火炎の浮力が盛期火災の換気量に及ぼす影響に関する基礎的検討

EFFECT OF FLAME BUOYANCY
ON VENT FLOWS IN FULLY-DEVELOPED COMPARTMENT FIRES

中村正寿*, 道越真太郎**, 上川大輔***, 長谷見雄二****

Masatoshi NAKAMURA, Shintaro MICHIKOSHI, Daisuke KAMIKAWA
and Yuji HASEMI

The objective of this study is to discuss whether the flame buoyancy increases vent flows in fully-developed compartment fires. Vent flows of small-scale compartments with narrow frontages were measured. Different ceiling heights of the compartments were set to vary the work of flame buoyancy.

Greater vent flows were observed under the conditions with high ceiling. Calculated vent flows were more consistent with experimental data when the effect of flame buoyancy was taken account in, compared with when it was not considered. It was concluded that the flame buoyancy had the effect on vent flows of these compartments.

Keywords : Fully-developed compartment fire, Vent flow, Flame, Buoyancy, ceiling height, small scale experiment

盛期火災, 換気量, 火炎, 浮力, 天井高さ, 模型実験

1. はじめに

盛期火災時の換気量の予測に関する先駆的研究は川越^{1) 2)}によって行われた。川越は、火災室内部のガス密度を一樣と仮定し、開口部を挟んだ内側と外側の圧力差（開口部差圧）にベルヌーイ式を適用して換気量を計算するモデル¹⁾を示した。また、その計算結果が700～900℃の火災室温度では温度依存性が無視できて開口因子 $A_w \sqrt{H_w}$ （ A_w :開口面積, H_w :開口丈）に比例すること²⁾を示した。その後、換気量と開口因子の比例関係についてはRockett³⁾が火災室温度が150℃以上で温度依存性が小さくなることを予想し、Nakaya⁴⁾は300℃以上で成立することを実大実験で確認した。

火災室内外のガス密度差に基づく開口部差圧から換気量を求める考え方は火災室内のガス密度が高さ方向に変化する場合にも適用され、Steckler^{5) 6)}らとNakaya⁴⁾によって初期火災および盛期火災の実大実験が行われ妥当性が示された。

近年ではQuintiere⁷⁾らがドア開口・窓開口を考慮して理論的検討を踏まえて実験式を提案し、既往実験結果との良い一致を示している。またYii⁸⁾は開口幅が壁面の全幅にわたる場合に対応した理論式を提案している。これらの予測式は、必ずしも区画内を一樣と見なさず、高温の上部層と比較的低温の下部層とに分かれた状態を考慮している点に特徴がある。

実際の火災では開口条件や可燃物等の配置に応じて火炎が偏在す

るため、ガス密度の分布は水平方向で多少なりとも変化する。火炎などガス密度が周囲より小さい部分には浮力が働く。火炎部分の浮力と区画内を巡る換気の流れとで方向が一致する場合、当該浮力が換気を促進する可能性が考えられる。

筆者ら⁹⁾が行った開口の少ない区画火災の模型実験では、燃焼率の変化の要因として、火炎部分の浮力が換気量に影響した可能性が考えられた。火炎部分の浮力が盛期火災の換気量に影響しうるのは確認することが望まれるが、前述の様に盛期火災の換気量に関する既往研究では、区画内一樣と見なす高さ方向の変化のみを考慮することが多く、火炎部分の浮力が換気量に与える影響についての検討は殆ど行われていない。また、当該影響を検討するには天井高さを変えなどにより火炎部分が占める鉛直方向の高さを変えた実験が有効と考えられるが、そのような実験報告は見当たらない。

そこで本研究では、フラッシュオーバー後の盛期火災で火炎や燃焼反応後のガスなど（以降「高温ガス」）が床面の近くまで充満し、かつ火炎の分布に偏りがある状態を想定して、火炎部分に働く浮力（以降「火炎浮力」）による仕事が換気量に及ぼす影響の有無を確認することを目的として、火炎浮力の仕事が変わるように天井高さが異なる実験で換気量を計測すると共に、火炎浮力を考慮した計算値との比較を行った。

* 大成建設株式会社 工修

** 大成建設株式会社 博士(工学)

*** 森林総合研究所 博士(工学)

**** 早稲田大学理工学術院建築学科 教授・工博

Technology Center, Taisei Corp., M. Eng.

Technology Center, Taisei Corp., Dr. Eng.

Forestry & Forest Products Research Institute, Dr. Eng.

Prof., Faculty of Science and Engineering, Waseda University, Dr. Eng.

2. 火災部分に働く浮力の仕事が換気量に及ぼす影響の考え方

本研究では、換気量に対して火災浮力が影響するか或いは全く影響しないのかを確認したい。そこで、当該影響が顕れやすいと予想される火災を想定して実験を行い、換気量の変化の有無を確認する。また、実験値と当該影響を考慮した計算値とで実験条件が換気量に与える変化を比較して、実験条件間の差異が当該影響によるものか否かを検討する。以降で、これらの実験・検討における火災・換気の想定と火災浮力の影響を考慮した換気量の計算について述べる。

2.1. 想定する火災および換気

本研究で想定する火災と換気をモデル化して図1に示す。室内が高温のガスで充満した火災を想定する。更に、火災室の代表的な換気の流れとして、開口下部から始まり、床付近、火災、天井付近そして開口上部までを一巡する流れを考えることとする。

自由空間中の火災が自身より密度の大きい周囲空気から浮力を受けるように、火災室内の火災も周囲ガスより高温で密度が小さいため浮力を受ける。この火災部分の浮力が、前述の火災室内を一巡する換気の流れを促進する方向に働くことに着目して、この仕事が大いほど換気量が増加する可能性があると考えらる。

この他に、従来の研究と同様に火災室内外のガス密度差に起因する開口部差圧も想定する。火災時のガス密度は絶対温度にほぼ反比例し温度差が一定であれば高温ほど変化は小さいので、火災室内の火災の部分に働く浮力は開口部差圧に比べて小さくなるはずである。従って、本研究では、火災室の換気の主要な原動力として開口部差圧を、補助的なものとして火災浮力の仕事を想定する。

2.2. 火災部分の浮力の仕事を考慮した換気量の計算方法^{注1)}

次章以降の実験で計測される換気量への火災浮力の影響の有無を判断する指標とするために当該影響を考慮した換気量の計算式を考える。もし、計測値と当該計算値とで実験条件間での増減の傾向が一致し、かつ当該影響を無視すると一致しないのであれば、火災浮力が換気量に影響したと判断して良いだろう。

次の7つの仮定をおいて図1のような火災室のモデルを考える。

仮定1：火災室内部は定常状態に達しているものとする。

仮定2：火災を除いて区画内の温度は均一とする。

仮定3：火災内部の温度は均一とする。

仮定4：火災は天井に到達している。

仮定5：区画に流入した空気は床付近から火災に巻き込まれ天井まで連行される。

仮定6：火災部分の浮力の仕事により発生した全てのエネルギーは換気に使用される。

仮定7：可燃ガスの発生量は換気量に比べて小さいため無視する。

なお、火災は上昇に伴って周囲空気を巻き込むので、仮定5に従うと火災の浮力の仕事が大いに見積もられる。また、火災浮力の仕事により発生したエネルギーは摩擦など換気以外でも消費されるが、仮定6ではこれを無視して当該仕事の換気への関与を大きく評価している。これらの仮定は、火災浮力の仕事を強調することになるが、ここでの目的である定性的議論の支障にはならないと考えて設定した。故に、以降の計算は汎用的ではなく実務には適さない。

前節の通り、火災室内外のガス密度差による開口部差圧 ΔP および単位重量の気体に対して働く火災部分の浮力・重力の仕事 w_f (以

図1 本研究で想定する火災および換気モデル

降「火災浮力の仕事」)により換気が行われると考える。

まず、 ΔP を式(1)で表す。密度 ρ は $\rho=353/T$ とする(以降、同じ)。

$$\Delta P = (\rho_o - \rho_r)g(Z_n - z) \quad (1)$$

長さ H_c の火災の部分には単位体積当たりで浮力 $\rho_r g$ が上向きに、重力 $\rho_f g$ が下向きに働く。単位体積の気体が火災の全長を移動する間にこれらの力から受ける仕事は、火災高さを仮定4より H_c として $(\rho_r - \rho_f)gH_c$ となる。単位重量当たりの火災浮力の仕事 w_f は下式となる。

$$w_f = \frac{\rho_r - \rho_f}{\rho_f} gH_c \quad (2)$$

w_f のうちで換気流入へ関与する分を $w_{f,in}$ 、流出への分を $w_{f,out}$ とし、仮定6より $w_{f,in}$ と $w_{f,out}$ の合計を w_f とする。

$$w_f = w_{f,in} + w_{f,out} \quad (3)$$

$w_{f,in}$ と $w_{f,out}$ を含めて、川越に倣って流入部と流出部の前後でベルヌーイ式を適用して式(4)(5)を得る。

$$\frac{1}{2}v_{in}^2 = \frac{\Delta P}{\rho_o} + w_{f,in} \quad (4)$$

$$\frac{1}{2}v_{out}^2 = -\frac{\Delta P}{\rho_r} + w_{f,out} \quad (5)$$

定常状態(仮定1)かつ可燃ガスの発生量を無視できる(仮定7)として、換気の質量流量(換気量)は流入と流出で釣り合うと考えらる。開口流量係数が既知の値 α で与えられれば、換気量 M は流入・流出それぞれで式(6)(7)のように表せる。

$$M = \alpha \int_{S_{in}} \rho_o v_{in} dS = \alpha \int_{S_{in}} \sqrt{2\rho_o \Delta P + 2\rho_o^2 w_{f,in}} dS \quad (6)$$

$$M = \alpha \int_{S_{out}} \rho_r v_{out} dS = \alpha \int_{S_{out}} \sqrt{-2\rho_r \Delta P + 2\rho_r^2 w_{f,out}} dS \quad (7)$$

ここ迄で未知数より数式が一つ少ないため解は得られない。そこで中性帯高さ Z_n は火災浮力より開口部差圧に強く支配されると考えて、 Z_n の計算に限り区画内を一様、すなわち $\rho_r = \rho_f = \rho_{ave}$ として

火炎浮力を無視 ($w_{f,in} = w_{f,out} = 0$) して式(1)(6)(7)から Z_n を求める。
換気量 M (および $w_{f,in}$, $w_{f,out}$) は得られた Z_n に基づいて式(3)(6)(7)を解けば求められる。なお、 M の算出についても前述の Z_n と同様に $\rho_r = \rho_f = \rho_{ave}$ とすると川越のモデル¹⁾と実質的に等しくなる。

3. 実験概要

3.1. 実験条件および区画模型

実験条件を表1に、実験で用いた区画模型を図1に示す。
区画模型は間口 170mm, 奥行 1400mm で天井高さと同開口形状は実験条件によって異なる。当該区画模型は間口が狭いのが特徴的だが、これは模型内部の流れを二次元に単純化し、想定火災 (前章) に近づけることを意図している。当該区画模型の内装にはセラミックファイバーブランケットおよびセラミックファイバーボードを用いた²⁾。
実験1～4は寸 300mm の開口が一つ、実験5～7は寸 100mm と寸 50mm の計2つの開口が上下に 300mm 離れて設けられている (以降、前者を「単一開口実験」、後者を「二開口実験」と呼ぶ)。開口幅は全て 170mm (区画幅と同じ) とした。なお、二開口実験で上下の開口面積が異なるのは中性帯を下部開口上端から上部開口下端までの間に位置させるためである。
火災部分の浮力による仕事 w_f (式(2)) が異なるときの換気量を計測するために、区画模型の天井高さ H_c を単一開口実験では 900, 750, 600, 450mm の4条件、二開口実験では 900, 750, 600mm の3条件で変化させた。なお、開口上部の垂れ壁の大きさは、既燃ガスの外部への流れ出し易さに影響すると考えて、150mm で統一した。
全実験共通で、火源は幅 170mm (区画幅と同じ) × 奥行 580mm の面積を有するガスバーナーで、燃料にプロパンを使用した。実験を本研究の火災想定に近づけること、および火災とそれ以外の部分とを区別し易くなるように、当該火源を開口から見て区画奥に設置

した。火源の公称発熱速度は単一開口実験で 42.1kW (27L/min)、二開口実験で 32.8kW (21L/min) である。これらは、開口因子から算定される区画内への流入空気量の全てが燃焼に寄与した場合の発熱速度³⁾に相当する。燃料は当該目標値に達するまで段階的に目標の 1/3 ずつ 14～16 分間隔で増加させた。流量制御にはマスフローコントローラーを使用した。

3.2. 計測方法

区画内温度、開口部気流の動圧・温度および区画模型周囲の空気温度 (以降「外気温度」) を計測した⁴⁾。区画内温度は図2に示す位置で K 型熱電対を用いて測定した。開口部気流の動圧および温度は図2および図3の位置で K 型熱電対を取付けた二方向管⁵⁾を用いて計測した。なお、熱電対先端と二方向管本体は接触していない。
本報で報告する計測値は、所定の燃料供給量に設定してから 12 分後のものである。但し、単一開口実験における開口部気流の動圧・温度については、計測点数に対して二方向管が不足していたため、当該時刻を境に B3・B4 を B3'・B4' に移動して計測した。これらについては移動前・後の計測値を換気量の計算に用いた。
換気量は開口部で計測された動圧と温度から次のように算出した。まず計測点を含むように図3の点線のように分割した開口の各部分の流速 v を式(8)で求める。次に流速 v に気流密度 ρ と各部分の面積 A を乗じて式(9)のように各部分での流出・流入量 M を求める。

$$v = \sqrt{2\Delta P_b / \rho_b}$$
 (8)

$$M = \alpha \rho_b v A = \alpha A \sqrt{2\rho_b \Delta P_b}$$
 (9)

但し、 $\alpha = 0.65$, $\rho_b = 353/T_b$ とした。

最後に、各部分の流出・流入量 (式(9)) のうち流出量を合計して区画の換気量とした。

表1 実験条件

実験番号	天井高さ [mm]	開口寸法 [mm]	公称 発熱速度 [kW]
単 一 開 口	1 900 2 750 3 600 4 450	幅 170 寸 300	42.1
二 開 口	5 900 6 750 7 600	(上部) (下部) 幅 170 幅 170 寸 100 寸 50	32.8

図3 開口部の二方向管および熱電対の計測位置

図2 区画模型

4. 実験結果

実験結果を表2および表3に示す。これらは各条件の所定の燃料供給量に設定してから12分後の計測値である。区画内温度および外気温度は1分間の時間平均、開口部温度および動圧は1.8分間の時間平均である。換気量は、前述(3.2.)の方法で計算した模型区画開口部からの流出ガス量である。表2の火炎温度 T_f は計測点10～14の平均、区画内雰囲気温度 T_a は計測点1～9の平均、区画内平均温度 T_{ave} は計測点1～10・12・14の平均である。前述(2.2.)のように本研究では区画奥の火炎に働く浮力の仕事(式(2))に着目するため T_f には奥壁近傍の計測値を用いた^{注6)}。

本研究では、図1のように①室内が高温ガスで満たされ、かつ②換気の流れが室内を一巡する火災を想定している。実験がこの想定①、②を満足したのか確認するために区画内温度(表2)の分布を図4に示す。同図(1)中の1～14の数字は計測点名称である。区画内の14計測点の全実験を通じた最低値は585℃(実験6計測点3)、 T_{ave} の最低値は934℃(実験6)であった。300℃以上の火災室温度下では換気量の温度依存性は大きくないこと⁴⁾を考えると、換気量を対象とするうえでは本実験の区画内温度は十分高く、想定①を満足したと言える。また、全ての実験で奥壁近傍(計測点10～14)が他の部分より高温で、天井直下(計測点1、4、7)では区画奥から開口方向に温度が低下していることが図4から確認できる。これらは、火炎が奥壁近傍を上昇し、その後、天井直下を開口に向かって流れたことを示しており、想定②が満足されたと考えて良い。以上より、全実験で本研究の火災の想定を満足したと言える。

本研究の焦点である換気量を比較するために全実験の計測値を図5に示す。単一開口実験(実験1～4)では天井高さが最小の実験4が0.0127kg/sで最小値となり、天井高さが最大の実験1で最大値0.0161kg/sとなったように、天井高さが大きいほど計測値も大きくなった。単一開口実験での最大値と最小値との差は最大値を基準として20.7%と顕著である。一方、二開口実験(実験5～7)の最大・最小値はそれぞれ0.0132kg/s(実験5)・0.0128kg/s(実験7)でその差は3%と小さいが、単一開口実験と同様に、天井高さの増加に伴って換気量が増加する傾向が確認された。

図4 区画内温度分布

図5 換気量計測値(流出量)

表2 区画内温度の計測結果

実験 番号	天井 高さ [mm]	区画内温度[℃]														火炎 T_f ※1	雰囲気 T_a ※2	平均 T_{ave} ※3
		計測点 1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14			
単 一 開 口	1	900	975	836	689	1076	930	695	1164	992	798	1163	1218	1213	1215	1193	1200	977
	2	750	975	834	684	1073	944	691	1180	1023	804	1181	1245	1264	1273	1226	1238	990
	3	600	976	856	645	1077	938	731	1179	1041	852	1199	1274	1303	1299	1263	1268	1005
	4	450	950	906	588	1052	955	775	1146	1060	942	1168	1195	1211	1197	1166	1187	993
二 開 口	5	900	915	844	701	1002	878	681	1110	947	761	1103	1152	1161	1153	1120	1138	935
	6	750	915	844	585	1004	898	677	1109	980	752	1114	1176	1201	1203	1125	1164	934
	7	600	918	880	808	1026	947	753	1142	1057	861	1180	1244	1274	1291	1292	1256	1012

※1: 計測点10～14の平均、※2: 計測点1～9の平均 ※3: 計測点1～10、12および14の平均

表3 外気温度、開口部温度・動圧および換気量の計測結果

	実験 番号	外気温度 T_o [℃]	開口部温度[℃]						開口部動圧[Pa](流出を+とする)						換気量 (流出量) [kg/s]
			B1 b1	B2 b2	B3 b3	B3' b3'	B4 b4	B4' b4'	B1 b1	B2 b2	B3 b3	B3' b3'	B4 b4	B4' b4'	
単 一 開 口	1	20.2	721	778	763	630	452	452	2.49	1.35	0.58	-0.06	-0.25	-0.60	0.0161
	2	20.5	680	789	753	638	449	451	2.33	1.33	0.57	-0.06	-0.19	-0.50	0.0159
	3	20.6	720	797	712	595	486	447	2.29	1.26	0.45	-0.11	-0.20	-0.46	0.0152
	4	22.8	762	763	636	548	484	452	1.84	0.92	0.20	-0.09	-0.13	-0.22	0.0127
二 開 口	5	20.3	691	770	778	-	137	-	2.57	2.13	1.52	-	-1.39	-	0.0132
	6	21.0	685	768	745	-	134	-	2.35	2.08	1.59	-	-1.41	-	0.0131
	7	20.1	684	779	737	-	152	-	2.33	1.99	1.45	-	-1.27	-	0.0128

図6 換気量の実験値と火炎浮力の仕事の計算値

図7 換気量の実験値と計算値の比較

5. 考察

前章の通り、天井高さの増加に伴う換気量の増加が実験で確認された。本章では、当該実験結果について2章で述べた火炎浮力の仕事による影響を検討する。なお、本章の各計算で必要となるガス密度は表2の火炎温度 T_f 、火災室雰囲気温度 T_r 、火災室平均温度 T_{ave} および表3の外気温度 T_o から算出する。

まず、各実験の換気量計測値（実験値）と火炎浮力の仕事 w_f との関係を図6に示す。 w_f は式(2)で計算した。同図からは、前述(2.1.)で予想したように w_f が大きいほど換気量が大きくなる関係が確認できる。

次に、火炎浮力の仕事を考慮する場合と火災室内を一様とみなして火炎浮力を無視する場合の2通りについて2.2.で述べた方法で換気量を計算し実験値と比較する。計算結果を図7に示す。火炎浮力を無視した計算値は天井高さが異なっても殆ど変化しないが、火炎浮力を考慮した計算値は実験値とほぼ平行に変化しており、天井高さの変化に伴った増減が良く一致している^{注7}。

以上のことから、本実験においては火災室（区画模型）内の火炎部分の浮力の仕事が換気量の増加に寄与したと判断できる。また前章の通り区画内平均温度は934℃以上であり比較的低温な床面近傍の計測点でも585℃以上と十分高温であるから、高温ガスで充満した火災室の換気量に火炎浮力の仕事が影響することを確認したと言える。

本実験で用いた区画模型は、換気量への火炎浮力の影響が大きくなるように意図されたものであり、建築物内の火災室として一般的な形状ではない。開口も含めた火災室の寸法や可燃物配置といった火災室の条件が異なれば、火炎浮力の仕事が換気量に影響する程度も異なると予想される。本研究では、換気量の算定においてこれまで考慮されることのなかった火炎部分の浮力が換気量に影響していることを確認したわけだが、以上のような火災室条件への当該影響の依存性の検討が今後の課題として挙げられる。

6. まとめ

本研究では、高温ガスで充満した火災室内の火炎の部分に働く浮力の仕事が換気量に与える影響の有無を確認するために、間口170mm・奥行1400mmの区画模型を用いて2種類の開口条件で天

井高さを変えた実験で換気量を計測すると共に、当該影響を考慮した計算値との比較を行い、以下の結論を得た。

- ① 区画模型に幅170mm・丈300mmの開口を設けた実験と、幅170mm・丈100mmと幅170mm・丈50mmの2つの開口を設けた実験のそれぞれで、天井高さの増加に伴って換気量が増加することを確認した。
- ② 火炎部分に働く浮力の仕事を考慮した換気量計算値が、天井高さの変化に伴った増減について実験値と良く一致した。一方、当該影響を無視した計算値の増減は実験値と一致しなかった。このことから天井高さの増加に伴う換気量の増加は火炎部分の浮力の影響によるものであると考えられる。

以上の火災室の換気量への火炎部分の浮力の影響は、当該影響が大きくなるように意図された実験および解析方法によって確認されたものであり、火災室条件によって変化することが予想される。火災室条件の違いが当該影響に与える変化の把握が今後の課題として挙げられる。

謝辞

本実験の実施に当たっては、早稲田大学（当時）の中嶋慶朗君に多大な協力を頂いた。また、日本建築学会関東支部防火専門研究委員会の鈴木圭一氏、新谷祐介氏、水上点晴氏および岸上昌史氏から貴重なご助言を頂いた。ここに記すと共に関係各位のご協力に深く感謝を表します。

使用記号

本文・図・表で使用している記号の意味は以下の通り。“（ ）”内は単位を表すが、本文等に単位が記載してある場合はそちらに従う。

A : 面積(m^2), A_w : 開口面積(m^2)

w_f : 単位重量の気体に対して働く火炎部分の浮力・重力の仕事(J)

$w_{f, in}$, $w_{f, out}$: w_f の内、換気の流入に係わる成分と流出に係わる成分(J)

H_c : 区画天井高さ(m), H_w : 開口の縦寸法(m)

M : 換気量・流出量・流入量(kg/s),

ΔP : 開口部差圧、内部より外部の圧力が大きい場合を正とする(Pa)

ΔP_b : 動圧計測値(Pa)

S_{in} , S_{out} : 中性帯以下の開口面積と中性帯以上の開口面積(m^2)

T : ガス温度(K)

T_b, T_f, T_o, T_r : 動圧計測点のガス, 火炎, 外気, 火災室雰囲気温度(K)
 Z_a : 中性帯高さ(m),
 g : 重力加速度(m/s²),
 v : 速度(m/s), v_{in}, v_{out} : 流入部での速度と流出部での速度(m/s),
 z : 開口下端からの鉛直距離(m),
 α : 開口流量係数
 ρ : ガス密度(kg/m³)
 $\rho_b, \rho_f, \rho_o, \rho_r$: 動圧計測点のガス, 火炎, 外気, 火災室雰囲気温度(kg/m³)

注

注 1) この計算式は, 火炎浮力の仕事が換気量に与える影響の有無を確認することを目的として, 当該影響が顕著に顕れると予想される特定の状況を想定したものである。従って, 汎用的ではなく, 実用には適さないことに注意されたい。

注 2) 区画模型の壁, 床および天井の構成材料は以下の通り。

壁 (正面): セラミックファイバーボード(以降「CBD」) (厚さ 25mm)
 壁 (背面): CBD (厚さ 50mm(25mm×2 枚))
 壁 (側面): 鋼板 (厚さ 3mm, 下地) + セラミックファイバーブランケット (以降「CBL」) (厚さ 50mm, 上貼り)
 床: CBD (厚さ 25mm, 下地) + CBL (厚さ 25mm, 上貼り)
 天井: CBD (厚さ 50mm(25mm×2 枚))

注 3) 単一開口実験 (実験 1~4) では $1500A\sqrt{H_w}$ (ここで A : 開口面積[m²], H_w : 開口丈[m])とした。また, 二開口実験 (実験 5~7) では下式で求めた換気量¹⁰⁾に単位重量当たりの空気の燃焼発熱量 3000kJ/kg を乗じた値とした。

$$m = \alpha A_a \sqrt{2\rho_o \Delta\rho g H} \left\{ 1 + \left(\frac{T}{T_o} \right) \left(\frac{A_a}{A_s} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \quad \text{付式 1}$$

ここで, m : 換気量[kg/s], α : 流量係数 0.65, A_a : 下部開口面積[m²], A_s : 上部開口面積[m²], $\Delta\rho$: 火災室内外密度差[kg/m³], T : 火災室温度 [K], T_o : 外部温度 293[K], H : 上部開口中心から下部開口中心までの距離[m]

注 4) 3.2.に述べた他に, 随時, 区画内ガスを 0.001kg/s 以下で吸引しガス温度・濃度を計測した。また, 吸引管の詰まりを除去するために瞬間的に空気を送り込んだ。これらの吸引・供給は流量が僅かであり, 本文記載の計測値と時刻も異なっているため, 本研究内容に与える影響は少ない。また得られた計測値も本研究目的と直接関係が無いため詳細な説明は控える。

注 5) 本実験で使用した二方向管は, 付図 1 に示すブローブと微差圧トランスデューサ (Validyne, DP103-06) およびアンプライザ (クローネ, MS1001-4ch) で構成されており, フルスケール 22Pa, 計測精度はフルスケールの±0.25%である。

付図 1 二方向管ブローブ

注 6) w_f (式(2)) は浮力と気流の向きが一致する場所 (気流が上向きの場合) で発生する。計測点 4, 7, 8 は周囲と比べて計測値が高く, 実際には火炎が存在したと思われるが, 気流の向きについては, 4.実験結果・第 2 段落の通り計測点 4, 7 は水平に近いと考えられ, 計測点 8 についても直下で火源に近い計測点 9 が計測点 8 より低温であることから鉛直方向に火炎は立ち上がっていないと判断される。これらの計測点は w_f には関与しないと考える T_f の算出には用いなかった。

注 7) 火炎浮力の影響を考慮した計算値と実験値の間に差が見られるが, この原因としては①計算では火炎浮力の仕事を大きめに算定していること, ②幅が狭く奥行が大きい実験区画の壁面摩擦, 火炎の上昇流の天井衝突やそれに伴う曲がりおよび流入気流と流出気流のように向きが異なる気流同士の干渉などによる圧力損失の影響を無視したこと, ③実験では区画内外からの放射の影響により熱電対による開口部気流温度の計測値に誤差が生じた可能性があることが考えられる。原因が①の場合は 2.2.で述べた通り本考察のような定性的な比較では大きな支障ではない。②については, 壁や天井の形状や表面状態は全実験で同じであり火炎の形状も 4.実験結果で述べたように実験毎で大きくは変わらないので壁面摩擦や火炎の天井衝突等による影響は全実験で同程度と考えられる。異方向の気流の干渉の影響は, 換気の流入・流出の位置関係が異なる単一開口と二開口とで比較すれば異なるが, 同一開口条件では同程度と考えられるので, 本考察のように同一開口条件での比較に問題はない。③は, 二方向管の熱電対から区画内・外を見る形態係数と区画内温度に依存するが, 区画内平均温度 (934~1012℃) が実験条件であり変化せず, 同一開口条件での比較では形態係数は変わらないので当該計測誤差は支障とならないと考えられる。

因みに, 単一開口実験と二開口実験とで計算値と実験値の大小関係が異なる。この原因を把握するには更なる検討が必要であるが例えば以下の可能性を考えることができる。

・単一開口実験では換気の流入部と流出部が接近しており, 上記②の流入気流と流出気流の干渉による圧力損失が大きかった。しかし計算値は圧力損失を考慮していないため実験値より大きくなった。一方, 二開口実験は流入部と流出部が離れているため圧力損失の影響が小さく, 計測値と実験値との差は比較的小さくなった。

・二開口実験では開口面積が小さいため, (開口面からやや外部よりに設置された) 二方向管の熱電対から区画外を見る形態係数が比較的大きく, 上記③について区画内からの放射より区画外からの放射の影響が大きかった。その結果, 気流温度が実際より低く計測され, 式(8)(9)から算出する実験値が大きくなったため, 計算値は実験値よりやや小さな値 (誤差 4%未満) となった。

参考文献

- 1) Kunio KAWAGOE: Fire Behavior in Rooms, REPORT OF THE BUILDING RESEARCH INSTITUTE, No.27, pp.1-73, The Building Research Institute, Ministry of Construction, Japan, 1958.9.
- 2) 川越邦雄, 関根孝: 壁体の熱伝導率のちがいによるコンクリート造建物内の火災温度曲線の推定, 日本火災学会論文集, 第 13 巻, 第 1 号, pp.1-12, 1963.11.
- 3) JOHN A. ROCKETT: Fire Induced Gas Flow in an Enclosure, Combustion Science and Technology, Vol.12, pp.165-175, 1976.
- 4) Nakaya, I., Tanaka, T., Yoshida, M. and Steckler, K.: Doorway Flow Induced by a Propane Fire, Fire Safety Journal, Vol.10, pp.185-195, 1986.
- 5) K. D. STECKLER, J. G. QUINTIERE and W. J. RINKINEN: Flow Induced by Fire in a Compartment, Nineteenth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, pp.913-920, 1982.
- 6) K. D. STECKLER, H. R. BAUM and J. G. QUINTIERE: Fire Induced Flows through Room Openings - Flow Coefficients, Twentieth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, pp.1591-1600, 1984.
- 7) J. G. Quintiere and Lei Wang: A General Formula for the Prediction of Vent Flows, Fire Safety Journal, Vol.44, pp.789-792, 2009.
- 8) Ee H. Yui: Vent Flows in Fire Compartments with Large Openings, Journal of Fire Protection Engineering, Vol.17, 2007.8.
- 9) 中村正寿, 道越真太郎, 長谷見雄二: 小開口区画における火災の燃焼率に関する実験研究, 日本建築学会環境系論文集, 第 78 巻, 第 690 号, pp.613-622, 2013.8.
- 10) 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, 2002.1.

EFFECT OF FLAME BUOYANCY ON VENT FLOWS IN FULLY-DEVELOPED COMPARTMENT FIRES

Masatoshi NAKAMURA^{*}, *Shintaro MICHIKOSHI*^{**}, *Daisuke KAMIKAWA*^{***}
and Yuji HASEMI^{****}

^{*} Technology Center, Taisei Corp., M. Eng.

^{**} Technology Center, Taisei Corp., Dr. Eng.

^{***} Forestry & Forest Products Research Institute, Dr. Eng.

^{****} Prof., Faculty of Science and Engineering, Waseda University, Dr. Eng.

The objective of this study was to evaluate whether flame buoyancy increases vent flows in fully-developed compartment fires. Such vent flows are usually calculated from the hydrostatic pressure difference between the interior and exterior of the compartment. The interior environment is assumed to be uniform or two-layered with no horizontal distribution. However, in actual fires, flame distribution varies according to the opening conditions and displacements of fire loads. Most flames should appear along the main ventilation streamline. At points of upward-directed streamline, the vent flows may be enhanced by flame buoyancy. However, the effects of flame buoyancy have not been extensively investigated. In this study, we investigated flame buoyancy in a series of small-scale experiments, varying the ceiling height of the compartment and the number and size of the openings. The ceiling height of the compartment was assumed to be the flame height. Under all seven tested conditions, the width and depth of the compartment were retained at 170 mm and 1400 mm, respectively. The compartments had either a single opening (width $\times$ height = 170 mm $\times$ 300 mm) or two openings (170 mm $\times$ 100 mm and 170 mm $\times$ 50 mm). The ceiling height was varied between 450 mm and 900 mm for the single-opening condition and between 600 mm and 900 mm for the two-opening condition. A propane burner with a width and depth of 170 mm and 580 mm, respectively, was installed at the innermost region of the compartment. Using a mass flow controller, the nominal heat release rate was controlled at 42.1 kW (27 L/min) and 32.8 kW (21 L/min) for the single-opening and two-opening conditions, respectively, equivalent to combusting the entire volume of inlet air (predicted from the opening configuration). The vent flows were measured with bidirectional probes. In the single-opening compartment, the minimum (0.0127 kg/s) and maximum (0.0161 kg/s) vent flows was recorded at the lowest and highest ceiling height, respectively. Similarly, higher ceilings yielded stronger vent flows in the two-opening compartment, although the difference between the minimum (0.0128 kg/s) and maximum (0.0132 kg/s) vent flows was much smaller. High ceilings yielded greater vent flows through the openings under both opening conditions.

The work of flame buoyancy was calculated from the ceiling height and distribution of the fire temperature (measured by thermocouples). The vent flows were calculated under two conditions: calculation accounting for the effect of flame buoyancy and that assuming a uniform environment in the compartment.

Accounting for flame buoyancy increased the calculated vent flow under high ceiling conditions, whereas the constant-environment assumption predicted similar flows at all ceiling heights.

Since the calculated vent flows matched the experimental data better when flame buoyancy was considered, we conclude that flame buoyancy significantly affects the vent flows in compartments.

(2014年2月9日原稿受理, 2014年7月23日採用決定)