流温度 [m]

$$M_s^* = \frac{M_s}{\rho_{\infty} \sqrt{g Q_{op}^*} \left(B_{op}^3 H_{op} D^2 \right)^{\frac{1}{3}}} = C_L \left(\frac{Z_v + Z_0}{D} \right) \quad (7)$$

(7)式において, C_L の決定には代表長さ D の決定が必要となる。複数検討したが, $D=B_{op}$ として全条件を整理すると, Fig. 9 (a)に示すとおり1本の回帰直線で表現でき, $C_L=0.12$ が得られた。 $C_L=0.12$ を(7)式に代入して, 有次元下に戻したものを(8)式に示す。

$$M_s = 0.04 Q_{op}^{\frac{1}{3}} B_{op}^{\frac{2}{3}} (Z_v + Z_0) \quad (8)$$

ただし, $Z_0 = \frac{M_{op}}{0.04 Q_{op}^{\frac{1}{3}} B_{op}^{\frac{2}{3}}}$ (9)

次に, $B_s=B_{op}+\Delta B(\Delta B=480)$ 条件について検討する。当該条件では, 噴出気流が側壁に衝突するまで両側辺からの巻き込みがあるため, $B_s=B_{op}$ 条件より現象が複雑になることが想定されるが, 実務上の利便性を考えて(8)式の拡張によるモデル化を試みる。 $B_s=B_{op}$ 条件と同様, (7)式を用いて検討を行うと, Fig. 9(b)に示すとおり B_s ごとに一意の C_L が得られた。その結果を基に回帰線を求めると, (10)式が得られた。

$$C_L = 0.12 \left(\frac{B_s}{B_{op}} \right)^{\frac{4}{3}} \quad (10)$$

(10)式を踏まえて(8)式を書き換えると, $B_s=B_{op}$ 条件, $B_s=B_{op}+\Delta B$ 条件ともに(11)式で表現できる。

$$M_s = 0.04 \left(\frac{B_s}{B_{op}} \right)^{\frac{4}{3}} Q_{op}^{\frac{1}{3}} B_{op}^{\frac{2}{3}} (Z_v + Z_0) \quad (11)$$

ただし, $Z_0 = \frac{M_{op}}{0.04 Q_{op}^{\frac{1}{3}} \left(\frac{B_s}{B_{op}} \right)^{\frac{4}{3}} B_{op}^{\frac{2}{3}}}$ (12)

Fig. 10に, 実測値と(11)式で得られる予測値の比較を全条件について示す。Fig.10より, (11)式による予測値は実測値とおおむね一致する。

4.2 噴出気流温度 T_s の予測式

Fig. 11に示すゾーン概念にもとづき, 底面下の煙層に対して質量保存およびエネルギー保存を考えると以下

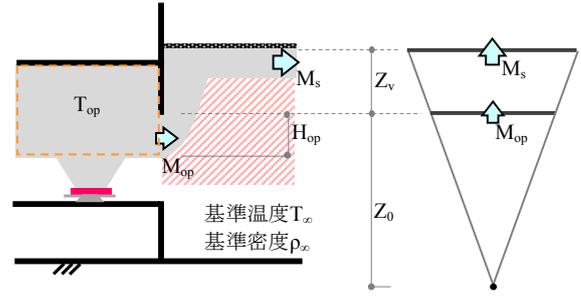


Fig. 8 底先端における質量流量のモデル化の概念
Modeling of Mass Flow Rate at the Tip of Eave

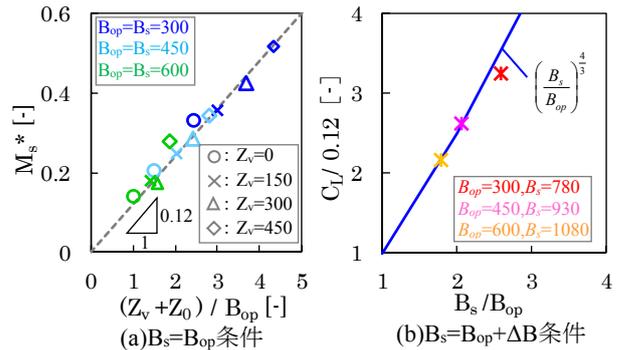


Fig. 9 係数 C_L の検討
Derivation of the Coefficient C_L

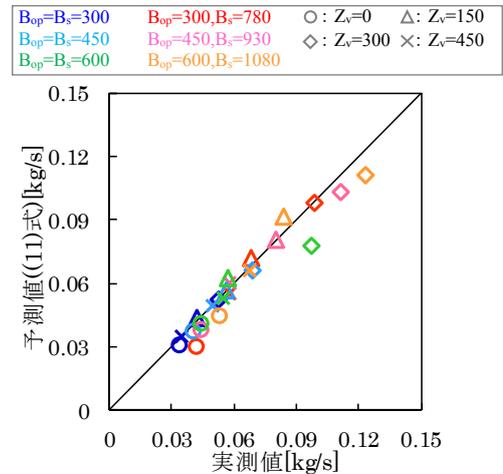


Fig. 10 質量流量 M_s の実測値と予測値の比較
Comparison between Predicted Value and Experimental Value of Mass Flow Rate M_s

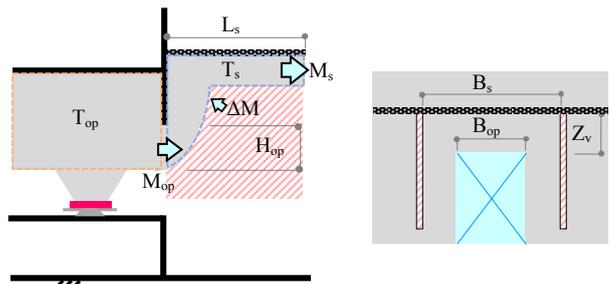


Fig. 11 底先端における噴出気流温度のモデル化の概念
Modeling of Temperature at the Tip of Eave

の式が得られる。

$$M_{op} + \Delta M = M_s \quad (13)$$

ΔM : 巻き込み量[kg/s]

$$C_p M_{op} T_{op} + C_p \Delta M T_{\infty} - C_p M_s T_s - hA(T_s - T_{\infty}) = 0 \quad (14)$$

$$\text{ただし, } A = B_s(Z_v + L_s) + 2H_{op}(Z_v + L_s) \quad (15)$$

h : 総合熱伝達率[kW/(m²・K)]

A : 底との伝熱面積[m²]

(13)(14)式を整理すると、以下の関係を得る。

$$T_s = T_{\infty} + \frac{Q_{op}}{C_p M_s + hA} \quad (16)$$

Fig. 12に、実測値と(16)式による予測値の比較を全条件について示す。なお、総合熱伝達率 h は既往研究¹¹⁾をもとに0.015kW/(m²・K)とした。Fig. 12より、(16)式による予測値は測定値とおおむね一致する。

4.3 噴出気流厚さ H_s の予測式

密度流の概念¹²⁾にもとづき、Fig. 13に示すとおり水平方向に進行する煙の速度 V_s は煙層密度と基準密度の差に起因すると考え、煙層密度として4.2に示した噴出気流の平均温度 T_s (密度 ρ_s)を用いれば、質量流量 M_s と噴出気流厚さ H_s の関係として(17)式が得られる。

$$H_s \propto \left(\frac{M_s}{B_s \sqrt{\rho_s (\rho_{\infty} - \rho_s) g}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (17)$$

(17)式において、本研究で測定した煙層平均密度 ρ_s および質量流量 M_s を代入して噴出気流厚さ H_s との関係を全条件について検討した結果、(18)式に示すとおり単純な係数を乗じれば、Fig. 14に示すとおり全条件とも実験値と予測値がおおむね合う結果が得られた。

$$H_s = \left(\frac{M_s}{0.64 B_s \sqrt{\rho_s (\rho_{\infty} - \rho_s) g}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (18)$$

4.4 噴出気流幅 B_s についての対応

本実験では B_s を既知としたが、前述のとおり実施の建物では B_s の予測が必要となる。 B_s の予測は今後の検討課題であるが、例えば底が開口上端に設置された場合の噴出気流厚さ B_s を検討した既往研究⁴⁾を援用すれば、(19)式より B_s を算定できる。なお、 L_s は底長さ(Fig. 11参照)である。

$$B_s = B_{op} + 2L_s \tan \theta \quad (19)$$

$$\text{ただし, } \theta = 37.9 \left(\frac{B_{op}}{H_{op}} \right)^{-\frac{1}{5}} \quad (20)$$

θ : 噴出気流の広がり角度[°]

本研究の対象とする底が開口上端より上に設置された

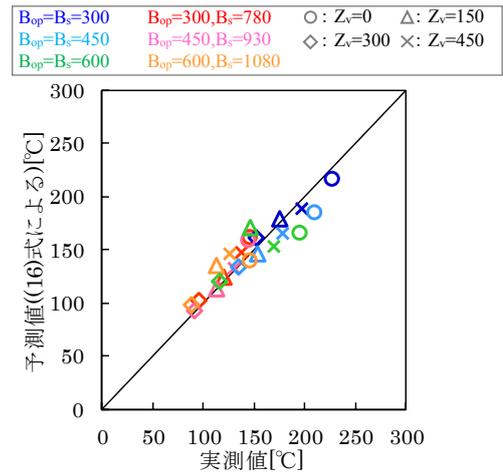


Fig. 12 噴出気流温度 T_s の実測値と予測値の比較
Comparison between Predicted Value and Experimental Value of Temperature T_s

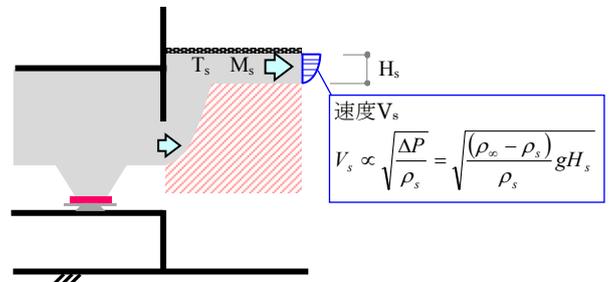


Fig. 13 底先端における噴出気流厚さのモデル化の概念
Modeling of Thickness at the Tip of Eave

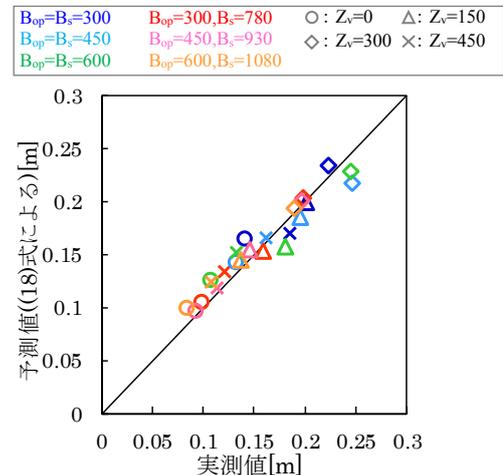


Fig. 14 噴出気流厚さ H_s の実測値と予測値の比較
Comparison between Predicted Value and Experimental Value of Thickness H_s

場合には、開口上端に設置された場合よりさらに B_s が大きくなることが想定され、(19)式を用いれば B_s を小さく評価するため、安全側の評価となる。

4.5 算定手順

Fig. 15に算定フローを示す。まず、入力条件を整理し

たのち、(19)式で底先端での噴出気流幅 B_s を算出する。次に、得られた B_s を用いて(11)式より底先端部での質量流量 M_s を算出する。そして、 B_s と M_s を用いて(16)式より噴出気流温度 T_s を算定する。最後に、 B_s と M_s と T_s を用いて(18)式より噴出気流厚さ H_s を算出する。以上の方法により、火災室の開口情報から底先端部の各情報を全て予測することができる。

5. まとめ

吹抜廻りに開放的な廊下が設置された建物計画を対象として、防火シャッターの撤廃を図るべく、吹抜上部の煙層温度 100°C 以下を達成するための開発技術の概要を示した。開発技術は、主に(1)吹抜への漏煙熱量低減技術、(2)廊下下面での希釈評価技術、(3)廊下端部以降の希釈評価技術の高度化である。

本報では、特に(2)廊下下面での希釈評価技術について取り上げた。縮小模型を用いた実験によりこれまで構築されていなかった区画の開口情報から底先端での質量流量、噴出気流温度、噴出気流厚さをそれぞれ予測する式を提案した。また、提案式と実測値を比較し、おおむね一致することを示した。

謝辞

実験に係わる事項は、東京理科大学理工学部大宮教授との共同研究により実施されました。ここに記して謝意を示します。

参考文献

- 1) 日本建築センター：新・建築防災計画指針—建築物の防火・避難計画の解説書, pp. 111, 1996.11
- 2) 上出和幹, 他：火災加熱を受ける窓ガラスの破損予測手法, 日本建築学会学術講演梗概集学術講演梗概集, A-2, 防火, pp. 241-242, 1998.7
- 3) 山口純一, 他：開口噴出気流の巻き込み性状に関する研究, 日本建築学会計画系論文集, Vol. 511, pp. 1-8, 1998.9

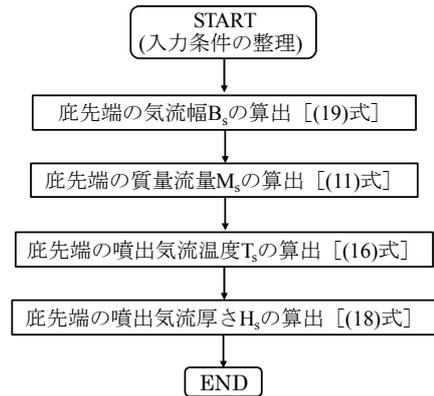


Fig. 15 算定フロー
Calculation Flow

- 4) 大宮喜文, 他：底面下の拡散を考慮した開口噴出気流流量算定式, 日本建築学会環境系論文集, Vol. 721, pp. 263-271, 2016.3
- 5) R. Harrison *et al.* : Characterization of balcony spill plume entrainment using physical scale modelling, Fire Safety Science, pp. 727-738, 2008.9
- 6) N. Rajaratnam : Developments in water science, pp. 267-294, 1976
- 7) Zukoski Edward E. *et al.* : Entrainment in fire plumes. Fire safety journal Vol. 3, pp. 107-121, 1981
- 8) Lee Shao-Lin *et al.* : A study of natural convection above a line fire, Journal of Fluid Mechanics Vol. 11, pp. 353-368, 1961
- 9) 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
- 10) 岸上昌史, 他：区画火災におけるガス分析計を用いた流量測定法に関する検討 エタノール火源の場合, 日本建築学会学術講演梗概集学術講演梗概集, 防火, pp. 357-358, 2016.8
- 11) 田中哮義：改訂版建築火災安全工学入門, pp. 198, 2002
- 12) 松下敬幸, 他：進行方向に細長い空間の水平天井面における火災時の煙先端部位置の近似解析解, 日本建築学会環境系論文集, Vol. 703, pp. 739-744, 2014.9