

## 參考資料



## A - 1 発熱速度に関する実験的検討

### A - 1 - 1 目的

これまで、区画火災に関しては数多くの研究の蓄積があるが、そのほとんどが無風時の火災性状に関するものである。そこで、有風下の火災による加害性及び被害性を検討する上で基礎的な情報である有風下の木材の発熱速度・燃焼速度（重量減少速度）について、実験的に検討を行った結果を報告する。

発熱速度は、可燃物単位重量あたりの発熱量と燃焼速度との積で示される。建物火災時に主な可燃物である木質系材料は、有風時には無風時に比べ比較的空気が多い条件で燃焼する。そのため、不完全燃焼の割合は少なく単位重量あたりの発熱量は一定であると仮定し、実験的には燃焼速度（重量減少速度）を問題とする。延焼シミュレーションにおいて、発熱速度は以下のようにモデル化する。

裸木造が倒壊せずにそのまま燃焼する場合は、その開口の多さから無風時においても燃料支配条件で燃焼しており、有風時においても燃焼速度は変わらない。

木造建物等が地震により倒壊するなど木材が積み重なった状態では、換気支配条件で燃焼しており、外気風により流入空気量が増加する場合は、それに見合って燃焼速度も増加する。

土塗り壁同等構造、防火構造、準耐火構造、耐火構造など、それぞれ性能の違いはあるものの、外壁に耐火性能があるもの（あると考えられるもの）は、開口条件により、燃焼支配型か換気支配型に別れ、燃料支配型は外気風によらず燃焼速度は一定であるが、換気支配型では流入空気量により燃焼速度も増加する。ただし、屋根や外壁等の防耐火性能により、開口の条件が変わる場合は考慮する。

### A - 1 - 2 既往の研究

木材クリブの燃焼性状はこれまで多くの蓄積がある[2-1~2-13]。Block[2-13]による理論的な検討があるものの、実験結果に基づくモデルが主であり、現象としては、必ずしも十分に理解されているとはいえない。というのも、木材クリブ自体が実際の火災における可燃物ではなく、あくまでも模式的な可燃物であり、その基本的な性状は実際に燃焼させれば得られることによる。しかし、実験条件を設定すればするほど、クリブの火災性状の支配パラメータを理解する必要が生ずる。以下に、木材クリブの燃焼速度について、自由空間における無風時、有風時、区画内のそれぞれについて概説する。

#### 1) 自由空間における無風時の木材クリブの燃焼

木材クリブの燃焼は、古くから研究されてきた。Block[2-13]は木材クリブの燃焼をクリブ内のそれぞれの縦のシャフトについて、側面からの空気や燃焼ガスのやりとりがないものとして検討し、クリブ全体についてモデル化した。そのため、底面から流入した空気がクリブ内で燃料ガスと反応しながらクリブ上面の開口から出るとして、次のように燃焼速度をモデル化した。

$$\dot{m}_f'' = \frac{1}{2} f \left\{ \left[ \left( \frac{\sigma}{\rho} \right) \right] g h \right\}^{1/2} \left[ \frac{1}{G} \right] \quad (2.2.1)$$

$$= P_s h f / 2 A_{vs} \quad (2.2.2)$$

$$= w / w_b = 1 + \quad (2.2.3)$$

$$G = \left\{ -1 \left[ \frac{1 - \epsilon}{1 - (\sigma / \rho)^2 - 2\epsilon} \right] \right\}^{1/2} \quad (2.2.4)$$

ただし、 $\dot{m}_f$ :単位面積あたりの燃焼速度、 $\rho_a$ :流入空気の密度、 $\rho_g$ :燃焼ガスの密度、 $f=0.13$ 、 $A_{vs}$ :表面積、 $P_s$ :クリブ内シャフト1本の周長、 $w_b$ :クリブ底面での流入空気の流速、 $w_t$ :クリブ天井面での燃焼ガスの流速、 $g$ :重力加速度、 $h$ :クリブ高さ、 $\phi$ :燃料空気化学量論比、 $\phi_c$ :燃料ガスのクリブ内で反応する割合である。

このモデルは、底面から流入する空気のみでモデル化していること、クリブ側面での空気や燃焼ガスのやりとりを無視していること、式の誘導過程で2点問題があること(運動方程式を展開する際の初期条件の与え方とエネルギー方程式の発熱量の見積もり方)など、問題点も含み、本研究で側面から外気風を与えるという条件とはモデルの仮定条件が異なることなど、必ずしも本研究には用いることはできない。

また、その他多くのモデルが提案されているものの、それらを適用することも難しい。

## 2) 自由空間における有風時の木材クリブの燃焼

有風時の木材クリブの燃焼は、主に形成される火災の長さや傾きを求めるために実験的に検討されてきた。Thomas[2-14]は実験を行い、その結果から火災長さのモデルを導いている。その中で、実験結果は外気風により燃焼速度が増加する傾向が見られるものの、Thomasは基本的に燃焼速度は一定であると仮定して火災高さや傾きをモデル化している。

既往の研究結果から、Harmathy[2-12]は、木材など燃焼時に炭化層を形成する材料やPMMAなど燃焼時に炭化層を形成しない材料に対して、チャンバーによって強制的に空気を供給してクリブを燃焼させた際の燃焼速度について報告している。その結果から、燃焼速度は供給空気量に比例して増加することが示されるものの、モデル化はできていない。

## 3) 区画内における木材クリブの燃焼

区画内における木材クリブの燃焼速度も無風時の区画外の燃焼と同様、数多くの実験的・理論的な検討が行われてきている。川越・関根[2-15~2-17]は、区画内のクリブの燃焼速度が開口から流入する空気量を示す開口因子 $AH^{1/2}$ ( $A$ :開口面積、 $H$ :開口高さ)に比例することを示した(換気支配型燃焼)。また、Harmathy[2-18]は、既存の実験結果をとりまとめて、燃焼速度が、開口の大きさに依存せず自由空間における値に近い燃焼速度を示すことも示した(燃料支配型燃焼)。その結果、(2.2.5)式及び(2.2.6)式により、火災が換気支配型か燃料支配型かを判別でき、次に示すように木材クリブの区画内での燃焼速度が示される。

$$\frac{\rho_a \sqrt{g A \sqrt{H}}}{A_f} < 0.263 \quad (\text{換気支配型}) \quad (2.2.5)$$

$$\frac{\rho_a \sqrt{g A \sqrt{H}}}{A_f} > 0.263 \quad (\text{燃料支配型}) \quad (2.2.6)$$

$$\dot{m}_f = 0.0236 \rho_a \sqrt{g A \sqrt{H}} \quad 0.09 A \sqrt{H} \quad (\text{kg/s}) \quad (\text{換気支配型}) \quad (2.2.7)$$

$$\dot{m}_f = 0.0062 A_f \quad (\text{kg/s}) \quad (\text{燃料支配型}) \quad (2.2.8)$$

ここで、 $A_f$ :木材クリブの表面積、 $\dot{m}_f$ :燃焼速度である。

また、換気支配型と燃料支配型火災の境界付近では、クリブが区画周壁や燃焼ガスから熱の影響を受けて、燃焼速度が少し増加することもモデル化されている。

### A - 1 - 3 モデル化

既往の研究結果を概観すると、基本的には木材クリブの燃焼速度は、木材クリブ自体に流入する空気量に依存することが分かる。つまり、クリブの形状は木材クリブが区画内で燃焼するのと同じような熱的に閉塞する環境であり、クリブ内の温度上昇に基づく換気が行われているといえる。もし、この仮定が正しいとすれば、自由空間における木材クリブの燃焼速度を見積もる流入空気量に、外気風による流入空気量を加えることができれば、自由空間における有風時の木材クリブの燃焼速度を予測することが可能であり、また区画内においても有風時のそれは同様である。

#### 1) 自由空間における無風時の木材クリブの燃焼

まず、木材クリブの開口を通じた換気による流入空気量  $\dot{m}_a$  を次のよう算定した。クリブ内の温度:  $T_{in}$  を 807 ( ) で一様、外気温:  $T_0$  を 7 ( )、クリブの空隙部分を通じて密度変化に伴う換気が行われると仮定した。

$$\dot{m}_{out} = \alpha \sqrt{2\rho_{in}\Delta\rho g(h-z)} \left\{ A_c + \frac{2}{3}B(h-z) \right\} \quad (\text{kg/s}) \quad (2.3.1)$$

$$\dot{m}_a = \frac{2}{3}\alpha B \sqrt{2\rho_o\Delta\rho g z^3} \quad (\text{kg/s}) \quad (2.3.2)$$

$$\dot{m}_a = \dot{m}_{out} \quad (2.3.3)$$

ただし、 $\alpha$ :開口係数、 $A_c$ :クリブ上部開口面積、 $\rho_{in}$ :クリブ内ガス密度、 $\Delta\rho$ :密度差、 $g$ :重力加速度、 $z$ :クリブ下端から中性帯までの高さ、 $B$ :開口等価幅である。

$z$  の高さは(2.3.3)式の関係から回帰的に求め、最終的に(2.3.2)式から流入空気量を求めた。ここでは、Block が考慮しているようなクリブ内での周壁による抵抗は考慮していない。

#### 2) 自由空間における有風時の木材クリブの燃焼

次に、外気風によるクリブ内流入空気量  $\dot{m}_w$  を求める。クリブ内外に温度差があり、流線に対して開口部が直列にある場合の合成開口  $A_e$  は(2.3.4)式のように、開口部が並列に2つある場合は(2.3.5)式で表すことができる。

$$\left( \frac{1}{A_e} \right)^2 = \left( \frac{1}{A_1} \right)^2 + \frac{T_{in}}{T_0} \left( \frac{1}{A_2} \right)^2 \quad (2.3.4)$$

$$A_e = \frac{A_1 A_2}{\sqrt{A_1^2 + A_2^2 \frac{T_{in}}{T_0}}} \quad (2.3.5)$$

この合成開口を用いて、外気風による空気の流入空気量  $\dot{m}_w$  は、(2.3.6)式により求められる。

$$\dot{m}_w = \alpha A_e \rho \sqrt{C_u C_b} \sqrt{\frac{T_0}{2T_0 + \Delta T}} \quad (2.3.6)$$

ただし、 $C_u$ :風上風圧係数、 $C_b$ :風下風圧係数である。

最終的に、有風時に燃焼するクリブ内に流入する空気量  $\dot{m}_{in}$  は(2.3.7)式により算定できる。

$$\dot{m}_{in} = \dot{m}_w + \dot{m}_a \quad (2.3.7)$$

なお、 $\alpha = 0.7$  とすると、火災による換気量  $\dot{m}_a$  は、(2.3.8)式により表される。

$$\dot{m}_a = 0.2 \sqrt{g} A_e \sqrt{H} = 0.14 \sqrt{g} A_e \sqrt{H} = 0.526 A_e \sqrt{H} \quad (\text{kg/s}) \quad (2.3.8)$$

これらの結果、(2.2.5) ~ (2.2.8)式は、(2.3.9) ~ (2.3.12)式のように表される。

$$\frac{\sqrt{g} A_e \sqrt{H}}{A_f} = \frac{\dot{m}_{in}}{0.14 A_f} < 0.263 \quad (\text{換気支配型}) \quad (2.3.9)$$

$$\frac{\sqrt{g} A_e \sqrt{H}}{A_f} = \frac{\dot{m}_{in}}{0.14 A_f} > 0.263 \quad (\text{燃料支配型}) \quad (2.3.10)$$

$$\dot{m}_f = 0.0236 \sqrt{g} A_e \sqrt{H} = 0.169 \dot{m}_{in} \quad (\text{kg/s}) \quad (\text{換気支配型}) \quad (2.3.11)$$

$$\dot{m}_f = 0.0062 A_f \quad (\text{kg/s}) \quad (\text{燃料支配型}) \quad (2.3.12)$$

### 3) 区画内における木材クリブの燃焼

区画内に流入する空気量は、火災によるもの及び外気風によるものともにクリブで検討した考え方がそのまま適用できるため、(2.3.9) ~ (2.3.12)式を用いて算定する。

#### A - 1 - 4 実験方法

まず、自由空間あるいは区画内、有風無風の条件ともに共通の木材クリブを用いるため、その仕様について検討する。模型実験で使用するクリブは、実際の火災における可燃物ではなく、あくまでも実験における火源であるが、その仕様は現実の火災との相関を持つべきであることから、以下に基づく方法で仕様を決め、それを元に条件をいくつか設定する。

模型が小さくなりすぎると、無視していた現象の影響が大きくなることから、なるべく模型の大きさは原型の大きさに近い方が望ましい。しかし、安全性や経済性、施設等の制約から生ずる実験の可能性等の観点から、模型の大きさはなるべく小さくする必要がある。本実験では、風洞の性能とモデルで再現しようとする実際の風速の関係と、木材クリブの費用、実験に必要な人員等の関係から条件を定めた。

モデルで再現しようとする実際の風速と実験装置の関係から、風速は模型の縮尺の 1/2 乗に比例することから、模型の大きさを実際の建物（原型）規模のおおよそ 1/4 とすると、実際の風速で 20m/s までの範囲をカバーできる。また、この程度の大きさであれば実験の規模は大きくないことから人員の面からも問題がなく、現象も原型のそれと同じと考えられる。そこで、実験実施可能な縮尺比を、1/4 とした。

実際の火災時に問題になる可燃物の比表面積を  $0.2(\text{m}^2/\text{kg})$  とする。模型の大きさを天井高さ 0.6m、床も 0.6m 四方の大きさとした。この区画内に収納する可燃物として、クリブ 1 本の長さを 0.5m、比重 0.55（気乾）とし、クリブの上下の半分の面積はクリブが重なると考えると、クリブ断面の一辺を  $x$  とし、可燃物表面積には(2.4.1)式の関係がある。

$$\frac{2x^2+1.5x}{0.5x^2 \times 0.6 \times 10^3} = 0.2 \quad (2.4.1)$$

この関係から、おおよそ1辺  $x$  は 28mm になることから、実験では1辺 30mm のクリブを元にして、1辺が 20mm のもの、長さは 0.33m の条件についても行う。なお、木材クリブの段数、本数はそれぞれ表 2.4.1 に示すとおりである。

#### 1) 自由空間における無風時の木材クリブの燃焼

実験は、写真 2.4.1 に示すとおり、0.55m×0.55m×0.01m(厚)の鉄製の台の上に、4mm(厚)の鉄板、0.01m(厚)のパーライト板、0.5m×0.5m×0.025m(厚)のセラミックボード 2 枚を重ねて断熱層とし、その上に木材クリブをおいて燃焼させた。クリブ下端の高さは、床面から 0.8m である。クリブ重量の経時変化は、鉄製の台の下においた 0.55m×0.55m×0.01m(厚)の鉄板の 4 隅にロードセル(ミネベア製 C2M1-50k)を設置して測定した。木材クリブには米松を用い、それぞれの仕様(公称値)を表 2.5.1 に示す。なお、クリブは養生室で十分な期間養生し、平均含水率は約 8%であった。

表 2.4.1 区画外燃焼実験に用いたクリブの概要

	1本の幅(m)	1本の長さ(m)	1段の本数 $n$	段数 $N$	初期重量 $W_0$ (kg)	高さ $h$ (m)	総表面積 $A_f$ ( $m^2$ )
Crib1	0.03	0.50	8	6	11.4	0.18	2.270
Crib2	0.03	0.50	6	8	11.4	0.24	2.423
Crib3	0.03	0.50	8	11	20.6	0.33	4.166
Crib4	0.02	0.33	8	6	3.3	0.12	1.008
Crib5	0.02	0.33	6	8	3.3	0.16	1.076
Crib6	0.02	0.33	8	11	6.1	0.22	1.849
Crib7	0.03	0.33	6	15	14.1	0.45	2.791

表 2.4.1 中の Crib3 を除き、半屋外にて実験を行ったため、外気風の影響を測定するために、実験中は、床から 0.97m の高さでクリブから 5m 離れた位置で熱線風速計(NIHON KAGAKU KOGYO 製、Kanomax Anemomaster Model6141)を用いて測定した。なお、無風時の Crib3 については屋内において実験を行った。熱線風速計及びロードセルの出力は、データロガー(横河電気製、DA100)を用い、着火1分前から 0.5 秒間隔でノートパソコンに収録した。クリブへの着火は、断面 0.01m×0.01m のインシュレーションボードにメタノールを含浸させて助燃剤とした。インシュレーションボードの長さは、それぞれのクリブの長さとした。ロードセルは出力が安定するまでにある程度の時間を要するため、含浸させたメタノールの蒸発を防ぐ目的で食品包装用ラップフィルムによってインシュレーションボードを覆い、クリブの風上側の空隙に上(中)下段に各 1 本挿入し、最下段については中央の空隙にさらに 1 本挿入した。風速及びロードセルの出力が安定した後、助燃剤に L P G 拡散トーチを用いて 2 分間継続して加熱した。測定は、クリブの初期重量の約 1/6~1/8 になった時点で終了した。なお、助燃剤の燃焼は、クリブの燃焼が定常的に減少しはじめるまでに燃え尽きるため、その重量減少等の影響はほとんどないといえる。

#### 2) 自由空間における有風時の木材クリブの燃焼

実験方法は、無風時における方法と同様である。ただし、実験中の風速は、公称風速値で 0、2、4、6、9m/s であり、風速の測定位置は無風時と同様であるが、木材クリブの風上側で 5m 離れた位置である。また、木材クリブの仕様も表 2.4.1 の通りである。

### 3) 区画内における木材クリブの燃焼

写真 2.4.2 に示すような 25mm(厚)のセラミックボードで作成した模型を用いた。模型は内法寸法が 600mm の立方体で、風上と風下側の壁面中央部に、表 2.4.2 に示す開口部を設けた。開口部は、Model8 を除いて風上側の壁と風下側の壁の中央に設けた。Model8 では、風上側と風と平行に向く 2 つの壁のうちの 1 つの中央部に開口を設けている。なお、風上側の壁は風の向きに対して垂直方向を向いている。また、木材クリブも表 2.5.2 に示す通りである。区画内での重量減少は自由空間で用いた鉄製の台をその足が模型の床を貫通するようにして設け、台の下に置いたロードセルにより測定した。主な測定装置は区画外の実験と同様である。実験中の風速は、公称風速値で 0、2、3、4、6、9m/s であり、実験中は、床から 0.97m の高さでクリブから風上に 5m の位置で熱線風速計 (NIHON KAGAKU KOGYO 製、Kanomax Anemomaster Model6141) を用いて測定した。模型の概要は、図 2.4.1 に示す通りである。着火の方法及び測定終了時点は区画外の実験と同様である。各測定装置の出力は、データロガー (横河電気製、DA100) を用いて一部の実験を除いて着火 3 分前から 0.5 秒間隔でノートパソコンに収録した。

表 2.4.2 模型実験に用いたクリブ、公称風速、開口条件

模型	クリブ				公称風速 (m/s)	開口寸法	
	1本の寸法 幅*長さ(m)	1段の 本数 $n$	段数 $N$	初期重量 $W_0$ (kg)		幅 (m)	高さ (m)
Model1	0.03*0.5	8	11	20.6	0, 2, 3, 4, 6, 9	0.3	0.25
Model2	0.03*0.33	6	11	14.1	0, 2, 3, 4, 6, 9	0.3	0.25
Model3	0.03*0.5	8	14	14.0	2, 4, 6	0.3	0.25
Model4	0.02*0.33	8	11	26.8	0, 2, 3, 4, 6, 9	0.15	0.25
Model5	0.03*0.5	8	11	6.1	0, 2, 4, 6, 8, 9	0.15	0.25
Model6	0.03*0.5	8	11	20.6	9	0.3	0.2
Model7	0.03*0.5	8	11	20.6	0, 2, 4, 6, 8, 9	0.3	0.15
Model8	0.03*0.5	8	11	20.7	0, 2, 4, 6, 9	0.3*	0.25*

\*開口は風上側の壁と風と平行に向く壁の一つに設けている。

また、ピロティ形式の建物を除けば通常の建物は室の少なくとも下階に壁等があるが、本実験では模型の上下には写真 2.4.2 に示すように壁等を設けてはいない。これは、模型の大きさにより模型の風上側や風下側でできる風の強さや分布等に違いが起きること、それからこれらの屋外の条件は区画内の燃焼に影響を及ぼさないと考えられるからであり、一般的な建物形状に本結果を適用するには、それぞれの風圧係数の分布が分かれば計算可能であるからである。さらに、風速分布を考えた場合、地面等の接地境界層が形成されるのが一般的であるが、これも、建物の風圧係数と風速によりモデルに組み込まれるパラメータであることから、実験では一様な風を与える条件とした。

#### A - 1 - 5 結果及び考察

##### 1) 自由空間における無風時の木材クリブの燃焼

無風時の重量の測定結果は、有風時に比較すればノイズのような大きな振れ幅は測定されなかったものの、多少のノイズや不連続に変化するものも見られた。基本的には有風時の結果と併せて解析するために、データの取り扱い方法は有風時のそれと同様である。結果については、次の有風時の燃焼と併せて考察する。

## 2) 自由空間における有風時の木材クリブの燃焼

木材クリブの重量の測定結果は、図 2.5.1 に示すとおり風速の増加に伴いノイズのようなふれ幅を持っており、平均重量減少速度を算出するために7個のデータの移動平均を求めて、この平均値が一定である時間における平均重量減少速度を算出した。各実験における燃焼速度と風速の関係を図 2.5.2 に示す。この図から、(2.5.1)式の関係が得られた。

$$\frac{\dot{m}_f}{A_f} = 0.001v + 0.0063 \quad (\text{kg/sm}^2) \quad (2.5.1)$$

ただし、公称風速 0m/s の速度は、実測の外気風の流速を用いている。

また、(2.3.1)～(2.3.3)式を用いて密度差に基づくクリブ内への流入空気量  $m_a$  を算定し、 $\dot{m}_f/A_f$  と  $\dot{m}_{in}/(A_f)$  の関係を図 2.5.3 に示す。この結果から、ばらつきはあるものの、 $\dot{m}_f/A_f$  と  $\dot{m}_{in}/(A_f)$  の間には一定があることが分かった。また、Harmathy と同様に両対数のグラフで示すと、図 2.5.4 及び次式の通りである。

$$\frac{\dot{m}_f}{A_f} = 0.0787 \left( \frac{\dot{m}_{in}}{A_f} \right) + 0.0053 \quad (\text{kg/sm}^2) \quad (2.5.2)$$

また、燃焼により形成された火炎形状については、公称風速 4m/s 以上でいずれの木材クリブ上に形成された火炎は風下方向にほぼ水平に流れており、公称風速 2m/s においても火炎の傾きは大きい。そして火炎長さは、公称風速が大きいほど短くなる傾向を示している。

## 3) 区画内における木材クリブの燃焼

### (1) 天井がある場合

木材クリブの重量の測定結果の一例を図 2.5.5 に示す。木材クリブの重量の測定結果にはばらつきはあるものの、外気風が壁により制限されるので外気風によるクリブの振動が少なく、測定結果もばらつきが小さい。それぞれの実験で重量減少が一定の時間における平均重量減少速度を算出して燃焼速度とした。Crib3 の燃焼速度の平均値を表 2.5.1 に示す。ただし、天井有で風速 6m/s の実験は測定上の問題から、着火後 4 分 45 秒から測定を行った。燃焼速度と風速の関係は図 2.5.6 の通りであり、(2.5.3)式の関係が得られた。

$$\frac{\dot{m}_f}{A_f} = 0.00069v + 0.0037 \quad (\text{kg/sm}^2) \quad (2.5.3)$$

次に、自由空間と同様に区画内における燃焼速度と燃料表面積の比  $\dot{m}_f/A_f$  と風速  $v$  の関係を図 2.5.6 に示す。実験条件の範囲内では、自由空間と同様、 $\dot{m}_f/A_f$  は  $v$  の値に一次的に増加している。そこで、(2.5.1)式に示す  $\dot{m}_f/A_f$  と  $\dot{m}_{in}/A_f$  の関係を図 2.5.7 に示す。そして、Harmathy[2-18]と同様に両対数のグラフで示すと図 2.5.8 の通りである。なお、有風下における区画内流入空気量  $\dot{m}_{in}$  については、(2.3.7)式により求めた。これらの結果と自由空間における有風下の木材クリブの燃焼実験の結果とを合わせて考えると、区画内に流入した空気がどの程度木材クリブに直接流入するかは明らかではないものの、木材クリブは区画内外共に流入空気量でおおよそモデル化できることが分かる。木材クリブ内で燃焼する分解ガスと空気の割合に大きな違いがないことから、区画内外の結果ともに同じように(2.5.2)式の関係で整理できると考えられる。

(2.3.9)式及び(2.3.10)式は、無風時における区画内の燃焼速度を分ける境界を示しているが、外気風により区画内に空気が流入する条件(本実験の範囲内)では、このような値で境界を表さないことが分かる。しかし、Harmathy の実験結果からは、ある流入空気量に対する燃焼速度の上限があること

は示されているものの、本研究では十分なモデル化はできなかった。しかし、実大に換算して公称 18 m/sec の外気風の範囲においては、本モデルから流入空気と燃焼速度の関係は示される。

表 2.5.1 燃焼速度及び継続時間（天井有）（Crib1:11 段 8 本）

公称風速	平均風速 (m/s)	測定から着火までの時間 (sec)	定常状態開始時点		定常状態終了時点		定常状態継続時間 (sec)	燃焼速度 (kg/sec)	v=0m/sの燃焼速度との比
			着火からの時間 (sec)	重量 (kg)	着火からの時間 (sec)	重量 (kg)			
0m/s	0.00	120	810	15.487	1070	12.106	260	0.0130	1.000
2m/s	1.90	120	498	16.309	838.5	8.772	340.5	0.0221	1.702
3m/s	3.04	120	329.5	18.094	727.5	7.151	398	0.0275	2.114
4m/s	4.14	120	264.5	19.630	645.5	8.199	381	0.0300	2.307
6m/s	6.25	120	0	16.236	195.5	9.769	195.5	0.0331	2.544
9m/s	9.44	60	295	16.395	501	7.755	206	0.0419	3.225

## (2)天井がない場合

区画に天井がない場合は、Crib3 を用いた Model1 の条件についてのみ行った。木材クリブの重量の測定結果にはばらつきはあるものの、それぞれの実験で重量減少が一定の時間における平均重量減少速度を算出して天井がある場合と同様にして、燃焼速度とした。Crib3 の燃焼速度の平均値を表 2.5.2 に示す。木材クリブの重量と風速との関係を図 2.5.9 に示す。(2.5.4)式の通り、天井がある場合と同様に風速に伴って重量減少が増加する関係が得られた。

$$\frac{m_f}{A_f} = 0.00083v + 0.0058 \quad (\text{kg/sm}^2) \quad (2.5.4)$$

また、重量減少と流入空気量との関係は図 2.5.8 中に示すとおりであるが、天井がない場合では、実験中の観察結果からも分かるが、天井の風上部分から区画内に空気が流入するため、重量減少は、風速に一次的に増加しているものの、区画内への流入空気量が(2.3.1)～(2.3.7)式では十分に見積もられていないことが分かる。

表 2.5.2 燃焼速度及び継続時間（天井無）（Crib1:11 段 8 本）

公称風速	平均風速 (m/s)	測定から着火までの時間 (sec)	定常状態開始時点		定常状態終了時点		定常状態継続時間 (sec)	燃焼速度 (kg/sec)	v=0m/sの燃焼速度との比
			着火からの時間 (sec)	重量 (kg)	着火からの時間 (sec)	重量 (kg)			
0m/s	0.00	120	420	18.539	774	9.572	354	0.0253	1.000
2m/s	1.92	120	389.5	16.331	645	9.069	255.5	0.0284	1.122
3m/s	2.91	120	403.5	15.148	635.5	7.036	232	0.0350	1.380
4m/s	4.14	120	298	18.148	560.5	7.710	262.5	0.0398	1.570
6m/s	6.24	120	404.5	15.937	585	8.156	180.5	0.0431	1.702
9m/s	9.34	60	368.5	18.052	498.5	10.536	130	0.0578	2.282

## A - 1 - 6 まとめ

区画内外で木材クリブが燃焼した際には、クリブ内あるいは区画内に流入する空気量により、その重量減少速度を予測可能なモデルを構築することができた。しかし、換気支配から燃料支配への遷移点など明らかにできていないこと、区画内への流入空気量を見積もるモデルの適用範囲などが明らかにされておらず、今後、実験データの蓄積を要する。

区画内外において外気風がある条件で、木材クリブが燃焼する際に形成される火炎は、それを取り囲む周囲の状況により気流性状が変わるため、それぞれの状況に応じた検討が必要になる。本編では、その基礎となる火源の条件をある程度モデル化できたことから、今後は、周辺の状況を具体的に考慮した形での火炎のモデル化を行う必要がある。

#### 参考文献

- [2-1]F.Folk, Experiments in fire extinguishment, National Fire Protection Association Quarterly 31 No.2 115-126 (1937.10)
  - [2-2]J.Bryan, Scale Effects in the Burning of Timber, Ministry of Home Security, London, England RC(F) 64; RE/F 62/21/2; 10 p. (1943.)
  - [2-3]P.H.Thomas, On the Rate of Burining of Cribs of Wood, Fire Research Note 370 (1958)
  - [2-4]D.Gross, Experiments on theBurining of Cross Piles of Wood, Journal of Resarch of NBS-C.Engineering and Instrumentation Vol.66C No.2 (1962 3-6)
  - [2-5]J.Grumer and A.Strasser, Uncontrolled Fires-Specific Burning Rates and Induced Air Velocites, Fire Technology Vol.1 No.2 (1965.5)
  - [2-6]P.G.Smith and P.H.Thomas, The Rate of Burining of Cribs of Wood, Fire Research Note 728 (1968)
  - [2-7]P.H.Thomas, Effects of Fuel Geometry in Fires, Lecture Note at Trogir in Yugoslavia, (1973.8)
  - [2-8]P.H.Thomas, Behavior of Fires in Enclosures-Some Recent Progress, Fourteenth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, 1007-1020, 1973
  - [2-9]G.Heskestad, G., Modeling of Enclosure Fires, Fourteenth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, 1021-1030, 1973
  - [2-10]山鹿修蔵、栗本祐司、木材クリブの燃焼速度、消防研究所報告 第41号 (1976.5)
  - [2-11]斎藤文春、建築材料の火災初期における燃焼発煙性状に関する研究、建築研究報告、No.83 (1978)
  - [2-12]T.Z.Harmathy, Experimental Study on the Effect of Ventilation on the Burning of Piles of Solid Fuels, Combustion and Flames 31, 259-264 (1978)
  - [2-13]J.A.Block, A Theoretical and Experimental Study of Nonpropagating Free-Burning Fires, Thirteenth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute (1971)
  - [2-14]P.H.Thomas, The Size of Flames from Natural Fires, Ninth Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute (1962.9)
  - [2-15]関根孝、コンクリ - ト造建物の室内火災温度の推定 (その1・熱収支式と温度上昇曲線)、日本建築学会学論文報告集 第85号 (昭和38年5月)
  - [2-16]川越邦雄、関根孝、コンクリ - ト造建物の室内火災温度の推定 (その2・火災温度曲線とその応用)、日本建築学会学論文報告集 第86号 (昭和38年6月)
  - [2-17]川越邦雄、コンクリ - ト造建物の室内火災温度の推定 (その3・推定方式の実用化)、日本建築学会学論文報告集 第140号 (昭和42年10月)
  - [2-18]Hamathy,T.Z., A New Look at Compartment Fires, Part /Part , Fire Technology, Vol.8 (1972)
- Experimental Study on the Effect of Ventilation on the Burning of Piles of Solid Fuels, Combustion and Flames 31, 259-264 (1978)



写真 2.4.1 自由空間における木材クリブの燃焼実験概要



写真 2.4.2 区画内における木材クリブの燃焼実験概要 (天井有)

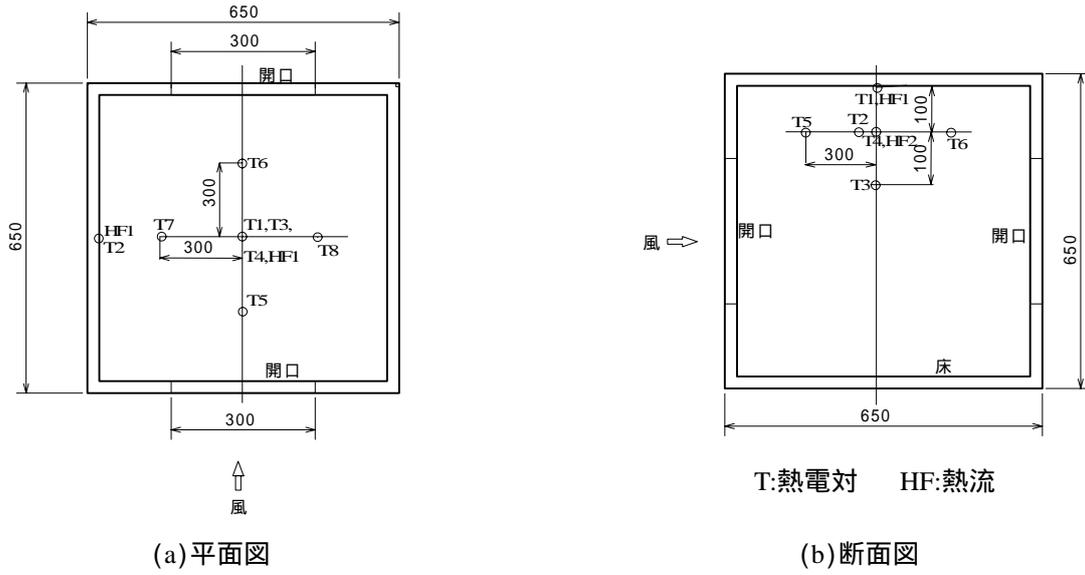


図 2.4.1 区画内燃焼実験測定位置

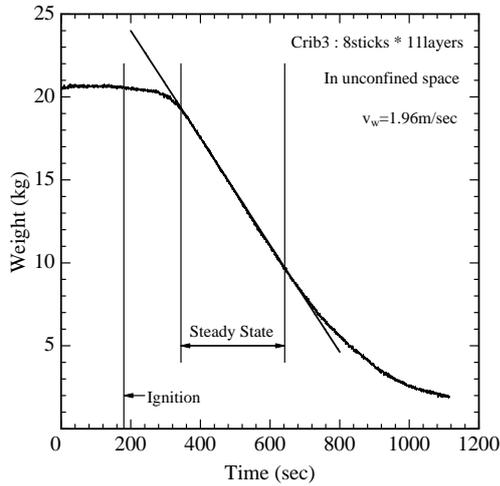


図 2.5.1 自由空間における木材ク립の測定結果(重量)の一例(Crib3,  $v_w=2\text{m/s}$ )

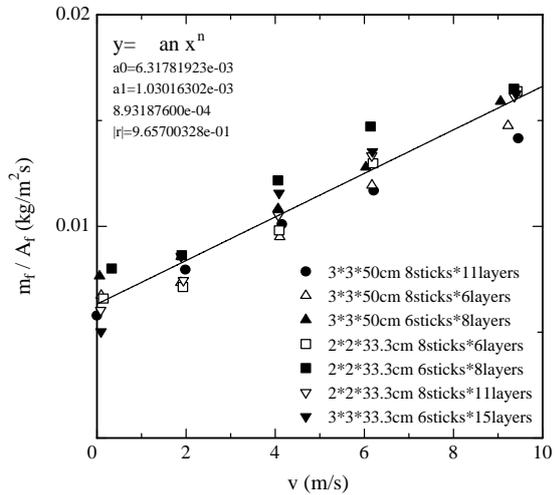


図 2.5.2 区画外における木材ク립の燃焼速度と風速の関係

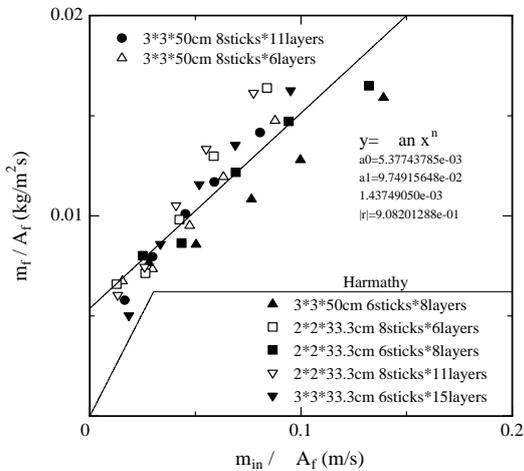


図 2.5.3 区画外における木材ク립の  $m_f/A_f$  と  $m_{in}/(A_f)$  の関係 1

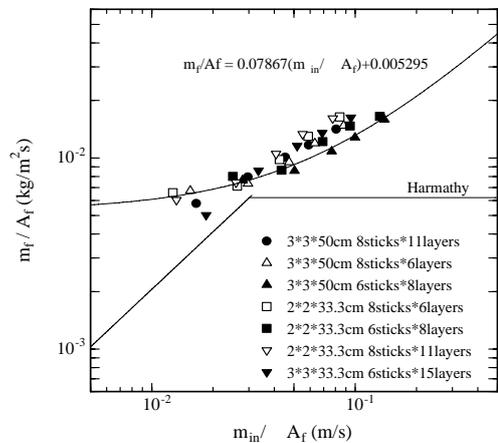


図 2.5.4 区画外における木材ク립の  $m_f/A_f$  と  $m_{in}/(A_f)$  の関係 2

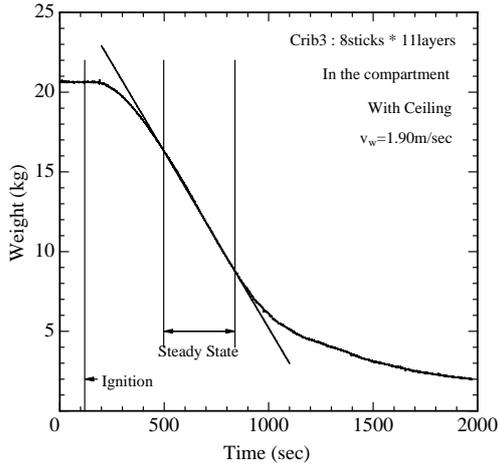


図 2.5.5 区画内における木材クリブの測定結果（重量）の一例（Crib3,  $v_w=2\text{m/s}$ ）

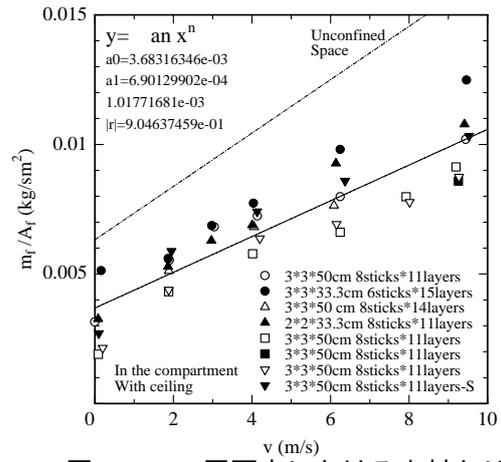


図 2.5.6 区画内における木材クリブの  $m_f/A_f$  と  $\min/(A_f)$  の関係（天井有）

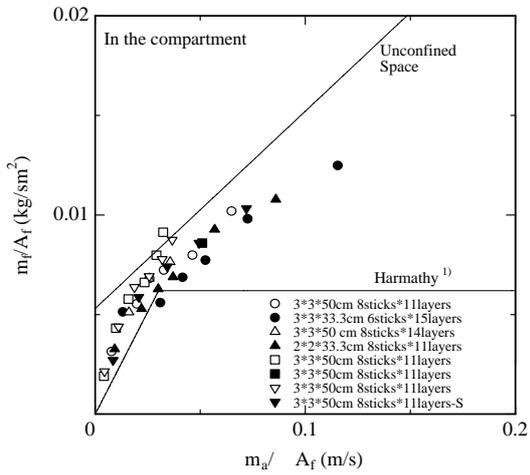


図 2.5.7 区画内における木材クリブの  $m_f/A_f$  と  $\min/(A_f)$  の関係 1（天井有）

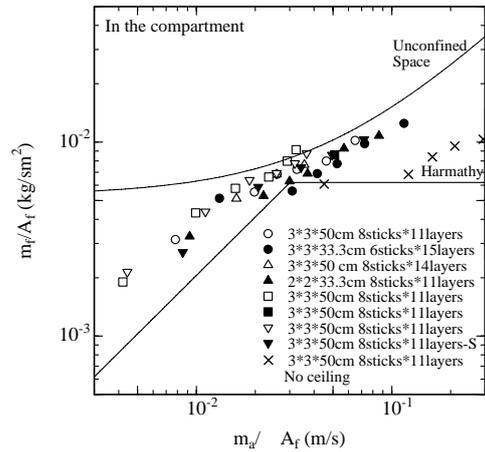


図 2.5.8 区画内における木材クリブの  $m_f/A_f$  と  $\min/(A_f)$  の関係 2

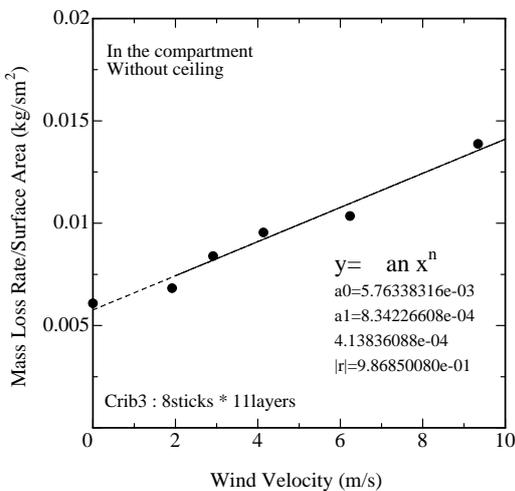


図 2.5.9 区画内における木材クリブの  $m_f/A_f$  と  $\min/(A_f)$  の関係（天井無）

## A - 2 有風下の建物模型周囲に形成される火炎性状

### 1. はじめに

都市部における過去の大火により市街地の災害に対する脆弱さが露呈した。特に木造建物が密集する地域では、一度火災が発生すれば、甚大な被害をもたらす大火に進展する可能性が潜在的に高い。この市街地の大火に関する被害を軽減することを目的とし、多くの研究が過去においても行われ、市街地火災の被害予測モデルも提案されている。しかし、それらモデルは過去の火災事例に基づく統計を参考にした経験則から構築されているものが大半を占める。このような背景には、物理的に市街地火災へ至る延焼拡大メカニズムが十分に解明されていないことが要因の一つとしてあげられる<sup>1)-3)</sup>。ここでは、上述した課題を踏まえ、有風下における建物の窓開口部からの噴出火炎、及び屋根倒壊後に建物上部に形成される建物上部火炎の性状を模型実験より定量的に明らかにし、建物周囲に形成される火炎性状モデルの構築を行う。

### 2. 実験概要

実験は、区画模型（区画寸法：幅 0.4m × 奥行き 0.4m × 高さ 0.4m、区画構成材料：セラミックファイバーボード、厚さ 0.025m）を独立行政法人建築研究所の実大火災風洞内に配置し行った。区画模型には、風向に対し  $c$  ( $0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ ) 傾く側壁面の風上側と風下側の中心にそれぞれ 1 つずつ、計 2 つの開口部を設けた。開口部寸法は幅 B0.2m × 高さ H0.2m、幅 B0.3m × 高さ H0.15m、幅 B0.13m × 高さ H0.26m とし、風上および風下の開口形状は同一とした。また火源は、木材クリブおよびプロパンガスを燃料としたガスバーナー（0.3m × 0.3m × 0.3m の 5 面から一様に噴出する立体的なバーナ）を用いた。

測定項目は、開口噴出火炎および区画上部火炎の温度分布を測定するために K 熱電対（0.32）を使用し、図 1(a)、(b) の通り 0.2m 間隔で格子状に設置した。また、木材クリブの燃焼時の重量減少速度を計測するためロードセルを使用し、火炎形状についてはビデオ撮影を行い記録した。

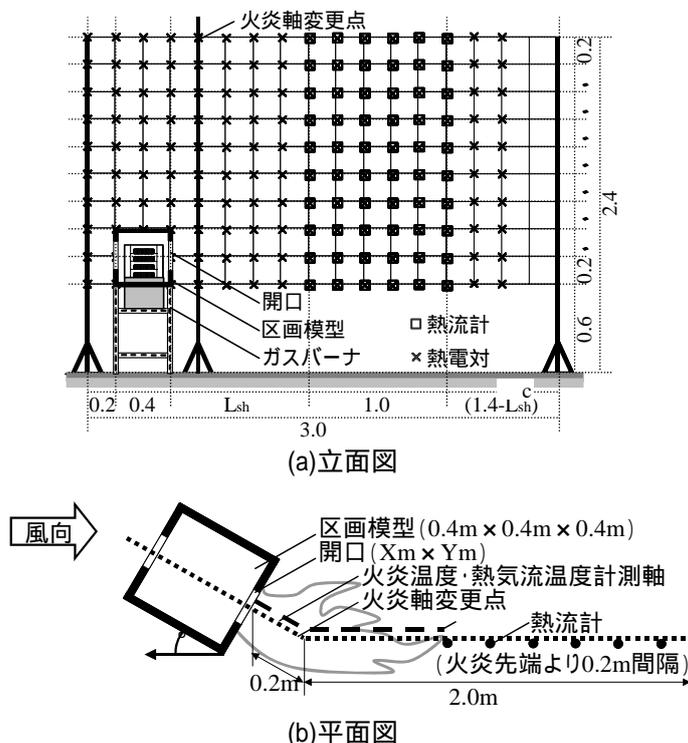


図1 実験装置概要図 (unit: m)

本実験では、まず表1に示した条件（開口条件、風向条件、区画模型の天井の有無、風速）に従い、木材クリブ（20mm×20mm×333mmの米松片を用い1段9本の15段）の重量減少速度を計測した。そして、その結果から換算した燃焼発熱速度に基づきプロパンガスの供給量を算定した。なお本実験において計測結果の代表値は、火炎性状が定常となった時点での1分間の平均値を用いることとした。

表1 実験条件

開口形状(B×H)	天井の有無	燃焼	風速	開口面の傾き
0.20m×0.20m	有り	木材クリブ	0.36m/s	0,30,60°
		プロパン	0.1,2,3,4,5,6m/s	
	無し	木材クリブ	0.36m/s	
		プロパン	0.1,2,3,4,5,6m/s	
0.30m×0.15m	有り	木材クリブ	6m/s	
		プロパン	0.1,2,3,4,5,6m/s	
	無し	木材クリブ	6m/s	
		プロパン	0.1,2,3,4,5,6m/s	
0.13m×0.26m	有り	木材クリブ	6m/s	
		プロパン	0.1,2,3,4,5,6m/s	

### 3. 実験結果及び考察

#### 3.1 燃焼発熱速度

木材クリブを可燃物とした条件での燃焼発熱速度の実験結果をもとに実験条件ごとにプロパンガスを使用する場合の燃焼発熱速度(kW)を表2(a)～(c)に示す。なお網掛け部分は、プロパンガスを使用する場合の燃焼発熱速度を設定するために目安とした木材クリブの実験結果を示している。

表2(a) 燃焼発熱速度( c=0° )

風速 (m/s)	区画天井有り: B×H(m)			区画天井無し: B×H(m)	
	0.20×0.20	0.30×0.15	0.13×0.26	0.20×0.20	0.30×0.15
0	98.6	98.6	98.6	176.5	176.5
1	150.5	154.2	150.8	230.3	229.6
2	202.5	209.8	203.0	284.2	282.7
3	254.4	265.4	255.2	338.1	335.8
4	306.4	320.9	307.4	392.0	388.9
5	358.3	376.5	359.6	445.9	442.0
6	410.3	432.1	411.8	499.8	495.2

表2(b) 燃焼発熱速度( c=30° )

風速 (m/s)	区画天井有り: B×H(m)			区画天井無し: B×H(m)	
	0.20×0.20	0.30×0.15	0.13×0.26	0.20×0.20	0.30×0.15
0	98.6	98.6	98.6	176.5	176.5
1	148.5	143.2	143.8	226.4	224.7
2	198.5	187.8	189.0	276.3	273.0
3	248.4	232.4	234.3	326.3	321.3
4	298.3	276.9	279.5	376.2	369.6
5	348.3	321.5	324.7	426.1	417.9
6	398.2	366.1	369.9	476.1	466.2

表2(c) 燃焼発熱速度( c=60° )

風速 (m/s)	区画天井有り: B×H(m)			区画天井無し: B×H(m)	
	0.20×0.20	0.30×0.15	0.13×0.26	0.20×0.20	0.30×0.15
0	98.6	98.6	98.6	176.5	176.5
1	136.3	140.0	138.7	217.0	219.7
2	174.0	181.3	178.9	257.6	263.0
3	211.7	222.7	219.0	298.2	306.3
4	249.4	264.0	259.2	338.8	349.5
5	287.1	305.4	299.3	379.4	392.8
6	324.8	346.7	339.5	420.0	436.1

#### 3.2 火炎性状(プロパン実験)

図2(a)および(b)は区画天井の有無に応じ区画周囲に形成される火炎性状を整理する上で用いた凡例等の定義を図示したものである。この定義のもと実験結果および考察を行った。

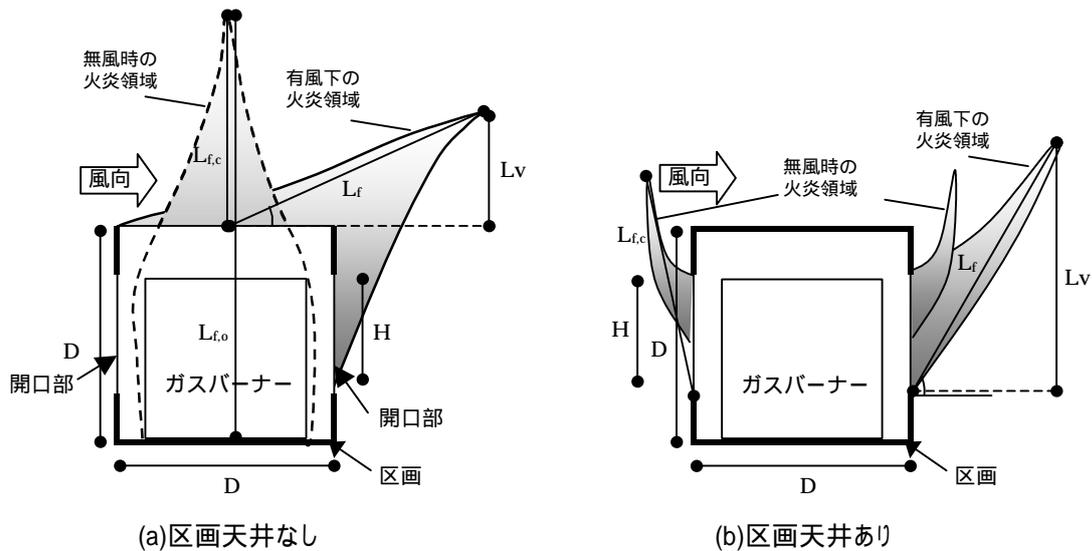


図2 火炎形状をパラメータの定義

### 3.2.1 火炎中心軸温度分布

無風時に自由空間中の可燃物上方に形成される火炎および火炎プルームの温度性状について過去に多くの研究が行われている。特に先駆的研究である McCaffrey による研究<sup>4)</sup>では、実験から導出した火炎中心軸の温度分布予測式を次式の通り提案している。

$$\Delta T = fnc(z, Q) = kz^m Q^n \quad (1)$$

ここで  $x = z/Q^{2/5}$  とした場合、可燃物上方に形成される高温領域を連続火炎領域、間歇火炎領域、プルーム領域にわけた場合、上式の各パラメータは、

$$\begin{cases} x < 0.08 & k = 800, m = 0, n = 0 \\ 0.08 \leq x < 0.2 & k = 63, m = -1, n = 2/5 \\ 0.2 < x & k = 21.6, m = -5/3, n = 2/3 \end{cases} \quad (2)$$

で与えられる。

また、無風時の開口からの噴出火炎性状については横井による研究成果がよく知られており、開口噴出火炎中心軸の温度分布の実験値を次式の関係で整理している。<sup>5)</sup>

$$\Delta T = fnc(z, r_0, Q_{ex}^*) \quad (3)$$

$$\text{ここで } Q_{ex}^* = \frac{R_{FO} T_f}{\rho_\infty T_\infty g^{1/2} r_0^{5/2}} \quad (4)$$

図3(a)は、本実験より得られた区画上部火炎について、McCaffreyによる解析手法を適用し火炎軸上に沿った長さ  $z$ (m) を  $Q^{2/5}$ (kW<sup>2/5</sup>) で除した値を横軸に、火炎軸の上昇温度  $T$ (K) を縦軸に採り整理した結果である。図3(a)より実験結果は全体的に横軸の任意の値に対し McCaffrey による予測値より低い値を示す傾向にあるが、温度の減衰勾配は概ね McCaffrey により調べられた間歇火炎領域の温度勾配と一致することが分かる。そこで仮想点源理論を適用し実験値を仮想点源補正值  $z$ (m) で補正した結果を図3(b)に示す<sup>6)</sup>。図3(b)より仮想点源補正を行うことにより McCaffrey による予測値と概ね実験値は一致する結果を得た。なお補正值  $z$ (m) は本条件では概ね  $D/2$ (m) であった。

一方、図4(a)は、横井の解析手法を適用し、本実験より得られた開口噴出火炎軸の無次元温度を横軸に、無次元長さ  $z/r_0$  を縦軸に採り整理した結果である。

$$\text{ここで } \Theta = \frac{\Delta T / T_\infty}{Q_{ex}^{*2/3} (T / T_\infty)^{2/3}} \quad (5)$$

この結果を図3と同様に仮想点源理論を適用し、図4(a)の実験値を仮想点源補正值  $z$  で補正した結果を図4(b)に示す<sup>7)</sup>。この結果、開口噴出火炎軸温度も仮想点源補正を行うことにより横井の予測式と概ね一致する結果を得た。

なお図3、図4ともに区画に対する風向角度  $\alpha$  が  $30^\circ$  の場合の結果を示しているが、その他の実験条件についても同様の結果が得られた。

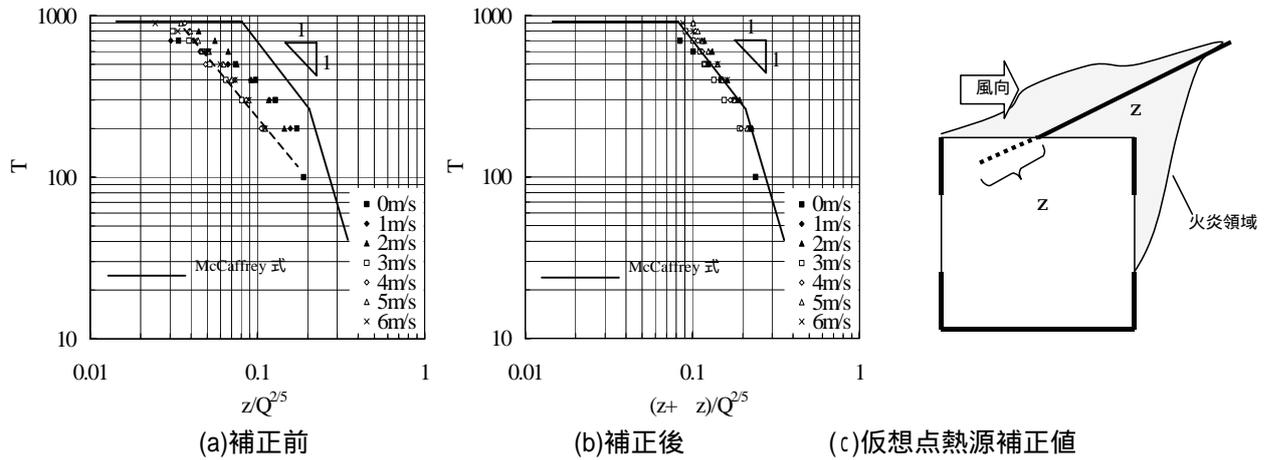


図3 区画上部火炎中心軸温度分布 ( $\alpha=30^\circ$ , 天井なし, 開口形状  $0.2B \times 0.2H$ )

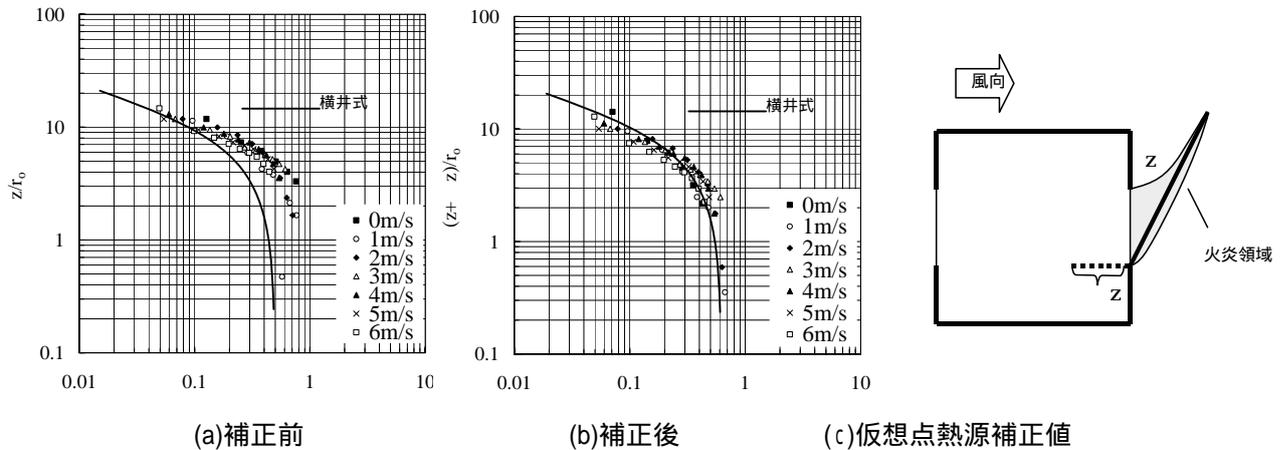


図4 開口噴出火炎中心軸温度分布 ( $\alpha=30^\circ$ , 天井あり, 開口形状  $0.2B \times 0.2H$ )

### 3.2.2 火炎長さおよび火炎の傾き

無風時の自由空間中の火炎高さについて次式が提案されている<sup>8)</sup>。

$$L_f = 3.3Q_f^{*n} D \quad (6)$$

$$Q_f^* = Q / \rho_\infty C_p T_\infty g^{1/2} D^{5/2} \quad (7)$$

$$\begin{cases} 0.3 \leq Q^* < 1.0 & n = 2/3 \\ 1.0 \leq Q^* & n = 2/5 \end{cases} \quad (8)$$

図5は、無風時の火炎高さについて上式を用いた計算値と実験値を比較した結果である。この結果では上式を用いた場合、本稿で定義している火炎高さ  $L_{f,c}$  は計算値より幾分低い値を示している。そこで、区画底部を起算点とした火炎高さ  $L_{f,o}$  を用い再整理すると、本実験条件では無風時における火炎高さは計算値と良好に一致する結果となった。よって本実験条件で定義した無風時の火炎高

さ  $L_{f,c}$  は

$$L_{f,c} = (3.3Q_f^{*n} - 1)D \quad (9)$$

と表せる。

つぎに有風下における火炎長さについて実験結果を整理する。図 6 は、横軸に Fr 数を無次元発熱速度  $Q_f^{*2/3}$  で除した値（横軸の記号説明は後述する）縦軸に有風下の火炎長さ  $L_f$  (m) を無風時の火炎長さ  $L_{f,c}$  (m) で除した無次元火炎長さをとり整理した結果である。図 6 より、縦軸の無次元火炎長さは横軸の値によらず概ね 1 という結果となった。

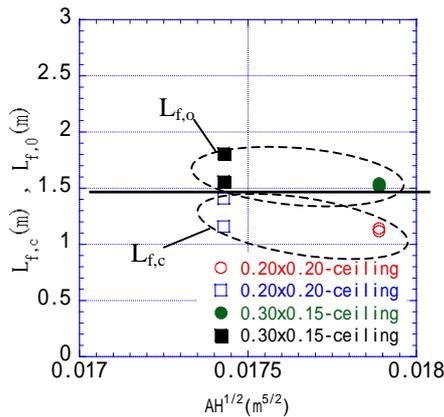


図 5 火炎高さ

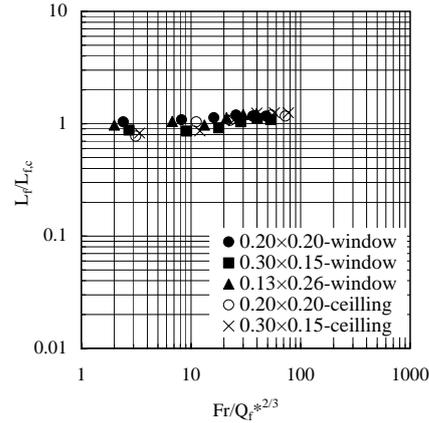


図 6 無次元火炎長さ ( $\theta_c = 30^\circ$ )

つぎに有風下における火炎軸の傾斜角度  $\theta$  について検討を行う。まず、Thomas によって自由空間中の木材クリブの有風下における火炎性状について実験研究が実施され、火炎中心軸長さ  $L_f$  および火炎の鉛直火炎高さ  $L_v$  について次式が提案されている<sup>9)</sup>。

$$\frac{L_f}{D} = 70 \left( \frac{m^{*2}}{g\rho_\infty^2 D} \right)^{0.43} \left( \frac{U^2}{gD} \right)^{-0.11} \quad (10)$$

$$\frac{L_v}{D} = 56 \left( \frac{m^*}{\rho_\infty U} \right) \left( \frac{U^2}{gD} \right)^{0.13} \quad (11)$$

上式から火炎軸の傾斜角度の算定式を導出すると以下の通りとなる。

$$\sin \theta = \frac{L_v}{L_f} = 0.8 \left( \frac{m^*}{\rho_\infty} \right)^{0.14} (gD)^{0.19} U^{-0.52} \quad (12)$$

さらに上式を  $Q_f^*$  および Fr 数を用い変換すると次式の通りとなる。

$$\frac{L_v}{L_f} = \varepsilon Q_f^{*0.14} Fr^{-0.26} \quad \text{ここで } \varepsilon = 0.43, \quad Fr = \frac{U^2}{gD} \quad (13)$$

また Putnam は Thomas 同様に自由空間中の木材クリブの有風下における火炎性状を実験的に調べ、火炎の傾斜角度について次式の提案を行っている<sup>10)</sup>。

$$\sin \theta = \frac{L_v}{L_f} = \lambda \left( \frac{U^2}{(m^* D g / \rho_f)^{2/3}} \right)^\beta \quad (14)$$

ここで  $\lambda = 0.79$ 、 $\beta = -1/5$  である。さらに  $Q_f^*$  および Fr を用い上式を変換すると

$$\frac{L_v}{L_f} = \lambda \left( \frac{F_r}{Q_f^{*2/3}} \right)^\beta \quad \text{ここで } \beta = 0.45 \quad (15)$$

と置き換えられる。すなわち Thomas および Putnam の研究成果より火炎軸の傾斜角度の算定式は、 $Q_f^*$  および  $Fr$  数をパラメータとし導出できることがわかる。そこで図 7 は、横軸に Putnam の研究成果より導いた  $Fr$  数を  $Q_f^{*2/3}$  で除した値、縦軸に有風時の火炎鉛直高さ  $L_v$  を無風時の火炎長さ  $L_f$  で除した値をとり整理した結果である。なお図中には、Thomas および Putnam が提案した式を用いた計算結果も併せて載せている。さらに図 8 では参考に傾斜角度  $\theta$  を整理した結果を示す。図 7 の結果より、実験値は横軸の値が大きくなるに従いその勾配を急にしながら減衰していく傾向が見られる。また横軸の値が概ね 20 より小さい場合には、実験値は Thomas および Putnam の予測式の結果より大きな傾斜角度を示しているが、横軸の値が概ね 20 より大きい場合には、実験値と一致する傾向が見られる<sup>10)</sup>。この実験結果から火炎軸の傾斜角度の近似式を求めると以下の通りとなる。

$$\begin{cases} F_r / Q_f^{*2/3} \leq 20 & L_v / L_f = 0.98 (F_r / Q_f^{*2/3})^{-1/5} \\ 20 < F_r / Q_f^{*2/3} & L_v / L_f = 2.6 (F_r / Q_f^{*2/3})^{-2/3} \end{cases} \quad (16) (17)$$

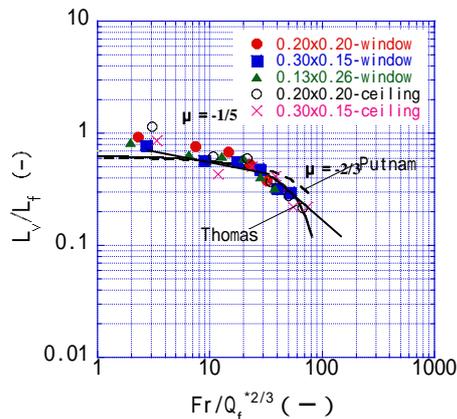


図 7 無次元火炎鉛直高さ ( $\theta = 30^\circ$ )

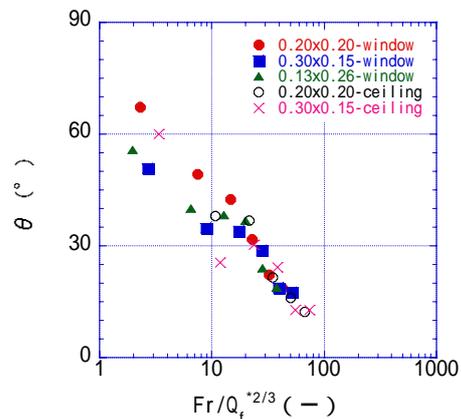


図 8 火炎傾斜角度 ( $\theta = 30^\circ$ )

#### 4.まとめ

有風下の建物模型周囲に形成される火炎性状を実験より明らかにした。本実験から得た結果に基づき建物周囲に形成される火炎形状として、火炎長さおよび火炎軸の傾斜角度の定量的予測式を提案した。本研究から得られた主な結果を整理すると以下の通りとなる。

- ・有風下における区画周囲に形成される火炎軸の温度分布予測は、仮想点熱源補正を行うことにより無風時の McCaffrey および横井により提案された予測式が適用できる。
- ・本実験条件の範疇では風速によらず火炎軸の長さは無風時の火炎軸長さと概ね同程度の長さとなった。
- ・有風下における火炎軸の傾斜角度は  $Fr$  数と無次元発熱量  $Q_f^*$  をパラメータとし整理できる。

#### 凡例

B: 開口幅(m)、D: 火源代表長さ(m)、 $Fr$ : フルード数 ( $=U^2/gD$ ) (-)、 $g$ : 重力加速度( $m/s^2$ )、  
H: 開口部高さ(m)、 $L_{l,c}$ : 自由空間中の火炎長さ(無風時)(m)、 $L_v$ : 火炎鉛直高さ(m)、  
 $L_f$ : 火炎長さ(m)、 $L_{f,c}$ : 火炎長さ(無風時)(m)、 $L_{f,o}$ : 区画底部を起算面とした火炎長さ(無風時)(m)、

$m''$  :可燃物単位表面積当たりの燃焼速度(kg/s/m<sup>2</sup>)、Q:火源発熱量(kW)、 $Q_f^*$ :無次元発熱速度(-)、  
 $Q_{ex}^*$ :開口噴出気流の無次元発熱速度(-)、 $r_o$ :相当開口半径(m)、 $R_{F0}$ :噴出気流量(kg/s)、  
 $T$ :火炎温度(K)、 $T_a$ :雰囲気温度(K)、 $T_f$ :区画内上昇温度(K)、 $T_c$ :火炎中心軸の上昇温度(K)  
 $U$ :風速(m/s)、 $Z$ :火炎中心軸に沿った長さ(m)、 $\rho$ :密度(kg/m<sup>3</sup>)、 $\theta$ :無次元温度(-)

#### 参考文献

- 1) 平成 11 年度建設省総合技術開発プロジェクト：まちづくりにおける防災評価・対策技術の開発報告書,1999.3
- 2) 日本火災学会：日本火災学会誌 vol49-51,1999.11-2002.1
- 3) 消防庁：消防白書,2000 年版,2001 年版
- 4) B.J.McCaffrey:Purely Buoyant Diffusion Flames Some Experimental Results,NBSIR79-1910,1979
- 5) S.Yokoi:Study on the Prevention of Fire-Spread Caused by Hot Upward Current, BRI Report NO.34, Building Research Institute, Ministry of Construction of Japan, 1960.9
- 6) B.Cetegen et.al. : Entrainment and Flame Geometry of Fire Plumes, California Institute of technology, NBS Grant No.G8-9014, 1982
- 7) 大宮喜文他：火災区画外への余剰未燃ガスを考慮した開口噴出火炎性状，日本建築学会計画系論文集、第 545 号，pp.1～8，2001.7
- 8) 長谷見雄二他：屋根が崩壊した建築物から噴出する火炎性状，日本建築学会関東支部研究報告集,pp.293～296，1988
- 9) P.H.Thomas : The Size of Flames from Natural Fires, Ninth Symposium on Combustion,pp.844～859,1963
- 10) Abott. A. Putnam : A Model Study of Wind-blown Free-burning Fires, Tenth Symposium on Combustion, pp.1039～1046,1965
- 11) 岡泰資他：自由空間で横風を受けた火炎の傾斜モデルに関する考察，日本建築学会構造系論文集、第 520 号，pp.147～154，1999.6

## A - 3 火炎の合流条件の検討

### A - 3 - 1 はじめに

本稿では、延焼シミュレーションモデル上で火炎合流現象を取り扱うために、その発生条件について、既往研究及び模型実験を踏まえて検討する。

### A - 3 - 2 火炎の合流判定に関する既往研究

火炎が合流する条件については、Thomas<sup>1)</sup>、Baldwin<sup>2)</sup>及び山下ら<sup>3)</sup>がクリブやガソリンを燃料に火災実験を行い、目視によって火炎合流の発生が見られる条件をモデル化している。Thomas は 2 つの均一な火源からの火炎の合流について、浮力や圧力減少を考慮して(1)式で示される判別式を提案している。

$$\frac{L}{D} = \sqrt{k} \left( \frac{S^3}{DW^2} \right)^{1/2} \quad (1)$$

$$\text{ここで、} k = \frac{\rho_f T_f}{\rho_A T_A} \times \frac{1}{2} \times \frac{1}{(0.077)^2} \quad (2)$$

Baldwin は 2 個以上の均一な火源について  $1 < L/D < 10$  の範囲で式(3)の関係を提示している。

$$\frac{S}{\sqrt[3]{W^2 D}} = 0.14 \left( \frac{L}{D} \right)^{0.96} \quad (3)$$

山下らは式(1),(3)を以下のように変形して、合流判定のための無次元距離を提示している。すなわち、式(1)を変形して式(4)を得ている。

$$g_2 = \frac{S}{L} \sqrt[3]{\frac{D^2 L}{W^2 D}} = g_c \quad (4)$$

$$\text{ここで、} g_c = \sqrt{\frac{1}{k}} \quad (5)$$

また、式(3)の指数を 1 と近似して式(6)を得ている。

$$g_n = \frac{S}{L} \sqrt[3]{\frac{D^2}{W^2}} = 0.14 \quad (6)$$

式(6)で 1 個の火源が  $D=W$  ( 方形火源 ) の場合には式(7)が得られる。

$$g_n = \frac{S}{L} \quad (7)$$

したがって複数の方形火源の合流条件は、 $S/L < 0.14$  となる。なお、山下らによるクリブ及びガソリンを燃料として用いた実験では、火源個数  $N$  が  $2 \sim 10$  の範囲で、その閾値は  $0.15 \sim 0.3$  と報告されている。

### A - 3 - 3 火炎合流性状に関する実験

集団火災の火炎性状を再現するための模型実験を系統的に行って、火炎合流条件の定量化を図った。模型実験は、 $15\text{cm} \times 15\text{cm}$  の正方形のプロパンガスを燃料とする乱流拡散火

炎バーナーを格子状に（最大  $5 \times 5 = 25$  個）配置して行った。模型実験上、バーナー 1 個は炎上建物一棟と見なし、縮率は  $1/40$  とした。最大火源数を  $5 \times 5$  個とした根拠は、実市街地における集団火災の同時延焼領域の限界が、一般に約  $50\text{m} \times 50\text{m}$  とされている<sup>1)</sup>ことを縮率上考慮したからである。

そして各火源には、木造家屋 1 棟の炎上時の発熱速度を、スケールを考慮して設定した  $5\text{kW}$  ( $Q^*=0.5$ ) となるようにプロパンガスを供給した（さらに実験によっては、 $7.5\text{kW}$ 、 $10\text{kW}$  でも行った）。そして火源の配置が火炎性状に与える影響を検討するために、点火源や線的火源、正方形格子状火源について、火源の間隔と火炎の形状との関係を無風・有風それぞれの条件下で系統的に定量化を行った。

### 1) 実験の概要

無風下の火炎の合流性状を把握するために、プロパンガスを燃料とした複数火源による実験を行った。実験装置は図 1 のようにバーナーの燃焼面と床面を同じ高さにして実施した。バーナーは図 2 のように配置し、それぞれの間隔は  $0$ 、 $5\text{cm}$ （火源の大きさを  $D$  として  $D/3$ ）、 $7.5\text{cm}$ （同、 $D/2$ ）として行った。

火炎の高さ  $L_f$  は、ビデオカメラで撮影した映像から、実験毎に 2 分間の平均火炎高さを計測して求めた。

### 2) 実験結果

表 1 に実験結果を示す。なお、表中の合流の欄で、M は合流、U は非合流を示し、U/M は断続的に火炎の合流・分離を繰り返す、もしくは複数火源上において部分的に合流する遷移的な状態を示す。無次元距離と合流・非合流との関係をみると、合流の判別において既往研究の示す閾値 ( $0.14$ ) と概ね一致した。

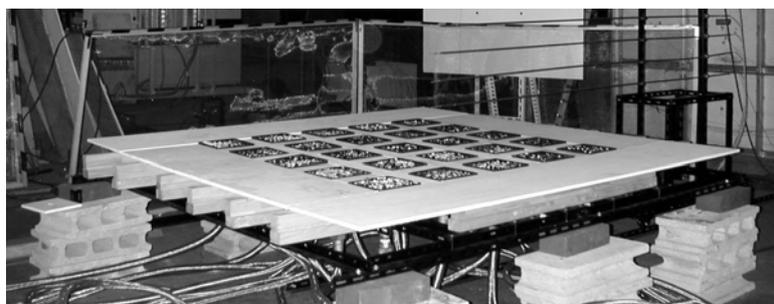


図 1 実験装置

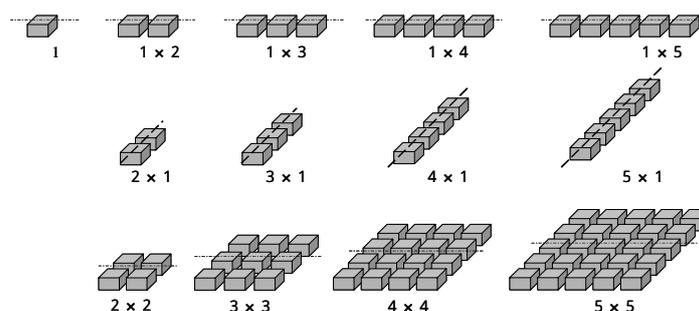


図 2 火源の配置パターン

表 1 無風下における集団火炎性状

$X$	$Y$	$N$	$S$	$Lf$	$Q$	合流	$g$
1	1	1		0.45	5.0		0.00
1	1	1		0.53	7.5		0.00
1	1	1		0.63	10.0		0.00
2	1	2	0.00	0.43	5.0	M	0.00
2	1	2	0.05	0.40	5.0	M/U	0.13
2	1	2	0.05	0.45	7.5	M/U	0.11
2	1	2	0.05	0.55	10.0	M	0.09
3	1	3	0.00	0.45	5.0	M/U	0.00
4	1	4	0.00	0.43	5.0	M/U	0.00
5	1	5	0.00	0.45	5.0	M/U	0.00
2	1	2	0.075	0.43	5.0	U	0.17
3	1	3	0.05	0.45	5.0	U	0.11
3	1	3	0.05	0.53	7.5	M/U	0.09
3	1	3	0.05	0.60	10.0	M/U	0.08
3	1	3	0.075	0.43	5.0	U	0.17
4	1	4	0.05	0.43	5.0	U	0.12
4	1	4	0.05	0.50	7.5	M/U	0.10
4	1	4	0.05	0.60	10	M/U	0.08
4	1	4	0.075	0.45	5.0	U	0.17
5	1	5	0.05	0.45	5.0	U	0.11
5	1	5	0.05	0.53	7.5	M/U	0.09
5	1	5	0.05	0.63	5.0	M/U	0.08
5	1	5	0.075	0.45	5.0	U	0.17
1	2	2	0.00	0.43	5.0	M	0.00
1	2	2	0.05	0.40	5.0	M/U	0.13
1	3	3	0.00	0.45	5.0	M/U	0.00
1	4	4	0.00	0.43	5.0	M/U	0.00
1	5	5	0.00	0.45	5.0	M/U	0.00
1	2	2	0.075	0.43	5.0	U	0.17
1	3	3	0.05	0.45	5.0	U	0.11
1	3	3	0.075	0.43	5.0	U	0.17
1	4	4	0.05	0.43	5.0	U	0.12
1	4	4	0.075	0.45	5.0	U	0.17
1	5	5	0.05	0.45	5.0	U	0.11
1	5	5	0.075	0.45	5.0	U	0.17
1	5	5	0.075	0.51	5.0	U	0.15
1	5	5	0.075	0.55	5.0	M/U	0.14
2	2	4	0.00	0.68	5.0	M	0.00
2	2	4	0.00	0.85	7.5	M	0.00
2	2	4	0.00	1.00	10.0	M	0.00
3	3	9	0.00	0.73	5.0	M	0.00
4	4	16	0.00	0.90	5.0	M	0.00
5	5	25	0.00	0.95	5.0	M	0.00
2	2	4	0.05	0.53	5.0	M/U	0.09
2	2	4	0.05	0.70	7.5	M	0.07
2	2	4	0.05	0.85	10.0	M	0.06
2	2	4	0.075	0.53	5.0	M/U	0.14
2	2	4	0.075	0.65	7.5	M	0.12
2	2	4	0.075	0.78	10.0	M	0.10
3	3	9	0.05	0.58	5.0	M/U	0.09
3	3	9	0.075	0.55	5.0	M/U	0.14
4	4	16	0.05	0.58	5.0	M/U	0.09
4	4	16	0.075	0.55	5.0	M/U	0.14
5	5	25	0.05	0.58	5.0	M/U	0.09
5	5	25	0.075	0.55	5.0	M/U	0.14

## 記号

$L$  : 多発火災の火炎長[m]、 $S$  : 火災間距離[m]、 $D$  : 1 個の火災の奥行き[m]、

$W$  : 1 個の火災の幅[m]、 $N$  : 火災個数、

$g_2$  : 2 個の火災に対する無次元の火災間距離[-]、

$g_n$  : 2 個以上の火災に対する無次元の火災間距離[-]、

$g_0$  : 定数、 $\theta$  : 火炎の水平面からの傾き[°]

$Q$  : 火源 1 個の発熱速度[kW]

## 参考文献

- 1) P.H. Thomas, R. Baldwin: Tenth Symposium on Combustion, p.983-986, 1964
- 2) R. Baldwin: Combustion and Flame, Vol.12, p.318, 1968
- 3) 山下邦博、稲垣 実 : 火炎の合流に関する研究、消防研究所報告、第 34 号、p.13-19、1971

## A - 4 有風下の火災気流の温度分布に関する実験的検討

### 1. はじめに

火災家屋群から大量に発生する熱気流は、有風下においては、風下側に傾斜し、遠方の未燃家屋群へ予熱を与え、延焼を速める結果となるほか、救出、救護、避難、消火活動を阻害するものでもある。市街地火災の延焼防止策や指定避難場所の安全性を検討するためには、有風下における熱気流性状について基礎的な知見を得ておくことが重要となる。

無風時の熱気流性状に関しては、横井の研究<sup>1)2)</sup>、長谷見の研究<sup>3)4)</sup>により、上昇気流の温度分布、流速分布等について貴重な研究成果が示されてきたが、有風下については検討例が少ないのが現状である。風洞施設を用いた実験的研究としては、佐賀の一連の研究<sup>5)6)7)</sup>があり、ここでは、火災域が風横方向に大きく延焼拡大した状況を想定し、帯状火源とみなせる火災域からの火災気流を2次元的にモデル化し、実験により検証を行っている。また、通常の市街地火災で生じる火災気流を対象に、火災家屋あるいは火災域を正方形の面火源とみなした場合の検討も行っており、帯状火源と同様の仮定を適用し、温度分布の関係式を導き、それを実験的に検証している。

佐賀の研究では、幾何スケール1/200～1/140の風洞模型実験により基礎的検討を積み重ねてきたが、有風下熱気流性状の汎用的な知見を得るためには、さらにスケールアップした実験が望まれていた。これにより、これまでの研究成果を実際状況に適用できる可能性が高まり、市街地火災の防火対策に大きく貢献するものと期待される。

本研究では、有風下における正方形火源からの熱気流の温度分布について、幾何スケール1/26の火災風洞模型実験の結果に基づき、予測式の提案を行った。さらに、各種寸法の長方形火源の場合にも適用できることを目指し、幾何スケール1/200の風洞模型実験により、基礎的な検討も行った。

### 2. 火災風洞実験による有風下正方形火源の熱気流性状

火災家屋を模擬するために、プロパンバーナー1個を火災風洞<sup>8)</sup>内に設置した(図1)。風下側空間温度分布を計測し、実験結果を基に、有風下における熱気流の温度分布の予測式の提案を行った。

#### 2.1 市街地風の再現

自然風を再現するために、風洞助走部にスパイヤー、ラフネスを配置した<sup>8)9)</sup>。風速鉛直分布の計測ラインは14本(図1,2×)、各ラインとも、計測ポイントは床上高さ1.9mまでの14点とした<sup>注1)</sup>。熱線風速計(高応答性型)を用いて、各計測ポイントにおける平均風速と乱れの強さを調べた。いずれの計測ラインにおいても、平均風速、乱れの強さはほぼ同様の分布を示した(図3)。平均風速の鉛直分布のべき指数は中心軸上では1/3程度である(図2)<sup>注2)</sup>。このような気流性状の下で、以下の火災風洞実験を進めた。

#### 2.2 火災実験の概要

プロパンバーナーは、0.3m(縦)×0.3m(横)×0.2m(高さ)(図1)。周辺家屋群は、プロパンバーナーとほぼ同じ大きさになるようにレンガを積み重ねた(図1)。

実際の状況として、防火木造家屋の火災を考え、燃焼発熱速度は $1.5 \text{ MW/m}^2$ <sup>10)11)12)13)</sup>としたほか、 $0.83, 2 \text{ MW/m}^2$ も想定した。地上10mの平均風速は5, 10, 15m/s、建築面積は8m×8mを想定した。(1)式<sup>14)</sup>より、実験条件を決定した(表1)。

$$\frac{L_{\text{実際}}}{L_{\text{模型}}} = \left( \frac{U_{\text{実際}}}{U_{\text{模型}}} \right)^2 = \left( \frac{Q_{\text{実際}}}{Q_{\text{模型}}} \right)^{2/5} \quad (1)$$

温度計測はK型熱電対(0.65mm、ガラス被覆)を使用した。プロパンバーナー火源面中心を原点とすると、 $x = -0.2 \sim 1.2 \text{ m}$ 、 $y = 0$ 、 $z = 0.2 \sim 2 \text{ m}$ の範囲内の0.1m間隔の格子点を計測した。先述の通り、火災実験に先立ち、流入風の計測を行っているが、火災実験中も、図1の床上高さ0.38m(地上10m高さに相当)に熱線風速計(平均風速計)を設置し、流入風速をモニターした。

### 2.3 火炎形状の予測

一般に、無風時における単独火源の火炎形状は無次元発熱速度  $Q_D^*$  と火源代表径  $D$  を用いて以下で表される<sup>15)</sup>。

$$\frac{L_i}{D} = a(Q_D^*)^b \quad (2)$$

$$Q_D^* = \frac{Q}{C_p \rho_0 T_0 g^{1/2} D^{5/2}} \quad (3)$$

有風下実験に先立ち、表1の条件で風速のみ0として実験を行った。その結果を(2)式に従い整理した(図4)、2個のバーナーを用いた長方形火源の火炎形状の結果も図中に含む。この場合、火源面積が等しい正方形火源に置き換え、代表径を得た(図4補図)。本研究では、無次元火炎高さの予測式(図4実線)は次式ようになる。

$$\frac{L_i}{D} = 3.55(Q_D^*)^{0.46} \quad (4)$$

有風時における火炎形状については、無風時の火炎高さ  $L_i$  を基準として、図5に示すように、火炎形状の変化を  $U^2/g/L_i$  を用いて整理した<sup>16)</sup>。無次元火炎長さ と火炎高さの予測式(図5実線)は以下で示される。

$$\frac{L_{sh}}{L_i} = 0.45 \left( \frac{U^2}{g L_i} \right)^{-0.03} \quad (5)$$

$$\frac{L_{sv}}{L_i} = 0.24 \left( \frac{U^2}{g L_i} \right)^{-0.30} \quad (6)$$

### 2.4 熱気流の風下側空間温度分布の予測式

佐賀は有風下熱気流の主軸温度  $\Psi_m$  に関する無次元数として(7)式を、主軸の傾きについては(8)式を導出している<sup>7)</sup>。さらに、(7)、(8)式より(11)式を導出している<sup>7)</sup>。(11)式左辺  $\Psi_x$  は、(12)式で示されるが、任意点での温度  $\Delta\theta$  に関する無次元数である。

$$\Psi_m = \frac{\Delta\theta_m D^{1/3} x^{4/3}}{\{Q^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\}^{1/3}} = C_0 \Lambda^{-s} Fr^{-t} \quad (7)$$

$$\tan \beta = C_t \Lambda^{-k} Fr^{-n} \quad (8)$$

$$\Lambda = \frac{U D^{1/3}}{\{Qg / (C_p \rho_0 T_0)\}^{1/3}} \quad (9)$$

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{gD}} \quad (10)$$

$s = 0.5$ ,  $t = -0.8833$ ,  $k = 9/8$ ,  $n = -0.0975$ ,  $C_0$  と  $C_t$  は定数

$$\Psi_x \Lambda^s Fr^t = F \left( \frac{z}{x} \Lambda^k Fr^n \right) \quad (11)$$

$$\Psi_x = \frac{\Delta\theta D^{1/3} x^{4/3}}{\{Q^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\}^{1/3}} \quad (12)$$

風下領域  $x/D = 2.0$  ( $x = 0.6m$ ) における有風下実験結果を(11)式に従ってまとめたものを図6に示す<sup>注3)</sup>。熱気流無次元温度は主軸を中心とした正規分布に似た傾向を示すことがわかる。図中に示す包絡線を(13)式で近似し<sup>注4)</sup>、(14)式に示すように、風下温度予測式を導出する。佐賀<sup>7)</sup>の幾何スケールの異なる燃焼実験でも(13)式と同様の分布を示しており、(14)式は幾何スケールに拠らず一般的に成立するものと期待される。

$$\Psi_x = \Lambda^{-s} Fr^{-t} [1.7 \exp\{-1.5^2 \left( \frac{z}{x} \Lambda^k Fr^n - 0.37 \right)^2\} + 0.05] \quad (13)$$

$$\Delta\theta(x, z) = \Lambda^{-s} Fr^{-t} [1.7 \exp\{-1.5^2 \left( \frac{z}{x} \Lambda^k Fr^n - 0.37 \right)^2\} + 0.05] \left( \frac{Q^2 T_0}{C_p^2 \rho_0^2 g} \right)^{1/3} D^{-1/3} x^{-4/3} \quad (14)$$

### 3. 火災風洞実験による有風下複数火源（2個火源）の熱気流性状

2個のプロパンバーナーを主流方向に沿って設置した（図1）。有風下における熱気流の空間温度分布を計測し、実験結果を基に、有風下熱気流の温度分布の予測式の提案を行った。仮想的に単独火源に置き換え、前節同様のプロセスを進めた。

#### 3.1 風上側バーナーの火炎形状の予測

風上側バーナー火炎に対しては、単独火源の場合を適用し、(5), (6), (4), (3)式を用いて火炎形状を予測した。実験値との比較を図7に示す<sup>注3)</sup>。両者は概ね一致する結果となった。

#### 3.2 風下側バーナーの火炎形状の予測

風下側バーナーへの流入風速がわかれば、これまでの方法を適用し、風下側火炎形状を予測できると考えられる。

風上側バーナーへの流入空気は、一部が風上側バーナーの燃焼に消費され、残りが風下側バーナーへ流入すると仮定する。燃焼に必要な酸素の体積はプロパンの体積の5倍<sup>注5)</sup>、酸素は体積比で空気中に約21%混合しているため、プロパンの燃焼に必要な空気量は(15)式で算出される。空気過剰率を5倍とした<sup>17)</sup>。

$$(\text{プロパンの流量}) \times 5 \times 100/21 \times 5 \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (15)$$

風上側バーナーに流入する空気量は次式で算出される（図8）。

$$A_f \times U_1 = 0.5(D \times L_{sv}) \times U_1 \quad (\text{m}^3/\text{s}) \quad (16)$$

風下バーナーへの流入空気量は(16)式と(15)式の差と考え、これを風速値に換算すると、粗い予測ではあるが次式で示される<sup>注6) 注7)</sup>。

$$U_2 = \frac{D L_{sv} U_1 - 0.002646 Q}{D L_{sv}} \quad (17)$$

(5), (6), (17), (4), (3)式より、風下側火炎形状を予測し、火炎合流のない場合の実験値と比較したものを図9に示す<sup>注3)</sup>。予測の過程において検討を要す部分はあるが、結果的に両者は概ね一致している。

### 3.3 熱気流の風下側空間温度分布の予測式

#### (1) 仮想的に単独火源に置き換える方法

ここでは2個火源を仮想的に単独火源とみなし、2.4節と同様に実験結果を整理した。火源間空地も含め、燃焼面の形状が長方形になった場合でも適用できるように、等面積の円形火源に置き換え（図10）その半径Rを代表寸法とした。風速値には風上バーナーへの流入風を用いた。

実験結果を(11)式に従ってまとめたものを図11に示す<sup>注3)</sup>。実験値の包絡線を(18)式で近似し<sup>注4)</sup>、(19)式に示す形で、風下空間温度の予測式を導出する。

$$\Psi_x = \Lambda^{-s} Fr^{-t} [2.0 \exp\{-1.75^2 \left(\frac{z}{x} \Lambda^k Fr^n - 0.37\right)^2\} + 0.05] \quad (18)$$

$$\Delta\theta(x, z) = \Lambda^{-s} Fr^{-t} [2.0 \exp\{-1.75^2 \left(\frac{z}{x} \Lambda^k Fr^n - 0.37\right)^2\} + 0.05] \left(\frac{Q^2 T_0}{C_p^2 \rho_0^2 g}\right)^{1/3} D^{-1/3} x^{-4/3} \quad (19)$$

#### (2) 各火炎に由来する温度の重なりを表現する式への置き換え

既往の関連研究<sup>18)</sup>と比較するため、3.3節(1)の仮想単独火源に置換した場合の温度予測式を、各火炎に由来する温度を陽に用いる式に変形した。

各火炎の温度上昇は(14)式より以下で記述される（図12）。

$$\Delta\theta_1 = \Lambda_1^{-s} Fr_1^{-t} A_1 \frac{\left\{Q_1^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\right\}^{1/3}}{D^{1/3} x^{4/3}} \quad (20)$$

$$\Delta\theta_2 = \Lambda_2^{-s} Fr_2^{-t} A_2 \frac{\left\{Q_2^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\right\}^{1/3}}{D^{1/3} (x - D - S)^{4/3}} \quad (21)$$

$$\Lambda_1 = \frac{U_1 D^{1/3}}{\{Q_1 g / (C_p \rho_0 T_0)\}^{1/3}} \quad (22)$$

$$\Lambda_2 = \frac{U_2 D^{1/3}}{\{Q_2 g / (C_p \rho_0 T_0)\}^{1/3}} \quad (23)$$

$$Fr_1 = \frac{U_1}{\sqrt{gD}} \quad (24)$$

$$Fr_2 = \frac{U_2}{\sqrt{gD}} \quad (25)$$

$$A_1 = 1.7 \exp\{-1.5^2 \left( \frac{z}{x} \Lambda_1^k Fr_1^n - 0.37 \right)\} + 0.05 \quad (26)$$

$$A_2 = 1.7 \exp\{-1.5^2 \left( \frac{z}{x-D-S} \Lambda_2^k Fr_2^n - 0.37 \right)\} + 0.05 \quad (27)$$

ここで、図 10 と同様に仮想火源を考え、温度上昇予測値を  $\Delta\theta_{1+2}$  で表す。

$$\Delta\theta_{1+2} = \Lambda_{1+2}^{-s} Fr_{1+2}^{-t} A_{1+2} \frac{\{(Q_1+Q_2)^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\}^{1/3}}{D_{1+2}^{1/3} (x-D/2-S/2)^{4/3}} \quad (28)$$

(20) ~ (28)式を用いて、予測式を次式で表す。

$$\Delta\theta_{1+2} = \frac{\Lambda_{1+2}^{-s} Fr_{1+2}^{-t} A_{1+2}}{D_{1+2}^{1/3} (x-D/2-S/2)^{4/3}} \{A_1^{-3/2} A_1^{3s/2} Fr_1^{3t/2} x^2 \Delta\theta_1^{3/2} D^{1/2} + A_2^{-3/2} A_2^{3s/2} Fr_2^{3t/2} (x-D-S)^2 \Delta\theta_2^{3/2} D^{1/2}\}^{2/3} \quad (29)$$

$$A_{1+2} = 1.7 \exp\{-1.5^2 \left( \frac{z}{(x-D/2-S/2)} \Lambda_{1+2}^k Fr_{1+2}^n - 0.37 \right)\} + 0.05 \quad (30)$$

$$\Lambda_{1+2} = \frac{U_{1+2} D_{1+2}^{1/3}}{\{Q_{1+2} g / (C_p \rho_0 T_0)\}^{1/3}} \quad (31)$$

$$Fr_{1+2} = \frac{U_{1+2}}{\sqrt{gD_{1+2}}} \quad (32)$$

$$U_{1+2} = U_1 \quad (33)$$

$$D_{1+2} = R \quad (34)$$

$$Q_{1+2} = Q_1 + Q_2 \quad (35)$$

既往の研究<sup>18)</sup>では、 $(A_1^{3/2} + A_2^{3/2})^{2/3}$  で予測するのに対し、本研究では、無次元数や座標などが付加する形 ( (29)式 ) になる。

図 13 に (29)式を用いた予測値と実験値との比較を示すが<sup>注3)</sup>、目標風速 1m/s の場合 ( 図中 × ) は若干危険側に予測される傾向が見られるが、予測値は実験値と概ね一致している。

#### 4. 有風下長方形火源の熱気流性状に関する基礎的実験

火源の形状にかかわらず成立する熱気流の温度分布の予測式を得る目的で、各種寸法の長方形火源に関して基礎的な実験的検討を行った。

##### 4.1 実験概要

実験に用いた風洞 ( 東北工業大学所有 ) のサイズは、幅 50cm、高さ 150cm、長さ 740cm である。図 14 には風洞内部のラフネス等の配置状況、図 15 には建物模型等の配置と風速、温度の測定位置を示す。模型は低層市街地を想定しており、幾何スケール 1/200 で風洞のほぼ中央に配置した。敷地形状 7.2cm × 7.2cm で、建物平面形が  $D$  ( 奥行 ) ×  $B$  ( 幅 ) = 4.2cm × 4.2cm、高さ  $H = 3$ cm の直方体とした。

市街地模型の風上側に基準点を取り ( 図 15 )、主流方向に  $x$  軸、風横方向に  $y$  軸、鉛直方向に  $z$  軸を取った。基準点  $x_0 = 0$  は風洞内の基準風速の測定位置とし、その風下  $x_0 = 25.2$ cm に燃焼実験のための火源を設置した ( 図 15 )。熱気流の風下温度の測定位置は  $x_0 = 39.6$ 、61.2、82.8、104.4cm の 4 地点 ( 図 15 ) とした。火源の中心に原点  $x = 0$  をおくと、 $x = 14.4$ 、

36.0、57.6、79.2cmである。

実験の風速条件は、基準点において鉛直方向  $z = 1.5 \sim 71.5\text{cm}$  までの 22 点で測定し、風速の鉛直分布を得た。この分布は指数法則に従い、べき指数は  $1/4$  程度であった。実験の代表風速は高さ 10m に相当する  $z = 5\text{cm}$  での測定値とした。

火災による燃焼は、鉄製容器内でメタノールを燃焼させ、これを火災等の燃焼域に見立てた火源とした。ここでは、熱気流の温度分布等の一般関係式を得ることを目的としているので、特に実火災との相似を考慮して、寸法や発熱速度を設定しない。各種火源の寸法は、高さ  $H = 5\text{cm}$ 、 $D = 4.2\text{cm}$  で  $B = D$ 、 $2D$ 、 $3D$ 、 $4D$  の 4 火源、 $H = 5\text{cm}$ 、 $D = 6.0\text{cm}$  で  $B = D$ 、 $2D$ 、 $3D$ 、 $4D$  の 4 火源である。

温度の鉛直分布測定は、前述の 4 地点で鉛直方向  $z = 0 \sim 50.0\text{cm}$  の区間に 17 測定点を設定し、計 68 点で行った。各点の温度は燃焼が継続している間、30 秒毎の計測値から、ほぼ定常となった時間の測定値の平均とした。

基準風速は  $U = 0.35\text{m/s}$ 、 $0.61\text{m/s}$  の 2 条件で、火源は上記 8 種類、合計 16 ケースの燃焼実験を行った。

#### 4.2 熱気流の風下側空間温度の鉛直分布

図 16, 17 は、燃焼実験の結果として、流入風速の鉛直分布と火源風下における熱気流の温度の鉛直分布の測定結果を示したものである。図 16 は、基準風速  $0.61\text{m/s}$  で火源  $D \times B = 4.2 \times 4.2\text{cm}$  の場合で、図 17 は、基準風速  $0.61\text{m/s}$  で、火源  $D \times B = 4.2 \times 16.8\text{cm}$  の場合である。

風下 4 地点の温度の鉛直分布は風下方向に上下に拡大しながら、徐々に低下している。ここに、発熱速度が異なるが、風速条件が同一の場合の実験例を示したが、図 16 の測定例の温度上昇値は、全体的に発熱速度の大きい図 17 の測定例に比べて小さく、主軸温度の位置  $z_m$  も低くなっている。主軸線はほぼ直線で、風下に向かって上昇している。

#### 4.3 熱気流の主軸温度と主軸高さ

熱気流の主軸温度は、実験的には (11) 式の左辺のピーク値に当たり、その値を  $C_0$  とし、このときの右辺の変数値を  $C_1$  とすると、主軸温度とその位置に関して次式で表すことができる<sup>注3)</sup>。

$$\Psi_m = C_0 \Lambda^{-s} Fr^{-t} \quad (36)\text{再}$$

$$\frac{z_m - h}{x} = C_1 \Lambda^{-k} Fr^{-n} \quad (37)\text{再}$$

上式から直接、主軸温度と主軸高さを求める式に書き直す。

$$\Delta \theta_m = C_0 \Lambda^{-s} Fr^{-t} \left( \frac{D^{1/3} x^{4/3}}{\{Q^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\}^{1/3}} \right)^{-1} \quad (38)$$

$$z_m = C_1 \Lambda^{-k} Fr^{-n} x + h \quad (39)$$

#### 4.4 拡散幅を用いた風下側空間温度の鉛直分布

熱気流の温度分布は相似性があることを前提にして、式中に拡散幅を用いると次式で示される。

$$\frac{\Delta \theta}{\Delta \theta_m} = F \left( \frac{z - z_m}{b} \right) \quad (40)$$

拡散幅  $b$  は、(39) 式の類推から、定数  $C_b$  を用いて次式で表す。

$$b = C_b \Lambda^{-k} Fr^{-n} x \quad (41)$$

#### 4.5 主軸温度と風下距離

主軸温度  $\theta_m$  は (38) 式で表せるとしたが、前述の仮想円形火源の仮定から (図 10) 代表寸法  $R$  を用いて表す。

$$\Delta \theta_m = C_0 \Lambda^{-s} Fr^{-t} \left( \frac{R^{1/3} x^{4/3}}{\{Q^2 T_0 / (C_p^2 \rho_0^2 g)\}^{1/3}} \right)^{-1} \quad (42)$$

図 18 は、上式に実験値を代入して表したもので、縦軸は風下各地点の最高温度  $\theta_m$  の測定値で、横軸はそれに対応する右辺の [ ] 内の値で、[ ] として表している。実験値はほぼ直線上に分布している。直線の傾きから、 $C_0=0.82$  程度の値となっている。主軸温度  $\theta_m$  は火源からの距離  $x^{4/3}$  に従って低下することになる。

#### 4.6 主軸高さ と 風下距離

主軸高さ  $z_m$  は(39)式で表せるとしたが、ここでも同様に代表寸法  $R$  を用いるものとする。

$$z_m = C_i [\Lambda^{-k} Fr^{-n} x] + h \quad (43)$$

図 19 は、上式に実験値を代入して表したもので、縦軸は風下各地点で測定された最高温度の位置  $z_m$  で、横軸はそれらに対応する右辺の [ ] 内の値で、[ ] として表している。実験値のばらつきは見られるが、ほぼ直線上に分布している。 $C_i=0.11$  程度である。

#### 4.7 拡散幅 と 風下距離 の 関係

拡散幅  $b$  は(41)式で表せるとしたが、ここでも同様に代表寸法  $R$  を用いる。

$$b = C_b [\Lambda^{-k} Fr^{-n} x] \quad (44)$$

拡散幅  $b$  は、実験による温度の鉛直分布図から最高温度とその半値との距離を読み取った値とするが、最高温度の上下の温度分布の違いから、 $b_1$  は最高温度位置より下方の半値までの距離を、 $b_2$  は最高温度位置より上方の半値までの距離とする。図 20 は  $b_1$  について、図 21 は  $b_2$  について表したものである。縦軸は、前述の方法により得た拡散幅  $b$  ( $b_1, b_2$ ) で、横軸はそれらに対応する(44)式右辺の [ ] 内の値で、[ ] として表している。実験値のばらつきは見られるが、ほぼ直線上に分布して(41)式に従う傾向にある。下方の拡散幅  $b_1$  は上方の拡散幅  $b_2$  に比べて幾分小さい値をとっている。直線の傾きから、 $b_1$  に対しては  $C_b=0.052$ 、 $b_2$  に対しては  $C_b=0.064$  程度の値である。

#### 4.8 拡散幅を用いた風下側空間温度の鉛直分布の予測式

温度の鉛直分布は、(11)式により実験的に得ることができるが、本節では(40)式について検討する。図 22 は、実験の温度の鉛直分布について、縦軸を  $(z-z_m)/b$  とし、横軸に  $(z-z_m)/b$  を用いて表したものである。図 22 は合計 16 ケースについて、風下 4 地点の温度の鉛直分布を同一図上に表したものである。実験値は一つの曲線上に分布する傾向にある。主軸線より下方の低温部における  $(z-z_m)/b$  値の乱れは地表面や熱気流へ風下側から流入する空気流による影響と考えられる。この影響についての検討は今後の課題であるが、温度の鉛直分布は低温部を除き、次式で予測できる。

$$\frac{\Delta\theta}{\Delta\theta_m} = \exp\left\{-0.693\left(\frac{z-z_m}{b}\right)^2\right\} \quad (45)$$

### 5 . ま と め

(1) 有風下における正方形火源からの熱気流の温度分布について、幾何スケール 1/26 の火災風洞模型実験に基づき、予測式の提案を行った。今後の検討が必要であるが、この予測式は、幾何スケールに拠らず成立することが期待される。

(2) 2 個火源の有風下熱気流の温度分布の予測式の提案を行った。仮想的に単独火源に置き換える方法を用いている。また、この予測式を変形し、各火源に由来する温度を陽に表現する形で示した。

(3) 各種寸法の長方形火源についても予測式を適用できることを目指し、幾何スケール 1/200 の風洞模型実験により基礎的研究を行った。温度予測上支配的なパラメータとなる長さスケールを一貫して決められることを示したが、今後、火災風洞を用いてスケールアップした実験を行い、検証する予定である。

#### 記号

$A_f$ : 風上バーナー火災の正面見付面積[m<sup>2</sup>]  $b$ : 熱気流の拡散幅。主軸温度  $\theta_m$  の出現高さから、主軸温度の半値 ( $\theta_m/2$ ) 高さまでの鉛直方向の距離で表す[m]  $b_1$ : 主軸高さより下方の拡散幅[m]  $b_2$ : 主軸高さより上方の拡散幅[m]  $B$ : 火源幅[m]  $C_p$ : 空気定の

圧比熱[kJ/kg/K]  $D$ : 火源寸法。4 節以降は火源の奥行[m]  $Fr$ : フルード数  $g$ : 重力加速度[m/s<sup>2</sup>]  $h$ : 火源面高さ[m]  $L$ : 代表長さ[m]  $L_i$ : 無風時火炎高さ[m]  $L_{sh}$ : 傾斜火炎の水平長さ[m]  $L_{sv}$ : 傾斜火炎の鉛直高さ[m]  $Q$ : 燃焼発熱速度[kW]  $Q_1$ : 風上側バーナーの燃焼発熱速度[kW]  $Q_2$ : 風下側バーナーの燃焼発熱速度[kW]  $Q_b^*$ : 無次元燃焼発熱速度  
 $R$ : 仮想火源寸法[m]  $S$ : バーナー間隔[m]  
 $T_0$ : 周辺空気温度[K]  $U$ : 代表風速(地上 10m 高さ相当位置での風速) [m/s]  $U_1$ : 風上側バーナーへの流入風速[m/s]  $U_2$ : 風下側バーナーへの流入風速[m/s]  $x$ : 主流方向[m]  
 $x_0$ : 基準値からの  $x$  座標[m]  $y$ : 横方向[m]  
 $y_0$ : 基準値からの  $y$  座標[m]  $z$ : 鉛直方向[m]  $z_m$ : 主軸高さ[m]  $\alpha$ : 平均風速鉛直分布のべき指数  $\beta$ : 熱気流主軸傾斜角度  $\Delta T$ : 温度上昇値[K]  $\Delta T_m$ : 主軸温度上昇値[K]  
 $\Delta T_1$ : 風上側バーナーによる空間温度上昇予測値[K]  $\Delta T_2$ : 風下側バーナーによる空間温度上昇予測値[K]  $\Delta T_{1+2}$ : 2 個火源の空間温度上昇値[K]  $U_0$ : 風速の無次元値  $\rho$ : 周辺空気密度[kg/m<sup>3</sup>]  $\theta_m$ : 主軸温度無次元値  $\theta_x$ : 温度無次元値

## 注

- 1) 計測ポイントの床上高さは、 $z=400, 500, 600, 700, 800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300, 1400, 1500, 1700, 1900$ mm。
- 2) 中心軸から横方向に離れるに従い、べき指数  $\alpha$  は若干大きくなる傾向がある(図 2)。本論文では、有風下熱気流温度分布の中心軸上鉛直断面について整理しているが、今後、横方向の熱拡散を考える場合には、流入風の 2 次元性について検討を要す。
- 3) 2.4 節ではバーナー火源面中心を原点とした。3.1 節では風上バーナー火源面中心を、3.2 節では風下バーナー火源面中心を原点とした。3.3 節(1)ではバーナー間中心の火源面高さを原点とした(図 10 参照)。3.3 節(2)では風上バーナー火源面中心を原点とした(図 12 参照)。4 節以降は火源面中心の床上を原点とした(図 15 参照)。
- 4) (13), (18)式は下方( $z=0$ m 付近)でやや安全側に予測。以下に下方の予測式を示す(図 6, 11)。  

$$\Psi_x = \Lambda^{-S} Fr^{-1} 3.296(z/x) \Lambda^k Fr^n + 0.767 \quad (z/x) \Lambda^k Fr^n \leq 0.272 \quad (\text{補式 1})$$

$$\Psi_x = \Lambda^{-S} Fr^{-1} 4.735(z/x) \Lambda^k Fr^n + 0.644 \quad (z/x) \Lambda^k Fr^n \leq 0.275 \quad (\text{補式 2})$$
- 5)  $C_3H_8+5O_2 \rightarrow 3CO_2+4H_2O$
- 6) プロパン流量が  $V$  /min ( $1.67 \times 10^{-3}$  Vm<sup>3</sup>/s) の場合、燃焼発熱速度は近似的に、1.5VkW となる。
- 7) (17)式の導出については、本文中にも記載したが、粗い方法が行われており、今後の検討が必要である。

## 参考文献

- 1) 横井鎮男：熱源からの上昇熱気流，日本建築学会研究報告，第 22 号，pp.141～142，1953
- 2) 横井鎮男：火災時の上昇気流，日本建築学会研究報告，第 58 号，pp.100～106，1958
- 3) 長谷見雄二：火源上の上昇気流のモデル化について，日本火災学会論文報告集，第 29 巻，第 1 号，pp.25～32、1979
- 4) 長谷見雄二，徳永太造：乱流拡散火炎の巨視的性状のモデル化，日本火災学会論文報告集，第 33 巻，第 1 号，pp.9～17、1983
- 5) 佐賀武司：無風時における帯状熱源からの上昇熱気流の温度流速分布，市街地大火における火災気流に関する基礎的研究，日本建築学会計画系論文報告集，第 411 号，pp.165～176，1990
- 6) 佐賀武司：強風下における帯状熱源からの熱気流の風下温度分布，強風下の市街地大火における火災気流の温度分布に関する基礎的研究，日本建築学会構造系論文報告集，第 408 号，pp.99～110，1990
- 7) 佐賀武司：正方形熱源の風下における温度分布，強風下の市街地大火における火災気流

- に関する基礎的研究，東北工業大学紀要，第 16 号，pp.141～154，1996
- 8) 林吉彦，佐賀武司，若松孝旺ほか 4 名：建築研究所火災風洞の基本性能と火災風洞実験結果について，複数火災家屋からの合流火炎形状と周辺への熱的影響予測のための火災風洞実験，密集家屋間に配置した樹木による延焼遮断効果に関する火災風洞実験，日本風工学会誌，第 86 号，pp.55～74，2001.1
- 9) 高橋岳生，村上周三：境界層型風洞において各種の鉛直風速分布を作成する方法に関する研究，日本建築学会建築環境工学論文集，pp.83～88，1982.11
- 10) 建築研究所：実家屋群による大規模火災対策に関する調査報告書，1980.1
- 11) 建設省：建設省総合技術開発プロジェクト「都市防火対策手法の開発」報告書，1982.12
- 12) Yokoi, S.: Study on the Prevention of Fire-Spread caused by Hot Upward Current, 建築研究所建築研究報告，No.34，1960
- 13) 建設省：建設省総合技術開発プロジェクト「都市防火対策手法の開発」報告書，都市施設等の延焼遮断効果に関する研究開発，都市施設等の構成と延焼遮断効果に関する研究その 5，pp.45～46，1982.3
- 14) 佐賀武司：地表面粗度の火災気流に及ぼす影響と延焼遮断効果に関する風洞実験，平成 8 年度科学研究費補助金研究成果報告書，pp.151～153，1997.3
- 15) Zukoski, E.E., Kubota, T. and Cetegen, B.: Entrainment in Fire Plume, Fire Safety Journal, Vol.5, pp.107-121, 1980/1981
- 16) Putnam, A.A.: A Model Study of Wind-Blown Flee-Burning Fires, 10th Symposium (International) on Combustion, pp.1039-1046, 1965
- 17) 長谷見雄二：火事場のサイエンス，井上書院，p.77，1988
- 18) 土橋常登，田中ほか：複数火源の火炎気流にさらされる受熱点の温度上昇の推定，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.13～14，2000.9

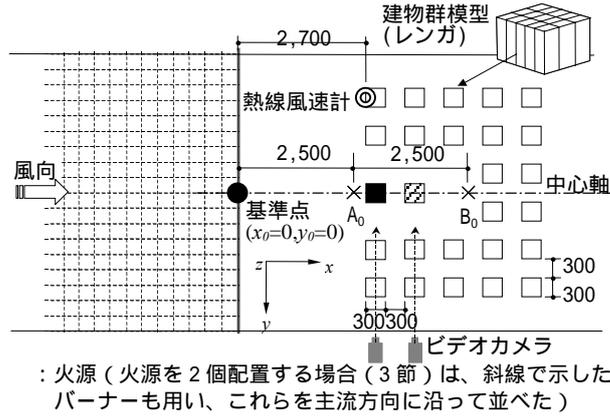


図1 模型配置図（長さ単位：mm）

		A <sub>-3</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =-1500	=0.47
		A <sub>-2</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =-1000	=0.43
		A <sub>-1</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =-500	=0.39
		A <sub>0</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =0	=0.36
		A <sub>1</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =500	=0.36
		A <sub>2</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =1000	=0.33
		A <sub>3</sub>	x <sub>0</sub> =2500	y <sub>0</sub> =1500	=0.41
		B <sub>-3</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =-1500	=0.47
		B <sub>-2</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =-1000	=0.43
		B <sub>-1</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =-500	=0.39
		B <sub>0</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =0	=0.36
		B <sub>1</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =500	=0.34
		B <sub>2</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =1000	=0.31
		B <sub>3</sub>	x <sub>0</sub> =5000	y <sub>0</sub> =1500	=0.39
×A <sub>-3</sub>	×B <sub>-3</sub>				
×A <sub>-2</sub>	×B <sub>-2</sub>				
×A <sub>-1</sub>	×B <sub>-1</sub>				
×A <sub>0</sub>	×B <sub>0</sub>				
×A <sub>1</sub>	×B <sub>1</sub>				
×A <sub>2</sub>	×B <sub>2</sub>				
×A <sub>3</sub>	×B <sub>3</sub>				

図2 計測ラインとべき指数（基準点は図1参照。長さ単位：mm）

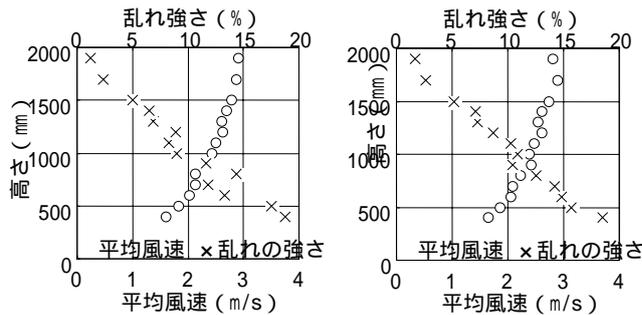


図3 流入風速プロファイル  
（左図：図1ラインA<sub>0</sub>、右図：ラインB<sub>0</sub>）

表1 実験条件

単独火源			2個火源			
実験NO	目標風速 (m/s)	発熱速度 (kW)	実験NO	火源間隔 (m)	目標風速 (m/s)	発熱速度 (kW)
1	1	15	10	0	1	15
2	2					
3	3					
4	1	26	11	0.1		
5	2					
6	3					
7	1	35	12	0.2		
8	2					
9	3					
			13	0.3		
			14	0.4		
			15	0.5		
			16	0		
			17	0.1		
			18	0.2		
			19	0.3		
			20	0.4		
			21	0.5		
			22	0		
			23	0.1		
			24	0.2		
			25	0.3		
			26	0.4		
			27	0.5		

2個火源では発熱速度15kW（実験No.10～27）の他に、26kW（No.28～45）35kW（No.46～63）も実施した。

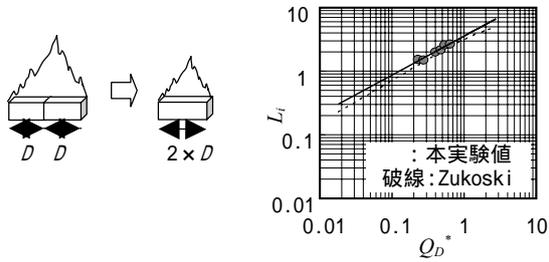


図4 無風時における火炎形状

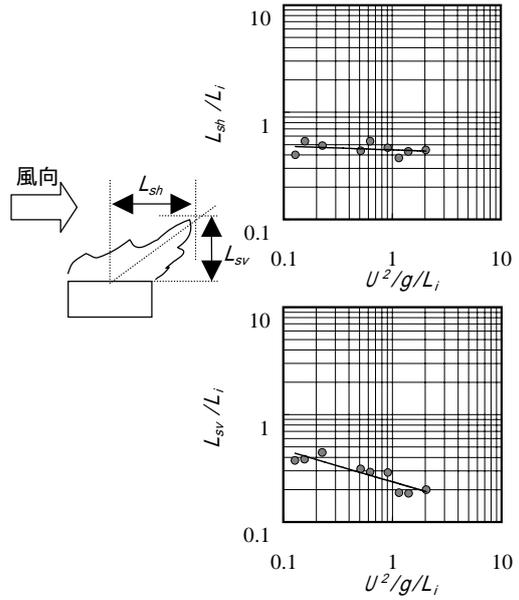


図5 有風時における火炎形状

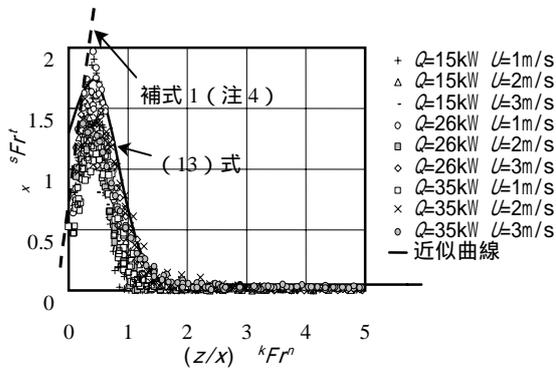


図6 単独火源の風下温度分布

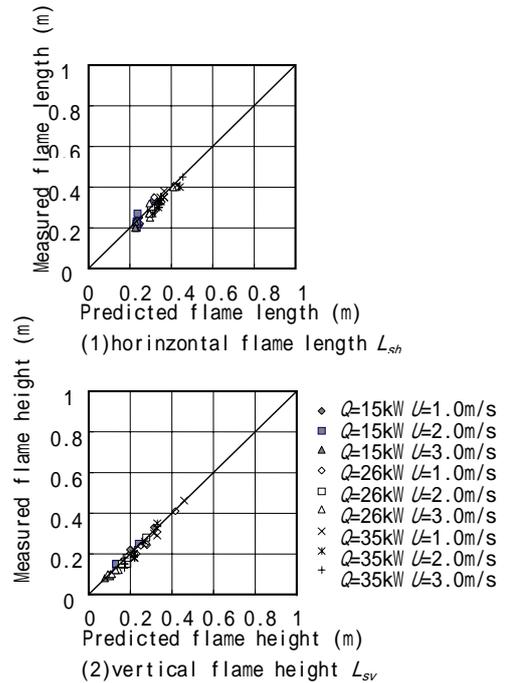


図7 風上側火炎形状の予測値と実験値

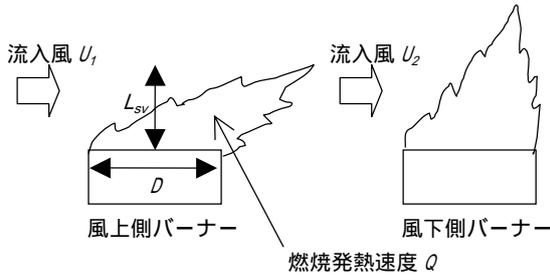


図8 各バーナーへの流入風速

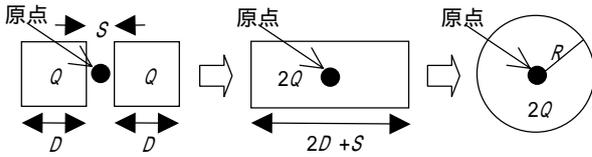


図10 2個火源の単独仮想火源への置換え

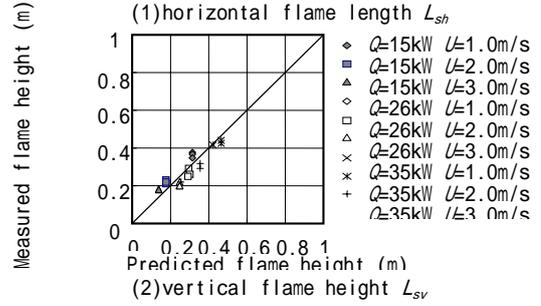
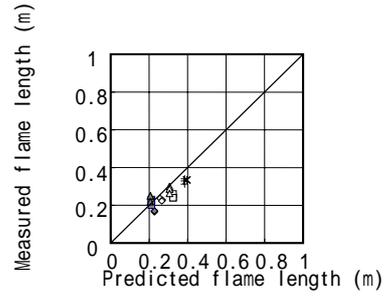


図9 風下側火炎形状の予測値と実験値

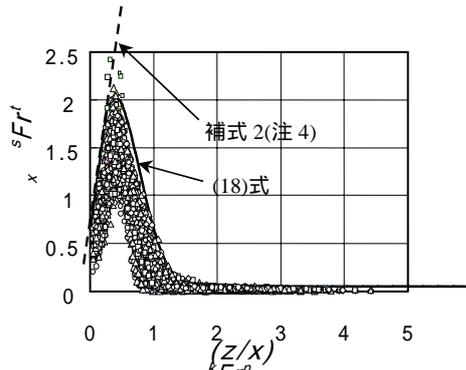


図11 2個火源(単独仮想火源)の風下温度分布

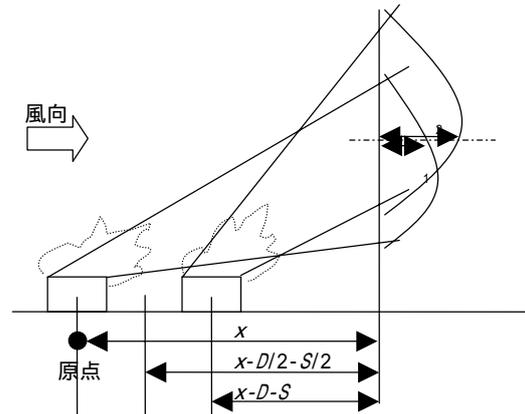


図12 熱気流の温度分布の重なり

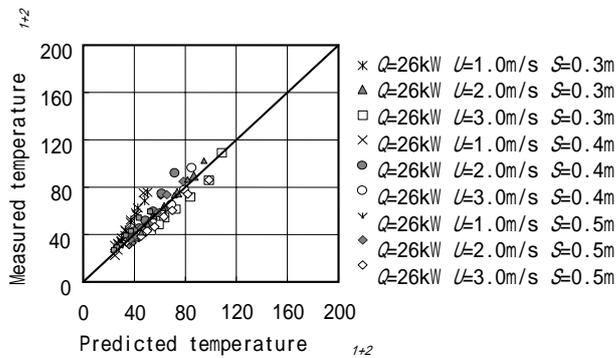


図13 2個火源の温度上昇の予測値と実験値

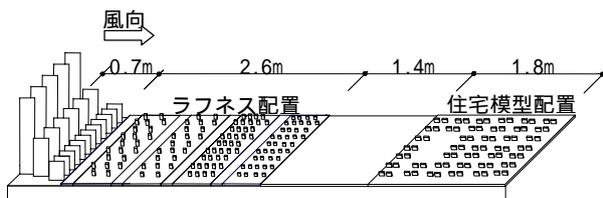


図 14 風洞内部のラフネスの配置

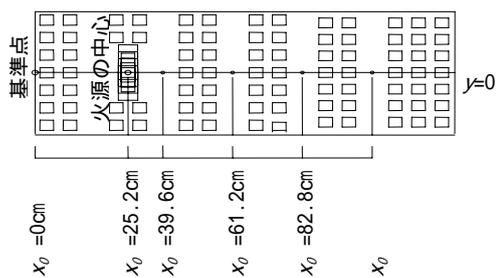


図 15 建物模型の配置と測定位置

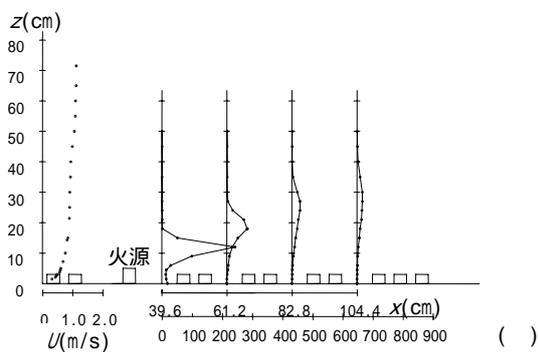


図 16 熱気流の風下温度分布  
( $U=0.61\text{m/s}$ 、火源  $4.2 \times 4.2\text{cm}$ )

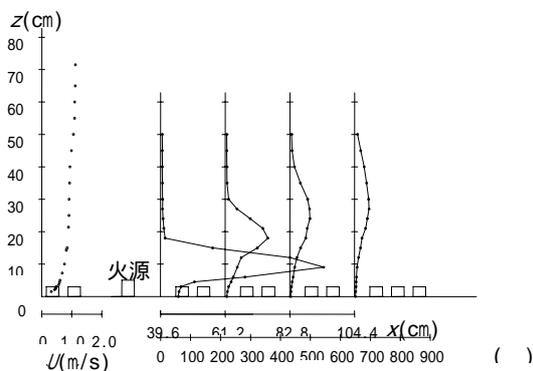


図 17 熱気流の風下温度分布  
( $U=0.61\text{m/s}$ 、火源  $4.2 \times 16.8\text{cm}$ )

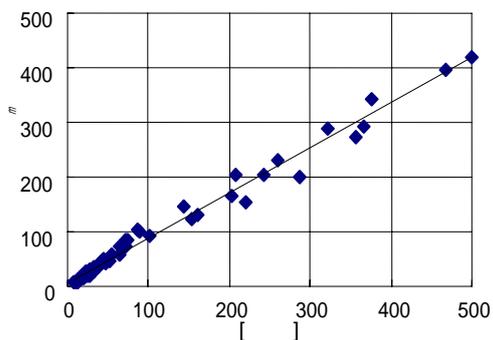


図 18 主軸温度の検討

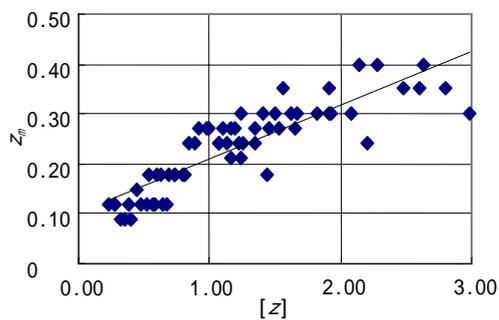


図 19 主軸高さの検討

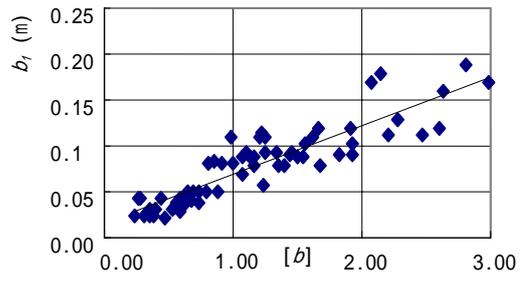


図 20 拡散幅  $b_1$  の

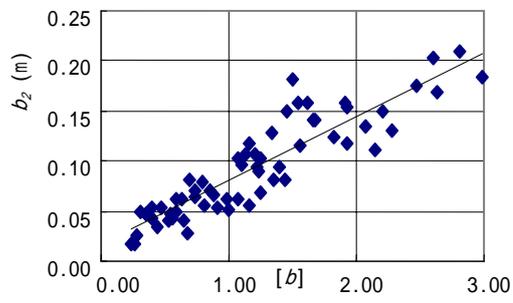


図 21 拡散幅  $b_2$  の

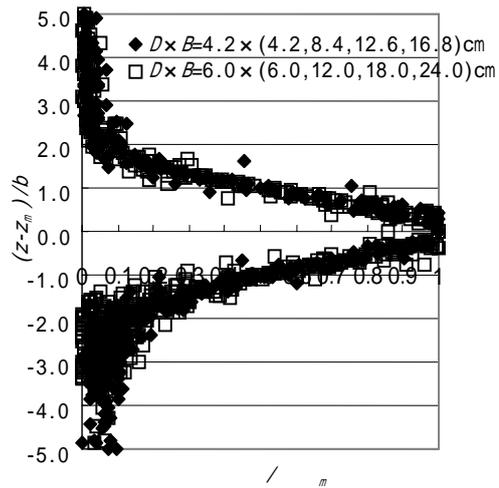


図 22 熱気流の風下温度の鉛直分布



っていることがわかる(図3)。風速 3m/s では局所的に接炎、燃え抜けをした。これは風速が大きくなるとともに、火炎が吹き倒されるためである。

**実験 3** ここでは火源との距離を樹冠に若干接炎する程度(火源からの距離は 1.5m)にして、立ち消え、焼け止まりの際の遮熱効果の把握を試みた。風速 2m/s では、樹葉が変色したが、樹冠はその形状を維持し、遮蔽率もほとんど変化しなかった。この時の放射熱の遮熱効果は、樹木が無い場合のおよそ半分であった(図4)。風速 3m/s では、燃え抜けはわずかに確認できる程度になった。口火を近づけると樹冠は即座に炎上した。これは、熱気流および放射熱によって着火限界温度近くまで予熱されていたと考えられる。

**実験 4** ここでは、これまでの実験で使用した樹木よりも樹冠の大きな樹木(樹高約 240cm、枝張約 120cm)を用いた。その結果、風速 2m/s では実験 3 と同様の遮熱効果が確認できた。風速 3m/s では、接炎した部分が約 30 秒で燃え抜けた。この時、放射熱量が急激に上昇した(図5)。さらに、口火を燃え抜けた部分付近に近づけると枝葉に着火し、30 秒程度炎上して立ち消えた。

### (3)火炎近傍の樹木の遮熱効果

火炎が接炎しなければ、図4に示すように樹木は入射熱を低減し遮熱効果を発揮した。しかし火炎が樹冠に接する条件では、火炎着炎時に樹木後部に急激な入射熱の上昇が見られた(図5)。また、燃えぬけた際の樹木後背部の熱気流温度分布は、樹木の無い場合と同程度、もしくはそれ以上の温度上昇が確認された(図3)。

図6は遮蔽率と入射熱低減率の関係を既往研究<sup>1)</sup>(回帰直線)と本実験とで比較したものである。本実験の入射熱低減率とは、(樹木のある実験の入射熱流束/ 樹木の無い実験の入射熱流束)とした。この既往研究では、遮蔽率と入射熱の低減率は係数 1 で正比例する

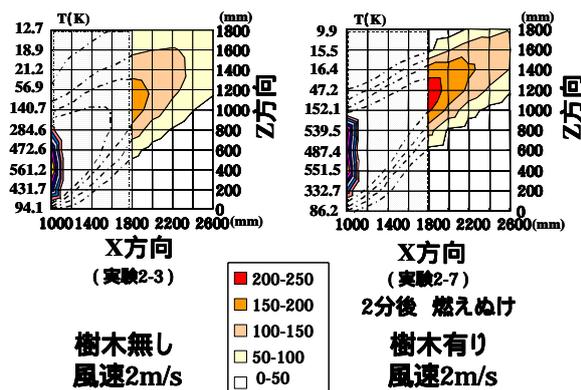


図3 樹木の燃え抜けによる火炎伝播

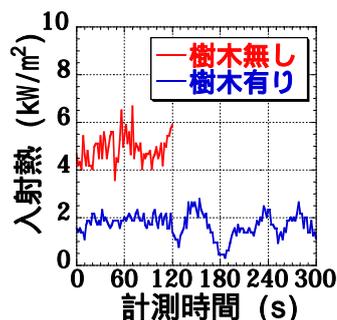


図4 樹木による入射熱の低減効果

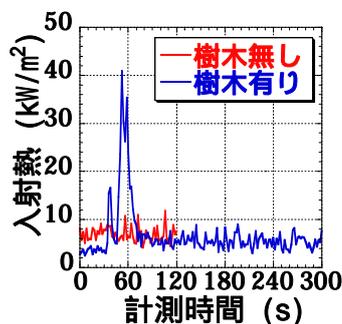


図5 入射熱の急激な上昇

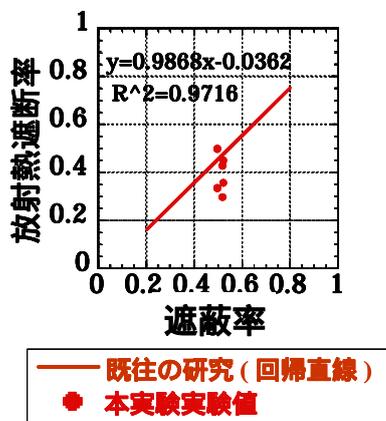


図6 遮蔽率と入射熱低減率

と結論付けている(放射熱の測定点は樹木後方 5m)が、本実験の結果は、樹冠の局所的な遮蔽状況に左右され、樹木背後の狭い領域では入射熱の低減は遮蔽率との相関は低かった。このため火炎近傍では、局所的な加害・被害状況が遮熱効果に反映されると考えられる。

### A - 5 - 3 樹木の防火性を活用した延焼抑制手法

実験結果から防火植樹の条件として、樹冠に火炎が接炎しないだけの空間が必要となる。更に、熱気流や放射熱、火の粉等の加熱要因に対して樹冠の形状を維持できることが要求されよう。また、火の粉等の口火が加わるなどして枝葉が炎上する可能性がある場合は、その樹冠内で焼け止まる、立ち消えすることが必要である。

以上をふまえ、樹木の防火性を活用した延焼抑制手法を整理したのが図7である。ここではさらに、焼け止まり・立ち消えが期待できる時には列植による遮熱、また枝葉の熱バランスを維持できない場合には、撒水による気流冷却・放射熱緩和等の効果を活用することも検討の対象としている。

### A - 5 - 4 まとめ

本実験によって以下の知見を得た。

火炎が樹冠に接炎しなければ、樹葉は若干変色するものの、その形状を維持するため遮熱効果が確認できた。

火炎が樹冠に接炎する条件では、接炎部の枝葉が数十秒で炎上した。さらに有炎口火による着火の可能性も確認され、これらの要因により樹冠は燃え抜け、遮熱効果が低下する。

以上の知見をふまえた延焼抑制手法確立のための課題を以下に示す。

#### 樹冠への接炎

樹木の遮熱効果を得るために、火炎が接炎しない距離に樹木を配置しなくてはならない。このためには、有風下における自由空間の火炎や開口噴出火炎の形状予測手法が必要である。

#### 樹冠の形状維持

樹冠が形状を維持できれば遮熱効果を期待できる。そこで、樹葉の着火限界を越える場合には着火するが、それが焼け止まるか燃えぬけるかにより適宜、以下の対策を講じる必要がある。

#### 列植による遮熱

防火植樹による遮熱効果の評価手法<sup>1)</sup>は比較的規模の大きなオープンスペースの整備の事前評価手法として普及しているが、木造密集市街地等の狭小な空間を対象とする場合、前述のように局所的な燃え抜

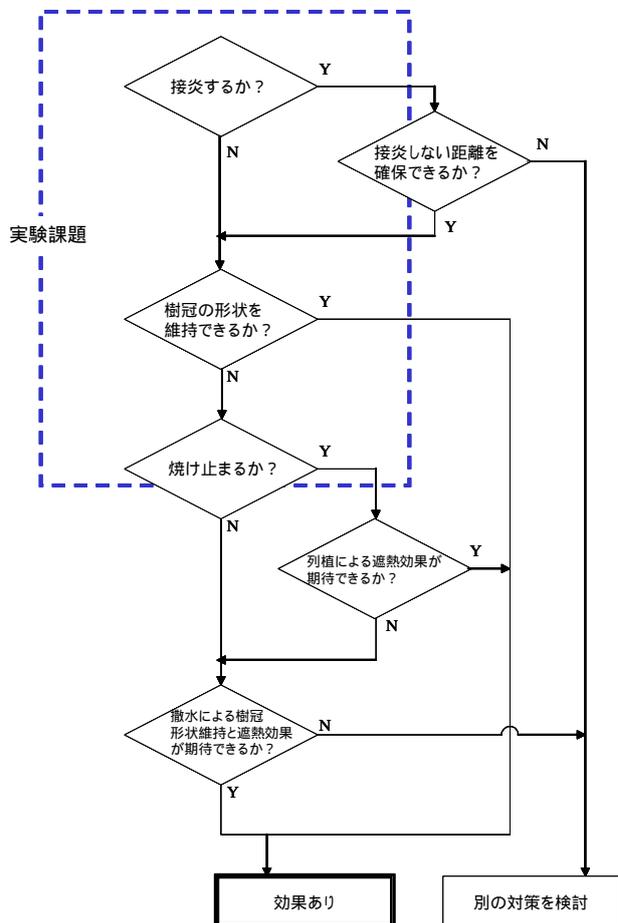


図7 樹木の防火性を活用した延焼抑制手法

け等が延焼過程で影響を及ぼす可能性があるので、別途考慮する必要がある。そのためには、火炎の形状予測に基づく樹冠の受害領域の予測が有効であろう。

#### 撒水による樹冠の形状維持と遮熱

撒水による水幕は、火炎に対面する樹冠の枝葉が着火限界を超えない程度に火炎からの放射熱を低減する<sup>2)</sup> ことが必要である。さらに気流との相互影響についても定量的に把握しておく必要がある。

#### 参考文献

- 1) 岩河信文：都市における樹木の防火機能に関する研究，建築研究報告 No105，建築研究所，1984
- 2) 消防庁消防研究所：水幕と樹木の併用による延焼防止向上効果に関する研究報告書，消防研究所技術資料第 15 号，1985
- 3) 高橋啓二・福嶋司：大震災時の広域避難場所における植生の防火機能と調査方法について，森林立地，Vol. 131, No. 2, 1990