

煙流動模型実験の火源バーナー に関する検討

名古屋大学 工学部 建築学科

防災安全工学講座 辻本研究室

松下 敦士

1994年2月

目次

1	はじめに	3
1.1	研究の目的	3
1.2	研究の概要	4
2	相似則	5
2.1	相似則の考察	5
2.1.1	気流に関する相似則	5
2.1.2	火炎形状の相似	8
3	火源の対流成分と輻射成分の分配比率	11
3.1	実験の目的	11
3.2	実験の方法	12
3.2.1	酸素消費法による火源発熱量の測定	14
3.2.2	ガス流量から計算した火源発熱量	15
3.2.3	火源発熱量中の対流成分熱量	15
3.3	実験結果	16
3.3.1	対流成分と輻射成分の分配比率	16
3.3.2	酸素消費法の精度	19
3.3.3	建築研究所での実験及び結果	20
3.4	まとめ	20
4	火炎形状	21
4.1	実験の目的	21
4.2	既往の研究	22
4.3	実験の方法	23
4.3.1	二値化	25
4.3.2	明度	26
4.3.3	高さの算出方法	26
4.3.4	平均・標準偏差	26
4.3.5	火炎先端高さの周波数	26

目次	1
4.4 実験結果	27
4.4.1 火炎形状	27
4.4.2 火炎の高さ	32
4.4.3 炎の振動数	36
4.5 まとめ	38
5 まとめ	39
6 謝辞	41
参考・引用文献	43

第 1 章

はじめに

1.1 研究の目的

アトリウムやガレリアなど大規模吹き抜け空間は建物内部に半屋外的な開放感のある空間を提供し、人を引きつける魅力があるがこのような空間は建物の付加価値を高める一方で、万が一火災が発生した際には不特定多数の人が集まる空間であるために、人命が失われる可能性がある。アトリウムは巨大な縦穴空間となって有毒な火災煙を伝えやすくし、避難を困難にする等の危険が指摘されている。そのため、アトリウム建築では火災安全とりわけ火災時の煙流動予測が防災計画上最も重要となる。しかし、アトリウムの火災事例は世界的にみても数件しかなく、こういった安全手段の評価には種々のシミュレーション手法が用いられている。

模型実験による検討もその検討手法の1つであるが、これまでこの分野において我が研究室では、火災時の熱気流（火災煙）を、運動量移送、各種熱移送、物質移送の支配方程式によって表現して、これらを無次元化することにより相似則を導き、蔵前国技館の実大火災実験を相似縮小模型により再現するなど実際の建築物の縮小模型を用いた実験を行ってきたが、模型実験において相似性を保つための種々の境界条件には未だ整備されていないものが残されている。現実の火災を再現する模型火源もそのひとつである。

そこで、その内の火源の対流成分と輻射成分の分配比率と、火炎の形状について相似性が保たれているか確認し、今後の模型実験でこれらを改良、補正して実験を行う情報を得るのがこの研究の目的である。

1.2 研究の概要

過去の研究^{[1][2]}においては炎の形状、炎境界面での温度が等しいとした境界条件を考え、温度上昇については縮尺比と無関係になるとする相似則を採用していたが、実際には模型の縮尺が異なると煙層の上昇温度が若干異なること、模型火源による火炎の形状も必ずしも相似にならないことなどが問題となった。本来拡散火炎では、炎部分の最高温度は1400°C前後と燃焼物による変化が小さい^[3]。このため炎表面での熱伝達機構が相似になれば、本来、気流の温度は縮尺に関わらず同じになるはずである。

上記の煙層温度が異なる原因として考えられる要因の中で模型火源に起因すると思われるものは、

1. 模型火源の発熱量はプロパンガスの低位発熱量(22.35kcal/lN)を基にプロパンガスが完全燃焼するものとしてガス流量を制御し、設定発熱量に合わせているが、実際には模型火源の大きさで完全燃焼していない可能性があること

2. 模型火源の発熱量の内、対流成分と輻射成分の分配比率がスケールによって変化している、つまりスケールの大きな火源ではスケールの小さな火源に比べて対流成分比率が大きくなっている可能性があること

3. 模型火源の火炎がスケール(バーナーの径)によって相似でない形状になっており、幾何学的に相似な境界条件を満たしていない可能性があることである。

そこで次のような実験を行うことにより研究を進めた。

1. 酸素消費法^[4](3章2節参照)によりプロパンガスバーナーの発熱量を求め、ガス流量から計算した発熱量と比較する。
2. 排煙ダクト内の気流温度と気流速度から火源発熱量の内、対流成分を求め総発熱量との比をとり、対流成分と輻射成分の分配比率を確認する。
3. スケールの異なるバーナーによる火炎を、画角が相似になるようにしてビデオ撮影し、その映像を二値化し、その画像の平均をとって火炎形状を比較する。

第2章以降、この3項目に関する実験結果について説明する。

第 2 章

相似則

2.1 相似則の考察

模型実験により煙流動を予測するためには、その基盤となる相似則を導き、その相似則に従って実験を行う必要がある。相似則とは、ある現象に重要な関係を持つ全ての物理量が縮尺の変化に対して相似になる条件を示すものである。この章では今回の実験に用いた相似則（表 2.1）の導出過程を示す。

表 2.1: 各物理量の相似則

物理量 f	$n(f)$	= 模型の物理量 f_m / 実大の物理量 f_r
代表長さ	$n(L)$	$= L_m/L_r$
温度変化	$n(\Delta\theta)$	$= \Delta\theta_m/\Delta\theta_r = 1$
時間	$n(t)$	$= t_m/t_r = n(L)^{1/2}$
発熱量	$n(Q_G)$	$= Q_{Gm}/Q_{Gr} = n(L)^{5/2}$
気流速度	$n(u)$	$= u_m/u_r = n(L)^{1/2}$
火源寸法	$n(D)$	$= D_m/D_r = n(L)$

2.1.1 気流に関する相似則

ここでは火炎周囲の気流に関する相似則を導出する。しかしながら気流についての相似則は、過去の研究でおおむね成立することが確認されているので、本研究では Quintiere、辻本、竹之内、長岡らによって示されている方法^{[5][6][7]}をまとめておく。気流は粘性流体の運動量移送、各種熱移送、物質移送の方程式群式 (2.1) (連続方程式, 運動方程式, エネルギー方程式, 拡散方程式) で表される。これらの移動現象の支配方程式群から得られる π ナンバー、及び境界条件より相似則を求める。

•連続方程式

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0$$

•運動方程式

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial \rho u_i}{\partial x_j} \\ = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + g_i(\rho - \rho_0) + \frac{\rho}{\rho x_j} \mu \left(\frac{\partial \rho u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \rho u_j}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{1}{3} \mu \frac{\partial u_j}{\partial x_j} \right) \end{aligned}$$

•エネルギー方程式

$$\begin{aligned} \rho c_p \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} + u_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \right) \\ = \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x_i \partial x_i} + q - \theta \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial \theta} \right)_p \left(\frac{\partial p}{\partial t} + u_i \frac{\partial p}{\partial x_i} \right) - p \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \mu \Phi \end{aligned}$$

•拡散方程式

$$\frac{\partial C_A}{\partial t} + u_i \frac{\partial C_A}{\partial x_i} = D_A \frac{\partial^2 C_A}{\partial x_i \partial x_i} + R_A$$

(2.1)

p : 圧力

g_i : 重力加速度ベクトル

ρ : 密度

θ : 温度

c_p : 定圧比熱

q : 発生熱

u_i, u_j : 速度ベクトル

C_A : A種の濃度

D_A : A種の拡散係数

R_A : A種の発生

$\Phi = \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$: 逸散項

式(2.1)に以下の仮定を適用すると式(2.2)が得られる。

- 物質拡散現象の無視
- 非圧縮性の仮定と Bussinesq 近似
- 渦動粘性係数, 渦熱拡散係数によるレイノルズ応力, 熱輸送のモデル化
- エネルギー逸散の無視

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} &= 0 \\ \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} &= -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + g_i \beta (\bar{\theta} - \theta_0) + \nu_t \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j \partial x_j} \\ \rho c_p \left(\frac{\partial \bar{\theta}}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial \bar{\theta}}{\partial x_i} \right) &= \rho c_p \alpha_t \frac{\partial^2 \bar{\theta}}{\partial x_i \partial x_i} + q \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

β : 熱膨張率

ν_t : 渦動粘性係数

α_t : 渦温度拡散係数

次に以下の6つの代表値 $L_0, u_0, Q_0, t_0, \Delta\theta_0, \Delta p_0$ により上式を無次元化する。

$$L^* = L/L_0$$

$$u_i^* = \bar{u}_i/u_0$$

$$Q^* = qL_0^3/Q_0$$

$$t^* = t/t_0$$

$$\Delta\theta^* = \overline{\Delta\theta}/\Delta\theta_0 \quad \overline{\Delta\theta} = \bar{\theta} - \theta_a \quad \theta_a : \text{雰囲気の温度}$$

$$\Delta p^* = \overline{\Delta p}/\Delta p_0 \quad \overline{\Delta p} = \bar{p} - p_a \quad p_a : \text{雰囲気の圧力}$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial u_i^*}{\partial x_i^*} &= 0 \\ \frac{L_0}{t_0 u_0} \frac{\partial u_i^*}{\partial t^*} + u_j^* \frac{\partial u_i^*}{\partial x_j^*} &= -\frac{\Delta p_0}{\rho u_0^2} \frac{\partial p^*}{\partial x_i^*} + g_i \beta \frac{\Delta\theta_0 L_0}{u_0^2} \Delta\theta^* + \frac{\nu_t}{L_0 u_0} \frac{\partial^2 u_i^*}{\partial x_j^* \partial x_j^*} \\ \frac{L_0}{t_0 u_0} \frac{\partial \theta^*}{\partial t^*} + u_i^* \frac{\partial \theta^*}{\partial x_i^*} &= \frac{\alpha_t}{L_0 u_0} \frac{\partial^2 \theta^*}{\partial x_i^* \partial x_i^*} + \frac{Q_0}{\rho c_p u_0 \Delta\theta_0 L_0^2} Q^* \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

相似の条件は上記の無次元化された方程式群が同じ解を持つことであり、そのためには式(2.3)の係数が等しくなることが必要であるが土屋らの研究⁸⁾において流れが乱流であれば、 $\nu_t/L_0 u_0, \alpha_t/L_0 u_0$ は一定であると判断されるため、結局以下の4つの π ナンバーが保存されることが条件となる。

$$\left. \begin{aligned} \pi_1 &= \frac{L_0}{t_0 u_0} \\ \pi_2 &= \frac{\Delta p_0}{\rho u_0^2} \\ \pi_3 &= g_i \beta \frac{\Delta\theta_0 L_0}{u_0^2} \\ \pi_4 &= \frac{Q_0}{\rho c_p u_0 \Delta\theta_0 L_0^2} \end{aligned} \right\} \quad (2.4)$$

6つの代表値に関して4つの関係式があるので、2つの代表値で他の4つの代表値を表現することができる。火災の縮小模型実験では、実験を計画するとき最初に縮尺比と火源の種類を決定することが一般的である。火源を決めると火炎温度も決まり雰囲気温度との差が温度の代表値として定まる。したがって縮尺比と温度差の代表値によって他の4つの代表値を表現することが模型実験上便利である。

ここで実大、模型に関するものをそれぞれ添字 R, M で表すと、 $\pi_1 \sim \pi_4$ を保存する条件から以下に示す相似則が導かれる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{Q_M}{Q_R} &= \left[\frac{\Delta\theta_M}{\Delta\theta_R} \right]^{3/2} \left[\frac{L_M}{L_R} \right]^{5/2} \\ \frac{t_M}{t_R} &= \left[\frac{\Delta\theta_M}{\Delta\theta_R} \right]^{-1/2} \left[\frac{L_M}{L_R} \right]^{1/2} \\ \frac{u_M}{u_R} &= \left[\frac{\Delta\theta_M}{\Delta\theta_R} \right]^{1/2} \left[\frac{L_M}{L_R} \right]^{1/2} \\ \frac{\Delta p_M}{\Delta p_R} &= \left[\frac{\Delta\theta_M}{\Delta\theta_R} \right] \left[\frac{L_M}{L_R} \right] \end{aligned} \right\} \quad (2.5)$$

実大と模型に関する代表値 f_R, f_M の比 f_R/f_M を $n(L)$ で表すと、式(2.5)は以下のよう書き表せる。

$$\left. \begin{aligned} n(Q) &= n(\Delta\theta)^{3/2} n(L)^{5/2} \\ n(t) &= n(\Delta\theta)^{-1/2} n(L)^{1/2} \\ n(u) &= n(\Delta\theta)^{1/2} n(L)^{1/2} \\ n(\Delta p) &= n(\Delta\theta) n(L) \end{aligned} \right\} \quad (2.6)$$

式(2.6)の第1式は実験を行う際の発熱量を示している。式(2.6)の第2式は現象の時間変化の関係を示している。式(2.6)の第3式は外部風と風洞実験の際の風速を、式(2.6)の第4式は加圧排煙など圧力差が生じる際に必要となる条件を示しているが、今回の実験ではそのようなパラメータは存在しないので、条件として用いない。この関係は、模型の中で自然に満たされるものと考えられる。

特に実大実験と模型実験とで同種の火源を用いた場合など、火炎温度が等しく雰囲気温度と火炎温度の温度差 $\Delta\theta$ が等しい場合には $n(\Delta\theta) = 1$ となり、式(2.6)は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} n(Q) &= n(L)^{5/2} \\ n(t) &= n(L)^{1/2} \\ n(u) &= n(L)^{1/2} \\ n(\Delta p) &= n(L) \end{aligned} \right\} \quad (2.7)$$

過去の研究^{[5][6]}で、この相似則を用いて火災時の熱気流性状を縮小模型実験によって再現できることを確認しているので、本研究においてもこの相似則を用いる。

2.1.2 火炎形状の相似

火炎の輻射を考える際、厳密な話をすると炎の燃焼形態や、煙の透過率、ガス輻射などを考慮する必要があるが、非常に複雑な議論が必要となる。しかしそのような議論は本論の目的からは外れてしまうので、本研究では火源における輻射の影響は詳細には考慮せず、形態係数のみを考えることにし、形態係数は火炎形状を相似にすることで相似性を満たされるものとした。火炎の形状は文献によれば式2.8のように表され

$$L_f/D = f(Q_f^*) \quad Q_f^* = Q/D^{5/2} \quad (2.8)$$

L_f : 炎の高さ

D : 火源の直径

Q : 発熱量

仮に火炎温度が等しい場合の相似則、式(2.7)の第1式が満たされるときには

$$n(Q) = n(L)^{5/2}$$

従って、

$$n(Q_f^*) = \frac{n(L)^{5/2}}{n(D)^{5/2}}$$

よって、以下の式(2.9)が成り立つとき $n(Q_f^*) = 1$ となり実大と模型の Q_f^* が等しくなる。 Q_f^* が等しければ、火炎の縦横比が等しくなる。

$$n(D) = n(L) \quad (2.9)$$

いいかえれば式(2.7)の第1式のような発熱量で燃焼させた場合、縮尺比に火源の直径の比を合わせれば、火炎の形も自然に相似になる。火炎の輻射を考える際、厳密な話をすると炎の燃焼形態や、煙の透過率、ガス輻射などを考慮する必要があり、非常に複雑な議論が必要となる。しかしそのような議論は本論の目的からは外れてしまうので、本研究では火源における輻射の影響は詳細には考慮せず、形態係数のみを考えることにし、形態係数は火炎形状を相似にすることで相似性を満たされるものとした。

第 3 章

火源の対流成分と輻射成分の分配比率

3.1 実験の目的

火炎周囲の気流に関する相似則は、過去の研究でおおむね成立することが確認されているが、既往の研究^{[1][2]}で、スケールによる気流温度の違い、すなわち異なった 2 種類のスケールで実験を行ったとき、スケールの大きい（縮尺の大きい）模型の方が指示温度が全般に高いと言う結果がでている。その原因として考えられるものの内、模型火源に起因すると思われるものは、火源バーナーの発熱量の内、対流成分と輻射成分の分配比率がスケールによって変化している、つまりスケールの大きな火源ではスケールの小さな火源に比べて対流成分比率が大きくなっている可能性があることである。

そこで、スケールによって対流成分と輻射成分の分配比率が変わらないかどうかを調べるのがこの章の目的である。

3.2 実験の方法

図 3.1 に示すような実験装置を用いて実験を行った。

1. 酸素消費法^[4](3.2.1 節参照)によりプロパンガスバーナーの発熱量を求め、ガス流量から計算した発熱量と比較する。
2. 排煙ダクト内の気流温度と気流速度から火源発熱量の内、対流成分を求め、総発熱量との比をとり、対流成分と輻射成分の分配比率を確認する。

以上の手順により、3つの異なる大きさのバーナーに対して4種の想定した実大発熱量を組み合わせ、表 3.1 に示す実験を行った。(1つの実験パターンにつきそれぞれ2回ずつ)以後、実験パターンは表 3.2 で示す名称で表す。

表 3.1: 実験パターン

想定した実大発熱量 [MW] (火源直径 1,500mm)	2.0	2.5	3.0	5.0
ガス流量による発熱量 [kW] 1/30 模型 (火源直径 50mm)	0.41	0.51	0.61	1.01
ガス流量による発熱量 [kW] 1/20 模型 (火源直径 75mm)	1.12	1.40	1.68	2.80
ガス流量による発熱量 [kW] 1/15 模型 (火源直径 100mm)	2.30	2.87	3.44	5.31*

* マスフローコントローラーの制御範囲による制限から実大想定 4.625MW の発熱量となった

表 3.2: 実験パターン名

想定した実大発熱量 [MW] (火源直径 1,500mm)	2.0	2.5	3.0	5.0
ガス流量による発熱量 [kW] 1/30 模型 (火源直径 50mm)	L1Q1	L1Q2	L1Q3	L1Q4
ガス流量による発熱量 [kW] 1/20 模型 (火源直径 75mm)	L2Q1	L2Q2	L2Q3	L2Q4
ガス流量による発熱量 [kW] 1/15 模型 (火源直径 100mm)	L3Q1	L3Q2	L3Q3	L3Q4

測定項目は、集煙フード内温度 t_n 、ダクト内温度 t_u 、 t_d 、ダクト内流速 v 、酸素 (O_2) 濃度 $X_{O_2}^A$ 、二酸化炭素 (CO_2) 濃度 $X_{CO_2}^A$ である。温度測定には K-Type(CA) 熱電対を用いる。ダクト内流速は複合ピトー管を用いて管内平均流速を測定し、ガス濃度についてはそれぞれ酸素濃度計 (0~100000ppm)、二酸化炭素濃度計 (0~50000ppm) を用いた。

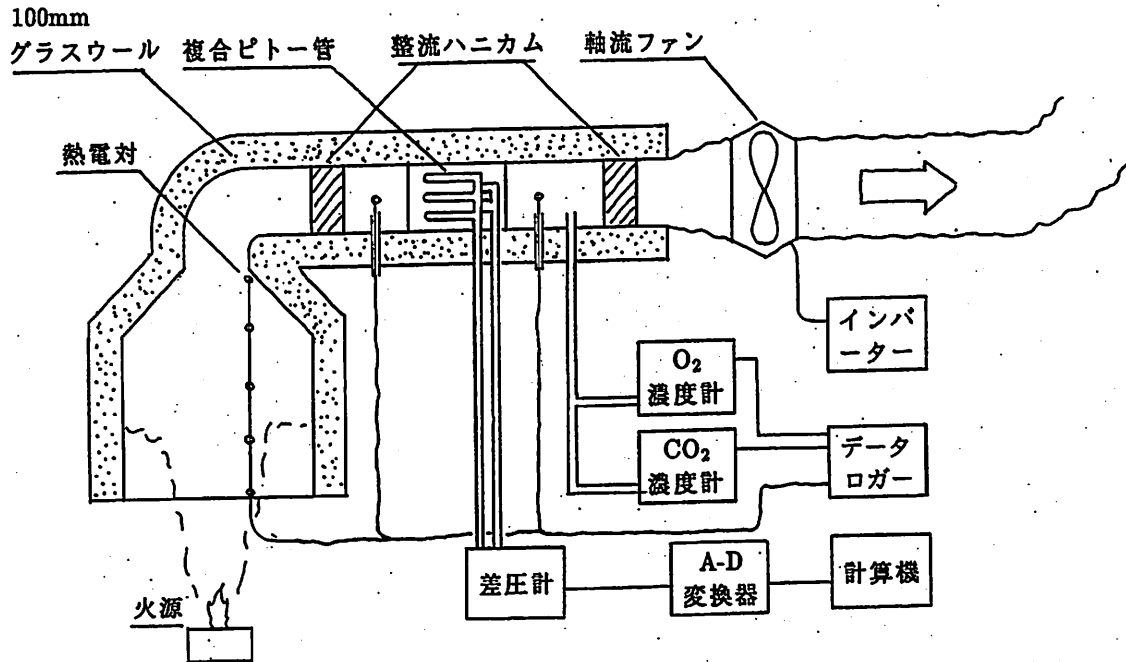


図 3.1: 発熱量測定装置

3.2.1 酸素消費法による火源発熱量の測定

酸素消費法とは“燃焼により消費される酸素の単位量当りの発熱量は、火災時に通常関係する有機質材料の広い範囲にわたって概ね一定の値をとる”という原理に基づくものである^[4]。様々な可燃物を単位重量当りの発熱量でみると物質により差があることがよく知られているが、“消費された酸素量当り”という見方で計測すると、気体・液体燃料、プラスチック材料、天然材料などいずれもほぼ一定の $13.1[\text{kJ/g-O}_2]$ という値をとり、このときの精度は5%以内であるとされている。酸素消費法はこのような性質を利用して可燃物の発熱量を求める方法で、物質の組成が分からなくても燃焼ガス中のガス濃度と流量からその発熱量が分かることから、準不燃材料の燃焼試験などに用いられている。

酸素消費法による発熱量の計測では、酸素 (O_2) 濃度 $X_{\text{O}_2}^A$ [mol 分率]、二酸化炭素 (CO_2) 濃度 $X_{\text{CO}_2}^A$ [mol 分率]、排煙ダクト内平均気流速度 v [m/s] を測定し、以下の式によって全発熱量 $Q_{\text{all-c}}$ [kW] を算出する。

$$Q_{\text{all-c}} = \frac{E\rho_o V}{W_{\text{air}}} \left(X_{\text{O}_2}^o - \frac{X_{\text{O}_2}^A(1 - X_{\text{O}_2}^o)}{1 - X_{\text{O}_2}^A - X_{\text{CO}_2}^A} \right) \quad (3.1)$$

E : 単位酸素消費量当りの発熱量 420[kJ/mol]

ρ_o : 雰囲気空気の密度 [kg/m³]

V : 燃焼系にはいる空気の体積流量 [m³/s]

W_{air} : 空気のモル分子量 0.029[kg/mol]

$X_{\text{O}_2}^o$: 雰囲気空気の酸素濃度 20.99[mol 分率] (乾燥空気標準)

ρ_o 、 $X_{\text{O}_2}^o$ の値は実測値を用いた。

(1) 式は、二酸化炭素の濃度変化まで考慮にいたした式で、さらに一酸化炭素の発生および一酸化炭素から二酸化炭素への反応を考慮にいたした詳細な式を用いることもある。ただし測定器の精度によりこれ程までの詳細な式が不必要になることもあり、その場合は上式の $(1 - X_{\text{O}_2}^o)/(1 - X_{\text{O}_2}^A - X_{\text{CO}_2}^A)$ を 1 とみなした簡略式を用いれば十分である。

本研究では測定器の精度が酸素濃度計の濃度 0.75% が誤差なので、この簡略手法を用いて火源の発熱量を求めた。排煙ダクト内平均気流速度はエアロアイ (複合ピトー管) を用いて測定し、ガス濃度についてはそれぞれ酸素濃度計 (0~25%)、二酸化炭素濃度計 (0~5%) を用いた。

3.2.2 ガス流量から計算した火源発熱量

プロパンガスの供給流量による全発熱量 Q_{all-m} [kW] は以下の式により求めた。

$$Q_{all-m} = 4.186/60 \times E_p M \quad (3.2)$$

E_p : プロパンの低位発熱量 22.35[kcal/lN]

M : ガス流量 [l/min]

3.2.3 火源発熱量中の対流成分熱量

火源発熱量の内、対流成分熱量 Q_{con} [kW] は排煙ダクト内の平均気流速度 v [m/s] と上昇温度 [deg] $\Delta\theta$ から次式によって計算した。

$$Q_{con} = V \rho_o c_o \Delta\theta \quad (3.3)$$

c_o : 雰囲気空気の比熱 1.006[J/g · deg](20°C 1atm)

$\Delta\theta$: 上昇温度 [deg]

温度測定には K-Type(CA) 熱電対を用いた。なお火源による熱気流が全てフードに捉えられ、フード内で二層化していることを確認するため、集煙フード内温度 t_n [°C] (4点) をモニターしている。

このようにして求めた対流成分熱量には火炎からの輻射のうち、排煙フードの内側を温め、気流に供給されるものが一部含まれている。ここでは熱気流から系外に放出されるガス輻射及び排煙フード内側から系外への放熱は微量で無視できるものとし、火炎に対する排煙フードの形態係数 F_o から $F_o = 1 - F_h$ を系外に対する形態係数として、火炎から系外に逃げた輻射の割合を求めた。実際の乱流拡散火炎では火炎形状を断定することは難しく、形態係数を詳細に計算することは不可能である。また形態係数は形状よりも対象物間の距離に依存するところが大きいので、火炎をバーナーの半径を半径とする半球面と仮定し、フードの開口(円)との形態係数を求めた。さらに厳密には火炎からの輻射には指向性があるが、ここでは簡単のため全方位にわたって均一(無指向)であるとした。(3)式で求められる対流成分熱量に含有される輻射成分を除去した対流成分熱量の修正値 Q'_{con} [kW] は次式で与えられる。

$$Q'_{con} = Q_{all} - \frac{Q_{all} - Q_{con}}{F_o} \quad (3.4)$$

F_h : 火炎の排煙フードに対する形態係数 0.126

F_o : $1 - F_h = 0.874$

Q_{all} : 火源の発熱量 [kW]

以下、対流成分熱量はこの修正値のことを指す。

3.3 実験結果

3.3.1 対流成分と輻射成分の分配比率

図 3.2 に表 1 の実験における、プロパンのガス流量から求めた発熱量 Q_{all-m} 、酸素消費法から計算した発熱量 Q_{all-c} 、温度差と流量の積から求めた対流分熱量 Q'_{con} （形態係数による修正後）を示す。図 3.3 にガス流量から計算した発熱量に対する酸素消費法による発熱量の比 (Q_{all-c}/Q_{all-m}) を、図 3.4 にガス流量から計算した発熱量に対する温度差と流量の積から求めた対流成分熱量の比 (Q'_{con}/Q_{all-m}) を示す。なお各値は 150 秒間 (75 測定値) の平均値である。

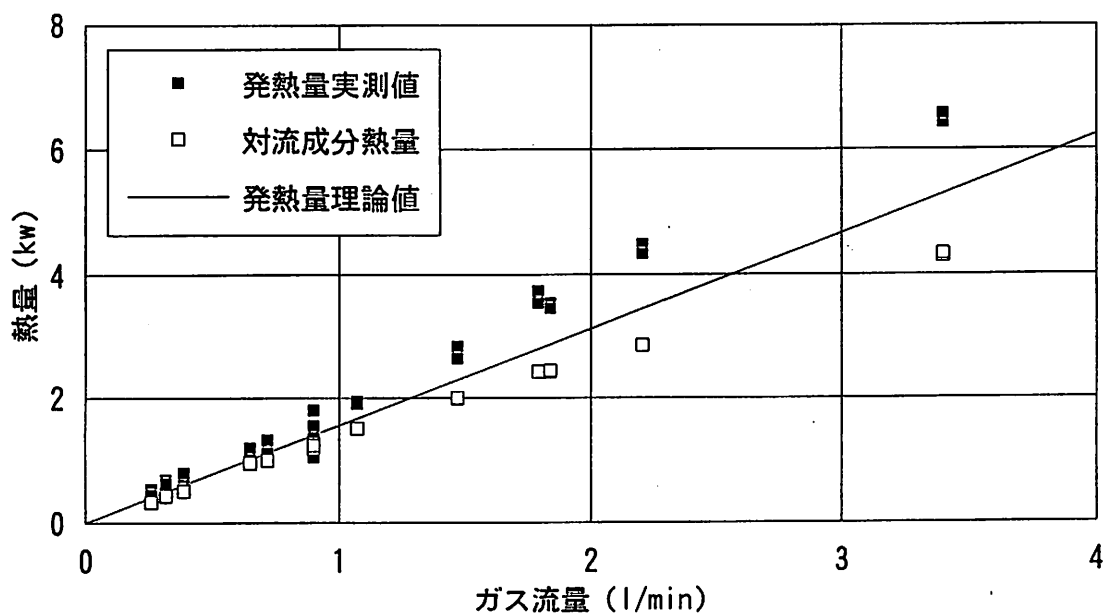


図 3.2: 入力ガス流量と発熱量、対流成分の関係

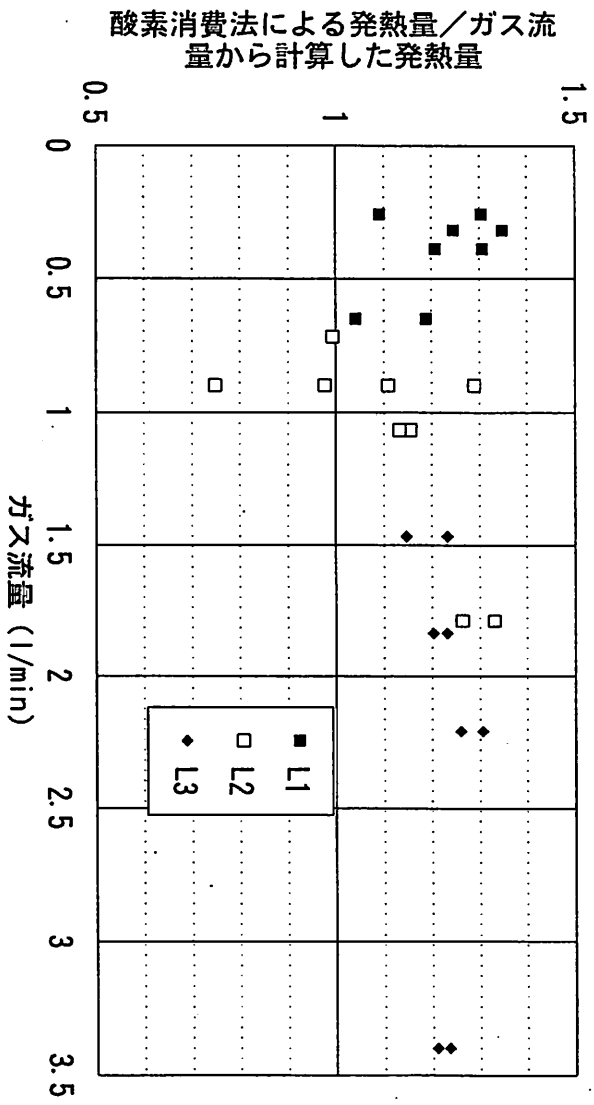


図 3.3: ガス流量から計算した発熱量と酸素消費法から求めた発熱量の比

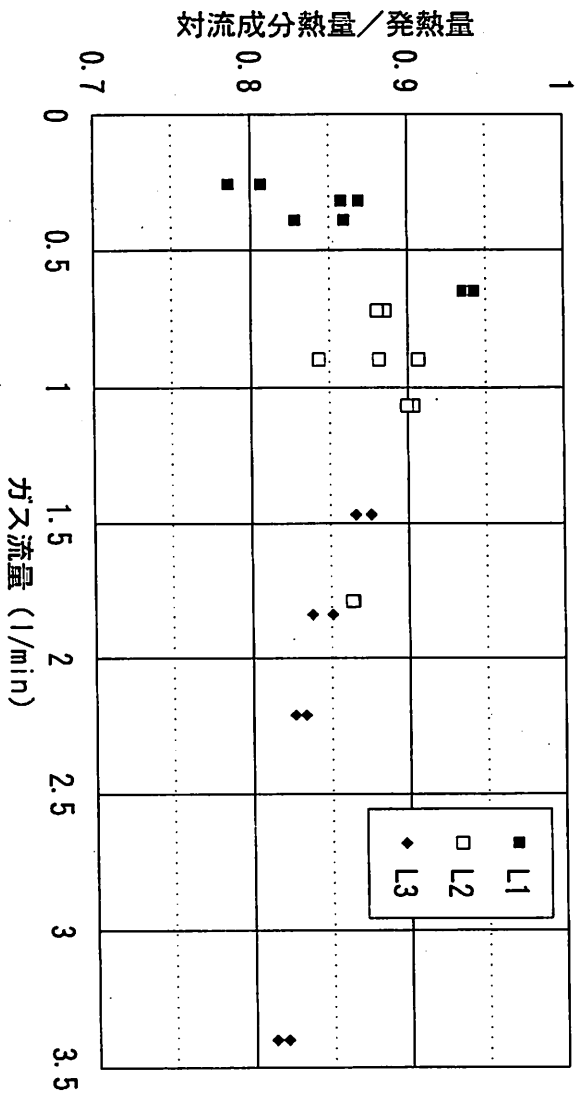


図 3.4: ガス流量から求めた発熱量と温度差と流量の積から求めた対流成分熱量の比

図3.2、3.3からガス流量から計算した発熱量に比べて酸素消費法で求めた発熱量が2~3割大きいことが分かる。火源の発熱量は不完全燃焼などの原因によって、ガス流量から計算した発熱量より小さくなることはあっても、大きくなることは考えられないことから以下の分析では酸素消費法で求めた発熱量は棄却し、比較的精度が高いと判断されるガス流量から計算した発熱量を基準とする。酸素消費法で求めた発熱量が必要とされる精度を得られなかった原因については次節で述べる。

温度差と流量の積から求めた対流成分熱量は再現性が良い。

ガス流量から計算した発熱量に対する温度差と流量の積から求めた対流成分熱量の比(式(3.4)でいう Q'_{con}/Q_{all})は模型火源の大きさによって異なった傾向がみられる。火源バーナーの径が50mmの実験ではガス流量が多いほど対流成分の割合が大きく、0.76~0.93まで大きな振れ幅を持つ。径75mmでは若干のばらつきはあるがほぼ0.85~0.9、径100mmではガス流量が多いほど対流成分の割合は小さくなるがその値は0.8~0.85の間にある。バーナー径50mmの想定実大発熱量(2.0~3.0[MW])の実験では気流温度の上昇が小さく、測定誤差が相対的に大きくなる上、完全な乱流火炎でなく、層流火炎と乱流火炎の中間的の火炎形状であることから燃焼機構が他のケースと異なると考えて分析の対象から除外すれば、発熱量が1.0~5.0[kW]の範囲では、発熱量が増える程対流成分熱量の割合が減少し、バーナーの径で不連続になる傾向はみられない。またその値は0.8~0.9程度である。

3.3.2 酸素消費法の精度

プロパンのガス流量から計算した発熱量と、酸素消費法から求めた発熱量の値が一致しない理由として測定器の精度の問題がある。

(1)式に既知値を代入して概算してみる。右辺括弧内の $(1 - X_{O_2}^o)/(1 - X_{O_2}^A - X_{CO_2}^A)$ は雰囲気と燃焼による排ガス中の窒素濃度の比を表しており（雰囲気の二酸化炭素濃度は0としている）、ほとんど1とみなせるので(1)式は以下のようなになる

$$Q_{all-c} = \frac{420 \times 1.125 \times V}{0.029} (X_{O_2}^o - X_{O_2}^A) \quad (3.5)$$

ここで $\Delta X_{O_2} = X_{O_2}^o - X_{O_2}^A$ とおくと、

$$Q_{all-c} = 1.63 \times 10^4 V \Delta X_{O_2} \quad (3.6)$$

上式右辺の係数が 10^4 のオーダーであることから測定したい発熱量が小さい場合、酸素濃度計にかなりの精度が要求されることが分かる。本論で濃度測定に用いた酸素濃度計の精度は、測定範囲が広いために誤差が濃度0.75%あり、 V の最小値（エアロアイの精度保証範囲下限の $v=2.5[m/s]$ に規定される）を計算に用いても、発熱量の誤差は5.89[kW]となる。従って今回計測した発熱量0.5~5.0[kW]に対しては精度を保証できない。

このように酸素消費法では小さな発熱量を計測する際にはできるだけ排煙流量を落とし、特に精度のよい酸素濃度計を用いる必要がある。そこで、建築研究所所有のより精度の良い測定システムを用いた追加実験で本論で扱った模型火源の発熱量を再度測定し検討した。

3.3.3 建築研究所での実験及び結果

建設省建築研究所技術研究室所有の発熱量測定装置で模型火源の発熱量を測定した結果を3.5に示す。

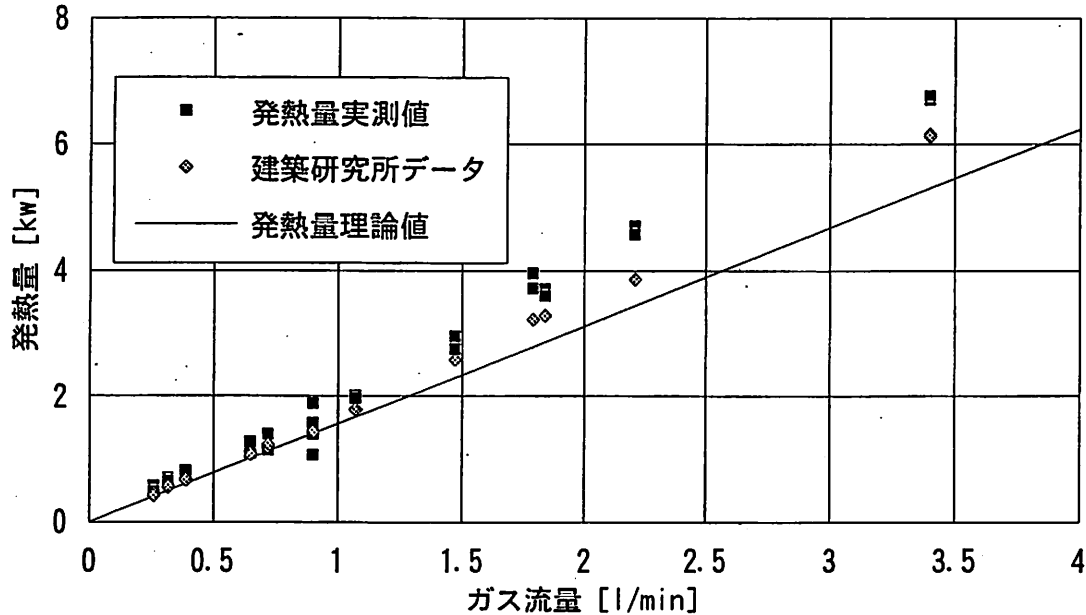


図 3.5: 建築研究所で求めた発熱量

ガス流量が1[l/min]以下では、ほぼ理論値と同じ値を示すが、ガス流量が1[l/min]以上になると理論値より1割程度大きな値を示した。また、酸素消費法から求めた発熱量と比較すると全体に、1割程度小さな値となった。

3.4 まとめ

酸素消費法では、測定装置が模型実験の火源程度の小さな発熱量を計測するのに十分な精度を持っていなかったため、精度の良い装置を用いた実験が今後の課題となった。

ガス流量から計算した発熱量に対する温度差と流量の積から求めた対流成分熱量の比(発熱量の内、どれだけが対流成分となったか)は模型火源の大きさによって異なった傾向がみられ、火源バーナーの径が50mmの実験ではガス流量が多いほど対流成分の割合が大きく、0.76~0.93まで大きな振れ幅を持つ。径75mmでは若干のばらつきはあるがほぼ0.85~0.9、径100mmではガス流量が多いほど対流成分の割合は小さくなるがその値は0.8~0.85の間にあることが分かった。

文献によれば、乱流拡散火炎では発熱量の約20~40%が放射により放出され、他の大部分は対流で失われる^[10]とされているが、実験の結果からは輻射成分の割合はこれより少し低くなることが分かった。

第 4 章

火炎形状

4.1 実験の目的

火炎の形状は2章で述べた熱対流の相似則に従うと、縮尺比に火源の直径の比を合わせれば、火炎の形も相似になっているとしてきたが、既往の研究¹⁴において、異なった2種類のスケールで実験を行ったとき、スケールの大きい(縮尺の大きい)模型の方が熱気流部の温度が全般に高いと言う結果がでている。

その原因として考えられるのは、火源の火炎形状が相似形状になっていない可能性があるということである。つまりスケールの大きな火源ではスケールの小さな火源と比較して、火炎形状が大きく(太く)なっていて、結果的に温度測定点での形態係数が大きくなっているのではないかと仮定された。

そこで火炎形状が相似になっているかを調べるのがこの章の目的である。

4.2 既往の研究

火炎形状に関する過去の研究をまとめておく。

乱流拡散炎の高さは、燃えるものの組成にはあまりかわりなく、燃焼発熱 Q に支配され、火炎高さと火源寸法の比はほぼ $Q_f^* = Q/D^{5/2}$ の関数となることがわかっている (図 4.1)。特に火炎高さが火源寸法よりかなり大きくなると (図 4.1では $Q/D^{5/2} > 1000$ 程度)、火炎の高さに対する火源寸法の影響は消えて火炎高さは発熱速度だけで決まるようになる。^[9]

また、火炎はその浮力と周囲からの空気の導入の影響を受けて一般的に上下方向に振動的な変形をするが、乱流火炎の場合、その振動は無風時によく観察される。炎の振動の周期は容器径とともに増加し、容器径 7.5cm~2.4m の範囲で容器径の 1/2 乗に比例することが確かめられている。^[10]

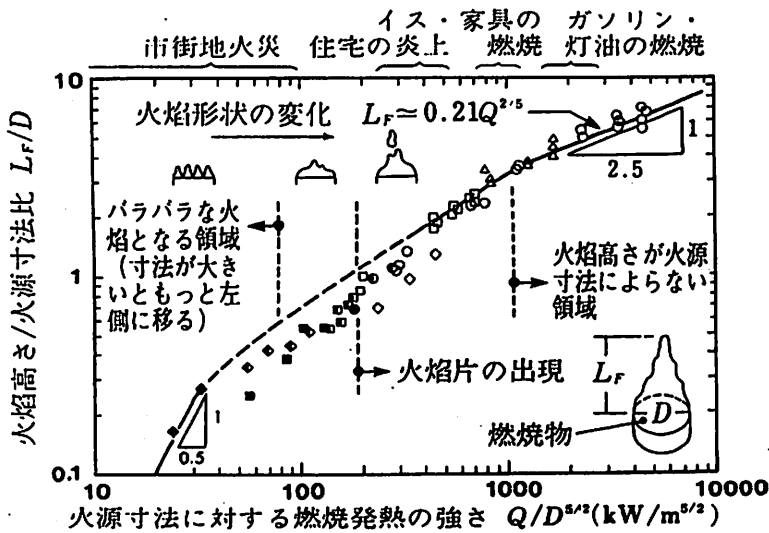


図 4.1: 火源寸法に対する燃焼発熱の強さ

4.3 実験の方法

図 4.2に示すような実験装置を用いて暗室で実験を行った。

1. ビデオカメラのレンズによる歪みがないかを調べるために、火源直径と同じ大きさのグリッド(10×10)を、画角が相似になるように、すなわちそれぞれ画面上で同じように見える位置にカメラを固定した後、スケールの異なるバーナーによる火炎をビデオ撮影する。(図 4.3)
2. その映像を画像処理機を使って二値化し、パーソナルコンピュータにデータとして入力する。
3. 二値化した画像の 20 秒間(1秒間に 30 コマ、合計 600 枚)の各点における平均、標準偏差、火炎先端高さをとって、火炎形状、火炎高さ、炎の振動数を比較する。

以上の手順により、3つの大きさのバーナーに対して4種の想定した実大発熱量を組み合わせ、表 4.1に示す実験を行った。なおビデオカメラの絞りは自動調整にし、画面上でスケールが分かるように 1cm 刻みの目盛を火源位置の高さから配置した。

表 4.1: 実験パターン

想定した実大発熱量 [MW] (火源直径 1,500mm)	2.0	2.5	3.0	5.0
ガス流量による発熱量 [kW] 1/30 模型 (火源直径 50mm)	0.41	0.51	0.61	1.01
ガス流量による発熱量 [kW] 1/20 模型 (火源直径 75mm)	1.12	1.40	1.68	2.80
ガス流量による発熱量 [kW] 1/15 模型 (火源直径 100mm)	2.30	2.87	3.44	5.31*

* マスフローコントローラーの制御範囲から実大想定 4.625MW の発熱量とした

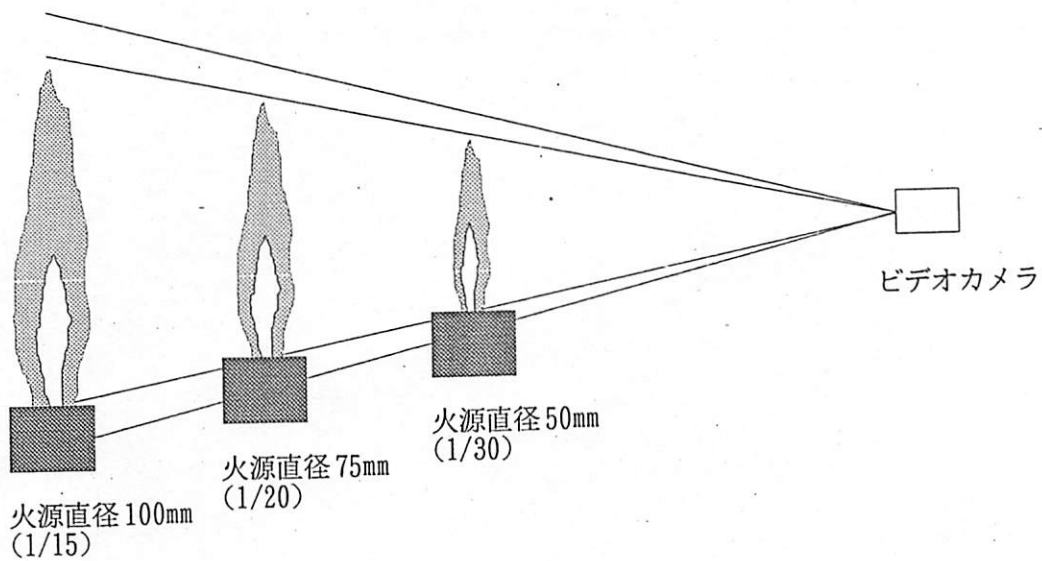


図 4.2: 火炎撮影装置

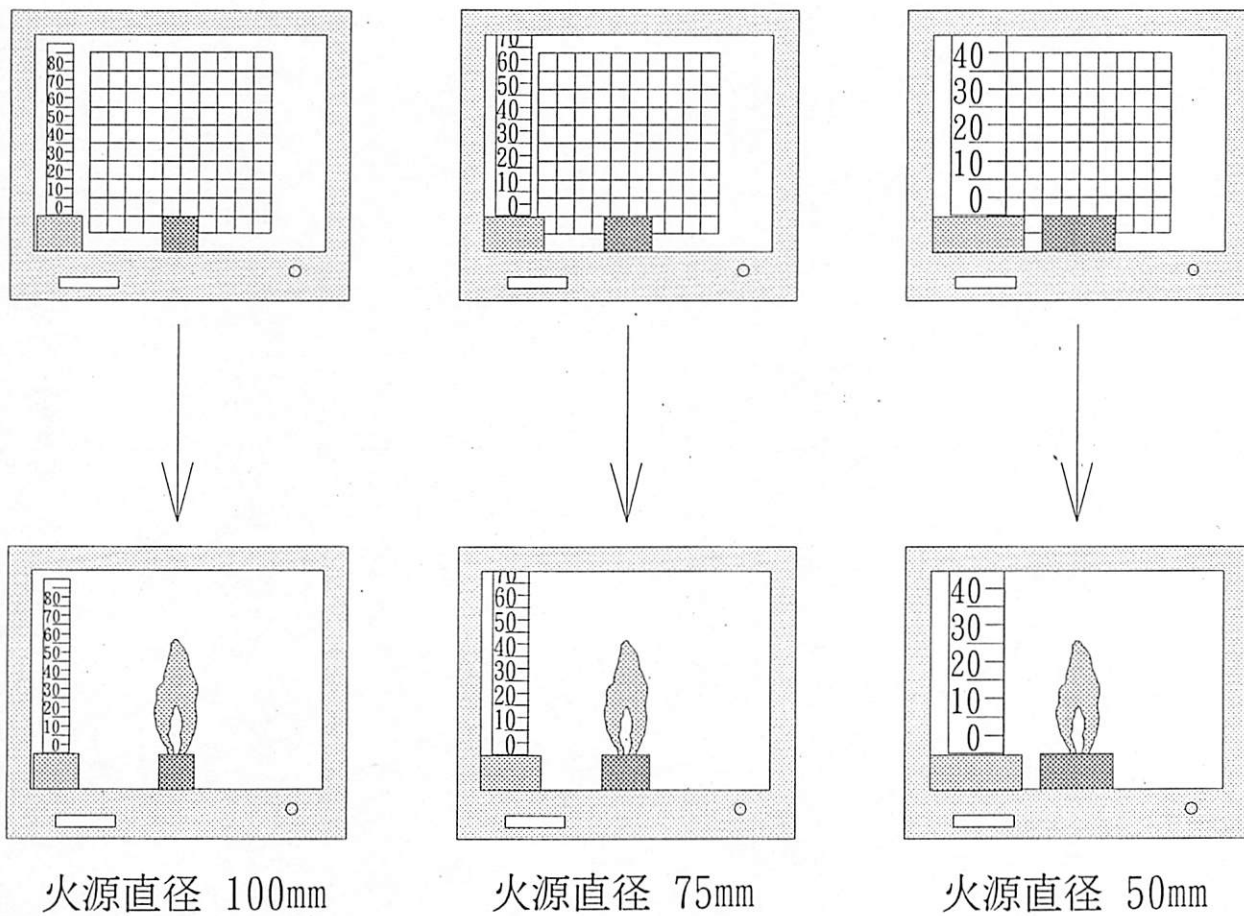


図 4.3: 撮影手順

4.3.1 二値化

図 4.4に示すようなシステムを使って、撮影した映像を次の手順で二値化した。

1. ビデオで撮影した映像を1コマずつイメージメモリーボードを通してコンピューターに入力する。(イメージメモリーボードはフォトロン製 FD98を用いた。)
2. モニターに映る画像と二値化した画像とを比較する事により、明度の閾値(表 4.2)を決定し、二値化する。
3. 二値化した画像を二値化データとしてコンピューターに入力する。

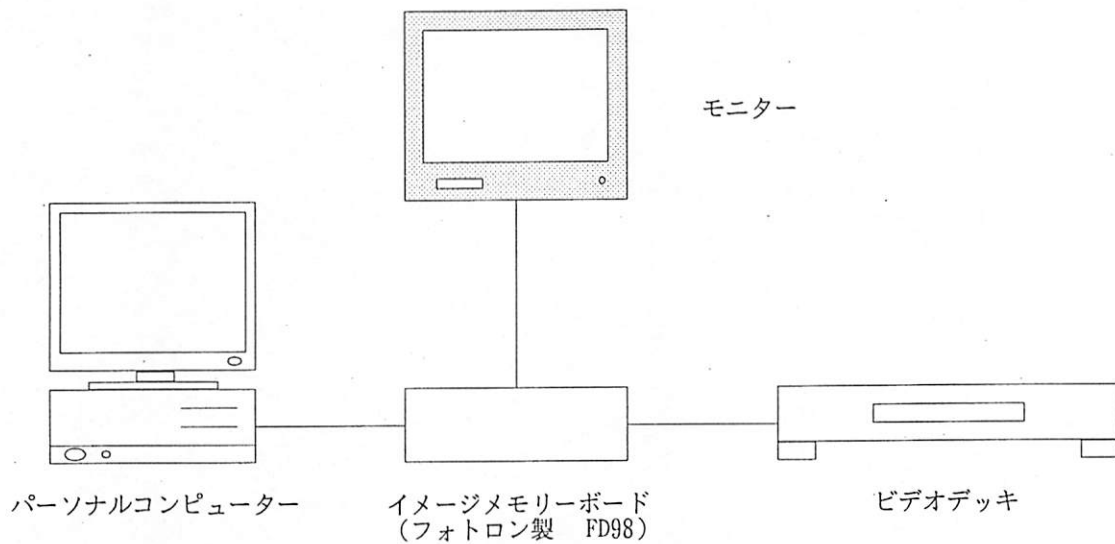


図 4.4: 画像処理機器システム図

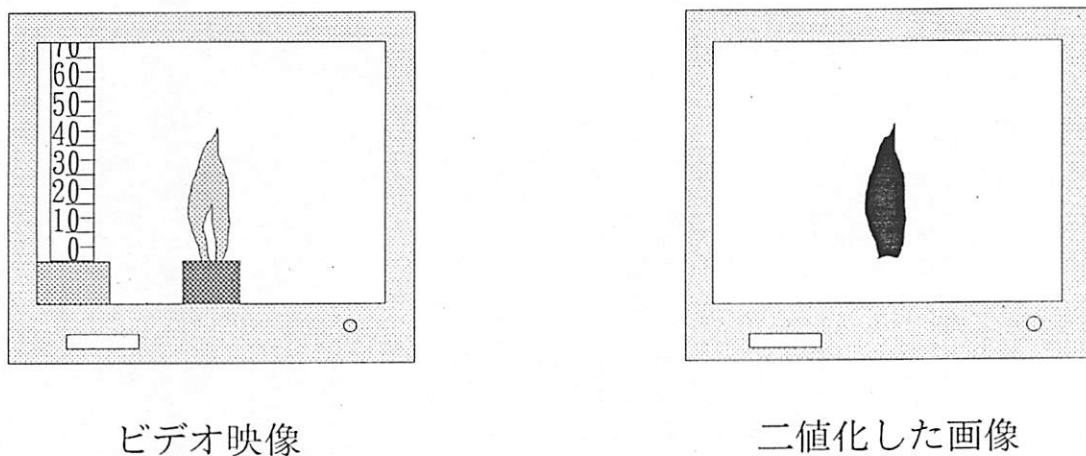


図 4.5: 二値化概念図

4.3.2 明度

明度は0~63までの値をもつが、今回の実験では表4.2に示すような数値を境界値として用い、表4.2で示した数値以上を黒(63)、それ未満の数値を白(0)と判断した。

表 4.2: 二値化スレッシュホールドレベル

実験パターン	Q1	Q2	Q3	Q4
L1:火源直径 50mm	30	35	40	45
L2:火源直径 75mm	30	35	40	45
L3:火源直径 100mm	30	40	40	45

4.3.3 高さの算出方法

撮影したグリッドの画像を二値化し、火源の大きさ(3種類)それぞれについて2回ずつ火源位置の高さにある横軸と8マス上(上から2番目)の軸のビットの位置を求めた。

そのビット数をそれぞれのグリッドの大きさを8倍した数値で割り、1ビット当たりの長さ(mm)を求め、火源の大きさごとに平均しビット数にその長さをかけたものを火炎の高さとした。

表 4.3: 高さの算出データ

	上軸	下軸	BIT	GRID SIZE	mm/BIT
火源直径 50mm (L1)	64	226	162	50	2.469136
	65	227	162	50	2.469136
火源直径 75mm (L2)	62	230	168	75	3.571429
	62	229	167	75	3.592814
火源直径 100mm (L3)	56	225	169	100	4.733728
	56	224	168	100	4.761905

4.3.4 平均・標準偏差

二値化した20秒間の画像を重ね合わせ、画像の枚数(600)で割ることにより平均の画像を求めた。また、その平均から標準偏差を求め表示した。

4.3.5 火炎先端高さの周波数




火炎高さの変動については、データの測定時間が20秒、ビデオ映像は1秒間に30コマなので0.1Hz~15Hzののうちパワースペクトルの卓越した周波数を固有な周波数として用いた。

4.4 実験結果

4.4.1 火炎形状

表 4.5、4.6に実験パターンごとに二値化した画像各点での平均の明度を表示する。
表 4.7、4.8に実験パターンごとに二値化した画像の明度の標準偏差を表示する。
表示した点は4.4で示す3段階に分けられている。

表 4.4: 明度

	0 ~ 10	11 ~ 29	30 ~ 63
明度			

実験の結果、平均値については火源直径 75mm と 100mm ではほぼ一致した形状になっているのが分かる。想定発熱量 5MW では3種類の径ともに比較的近い形をしている。火源直径 50mm では高さは低く幅も細いことが分かる。

標準偏差については、図での白い部分つまり余り変動していない部分は、どの想定発熱量についてもほぼ相似な形状になっている。そのほかの部分については火源直径 75mm と 100mm ではほぼ一致した形状を示す。火源直径 50mm では高さはそれほど変わらないが、上部の明度 11~63 の部分の割合が少なくなり、幅も細くなっている。火源直径 50mm の 2MW~3MW では平均値、標準偏差の傾向がかなり違うことが分かった。

表 4.5: 平均值 1







平均值	Q1 : 想定発熱量 2MW	Q2 : 想定発熱量 2.5MW
火源直径 50mm (L1)		
火源直径 75mm (L2)		
火源直径 100mm (L3)		

表 4.6: 平均値 2


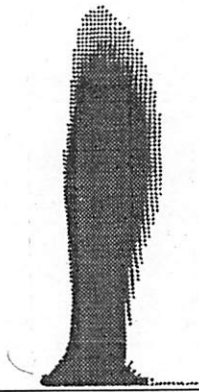


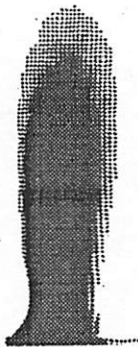

平均値	Q3 : 想定発熱量 3MW	Q4 : 想定発熱量 5MW
火源直径 50mm (L1)		
火源直径 75mm (L2)		
火源直径 100mm (L3)		

表 4.7: 標準偏差 1











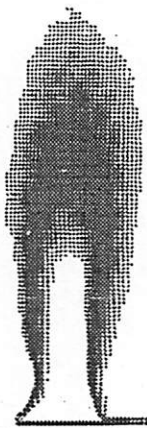

標準偏差	Q1 : 想定発熱量 2MW	Q2 : 想定発熱量 2.5MW
火源直径 50mm (L1)		
火源直径 75mm (L2)		
火源直径 100mm (L3)		

表 4.8: 標準偏差 2

標準偏差	Q3 : 想定発熱量 3MW	Q4 : 想定発熱量 5MW
火源直径 50mm (L1)		
火源直径 75mm (L2)		
火源直径 100mm (L3)		

4.4.2 火炎の高さ

以下に実験の結果を記す。図 4.6 に火炎高さの平均を、図 4.7 に無次元化した火炎高さの平均を示す。

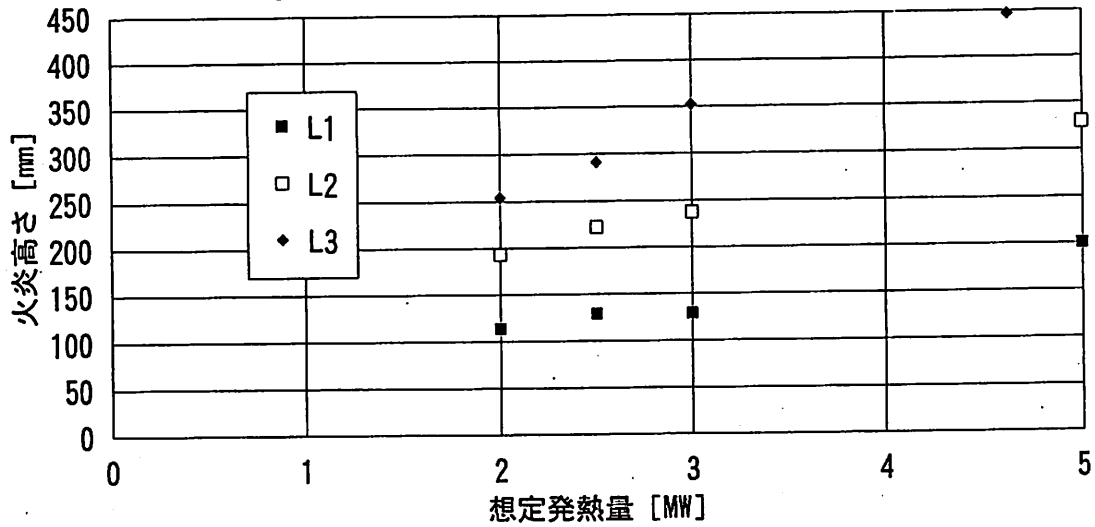


図 4.6: 火炎高さの平均

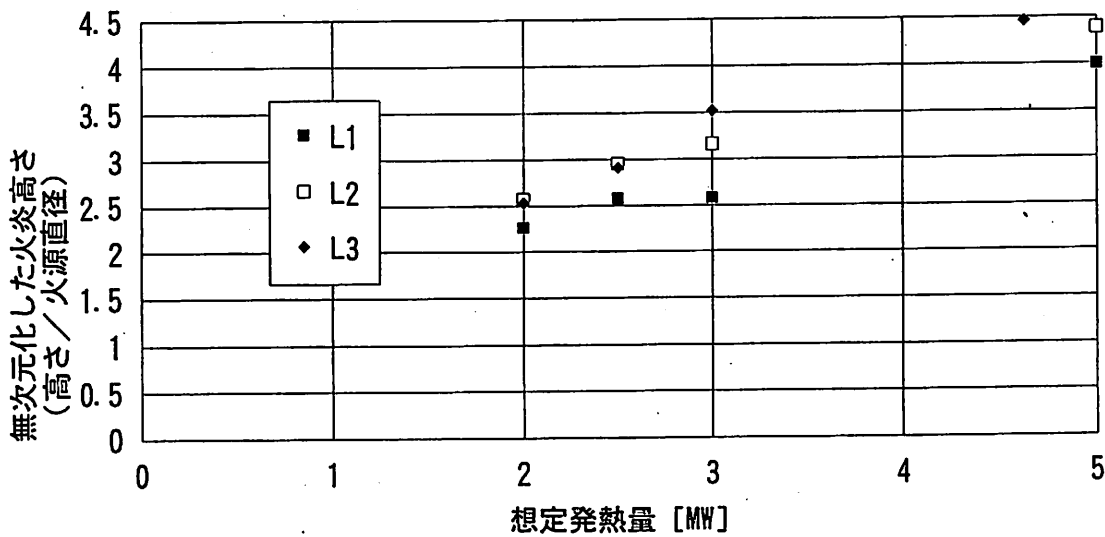


図 4.7: 無次元化した火炎高さの平均

図 4.6を見ると火炎の高さは、想定発熱量の増加にしたがって、火源の直径に関係なくほぼ直線的に増加しているが、火源直径が小さくなるに連れてその傾きも小さくなる（火炎の高さがあまり増加しない）傾向がある。

図 4.7を見ると実大に換算した値は、火源直径 75mm(1/20) と火源直径 100mm(1/15) では、想定発熱量 3MW を除いてほぼ一致している。また火源直径 50mm(1/30) については全体に 1 割程度小さな値となった。

図 4.8にガス流量による火炎高さを示す。

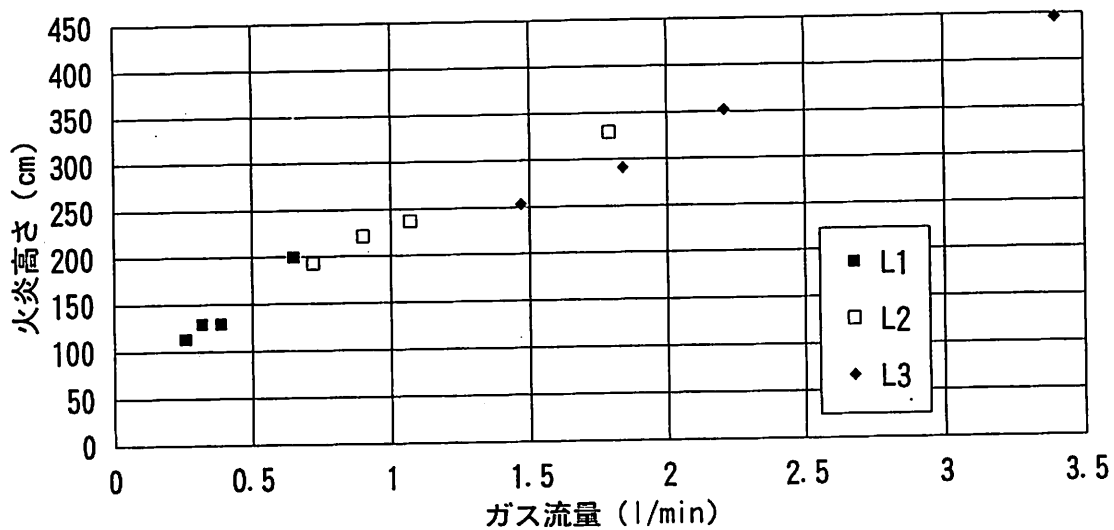


図 4.8: ガス流量による火炎高さ

ガス流量が増えるに従って、L1,L2,L3ともにほぼ直線的に増加の傾向を示しているが、火源の直径が大きくなるにつれて傾きが少しずつ小さくなっていく傾向、すなわち火炎高さが低くなっていく傾向がみられる。これは火炎の高さが火源寸法よりかなり大きくなると、火炎高さに対する火源寸法の影響は消えて火炎高さは発熱速度だけで決まるようになる¹⁹⁾ためと思われる。

図 4.9 に変動計数（標準偏差／平均高さ）を示す。

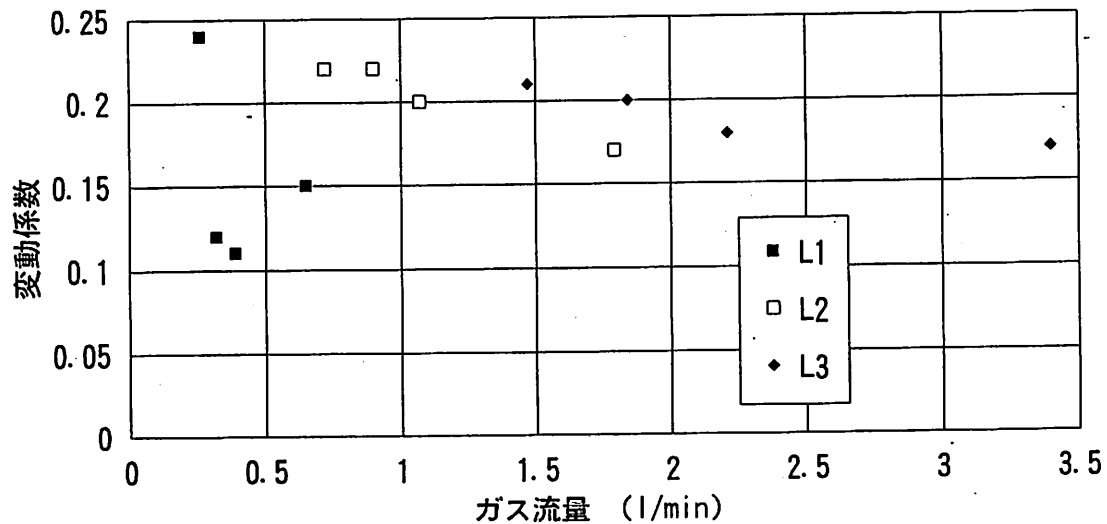


図 4.9: 変動計数（標準偏差／平均高さ）

径 75mm と径 100mm の変動計数は、ほぼ同じ値を示し 0.15~0.25 の間にある。

想定発熱量が増えるに従って変動係数が減る傾向も同じである。

径が 50mm ではガス流量が最も小さい（想定発熱量 2MW）では大きな値を示すがそれ以外では 0.1~0.15 で安定している。つまり L1 の Q2, Q3, Q4 では高さの変動の割合が小さいことが分かる。

図 4.10 に火源寸法に対する燃焼発熱の強さ Q^* (2 節参照) を示す。図 4.11 に Q^* を他の研究と比較したものを示す。

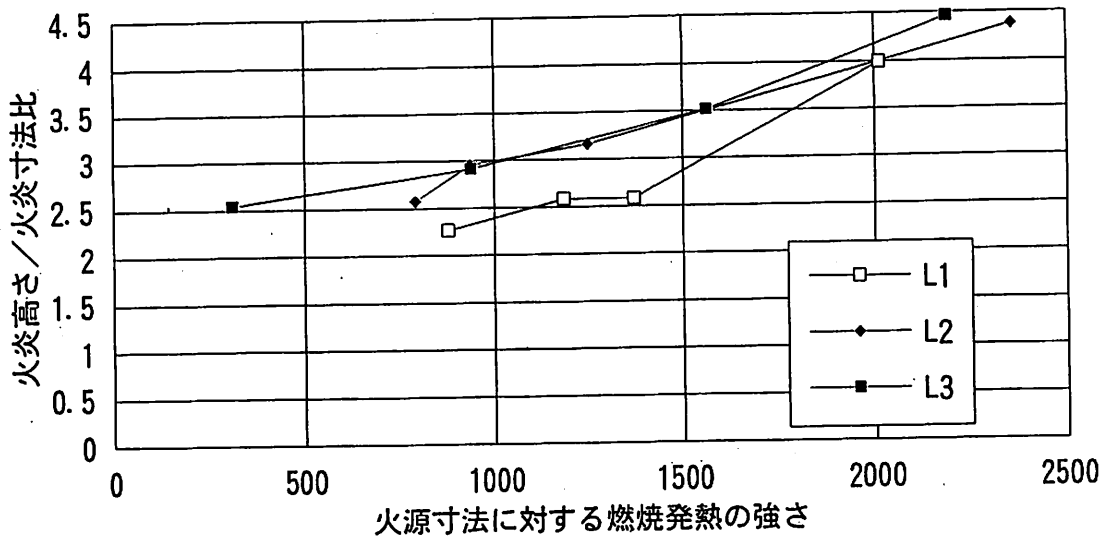


図 4.10: Q^* (測定値)

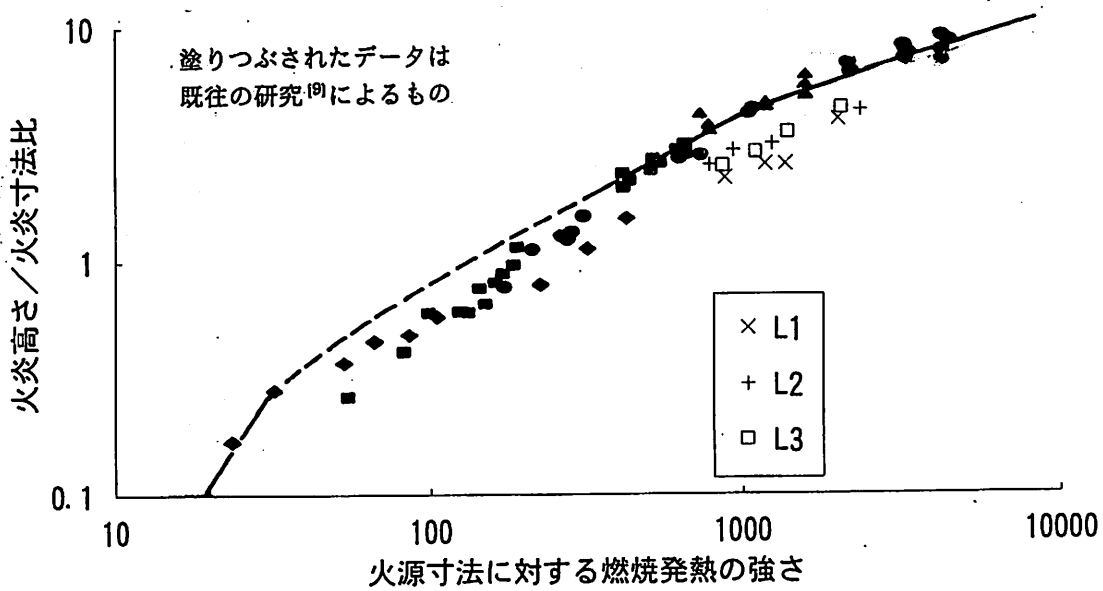


図 4.11: Q^* の比較

図 4.10 では L2 と L3 ではかなり一致した直線となっているが径 50mm では想定発熱量の小さな範囲 (2MW~3MW) では、多少火炎高さ と火炎寸法の比が小さな値を示した。

図 4.11 では L2, L3 はほぼ一致した値を示しているが、やはり L3 は若干低い値を示している。

4.4.3 炎の振動数

図 4.12 にスケールごとの卓越周波数（測定値）を示す。図 4.13 にスケールごとの実大換算した卓越周波数を示す。

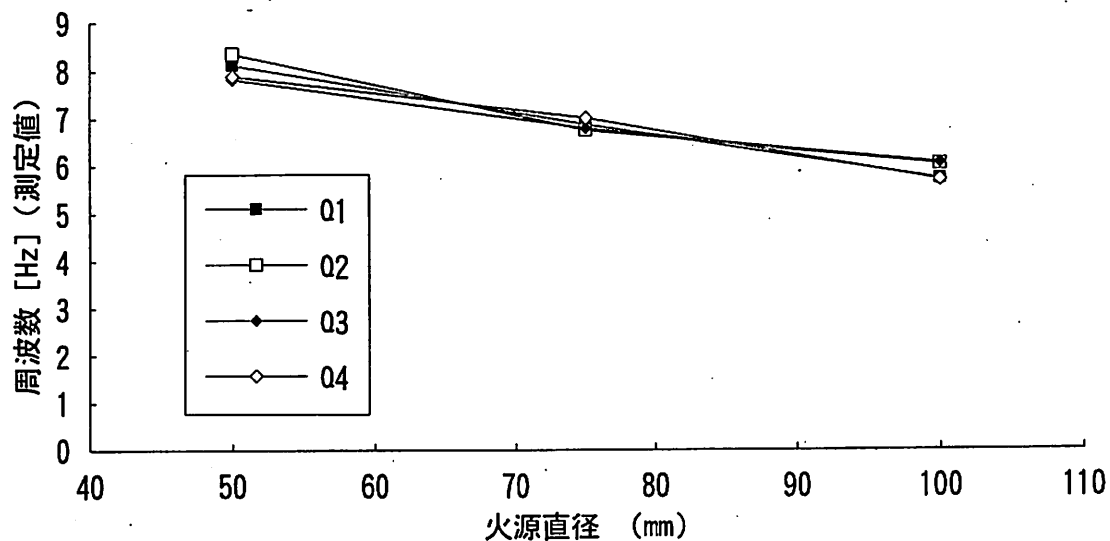


図 4.12: 卓越周波数（測定値）

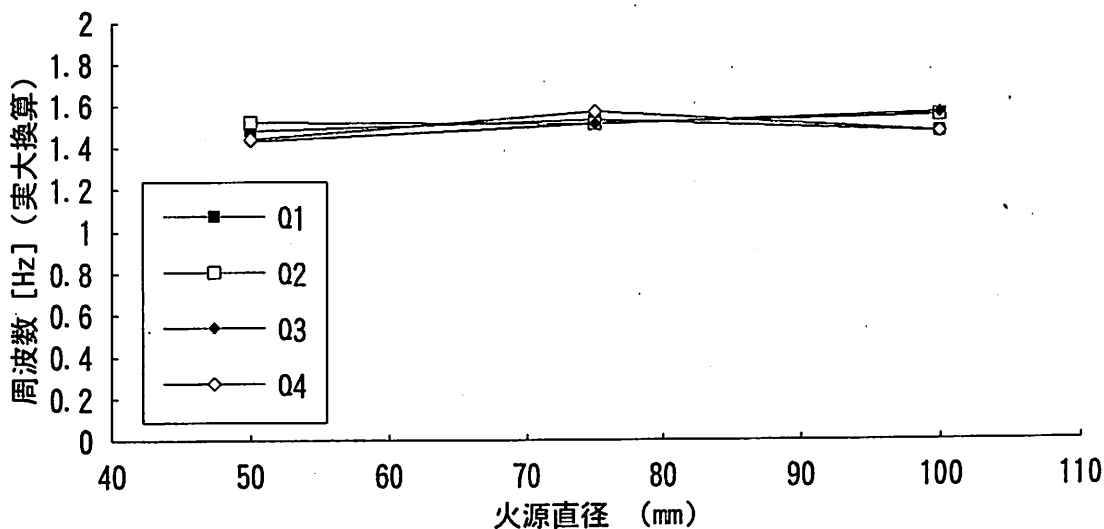


図 4.13: 卓越周波数（実大換算値）

卓越周波数については火源直径によらず想定発熱量ごとに測定値、実大換算値ともにほぼ一致した値を示した。

図 4.14に Q^* ごとの卓越周波数（実大換算値）を示す。図 4.15に周期と火源直径の $1/2$ 乗の関係を示す。

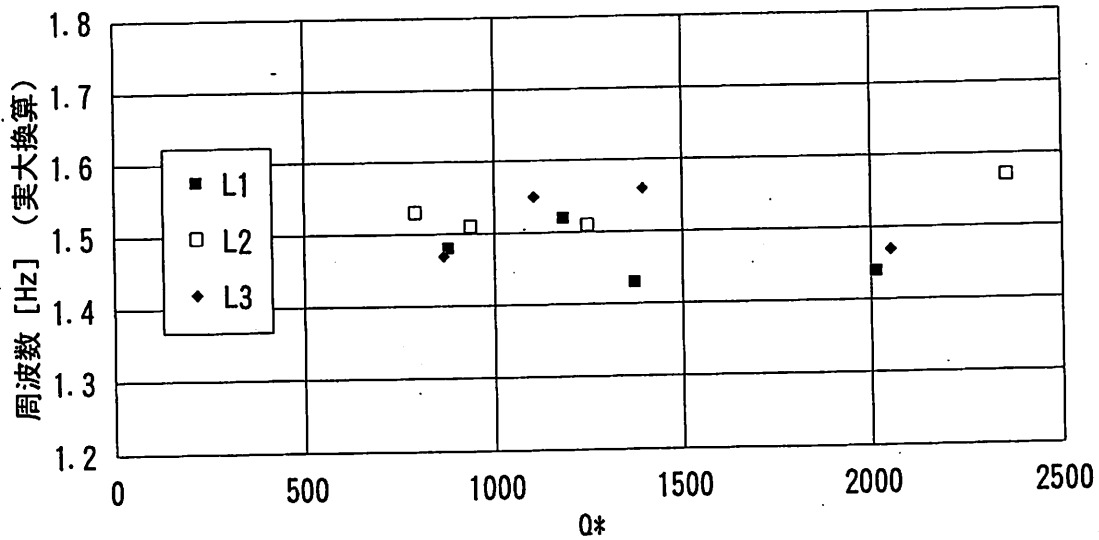


図 4.14: Q^* と卓越周波数（実大換算値）

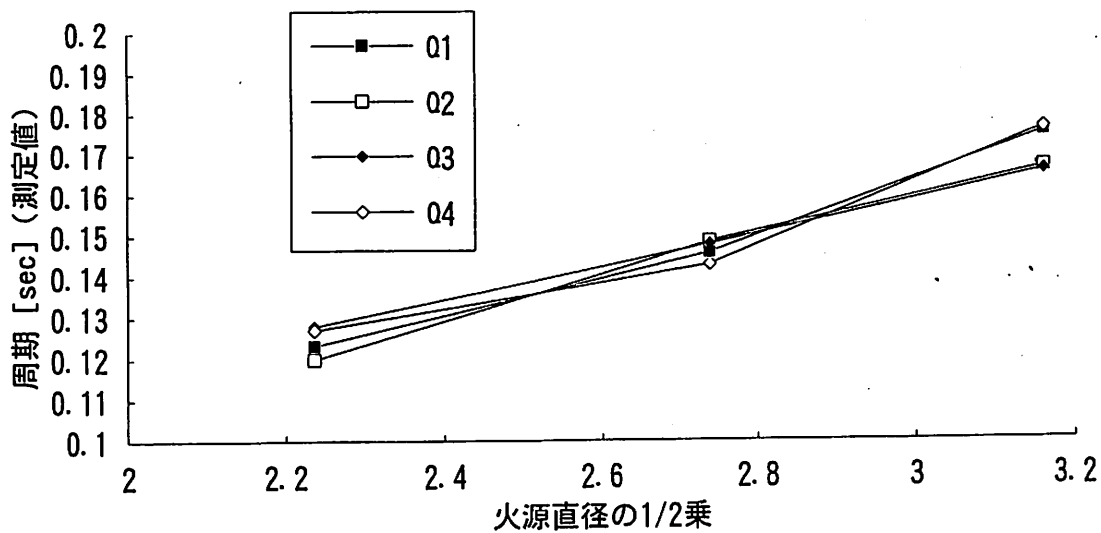


図 4.15: 火源直径の $1/2$ 乗と周期

図 4.14から実大換算した周波数は Q^* の値によらずほぼ一定で $1.4 \sim 1.6$ の値を取り安定していると言える。図 4.15からは 2 節に示した過去の文献^[10]では、炎の振動の周期は容器径とともに増加し、容器径 $7.5\text{cm} \sim 2.4\text{m}$ の範囲で容器径の $1/2$ 乗に比例するとされていたが容器径 5cm でも比例関係が成立していることが分かった。

4.5 まとめ

周波数については、火源直径によらず安定した値を取り、実大換算したものについては1.4~1.6の間の値を取っている。

火炎高さ、火炎形状のどちらの場合も火源直径75mmと100mmでは、無次元化された発熱速度が同じであればその傾向がかなり一致していることが分かった。

火源直径50mmの傾向が形状と高さの点で他とあまり一致しない理由としては、バーナー径50mmの想定実大発熱量(2.0~3.0[MW])の実験では完全な乱流火炎でなく、層流火炎と乱流火炎の中間的の火炎形状であることから燃焼機構が他のケースと異なることが考られる。

第 5 章

まとめ

本論では火災時の煙流動模型実験で火源として用いるプロパンガスバーナーについて、酸素消費法によって実際の出力発熱量を測定し、ガス流量から計算した発熱量と比較した。また排煙気流温度と気流速度から火源発熱量の対流成分熱量を計算し、ガス流量から計算した発熱量に対する比率を求めて、模型火源の径及びプロパンガスの供給量との関係を調べた。また、ビデオ映像から火炎形状を比較した。

酸素消費法では、測定装置が模型実験の火源程度の小さな発熱量を計測するのに十分な精度を持っていなかったため、精度の良い装置を用いた実験が今後の課題となった。

対流成分比率は既往の実験結果からの予測に反し、発熱量が大きくなるに従って小さくなり、その値は0.8~0.9程度であることが分かった。また対流成分と輻射成分の分配比率については、火源直径75mmと火源直径100mmではガス流量が増えるに従って、対流成分の比率が下がる傾向が見られた。火源直径50mmについてはガス流量が増えるに従い、対流成分の割合も増加する傾向が見られた。

火炎の形状については火源直径100mmと火源直径75mmでは高さ幅ともにほぼ相似な形状をしており境界条件を満たすと考えられるが、火源直径50mmについては前二者と異なり、ガス流量が大きな範囲(L1Q4)では高さはかなり近い値を示すが幅は細くなり、ガス流量が小さい範囲(L1Q1,L1Q2,L1Q3)では全体に低く細くなり、かなり異なった傾向を示すことが分かった。

火炎高さの時間変動の周波数の実大換算値については、時間軸を相似則に則して読みかえることで、火源直径および想定発熱量によらずほぼ一定となることが分かった。

二値化するときの明度の決定方法が今回の実験では、目でみた感覚によるものだった点と、火炎を撮影するとき暗室で行ったが、ビデオカメラの明度の調整が自動になっていたため絞りの値が適当でなかった可能性があり、またその結果データの中にハレーションの影響が含まれている可能性がある点については、今後は何らかの改善手法を用いるべきと思われる。

実験の結果、火源直径75mm(1/15)と火源直径100mm(1/20)ではほぼ相似則が成立していることが分かったが、火源直径50mm(1/30)のガスの流量が小さい範囲では異なった傾向を示すので今後はこの影響について考慮が必要になるとと思われる。

第 6 章

謝辞

本研究にあたり、始終熱心にご指導いただいた辻本 誠博士（現 名古屋大学教授）、奥宮 正哉博士（現 中部大学助教授）、には心から感謝します。

また、一緒に実験、研究を行い、貴重な時間をさいていただいた名古屋大学大学院生の梶山 隆史さん、中部大学卒論生の野中由久君、藤末忠司君、さらに、実験を行うにあたりご指導、ご協力頂いた前田建設工業（株）技術研究所の関根 章義氏、その他、いろいろな面でご協力頂いた大勢の方々に深く感謝します。

参考文献

- [1] 竹之内哲次, 辻本誠, 矢野齊: 一部に開口のある閉空間での煙流動に関する相似則, 日本火災学会研究発表会概要集, 1989年5月
- [2] 梶山隆史, 辻本誠, 堀江記代美, 関根章義, 奥宮正哉: ボイド空間の煙流動に外気風が及ぼす影響(その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1993年9月
- [3] 秋田一雄: 火のはなしII, 技報堂出版
- [4] 田中哮義, 吉田正志: 模型箱試験の開発と酸素消費法, GBRC vol40, 1985年10月
- [5] 長岡勉: 大規模空間における熱気流性状の実験的研究, 名古屋大学修士学位論文, 1991.2
- [6] 竹之内哲次: アトリウム火災の模型実験に関する研究—一部に開口部のある閉空間での煙流動に関する相似則—, 名古屋大学修士学位論文, 1990.2
- [7] J.G.Quintiere, "Scaling Applications in Fire Research", Proc. of the International Symposium on Scale Modeling, 1988
- [8] 勝田高司, 土屋喬雄: 室内空気分布の模型実験法に関する研究-第1報~第3報, 空気調和・衛生工学会論文集 No.17, 1981.10
- [9] 長谷見雄二: 火事場のサイエンス, 井上書院
- [10] 日本火災学会: 火災便覧, 共立出版, 1984