

不活性ガスを含む水性泡消火法の立体火源への応用に関する研究

(課題番号 15310109)

平成15年度～平成17年度科学研究費補助金 (基盤研究(B)(2))
研究成果報告書

平成18年3月

研究代表者 伊藤 昭彦
(弘前大学工学部教授)

Study on Inert Gas-Form Extinction Method applied for
Three-dimensional Arranged Fire

(PROJECT NUMBER: 15310109)

2003-2005 Grant-in-Aid for Scientific Research (B)(2)
Research Results Report

March, 2006

Akihiko ITO
Department of Intelligent Machines and System Engineering
Hirosaki University

目 次

1.	はじめに	1
	研究組織	4
	研究経費	4
	研究発表	4
2.	実験装置	8
2. 1	立体火源の燃焼実験	8
2. 2	不活性ガスを含む水性泡による消火実験	13
3.	実験結果および考察	15
3. 1	立体火源の燃焼性状	15
3. 1. 1	複数火災の燃料消費速度	15
3. 1. 2	火炎形状	25
3. 1. 3	火炎高さの振動周波数	29
3. 1. 4	水平配置火源の燃料率増加に与える放射の影響	37
3. 1. 5	燃料消費速度の増加に与える火炎融合の影響	43
3. 1. 6	垂直配置火源の燃料消費速度増加に与える放射の影響	47
3. 1. 7	立体火源の燃料消費速度における放射と流れ場の影響	50
3. 1. 8	立体火源のスケール効果	54

3. 2	不活性ガス水性泡による消火実験	5 7
4.	まとめ	6 9
	参考文献	7 1

1. はじめに

ハロン系消火剤（おもにハロン1301）は低毒性、低汚損性（低水損）等の優れた性質をもつガス系消火剤であり、博物館、美術館、デパート、駐車場などの公共性の高い建物やコンピュータ室、通信機器室、航空機、船舶などの消火設備として幅広く利用されてきた。しかし、オゾン層保護のためのウィーン条約に基づく、オゾン層を破壊する物質に関するモントリオール議定書において、ハロン系消火剤はオゾン層破壊物質に指定され、1992年の第4回モントリオール議定書締結国際会議において1994年4月1日以降のハロンの生産を国際的に禁止ことが定められた。ハロン以外のガス消火剤として二酸化炭素や窒素などの不活性ガスによる消火法¹⁾があるが、消炎濃度がハロン系消火剤に比べて著しく高く、消火設備の作動時に窒息事故が起こるなど、人命安全の見地から問題が生じている。このため、ハロン消火剤に代わる新消火法を確立し、その設備開発が急務になっている²⁾。研究代表者らのこれまでのプール火災の空気流入機構に関する研究結果^{3)・6)}から、火炎基部からの空気流入が火炎の付着や安定性に重要な役割を果たしていることが明らかとなっている。したがって、火炎基部からの空気流入を断つことが消火に極めて有効と推察される。

現在行われている消火法は大きく分けて、1)水系消火（スプリンクラー、ウォーターミスト消火も含む）、2)ガス系消火、3)泡消火、に分類されるが、本研究では2)と3)を組み合わせた消火法として研究代表者により提案されている、不活性ガスを含む水性泡消火法の立体火源への適用可能性を検討する。不活性ガスを含む水性泡消火法の概念図を図1.1に示す。本消火法は水性のバブル内に不活性ガスを閉じ込め、これを火炎基部に集中させる。火炎基部でバブルがはじけることで、局所的に火炎基部の不活性ガス濃度を上昇させるこ

とで効率的に消火し、かつ消火区画全体の不活性ガスの濃度を下げ安全性の高い消火を実現させるものである。

本消火法においては消火泡を火炎基部に供給するため、床面付近に泡を供給することとなるが、本消火法を適用することを想定している火災、例えば船舶のエンジンルーム等の火災においては、火源が立体的に形成されることが予想される。すなわち複数の火源が垂直方向に離れて配置され、相互に熱フィードバックすることで単一火源とは異なる燃焼性状を示す火源が想定される。この場合、床面からの泡供給では高い位置に存在する火源に到達する前に泡が崩壊し、消火が不可能となる可能性がある。不活性ガスを含む水性泡消火法の適用範囲を広げるためには、立体火源への適用可能性を明らかにし、立体火源に対応できる消火技術の開発が求められる。以上以上の状況を踏まえ、本研究の目的を次のように置く。

- 1) 平成 15 年度：泡消火装置および立体火源を作成し、不活性ガス種、ガス流量、水流量、発泡位置などを変えて消火実験を実施し、立体火源での不活性ガス泡消火の有効性と問題点を明らかにする。
- 2) 平成 16 年度：水平ならびに垂直方向に立体的に配置された複数の小型プール火災を用いた立体火源の燃焼特性を実験的に検討する。
- 3) 平成 17 年度：ガス量および液量をコントロールすることで泡径を変化させ、流動性と消火性能を両立させた発泡装置を開発し、その消火性能を確かめる。

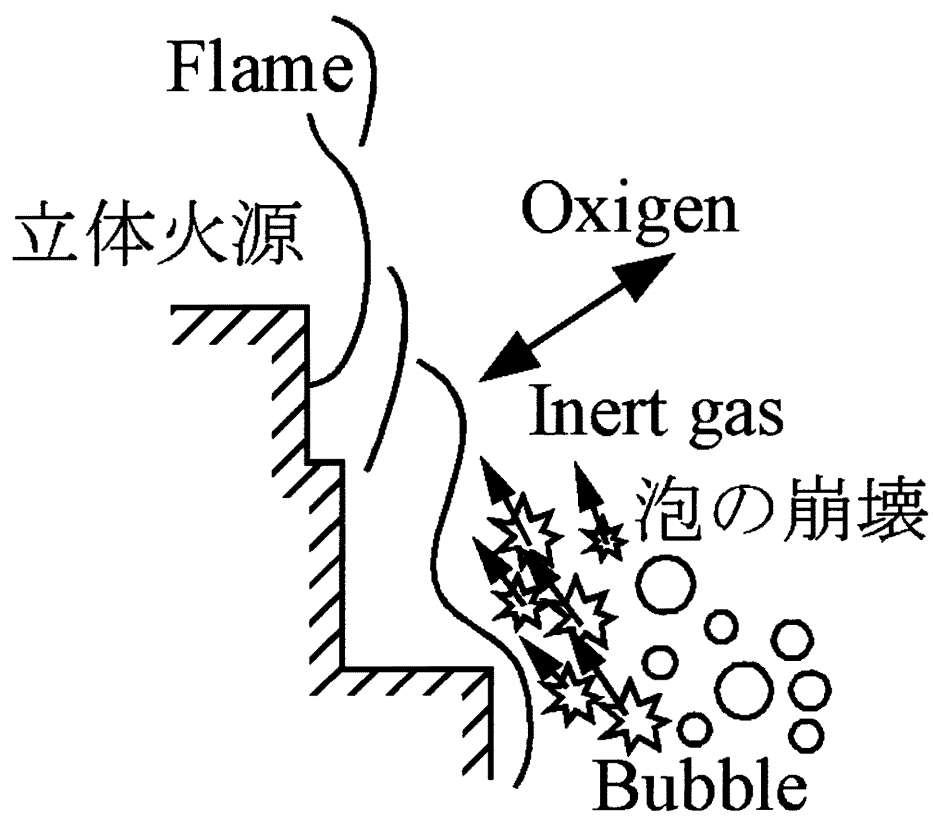


図1. 1 不活性ガスを含む泡による立体火源消火の概念図

研究組織

研究代表者 伊藤 昭彦 (弘前大学理工学部教授)

研究分担者 工藤 祐嗣 (弘前大学理工学部助手)

研究経費

	直接経費		間接経費
平成15年度	5,400	千円 (0千円)
平成16年度	2,900	千円 (0千円)
平成17年度	1,900	千円 (0千円)
計	10,200	千円	

研究発表

学術誌等

- (1) Takahashi, K., Ito, A., Kudo, Y., Konishi, T., and Saito, K, Scale of Sub-Surface Layer Circulation Induced by Pulsating Spread over Liquid Fuel, Fourth International Symposium on Scale Modeling, pp.115-124, (2003).
- (2) 伊藤昭彦, 工藤祐嗣, Kozo Saito, プール火災の火炎構造に及ぼすスケール効果, 日本火災学会論文集, Vol.54, No.1, pp.9-16, (2004).

- (3) 伊藤昭彦, プール火災の火炎基部構造, 日本燃焼学会誌, Vol.46, No.138, pp.209-216, (2004).
- (4) Takahashi, K., Ito, A., Kudo, Y., Konishi, T., and Saito, K., Scaling and Instability Analyses on Flame Spread over Liquids, Proc. Combust. Inst., 30 (2005) 2271-1177.
- (5) Akihiko ITO, Yuji KUDO, Hiroyuki OYAMA, Propagation and Extinction Mechanisms of Opposed-Flow Flame Spread over PMMA for Different Sample Orientation, Combustion and Flame, 142 (2005) 428-437.
- (6) 伊藤昭彦, プール火災および燃え広がりに関する一連の研究と消火技術への適用, 火災, Vol.55, No.4, pp.4-10, (2005).
- (7) M. FUKUDA, Y. KUDO, A. ITO, Characteristics of Two Small Pool Fires Arranged Two Different Horizontal Plane, Proc. of 5th Asia-Pacific Conference on Combustion (CD-ROM), (2005).
- (8) Y. KUDO, M. ITAKURA, Y. FUJITA, and A. ITO, Flame Spread and Extinction over Thermally Thick PMMA in Low Oxygen Concentration Flow, Fire Safety Science – Proceedings of the Eighth International Symposium, pp. 457-468, (2005).

- (9) T. Konishi, A. Ito, Y. Kudo, A. Narumi, K. Saito, J. Baker, P.M. Struk, Simultaneous Measurement of Temperature and Chemical Species Concentrations with Holographic Interferometer and Infrared Absorption, Applied Optics, in Press, (2006).

口頭発表

- (1) 福田真弓, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, 立体的に配置されたプール火災の燃焼特性に関する研究, 平成 16 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.318-321, (2004).
- (2) 福田真弓, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, 立体的に配置されたプール火災の燃焼特性, 第 42 回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.89-90, (2004).
- (3) 後藤譲, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, ウォーターミストによる小型プール火災の消炎機構, 平成 17 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.254-257, (2005).
- (4) 藤田裕也, 板倉瑞恵, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, 減酸素気流中の PMMA の燃え広がり と 消炎 に 与 える 酸素 濃 度 と 流 速 の 影 響, 平 成 17 年 度 日 本 火 災 学 会 研 究 発 表 会 概 要 集, pp.284-287, (2005).

- (5) 泉 潤, 福田真弓, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, 同軸気流中のプール火災の保炎機構, 第 43 回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.207-208, (2005).
- (6) 児平善如, 高橋梢, 工藤祐嗣, 伊藤昭彦, 液体燃料表面上燃え拡がりのスケール解析, 第 43 回燃焼シンポジウム講演論文集, pp.302-303, (2005).

2. 実験装置および方法

2. 1 立体火源の燃焼実験

立体的に配置した 2 個のプール火災の実験装置概略を図 2. 1. 1 に示す。燃焼容器は真ちゅう製で内径 $D=49\text{mm}$ 、リム厚さ 0.5mm 、深さ 20mm である。プール火災の火炎基部に関する既存の研究⁵⁾から小型プール火災ではフリーボードが 0.5mm でもっとも安定するとされる。これより燃料は内径 $D=170\text{mm}$ の独立した開放タンクから常にフリーボードが 0.5mm 近傍になるようレベルコントローラを用いて調節し、供給された。容器間の水平・垂直距離は任意で変更できる。2つの容器間の距離は図 2. 1. 2 に示したように、中心間距離を x 、液面間距離を y とする。実験は $x=0\text{cm}\sim 15\text{cm}$ 、 $y=0\sim 60\text{cm}$ の範囲で行った。特に 2つの燃焼容器間に高低差をつけて配置した場合は、低い位置の容器を Pan I、高い位置の容器を Pan II と呼ぶ。また、単一プール火災の実験結果と比較するために、単一プール火災の燃焼実験を行った。

実験に用いた燃料は n -ヘプタン (C_7H_{16}) とメタノール (CH_3OH) である。2種の燃料を使用した理由は n -ヘプタンの輝炎とメタノールの不輝炎とを比較して火炎放射の影響を調べるためである。 n -ヘプタンとメタノールの物理的性質および燃焼特性を表 2. 1. 1 および表 2. 1. 2 に示す。

燃料供給タンクの重量変化を 2 台の電子天秤を用いてそれぞれ 2 秒毎に測定・記録した。これより単位時間あたりに消費される燃料の質量 (g/sec) を算出し、この値を燃焼容器の断面積(m^2)で割り、燃料消費速度 m' (g/sec/m^2) とした。電子天秤はパーソナルコンピュータのシリアルポートで接続し、測定結果の記録を行った。

火炎高さおよび火炎の振動周期の測定は高速度ビデオカメラ（125 frames/sec.）を使用し、火炎が安定する着火後4分30秒近傍で4秒間に渡り500枚の撮影を行った。また、燃焼容器間の水平・垂直距離が小さい範囲（ $x \leq 100\text{mm}$, $y \leq 80\text{mm}$ ）では、2つの火炎は高速度ビデオの1つのフレームで記録できるため、火炎高さ・火炎の振動周波数を記録・確認し、火炎同士の同期の有無をモニタで観測した。燃焼容器間の水平・垂直距離が大きい範囲（ $x > 100\text{mm}$, $y > 80\text{mm}$ ）は、一度の燃焼実験中にカメラの位置を変更し、それぞれ個別に4秒間に渡り撮影した。したがって、この範囲では時系列に沿った同期の様子などは比較していない。

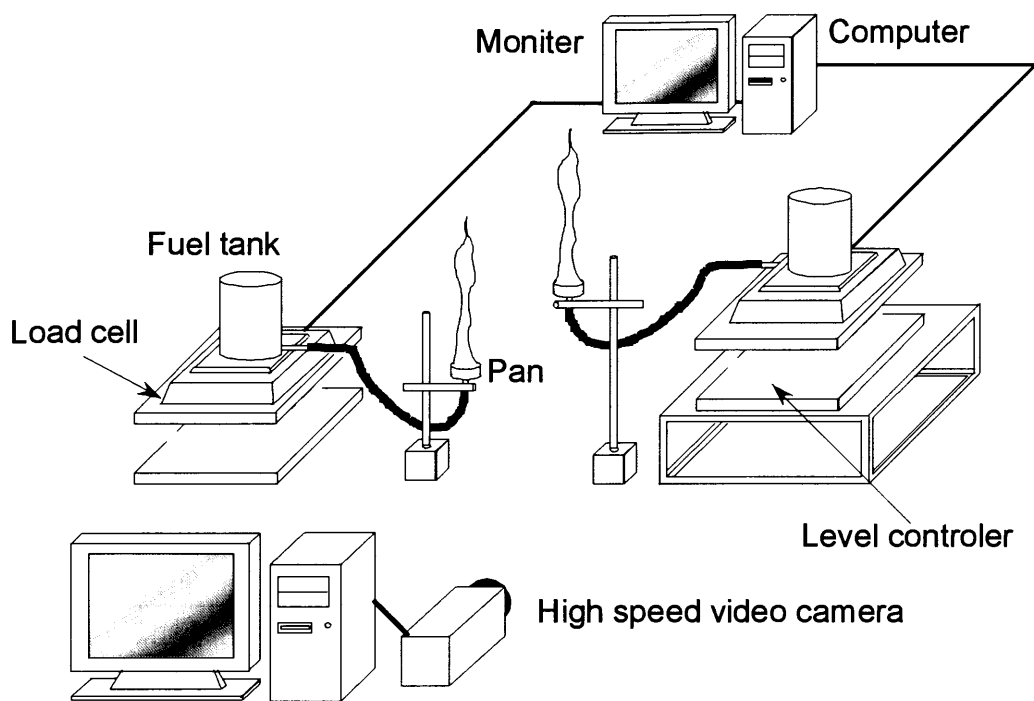


図 2. 1. 1 立体火源燃焼実験装置概略図

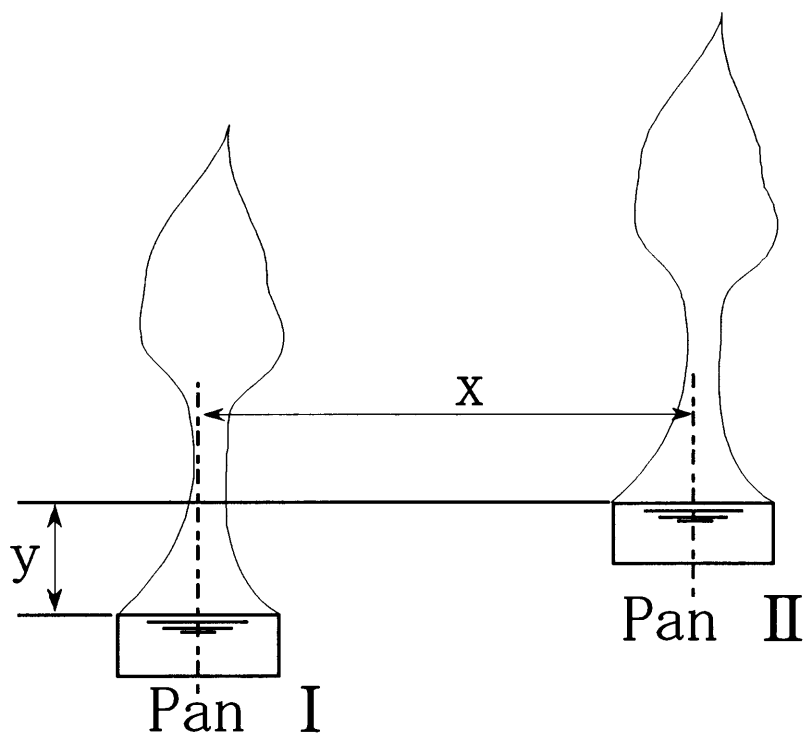


図 2. 1. 2 立体火源の位置関係

表 2. 1. 1 燃料の物性値 (n-ヘプタン)

	量論比	ν		
	分子量	M		100.203
	融点	T_m	K	182.57
	沸点	T_b	K	371.6
臨 界 点	圧力	P_c	MPa	2.735
	温度	T_c	K	540.2
	体積	V_c	cm ³ /mol	432
	密度	ρ_c	kg/m ³	232
標 準 状 態	密度	ρ	kg/m ³	680
	比熱	C_p	kJ/(kg · K)	2.246
	膨張率	β	10 ⁻⁵ /K	
	粘性係数	η	μ Pa · s	397
	動粘性係数	ν	mm ² /s	0.584
	熱伝導率	λ	mW(m · K)	127
	温度伝導率	a	mm ² /s	0.0832
	プラントル数	Pr		7.02
	融解熱	ΔH_f	kJ/k	141.34
	蒸発熱	ΔH_v	kJ/k	320.1
	表面張力	σ	mN/m	20.8
燃 焼 領 域	上限界		vol%	1.05
	下限界		vol%	6.7

表 2. 1. 2 燃料の物性値 (メタノール)

	量論比	ν		
	分子量	M		32.042
	融点	T_m	K	175.47
	沸点	T_b	K	337.8
臨 界 点	圧力	P_c	MPa	8.10
	温度	T_c	K	512.58
	体積	V_c	cm ³ /mol	118
	密度	ρ_c	kg/m ³	272
標 準 状 態	密度	ρ	kg/m ³	787
	比熱	C_p	kJ/(kg · K)	2.520
	膨張率	β	10 ⁻⁵ /K	1190
	粘性係数	η	μ Pa · s	555
	動粘性係数	ν	mm ² /s	0.705
	熱伝導率	λ	mW/(m · K)	203
	温度伝導率	a	mm ² /s	0.1024
	プラントル数	Pr		6.88
	融解熱	ΔH_f	kJ/k	99.16
	蒸発熱	ΔH_v	kJ/k	1190
	表面張力	σ	mN/m	22.55
燃 焼 領 域	上限界		vol%	6.0
	下限界		vol%	36.0

2. 2 不活性ガスを含む水性泡による消火実験装置

図 2. 2. 1 に実験装置を示す。泡の流動による消火性能の低下を防ぐため、燃焼容器周囲の 3 面に耐熱ボードを設置し、半解放区画内で燃焼実験を実施した。半開放区画は幅 120mm、高さ 220mm、奥行 200mm である。直径 50mm の真鍮製燃焼容器をこの区画内に設置した。発泡ノズルにより生成された泡は燃焼容器から 30mm 離れた位置に落下するよう設定した。燃焼容器のリムは床面より約 2mm 高い位置になるよう設定した。燃料には第一石油類相当として n-ヘプタンを用いた。

発泡ノズルには、サクシオンタイプの二流体ノズル（いけうち製 小噴流形 BIMV80075）を用いた。発泡液としては濃度 5%の界面活性剤水溶液を用い、二流体ノズルにてガス（窒素または空気）と混合し発泡させた。ノズルは負圧により液を吸い上げるサクシオンタイプのため、液加圧は行っていない。発泡条件（ガス流量・圧力、液流量、先端チップ穴径）を変えることで、泡径の調整を行った。泡径は 1,3,5,7,10mm に設定した。各泡径となる発泡条件での発泡倍率を測定するとともに、発泡速度を測定することでガス流量に対する発泡効率を算出した。

消火実験では、燃焼容器に燃料を注入した後、2 分間予燃を行った。燃焼が安定したところで発泡器よりガスフォームを燃料容器から約 30mm 離れた位置に噴射し、噴射開始から消火に至るまでの時間を消火時間とした。消火時間より泡径による消火性能の評価を行った。

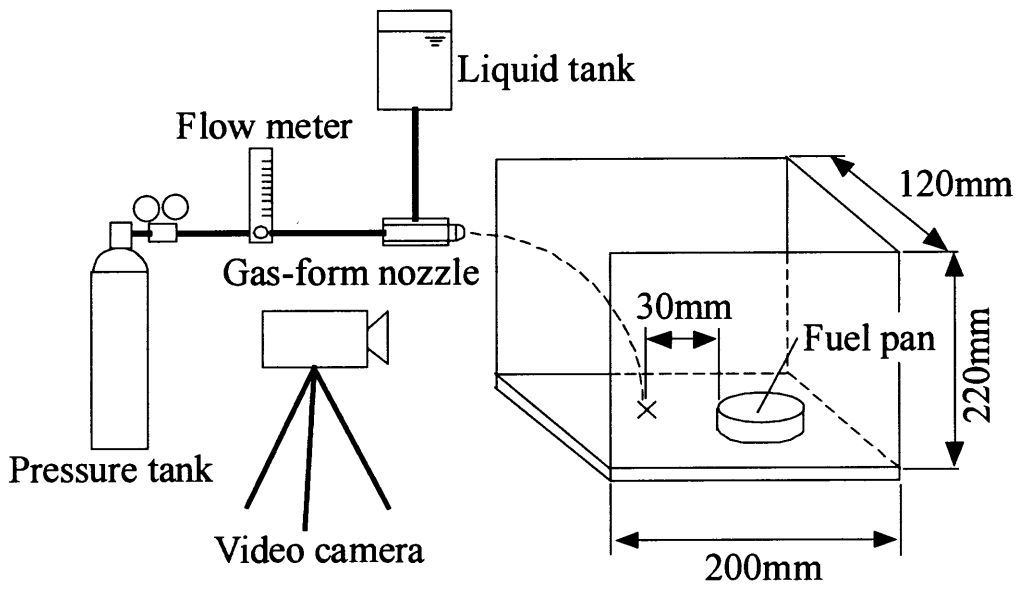


図 2. 2. 1 消火性能確認実験装置

3. 実験結果および考察

3. 1 立体火源の燃焼性状

図3. 1. 1に一例として n -ヘプタンの単一プール火災および、2つの燃焼容器間の水平距離を $x=60\text{mm}$ 一定として垂直距離 y を変化させた際の、上側容器IIの燃料消費速度の時間経過を示す。これらの結果から、単一プール火災の燃料消費速度は着火後約4分でほぼ一定に達する。一方、複数個を並べたプール火災のそれぞれの配置による相違が明確になるのは着火後4分以降である。以下では、着火後約4分30秒(270秒)の燃料消費速度、火炎の振動周期、火炎形状の結果を中心に整理した。

3. 1. 1 複数火災の燃料消費速度

2つのプール火災を水平方向(x 方向)に設置した場合の燃料消費速度を図3. 1. 2に示す。図には、 n -ヘプタンおよびメタノール燃料の単一プール火災の燃料消費速度も示してある。また、図の横軸には容器内径で規格化した無次元距離も示している。

火源を水平方向に離して設置した燃焼実験では、2つのプール火災についてそれぞれの燃料消費速度は、距離 x の増加とともに増加し、ある位置で極大値をとる。さらに距離を増加させると燃料消費速度は減少し、単一プール火災の燃料消費速度に漸近する。燃料に n -ヘプタンを用いた場合とメタノールを用いた場合で、燃料消費速度の極大値ならびに極大値が生じる位置に差が生じている。また、単一プール火災の燃料消費速度に漸近する距離も、メタノールでは $x/D=2$ 程度であるのに対して、 n -ヘプタンでは $x/D>3$ と大きくなっている。両

燃料の差異はおもに放射の影響と考えられるが、これについては次章で考察する。本実験範囲では、2つのプール火災を水平に配置した場合、燃料消費速度の増加率は単一プール火災に比べて両燃料種とも最大で20%程度となった。

図3. 1. 3に2つのプール火災の x を一定として垂直距離 y を変化させた場合の燃料消費速度を n -ヘプタンについてそれぞれ示す。また、図3. 1. 3中の横軸には、容器内径で規格化した無次元距離も示している。

火源を水平・垂直方向に離して設置した燃焼実験では、上側容器IIの燃料消費速度は下側容器Iより大きい傾向がある。このうち、 x 、 y が共に小さい図3. 1. 3(a), (b)に示した結果では、単一プール火災の燃料消費速度に比べてPan I火災の燃料消費速度は最大30~42%、Pan II火災では最大35~48%程度増加している。水平距離が増加すると、燃料消費速度の増加率は小さくなる傾向が伺えるが、この範囲の燃焼実験では単一プール火災の値に漸近するには至っていない。そこで、次に容器間の距離が大きい範囲で実験を行った図3. 1.

3(c)の結果を検討する。図3. 1. 3(c)では、Pan Iの燃料消費速度は $y/D=6$ 程度で単一プール火災の燃料消費速度に漸近している。これに対して、Pan IIの燃料消費速度は $6 \leq y/D \leq 8$ の間で最大値を取り、単一プール火災の値に漸近する範囲は $y/D \geq 10$ を超える。更に、燃料消費速度の増加率は単一プール火災に比べて最大でPan Iが30%程度、Pan IIが40%程度となっている。

また、2つの火災を水平方向と垂直方向に設置した場合を比較すると、火災を水平に設置した場合は、 $x/D=3$ で燃料消費速度は単一プール火災の値に対して10%程度増加するが、複数火災の特に上側火災IIでは $x/D=3$ 、 $y/D=4.5$ の条件でも40%程度増加しており、単一プール火災の値と漸近するのは $y/D=6$ となっている。したがって、水平火災と立体火災を比較した場合、立体火災の方が広範囲で互いの火災の影響を受けると言える。燃料消費速度の単一火災と複数

火災における相違の要因としては、放射の他に対流ならびに流れ場の影響と考えられるが、これについては次章で考察する。

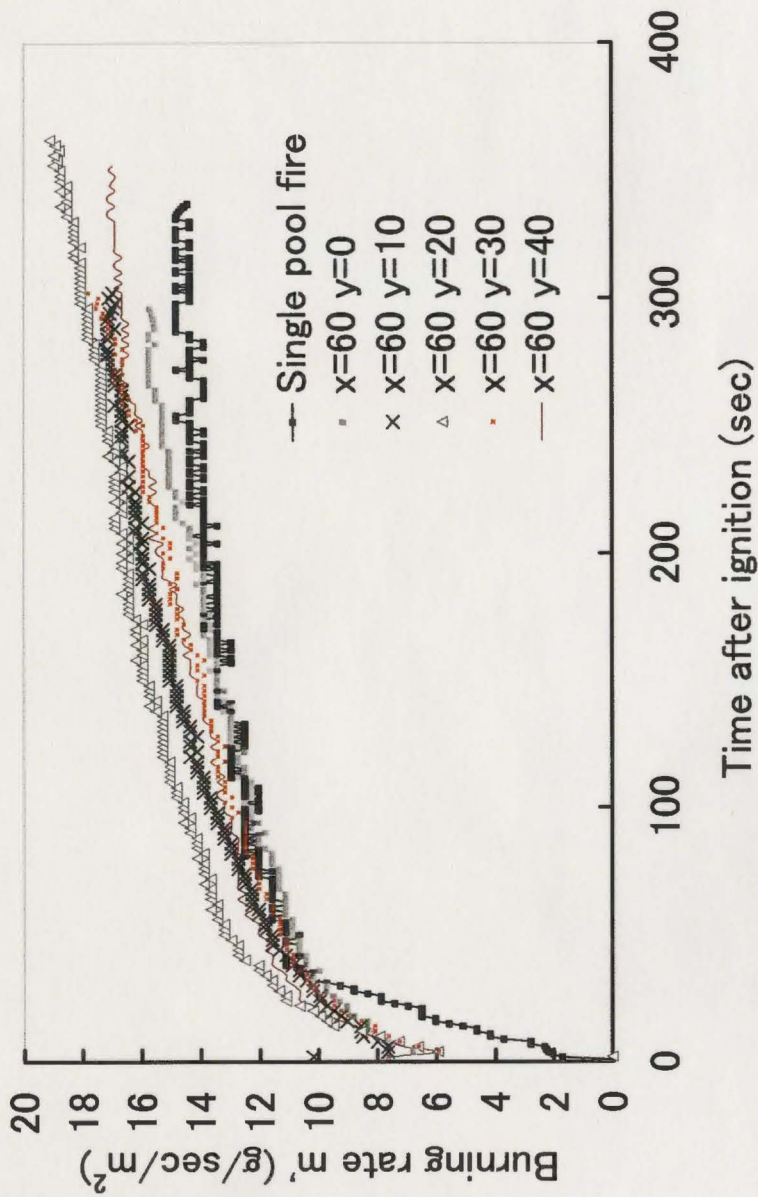


図 3. 1. 1 垂直方向距離の変化による燃料消費速度の時間変化

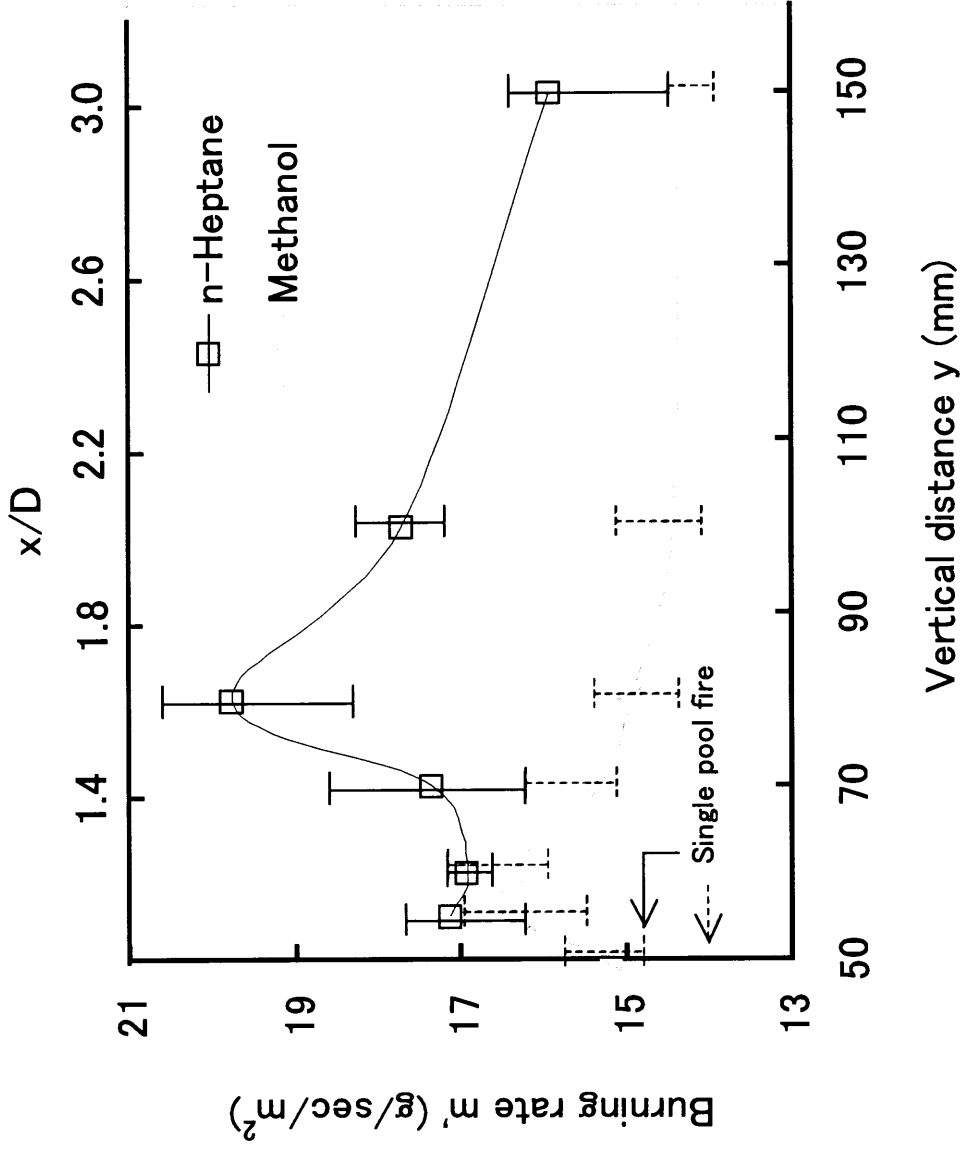
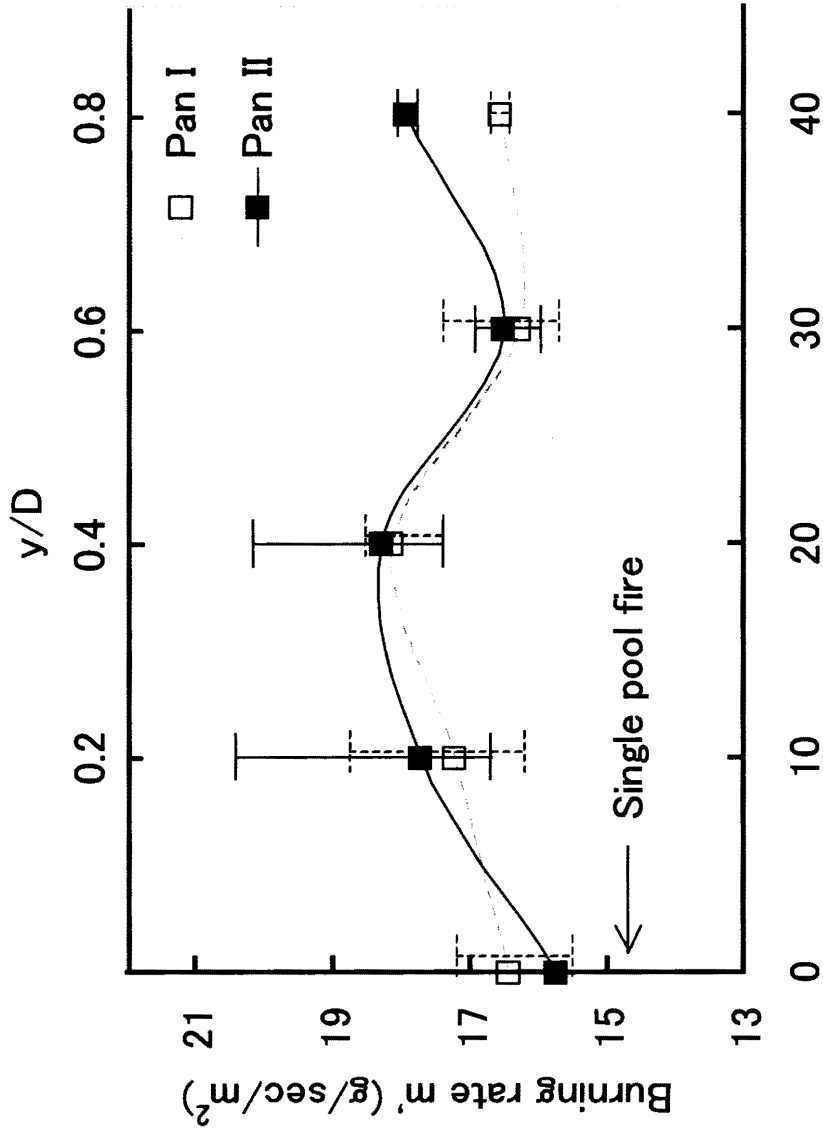


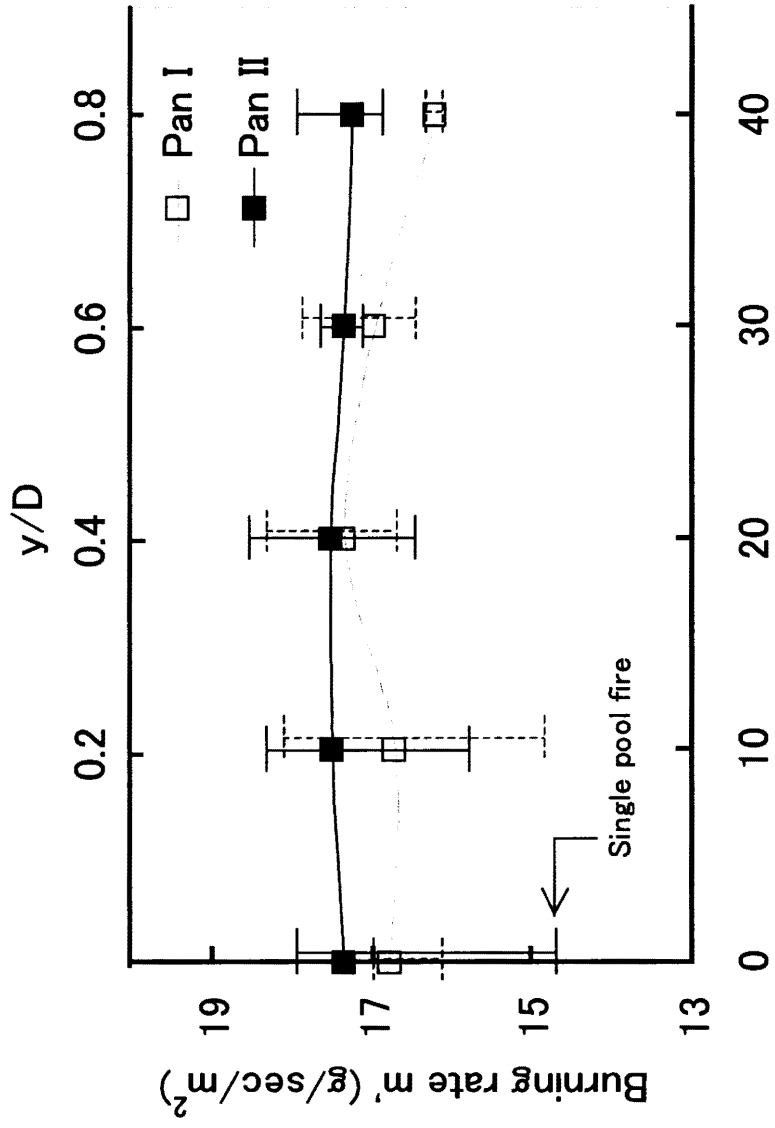
図3. 1. 2 水平配置立体火源での火源間隔による燃料消費速度の変化



Vertical distance y (mm)

(a) $x=60$ mm ($x/D=1.2$)

図3. 1. 3 垂直配置立体火源での火源間隔による燃料消費速度の変化



Vertical distance y (mm)

(b) $x=70$ mm ($x/D=1.4$)

図 3. 1. 3 垂直配置立体火源での火源間隔による燃料消費速度の変化

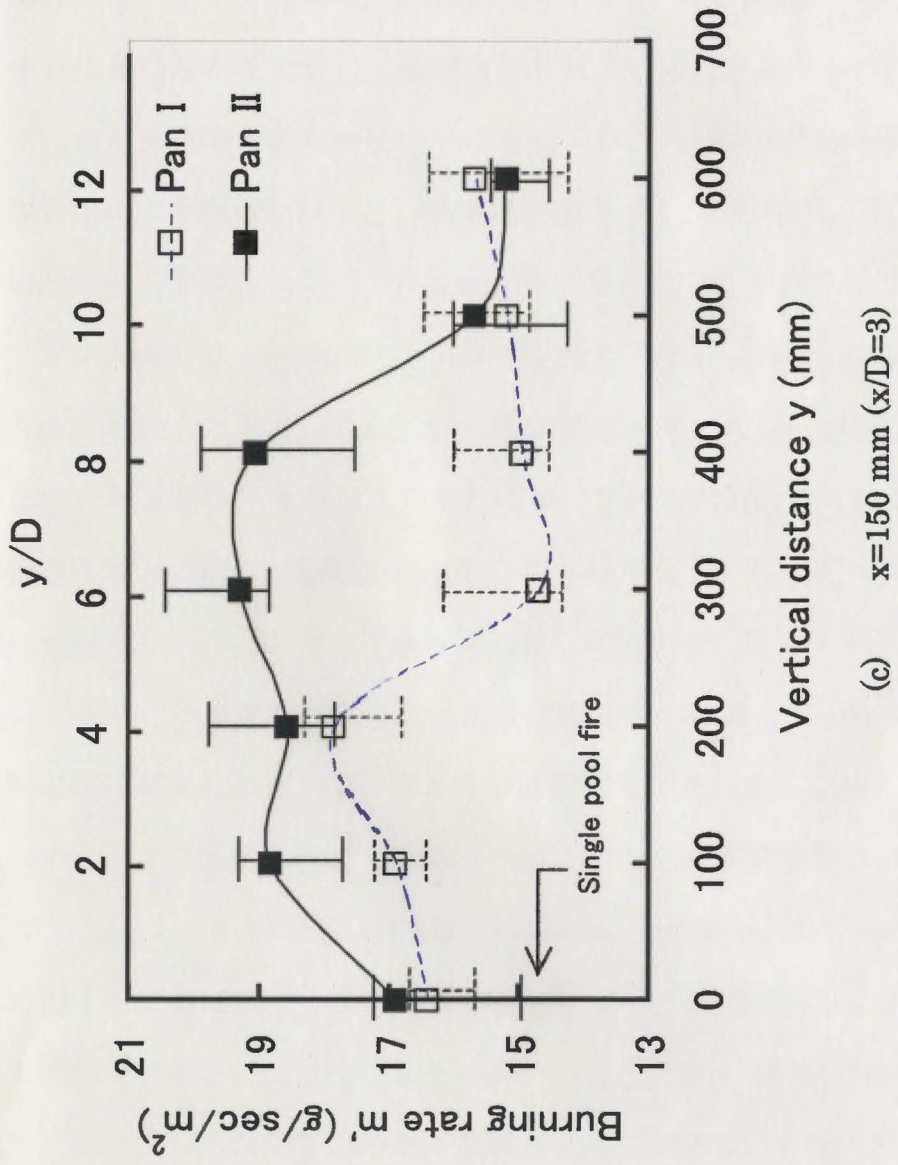


図 3. 1. 3 垂直配置立体火源での火源間隔による燃料消費速度の変化

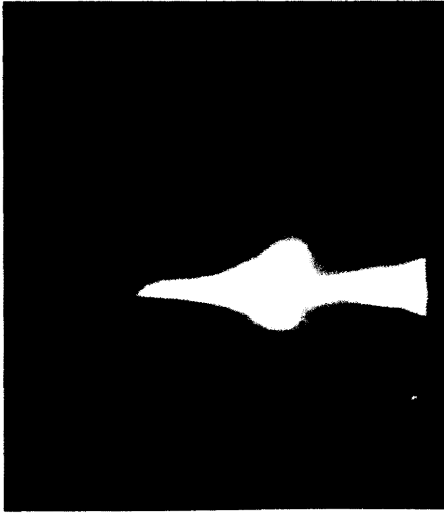
3. 1. 2 火炎形状

図3. 1. 4 に *n*-ヘプタン単一プール火災および水平方向に配置した2つのプール火災の典型的な火炎形状を示す。本実験で行った内径 $D=49\text{mm}$ の燃焼容器の場合、単一プール火災の火炎形状は図3. 1. 4 (a)に示すように火炎先端部が上方に伸びるだけでなく、横方向に膨張する形状を示すきのこ状火炎を形成する。また、その形状は火炎中心に対しておおむね軸対称性を保っている。燃焼容器間の水平距離 x が小さい場合には図3. 1. 4 (b)に見られるように、2つの容器の火炎が融合し1つの火炎のように振る舞うことがある。この現象は、*n*-ヘプタン火炎では $x < 60\text{mm}$ 、メタノール火炎では $x < 55\text{mm}$ の範囲で生じる。このとき、融合した火炎はきのこ状火炎を形成せず、火炎の振動は不規則である。また、軸対称性は失われる。さらに単一プール火災に見られる火炎先端の吹き飛び現象が明確には観察されない。これは中型プール火災 ($D \geq 10\text{cm}$) の特徴に相似している。2つの燃焼容器をさらに離すと、図3. 1. 4 (c)に示すように、きのこ状火炎の発生はよく確認できるものの単一プール火災に比べてやや軸対称性が失われており、またネック部のくびれが太くなる。

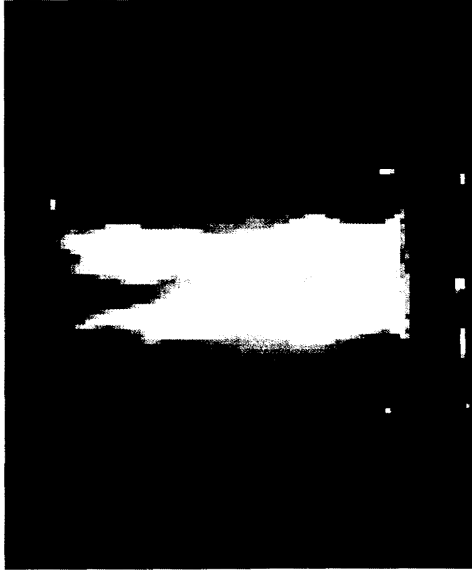
2つの火源を立体的に配置した場合の典型的な火炎写真を図3. 1. 5 (a)~(d)に示す。図3. 1. 5 (a)に示した $x=60\text{mm}$ 、 $y=20\text{mm}$ のプール火災では、下部容器 I の火炎にはきのこ状火炎が確認できるが上部容器 II の火炎にはネック部が確認できずきのこ状を呈していない。また、Pan II の火炎の Post-PAZ 領域に乱れが生じ、火炎基部の青炎領域が上方に伸びている様子が確認できる。垂直距離を $y=40\text{mm}$ とした図3. 1. 5 (b)では、Pan I の火炎でも明確な形状のきのこ状火炎を形成することができない。また Post-PAZ 領域に生じる乱れが確認できる。容器 II の火炎は円筒形に近づき、PAZ 領域に大きな乱れが存在し

ていることがわかる。

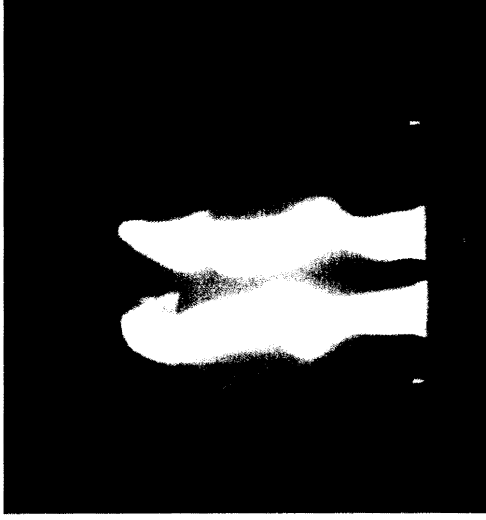
さらに火災間の距離を大きくし、水平距離を $x=150\text{mm}$ 、垂直距離を $y=300\text{mm}$ とした図 3. 1. 5 (c), (d) では、容器 I, II ともに再びきのこ状火炎の発生が確認できる。しかしながら、火炎の軸対称性は崩れており、容器 I の火炎は容器 II の火炎基部に引き寄せられる様子が見られる。また、容器 II の火炎は容器 I の火炎のプルームに引き寄せられる形で傾いている様子が見られる。



(a) Single pool fire

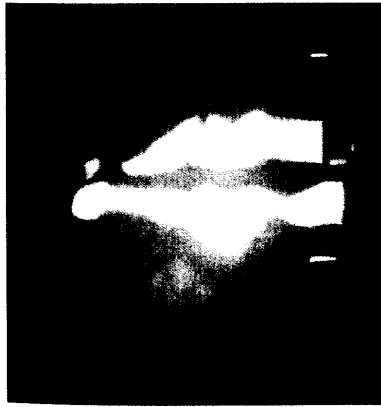


(b) Combined pool fires
($x=55$ mm, $y=0$ mm)



(c) Separated pool fires
($x=60$ mm, $y=0$ mm)

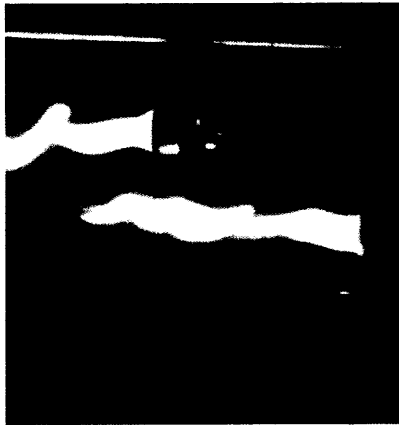
図 3. 1. 4 水平配置火源における火炎写真



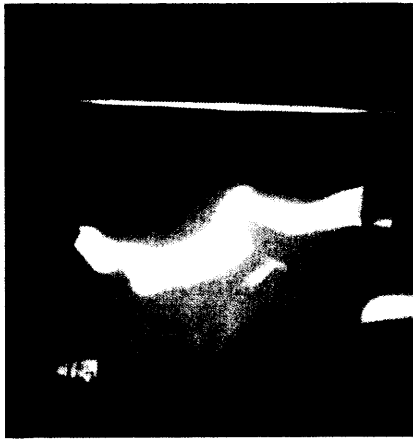
(a) $x=60$ mm, $y=20$ mm



(b) $x=60$ mm, $y=40$ mm



(c) Pan I ($x=150$ mm, $y=300$ mm)



(d) Pan II ($x=150$ mm, $y=300$ mm)

図 3. 1. 5 垂直配置立体火源における火炎写真

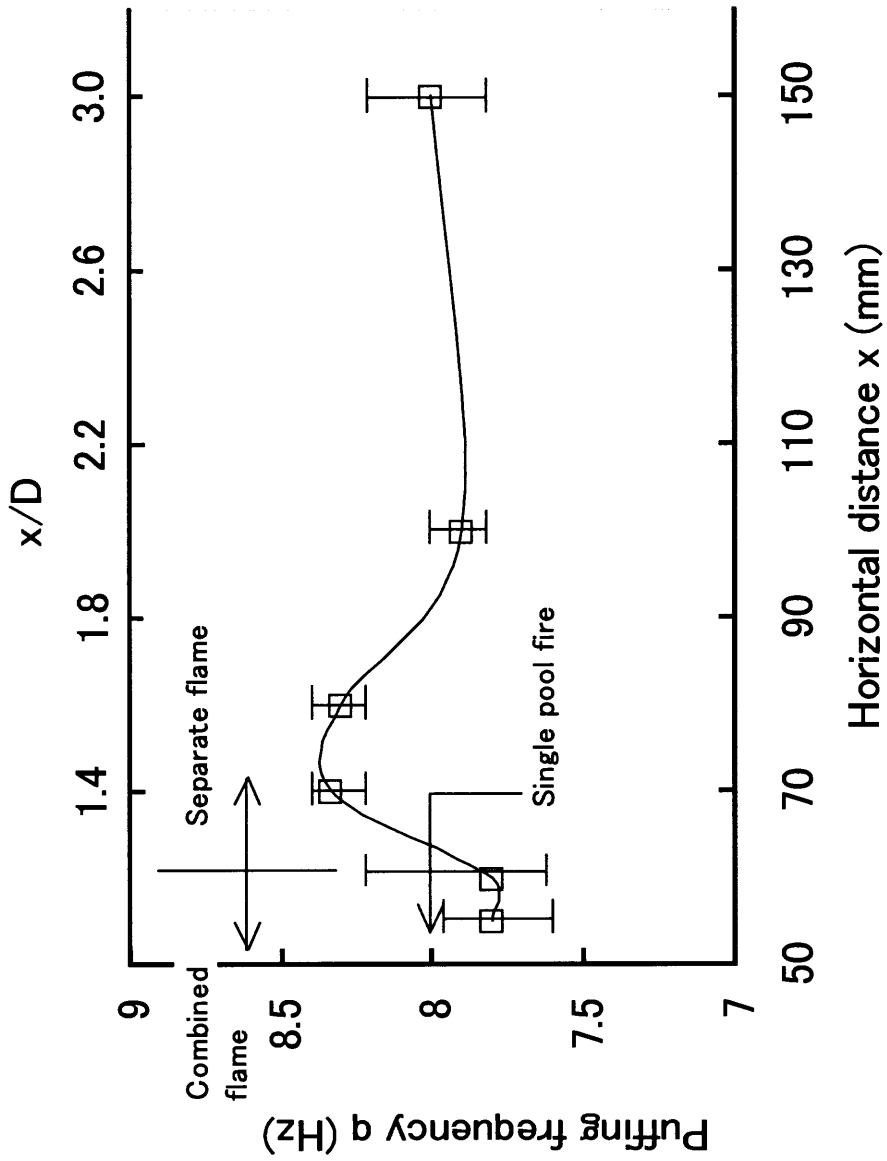
3. 1. 3 火炎高さの振動周波数

2つの n-ヘプタンプル火炎を水平方向に設置した場合の火炎高さの振動周波数を図 3. 1. 6 (a)に示す。測定は着火後約 4 分 30 秒から 1000msec 行った。振動周波数は、互いの火炎が融合しやすい $x \leq 60\text{mm}$ では単一火炎のそれよりも小さくなる。これは振動周波数と容器直径との間に $f \propto D^{-1/2}$ なる関係があり、互いの火炎が融合することで等価的に火厚（容器径）が大きくなったことに起因⁸⁾する。一方、 $x > 60\text{mm}$ では単一プール火炎の振動周波数よりも大きくなる。この理由は、互いの火炎の干渉によって流れ場が変化したことによると考えられる。さらに距離が開き $x=100\text{mm}$, 150mm では単一プール火炎の値に漸近する。

2つの n-ヘプタンプル火炎の水平距離を $x=150\text{mm}$ に固定して、垂直方向に距離を変化させた場合の火炎高さの振動周波数を図 3. 1. 6 (b)に示す。垂直距離 $y=0\text{mm}$ では2つの火炎の振動周波数は単一プール火炎のそれとほぼ等しい。垂直距離 y が大きくなるに従って振動周波数は増加し、 $y=300\text{mm}$ 程度で Pan I, Pan II 火炎ともに極値を得る。さらに y が大きくなると振動周波数は小さくなるが、Pan II では $y=600\text{mm}$ でも周波数が単一プール火炎のそれと比べて 20%近く増加している。この理由は、まず Pan I の火炎は Pan II 火炎の基部の吸い込みの影響を受けており、Pan II は Pan I 火炎の上昇プリュームに煽られることによる局所燃焼率の増加が考えられる。

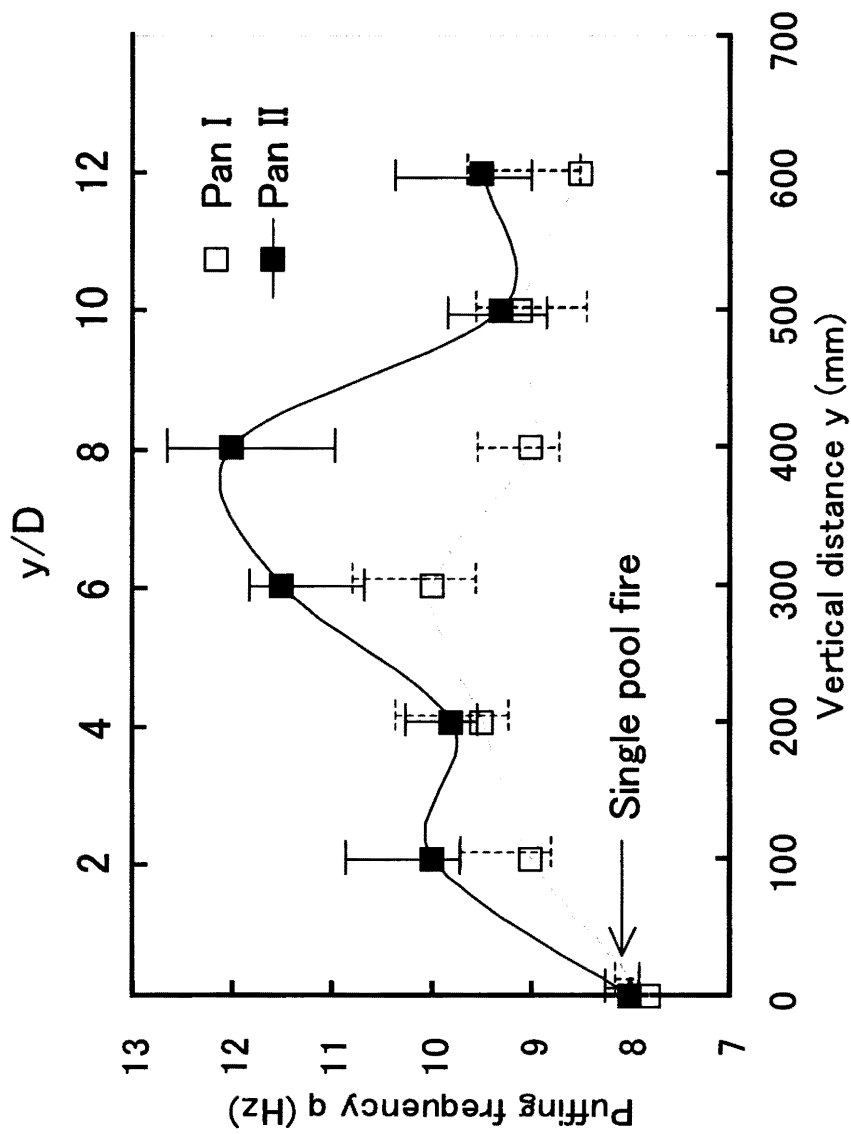
また、2つのプール火炎の水平距離を $x=60\text{mm}$ に固定し、垂直距離を $0\text{mm} \leq y \leq 40\text{mm}$ の範囲で変化させた場合の 1000msec 間の複数火炎ならびに単一プール火炎の火炎高さの変動の様子を図 3. 1. 7 (a)~(d)に示す。図 3. 1. 7 (a)に示すように単一プール火炎の火炎高さはのこ刃状に変動し、8 Hz 程度

の周波数の振動を規則的に繰り返している。これに対し、2つのプール火災を配置した場合には、燃焼容器間の距離が近い $y=0\text{mm}$ ではわずかに乱れが見られる。 $y=20\text{mm}$ では火炎は規則的な振動をするが、上側容器Ⅱの火炎高さが単一プール火災ならびに下側容器Ⅰに比べて低くなる。 $y=40\text{mm}$ では下側容器Ⅰ、上側容器Ⅱともに大きい振動の間に約 5~7 個の高次の振動周波が現れる。また、 $y=40\text{mm}$ では Pan Ⅱ 火炎ばかりでなく Pan Ⅰ 火炎でも火炎高さが単一のそれに比べて低くなる。この高次の振動周波と火炎高さの減少が生じる要因として、火炎周囲の空気流れ場により火炎が乱流化したことが考えられる。このことから、2つのプール火炎の双方が乱流化している様子が伺える。また、2つの火炎の振動が相互に同期している様子が伺えることから、2つの火源が存在することにより、互いの流れ場に影響を与えるものと考えられる。



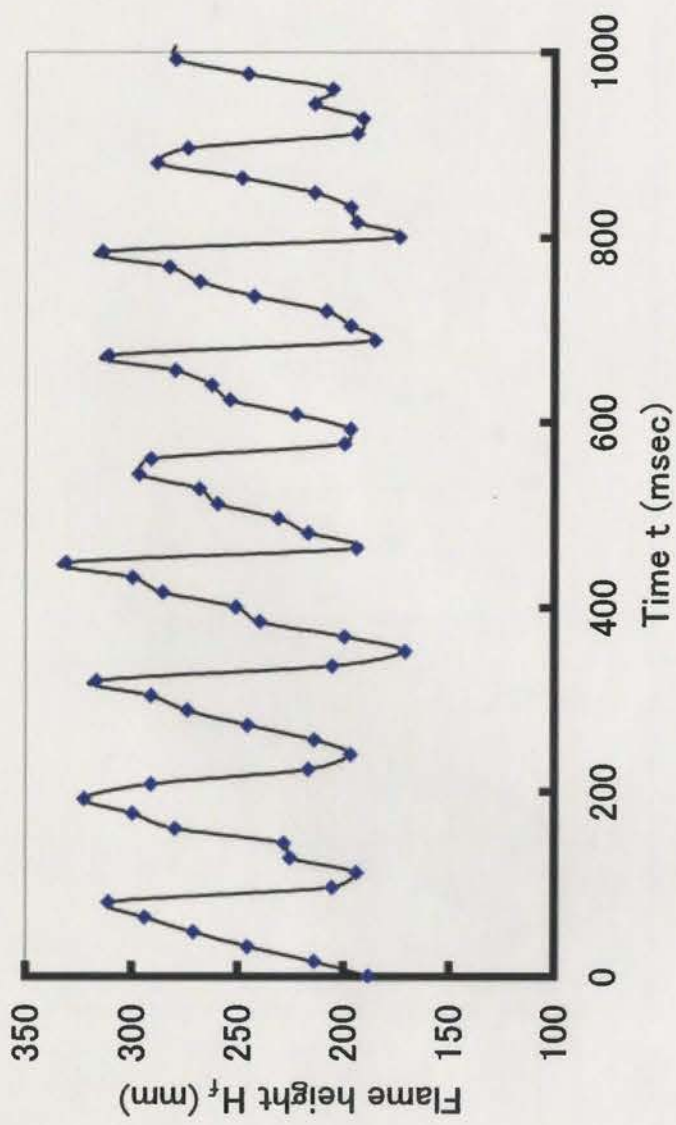
(a) Two pool fires arranged on one horizontal plane.

図 3. 1. 6 立体火源の振動周波数



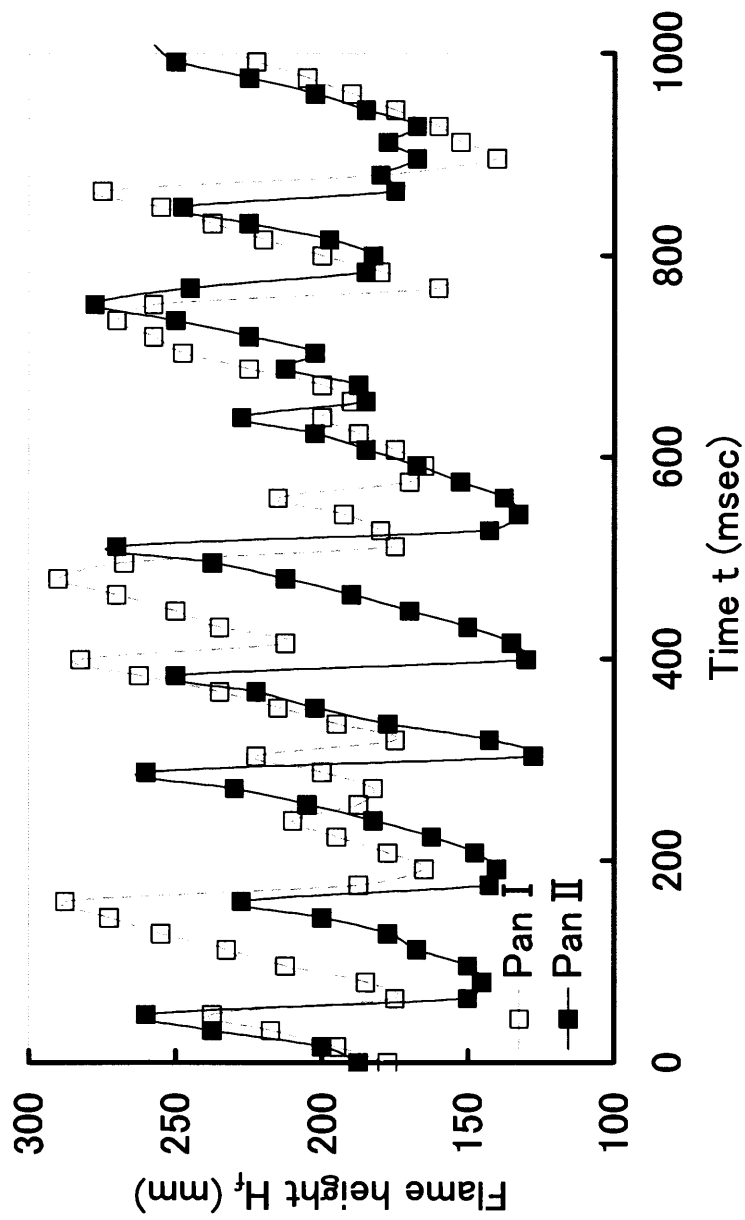
(b) Two pool fires arranged on different horizontal plane.

図3. 1. 6 立体火源の振動周波数



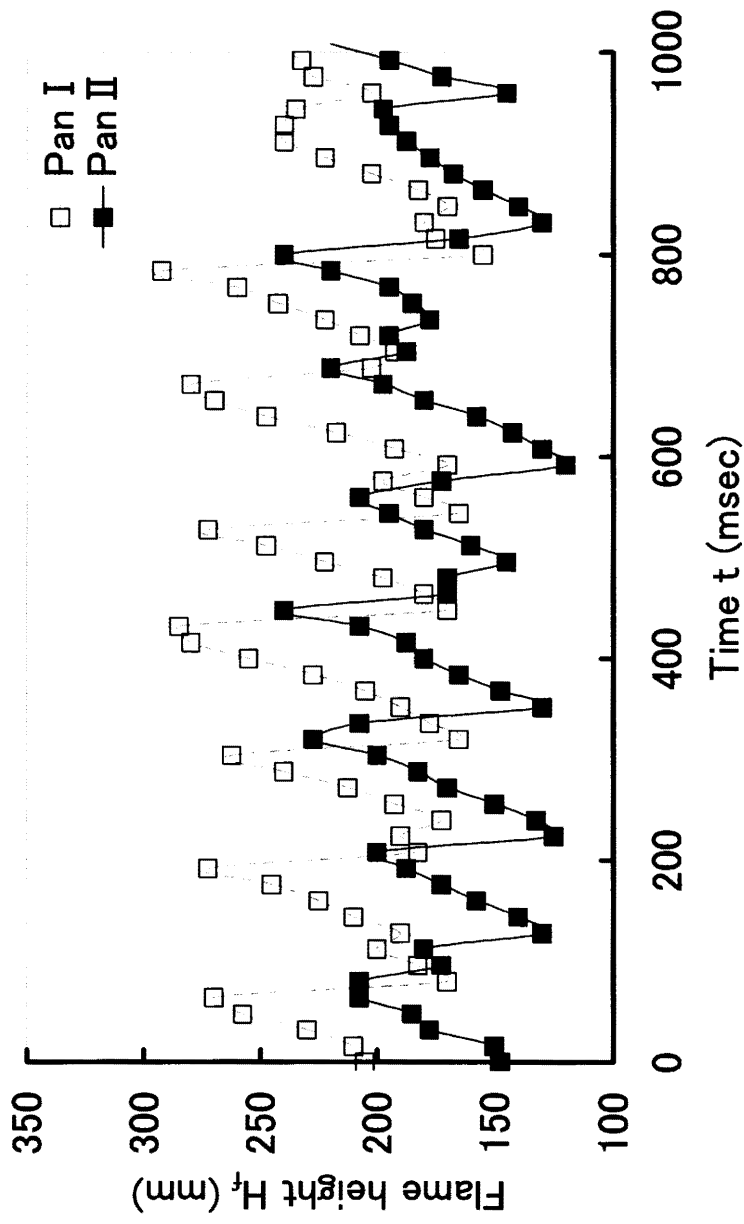
(a) Single pool fire

図 3. 1. 7 火炎高さの時間変化



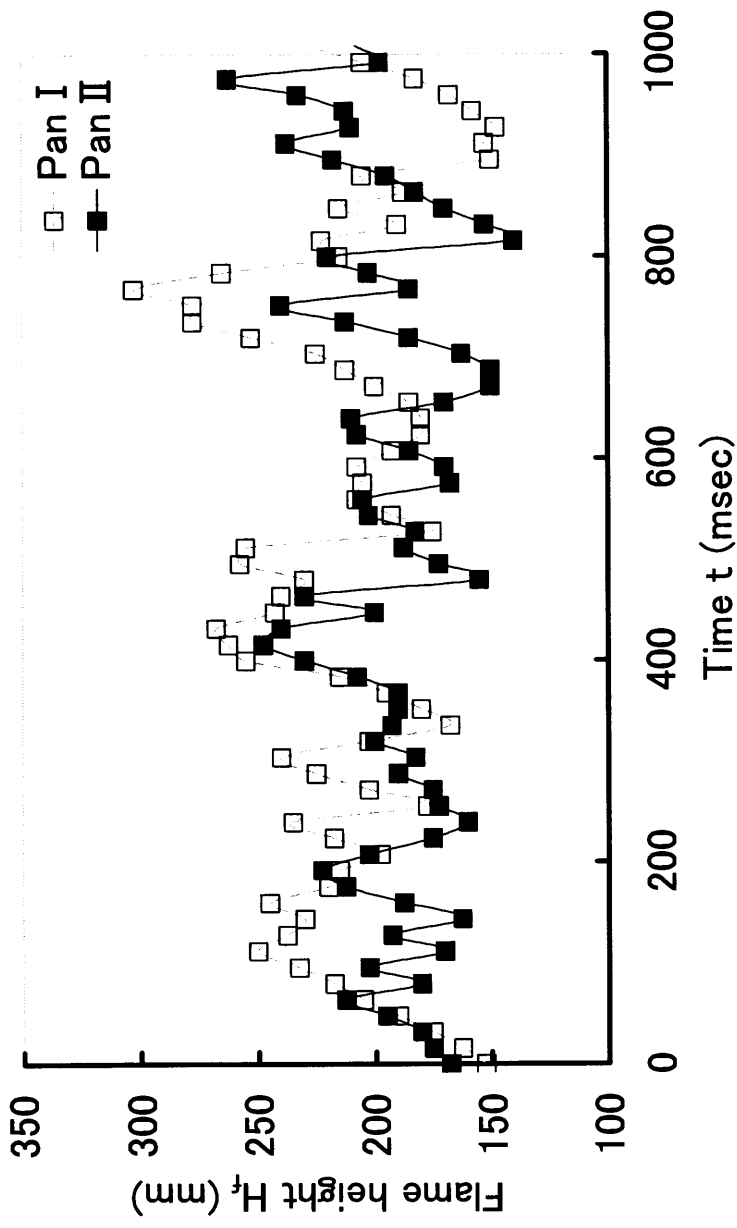
(b) Two pool fires arranged on one horizontal plane. ($x=60$ mm, $y=0$ mm)

図3. 1. 6 火炎高さの時間変化



(c) Two pool fires arranged on different horizontal plane ($x=60$ mm, $y=20$ mm).

図 3. 1. 6 火炎高さの時間変化



(d) Two pool fires arranged on different horizontal plane ($x=60$ mm, $y=40$ mm).

図 3. 1. 6 火炎高さの時間変化

3. 1. 4 水平配置火源の燃料率増加に与える放射の影響

単一プール火災において、自己の火炎が液面に与える総熱流束 Q は以下の式で表される⁹⁾。

$$Q=q_1+q_2+q_3 \quad (3.1)$$

この時、 q_1 、 q_2 、 q_3 はそれぞれ熱伝導項、対流伝熱項、熱放射項となっており、

$$q_1=k_1 \pi D(T_F-T_l) \quad (3.2)$$

$$q_2=k_2 \pi D^2/4(T_F-T_l) \quad (3.3)$$

$$q_3=k_3 \pi D^2/4(T_F^4-T_l^4)(1-\exp(-k_4D)) \quad (3.4)$$

と表せる。ここで、 D はプール火災の容器径であり、また k_1 は熱伝導に関する係数、 k_2 は対流熱伝達係数、 k_3 は Stefan-Boltzmann 定数と火炎と受熱面の形態係数 ϕ の積とする。 k_4 は燃料種と火炎厚みによって決定される放射の係数であり、 n -ヘプタンで 1.2、メタノールで 0.37 である¹⁰⁾。

これより得られた総熱流束 Q を実験で得られた燃料消費速度 m' [g/sec/m²] と比較するに当たって、総熱流束 Q がすべて燃料の蒸発に使われるとみなし、以下の式(3.5)を用いて燃料消費速度 m' を算出した。

$$m'=1000 \times (Q/\Delta H) \quad (3.5)$$

ここで、 ΔH は燃料の蒸発潜熱であり、 n -ヘプタンでは $\Delta H_n=320.1$ (kJ/kg)、メタノールで $\Delta H_m=1190$ (kJ/kg) である。以下ではこれらの計算を用いて複数火災で燃料消費速度が増加した要因を検討する。

複数火災の燃料消費速度は単一プール火災のそれに比べて増加する要因は、まず外部放射熱の影響が考えられる。そこで本研究では、複数プール火災において一方のプール火災の火炎がもう一方のプール火災の液面へ与える放射熱を計算によって検討した。放射熱の計算には図 3. 1. 7 に示す一様火炎モデル

(Solid flame model)⁸⁾を用いた。一様火炎モデルとは、火炎を一様な放射性状を有する火源(通常は円筒)と考え、火炎と受熱面間の形態係数 ϕ を使って熱流束 q_c を式(3.6)で計算するものである。

$$q_c = \phi \cdot \varepsilon \sigma (T_f^4 - T^4) \quad (3.6)$$

ここで ε は火炎の放射率であり、火炎の燃料種・火炎サイズによって異なる。 σ はStefan-Boltzmann係数であり $\sigma = 5.6687 \times 10^{-8} (\text{W}/\text{m}^2/\text{K}^4)$ 、 T_f は火炎温度(K)、 T は周囲温度(K)となる。また、火炎から微小な受熱面に対する形態係数 ϕ は計算によって、式(3.7)の形で求められる¹¹⁾。

$$\phi = \frac{\left(B - \frac{1}{S} \right)}{\pi \sqrt{B^2 - 1}} \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{(B+1)(S-1)}}{\sqrt{(B-1)(S+1)}} \right) - \frac{\left(A - \frac{1}{S} \right)}{\pi \sqrt{A^2 - 1}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{(A+1)(S-1)}{(A-1)(S+1)}} \quad (3.7)$$

ここで、 $A = (h^2 + S^2 + 1)/2S$ 、 $B = (1 + S^2)/2S$ 、 $S = 2L/D$ 、 $h = 2H_f/D$ であり、図3.1.7に示したように H_f は火炎高さ、 L は火炎から受熱面までの距離である。火炎高さは実験において得られた $D = 49\text{mm}$ の単一プール火炎における火炎高さの時間平均値を用いて $H_f = 0.17\text{m}$ とした。火炎からの外部放射率はn-ヘプタンで $\varepsilon = 0.12$ 、メタノールで $\varepsilon = 0.02$ とする。これより求められた ϕ を $D = 49\text{mm}$ の円形を有する平面について数値積分し、形態係数 ϕ を算出した。

一様火炎モデルより得られた一方の火炎の液面がもう一方の火炎から受ける放射熱流束を式(3.5)を用いて燃料消費速度 m_r' を算出する。この m_r' を単一プール火炎の実験値に加算した結果と、実験で得られた燃料消費速度 m' を図3.1.8(a)、(b)に示す。図には、n-ヘプタンおよびメタノール燃料の単一プール火炎の燃料消費速度も示してある。また、図の横軸には容器内径で規格化した無次元距離も示している。

図3. 1. 8(a)より, n-ヘプタン火災の燃料消費速度が増加する理由は, $x > 80\text{mm}$ の範囲ではほぼ放射熱の影響と言える. しかしながら, $x/D \leq 1.5$ の範囲では計算で得られた放射熱の影響は実験値より明らかに大きい結果となっている. また, 図3. 1. 8(b)によると, メタノールの複数火災の燃料消費速度の増加には, $x \geq 70\text{mm}$ の範囲では放射熱が影響しているものと考えられる. しかしながら, 実験結果において $55\text{mm} \leq x \leq 60\text{mm}$ 近傍で生じている極大値は放射熱の影響では説明できない.

以上の結果から, 水平に配置した複数火災の燃料消費速度の増加には放射の影響以外にも考えられる. 放射以外の影響としては, 対流による熱伝達, 流れ場の影響ならびに火炎が分離する距離に差があることなどが挙げられる. これらについては次項以降で考察する.

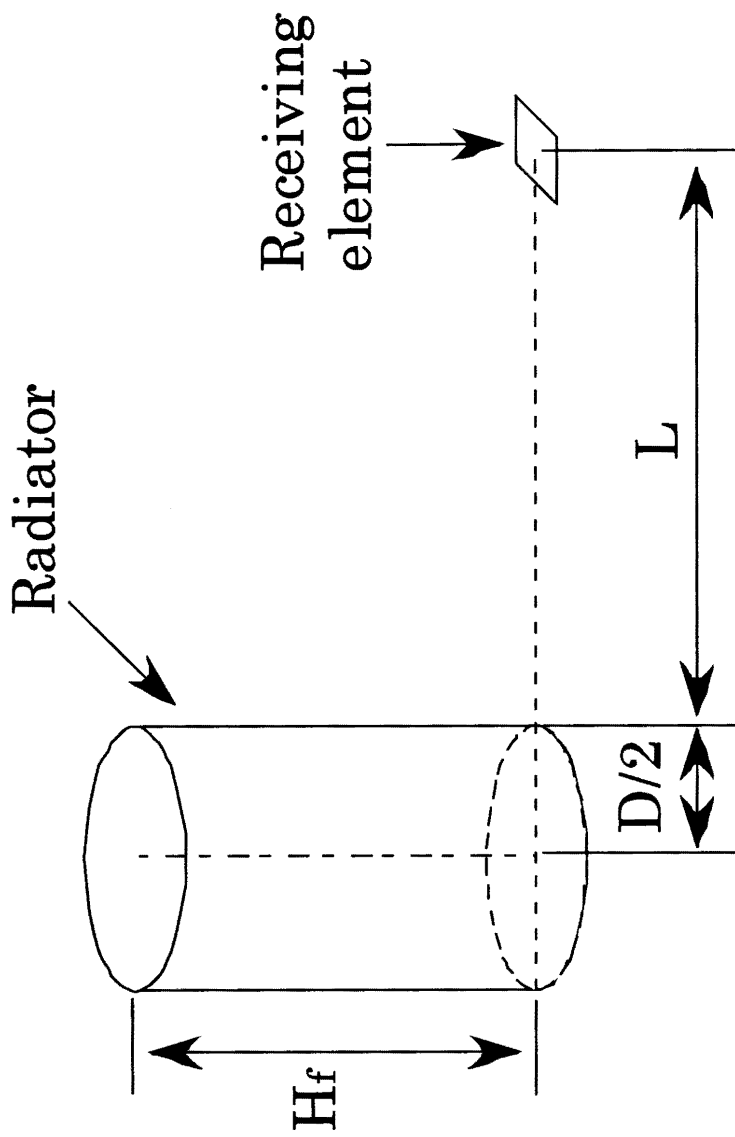
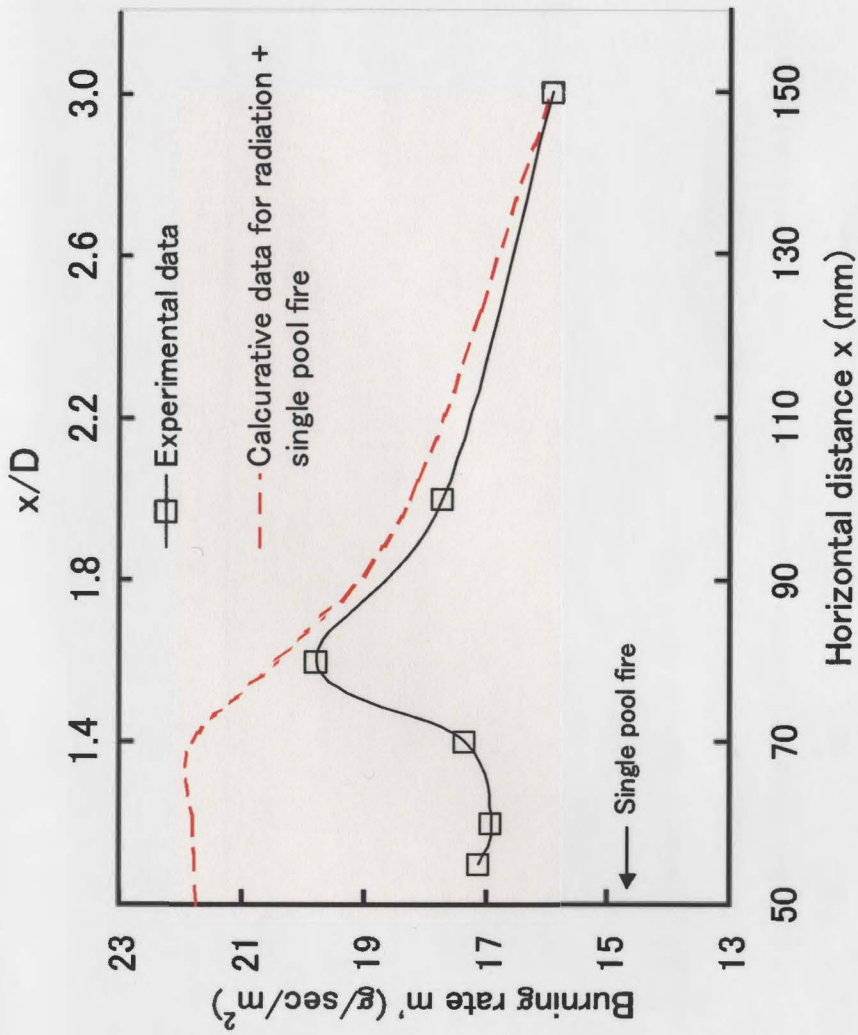


図 3. 1. 7 一様火炎モデル



(a) n-Heptane

図3. 1. 8 水平配置火源の実験値と放射計算値の比較 (n-ヘプタン)

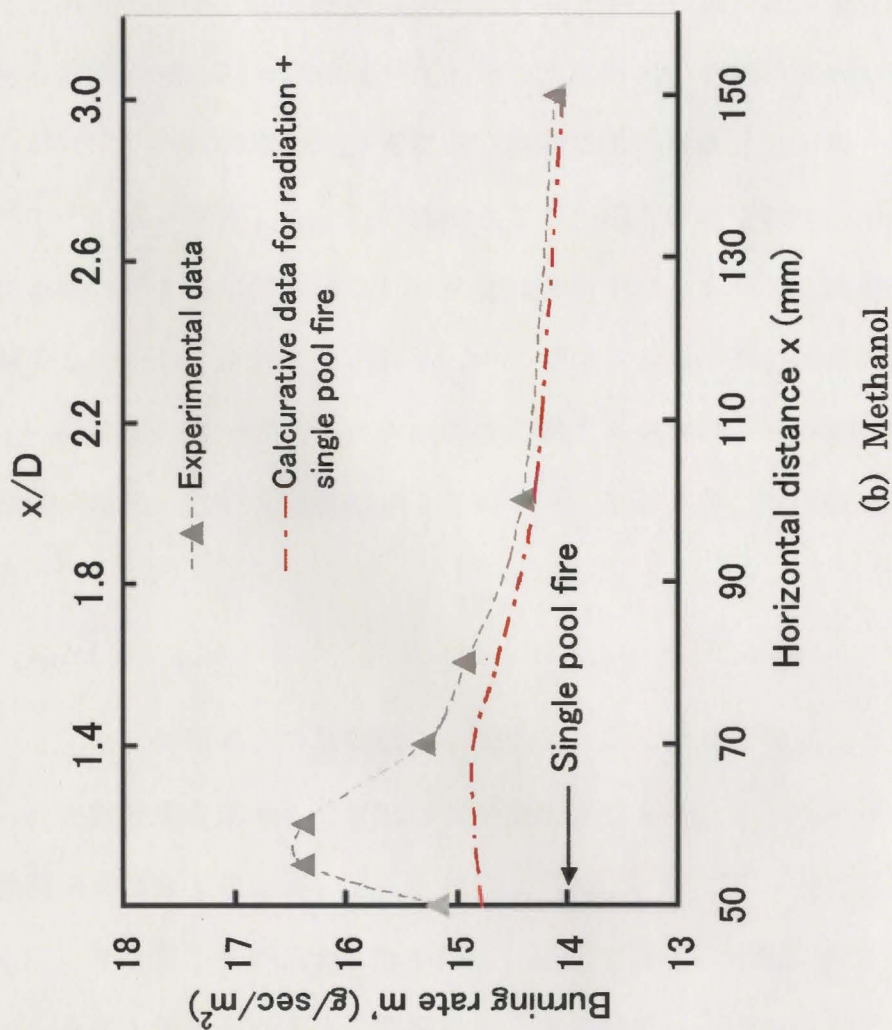


図3. 1. 8 水平配置火源の実験値と放射計算値の比較 (メタノール)

3. 1. 5 燃料消費速度の増加に与える火炎融合の影響

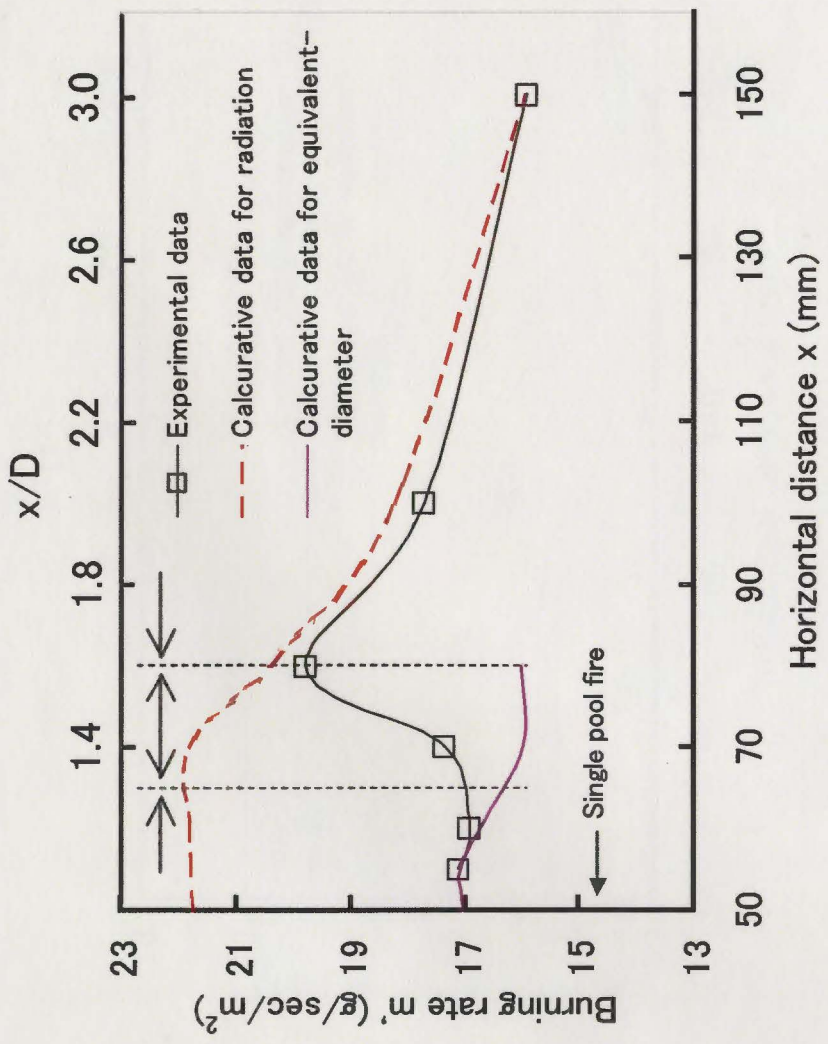
n-ヘプタンおよびメタノール火炎ともに、2つの火炎間の距離が小さい場合は、火炎が融合し1つの火炎のように振る舞う。この範囲で生じる振動周波数の減少は、火炎が融合することにより等価的な容器径が大きくなったことに起因すると考えられる。湯本ら¹²⁾によると小型プール火炎の燃焼速度は火炎基部と接する容器の淵に沿った領域が大となり、火炎の中心部に向かって減少する。したがって、火炎の間隔が非常に近い範囲で燃料消費速度が単一プール火炎に比べてそれほど増加していない理由として、融合火炎では火炎が大となり放射による熱エネルギーのフィードバック量は大きくなるものの、火炎外縁部の面積は減少していることが考えられる。そこで以下では、等価的な容器直径をD'として、直径D'の単一プール火炎における熱フィードバックの計算結果を式(3.1)を用いて求め、これを実験結果と比較する。このとき、D'は以下のように定義する。

$$D' = \frac{\sqrt{2}}{2} D + (x - D) \quad (3.8)$$

図3. 1. 9に計算結果と実験結果の比較を示す。また、図には3. 1. 4項で得られた放射熱を加味した燃料消費速度の計算結果、ならびに単一プール火炎の燃料消費速度も示している。これによれば、n-ヘプタンならびにメタノールともに、火炎間の水平距離xが特に近い範囲では、等価直径D'を用いて単一のプール火炎と見なした場合の計算結果と実験結果はよく一致している。また、この範囲は本実験でn-ヘプタンならびにメタノールの目視により火炎が接触していることが確認された範囲とそれぞれ一致する。水平距離xがさらに増加すると実験値との誤差が生じる。この結果から、火炎が融合することにより単一のプール火炎と見なせる領域、火炎が完全に分離し互いの放射の影響のみ

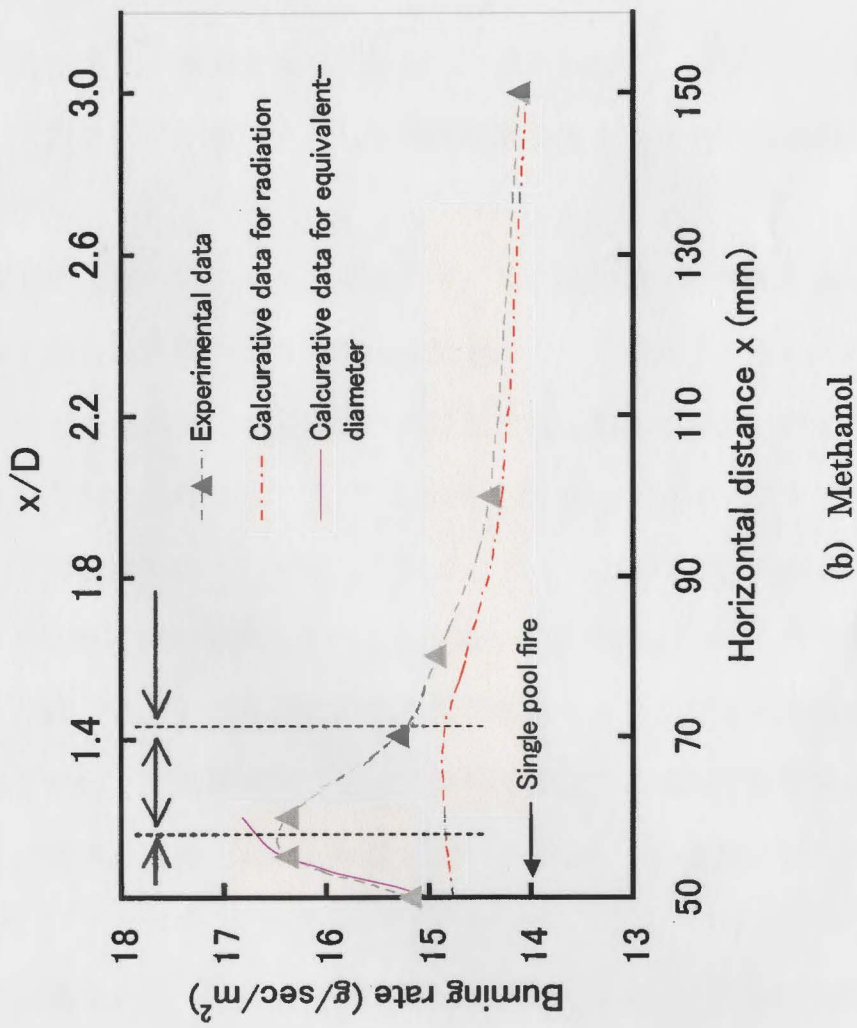
に支配される領域，ならびにその両方の特性を持つ遷移領域があると考えられる。

また，本研究では火炎融合を目視により決定したが，どこまでを火炎と呼ぶか厳密に定義することは難しい。複数火災における火炎の融合に関しては，一例として小玉らの研究¹³⁾では複数火災の火炎温度より得られた等温度線図を用い，温度が一定のラインで包合した場合を火炎が融合したとみなしている。この基準を用いれば，本実験における火炎の融合範囲も広くなると考えられる。



(a) n-Heptane

図 3. 1. 9 等価直径の増加と放射熱の影響



(b) Methanol

図3. 1. 9 等価直径の増加と放射熱の影響

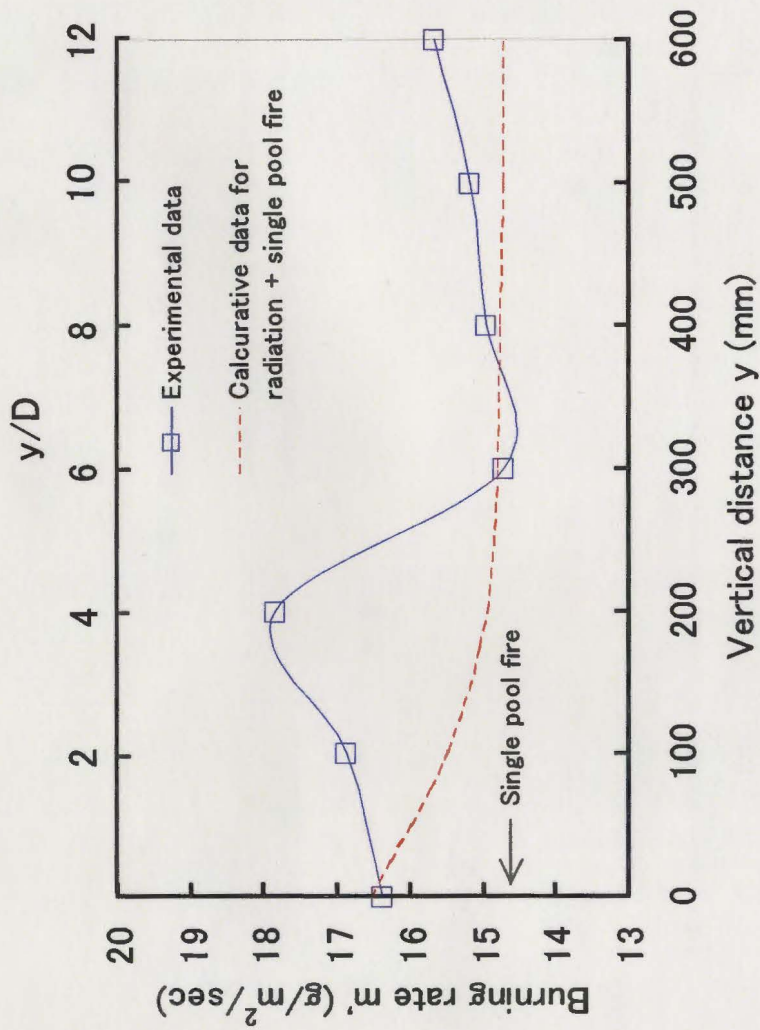
3. 1. 6 垂直配置火源の燃料消費速度増加に与える放射の影響

n-ヘプタンの複数火災を立体的に配置した場合について、まず Pan I の燃料消費速度は Pan II の火炎による放射熱の影響を受けていると考えられる。一方の Pan II は、今回の実験条件では液面ばかりでなく底面でも Pan I の火炎から放射熱を受熱していると考ええる。

以上を踏まえ、容器を水平に配置した際と同様に、図 3. 1. 10 に 2 つのプール火災を水平距離一定として垂直距離を変化させた際の実験結果と計算結果を示す。

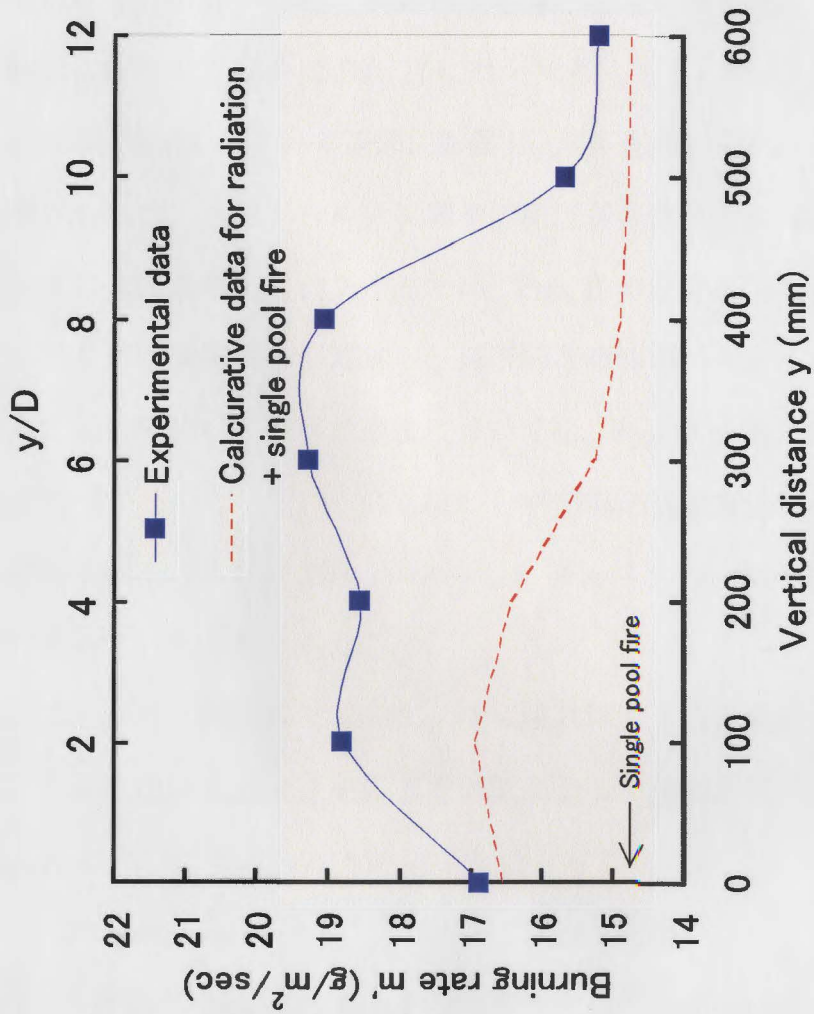
下部容器 I について示した図 3. 1. 10 (a) では、モデルを使った熱放射の計算から得られた燃料消費速度の結果ではピークが発生しないのに対して、実験値ではピークが発生している。計算値では $y/D \leq 2$ で放射の影響がほとんどないという結果となっているが、実験値では $y/D=4$ 近傍で最大値を取っている。次に、上部容器 II について示した図 3. 1. 10 (b) では、火炎高さに近い $y/D \leq 4$ までは放射の影響が大きい。本実験の結果では $y/D=2$ 近傍で極値を取ったが、これは Pan I からの放射熱の影響が最も大きくなる点と概ね一致する。しかしながら、放射熱流束に比べて燃料消費速度の増加率は明らかに大きく、さらに $y/D=4.5$ 近傍で再び実験値がピークを取っている理由については説明できない。

以上の結果から、複数火災の燃料消費速度の増加には放射の影響以外にも考えられた。放射以外の影響としては、対流による熱伝達、流れ場の影響ならびに火炎が分離する距離に差があることなどが理由として考えられる。これらについては次項で考察する。



(a) Pan I ($x=150\text{mm}$)

図3. 1. 10 放射のみを考慮した計算値と実験値の比較



(b) Pan II (x=150mm)

図3.1.10 放射のみを考慮した計算値と実験値の比較

3. 1. 7 立体火源の燃料消費速度における放射と流れ場の影響

2つの火災間の水平距離 x ないし垂直距離 y が増加すると、火炎の振動周波数は単一プール火災のそれよりも大きくなった。これは互いの火炎の干渉によって流れ場が変化したことを意味しており、この流れ場の変化により各々の火炎が乱流化し、火災1つ当たりの燃焼速度が増加したと考えられた。特に火炎を立体的に配置した場合に Pan II について考えると、Pan I の火炎周りでの空気の乱れが Pan II の火炎の基部に影響し、火炎基部から乱れが生じている様子が見受けられた。小型プール火災周りの流れ場の様子⁶⁾によれば、火炎周りの気体は主に火炎基部から流入するため、Pan II の火炎基部周りの空気に乱れが生じることで空気流入量が増加し、局所的な燃焼率が大きくなるものと考えられる。この局所的な燃焼率の増加については、Pan II 火炎では火炎高さが単一火災に比べて低くなっているにも関わらず燃料消費速度は増加していることから推測される。さらに Pan II の火炎は、Pan I から対流熱伝達によって熱量を受け取っていると考えられる。

このことから、Pan II について、空気流れ場による乱流化の影響と、対流熱伝達によって受ける熱量とを以下の計算によって検討した。

Pan II の燃料に与えられる熱流束を Q' とすると、

$$Q' = q_1 + q_2' + q_3 \quad (3.9)$$

であり、対流伝熱項 q_2' には Pan I の火炎から受ける対流伝熱の熱量も含むものとし、以下のように示す。

$$q_2' = q_{2\text{II}} + q_{2\text{I} \rightarrow \text{II}} \quad (3.10)$$

ここで $q_{2\text{I} \rightarrow \text{II}}$ は Pan II が Pan I の火炎から受ける対流熱伝達による熱流束である。 $q_{2\text{I} \rightarrow \text{II}}$ を求めるに当たっては、高温空気が上昇してくる際の水平平板の下

側加熱に関する伝熱式¹³⁾を用いた。また、 q_{2II} はPan I火炎の上昇プルームによる乱れの影響を含むPan II火炎自身の対流伝熱項である。このとき、Pan Iの火炎プルームがPan II火炎周りの流れ場に与える影響を考慮し、熱伝達係数 k_{2II} を次のように求める。

$$k_{2II} = \frac{Nu \cdot \lambda}{l} \quad (3.11)$$

$$Nu = 0.6Ra^{1/5} \quad (3.12)$$

ここでNuはヌセルト数、 λ は熱伝導率、 l は火炎から液面までの距離、またRaはレイリー数である。ここで、Raは以下のように求める。

$$Ra = \{Gr_1 Pr_1 / (x - D)\} + Gr_2 Pr_2 \quad (3.13)$$

ここでGr、Prはそれぞれグラスホフ数とプラントル数であり、Grは以下の式で求められる。

$$Gr = \frac{g\beta(T_f - T_1)V}{\nu^2} \quad (3.14)$$

ここで g は重力加速度(=9.8 m/s²)、 β は体膨張率であり $\beta = 1/T_\infty$ 、 ν は動粘性係数である。 T_f は高さ y における火炎のプルーム温度⁷⁾または火炎温度とした。 T_1 は受熱面の温度であり、本研究においては燃料の沸点とする。また V は体積であり、 Gr_1 においては燃料液面の表面積と y の積、 Gr_2 においては燃料液面の表面積と火炎高さ H_f の積とする。

以上を用いて、 $D=49\text{mm}$ 、 $x/D=3$ に固定して垂直方向距離を変えた場合の立体火源における上部火源が受ける全熱流束 Q' の計算結果と実験結果、ならびに単一プール火炎の実験結果の値を図3. 1. 11に示す。この結果を放射のみを考慮した図3. 1. 10(b)と比較すると、立体的に配置した火炎の場合、放射のみでは熱放射の影響は見上げ角が付く $y/D \geq 5$ の範囲で小さくなっている。放射と対流を考慮した場合、Pan I火炎の平均火炎高さより y が大きくなる

$y/D=4$ 近傍で対流伝熱の影響は一端減少する。しかし、 $y/D \geq 4.5$ の範囲において、流れ場の変化により Pan II 火炎における Ra 数が増大し、Pan II の火炎は乱流に近くなる。この火炎の流れ場の変化によって対流による熱フィードバック量が増大するため、燃料消費速度は増加し、 $y/D=6 \sim 8$ 程度で再び極値を得る。この結果は垂直距離 y が大きい範囲でも燃料消費速度の増加を維持している理由として適当と言える。ただし、実験結果と比較した場合、 $y/D > 10$ の範囲でモデルによる計算から得られた燃料消費速度は誤差が大きい。このことから、今回用いた計算方法では流れ場の影響を実際より大きく見積もっているものと考えられる。より正確な傾向を得るにはさらにモデルの検討が必要である。

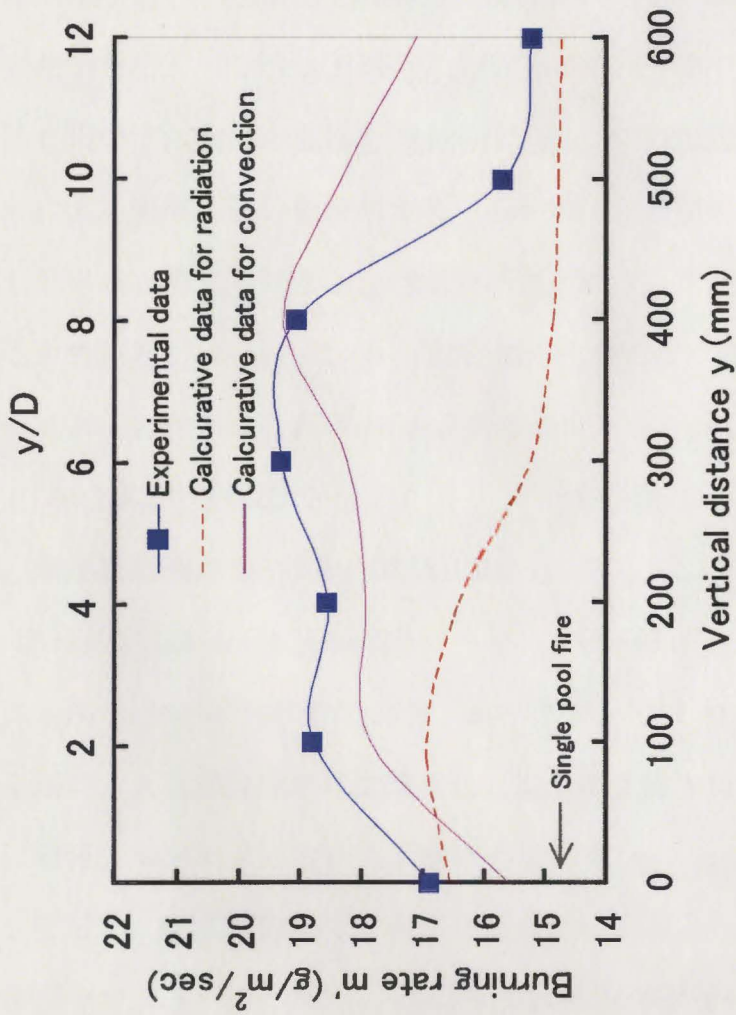


図3. 1. 1. 1 放射と対流を考慮した燃料消費速度の計算結果と実験値の比較

3. 1. 8 立体火源のスケール効果

ここまで容器内径 $D=49\text{mm}$ のプール火災が立体的に複数配置された場合は、単一のプール火災よりも燃料消費速度が増加することがわかった。また、この要因として、一方の火炎が他方の火炎から受ける放射と流れ場の乱れの影響が大きいと考えられた。しかし、実際の火災を考える上で火炎直径 $D=49\text{mm}$ というサイズは小さい。本研究では実火災規模の火炎を立体的に配置して実験を行っていないため、3. 1. 6項ならびに3. 1. 7項で使用したのと同様の計算手法を用いて、火炎の直径を $0.05\text{m} \leq D \leq 1\text{m}$ の範囲で変化させ、火炎のスケールによる影響の違いを検討する。この時、火炎間の水平距離 x は、火炎が分離していると考えられる $x/D=3$ の条件を用いた。また垂直距離は各火炎径における火炎高さ H_f をもとに、 $y=1/2H$, $2H$ の2種類で検討した。このとき、各火炎サイズに対する火炎高さ H_f を求めるに当たっては以下の式⁹⁾を用いた。

$$H=0.23Q_c^{2/5}-1.02D \quad (3.15)$$

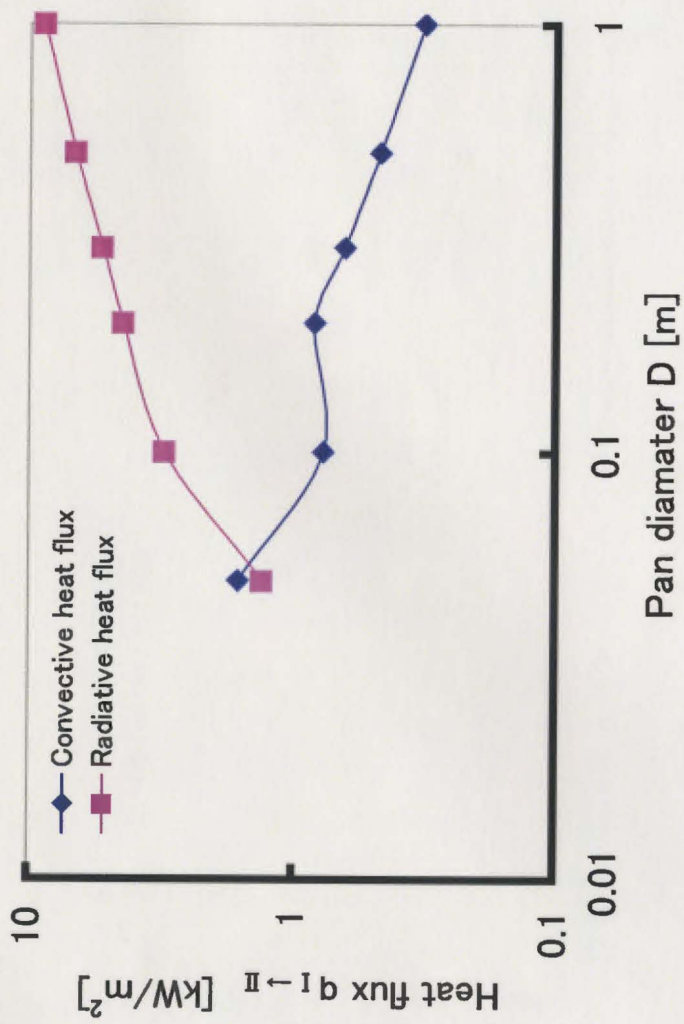
ここで、総熱供給速度 Q_c は次の式(3.16)から導出した。

$$Q_c=m' \Delta H_c A_f=m' \Delta H_c(\pi R^2) \quad (3.16)$$

ここで、 ΔH_c は燃料の燃焼熱であり、 n -ヘプタンでは 41.3 [MJ/kg] である。

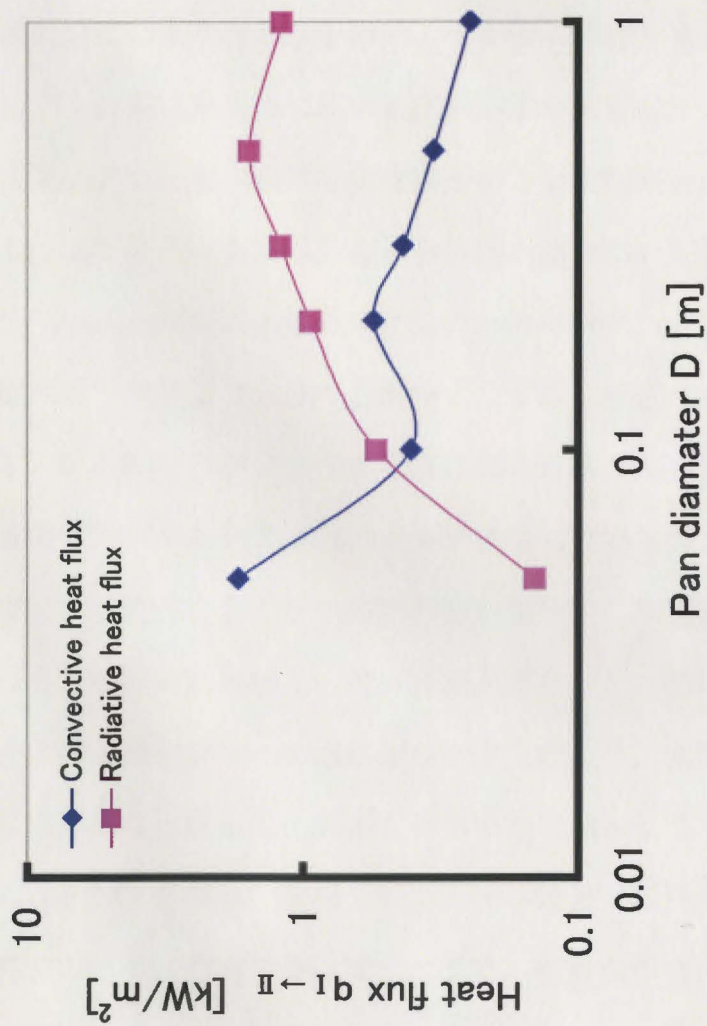
以上を用い、火炎が立体的に配置された場合の上側火炎 Π について火炎サイズごとに対流、放射によって液面が受ける熱流束 q_2' , q_3' の計算結果を図3.

1. 12に示す。火源径 $D<0.1\text{m}$ の場合は自己の火炎からの対流によるフィードバックが主であるが、 $D>0.1\text{m}$ では次第に放射の影響が大きくなる。また、 $D>0.3\text{m}$ では放射伝熱が主となり、流れ場の影響は無視して良い。これは Hottel の単一プール火災における結果⁹⁾と同様である。火源間の垂直距離の増加により放射熱流束は低下するが対流熱流束の減少は比較的少なく、本計算の範囲では火源径が大きくても対流熱流束が占める割合は相対的に増加する。



(a) $x/D=3, y=1/2H_f$

図 3. 1. 1 2 放射および対流熱流束の火源径による変化



(b) $x/D=3, y=1/2H_f$

図3. 1. 1 2 放射および対流熱流束の火源径による変化

3. 2 不活性ガス水性泡による消火実験

前節までの研究の結果、立体火源の燃焼性状が明らかとなった。特に上部火源では下部火源からの熱フィードバックも加わり、発泡速度の小さい水性泡では火源への泡の到達に時間を要し、消火が困難となることが予想される。よって流動性を高め、かつ消火性能の高い消火泡が必要である。本節では泡径を変化させた消火泡による消火実験を行い、その消火性能を確かめる。

図3. 2. 1に本消火実験で用いた消火泡の写真を示す。2流体ノズルを用いた発泡装置により、発泡条件を変化させることで泡径を変化させることが可能となった。以下の消火実験は、これらの消火泡を用いて行う。

図3. 2. 2に水性泡による消火状況の一例を示す。図3. 2. 2(a)に示すように、泡が落下地点より火源へと向かって流動し接近する。火源へと到達した泡は図3. 2. 2(b)に示すように火炎に煽られることで崩壊して内部の不活性ガスを放出し、プール火災基部の火炎が後退しているのがわかる。

図3. 2. 3に泡径による消火時間の変化を示す。本実験では泡径の小さい発泡条件の方が消火時間は短く、消火性能が高かった。発泡剤として水性泡を使用した場合は、強化タンパク泡に比べ泡強度が低く、泡径が大きい場合には最も消火に効果的な火炎基部に到達する前に泡が崩壊してしまい、消火性能が低下するものと考えられる。泡径を減少させることで泡強度が増し、火炎基部で泡が崩壊するために消火性能は増す。また、泡径の小さい発泡条件では液流量が大きく、泡自体の冷却効果も増大する。さらに、液流量が大きいため泡の流動性が高く、すばやく火源へ泡が接近することがわかった。しかし、泡流量を多く必要とするために発泡速度が遅く、区画を泡で満たす全室放出タイプの消火法には不向きであると思慮される。しかし、立体火源に対し小泡径の泡

消火を行う場合は泡の流動性の高さからノズルから上部火源へ向けて直接泡を放射することが可能であり、立体火源への適用も十分可能である。

図3. 2. 4に泡に含ませるガスとして空気と窒素を使用した場合の消火時間比を表す。消火時間比は空気による消火時間を1とした場合の窒素による消火時間の比を示す。泡径の小さい場合の方が不活性ガスによる消火効果の改善度合が大きいことがわかる。泡径5mmで改善効果が頭打ちとなっている。

図3. 2. 5に各泡径における発泡効率を示す。泡径10mmで発泡効率がほぼ100%となっているのに対し、泡径を減少させるにしたがって発泡効率が100%を超え、泡径1mmでは200%以上となっている。発泡効率が100%を超えるのは発泡ノズルから噴出した発泡液が泡となる際に周囲空気を巻き込むためと考えられ、泡に含まれる不活性ガス濃度が低下しているものと考えられる。この結果、不活性ガスの消火効果が減少し、図3. 2. 4に示すような不活性ガスによる消火効果の改善度合が減少したものと考えられる。発泡ノズルの改善によって周囲空気の巻き込みを防ぐことで、図3. 2. 4の点線に示すような不活性ガスによる消火効果の改善が見込まれる。



(a) 泡径 1mm

図 3. 2. 1 水性泡の発泡状況



(b) 泡径 3mm

図 3. 2. 1 水性泡の発泡状況



(c) 泡径 5mm

図 3. 2. 1 水性泡の発泡状況



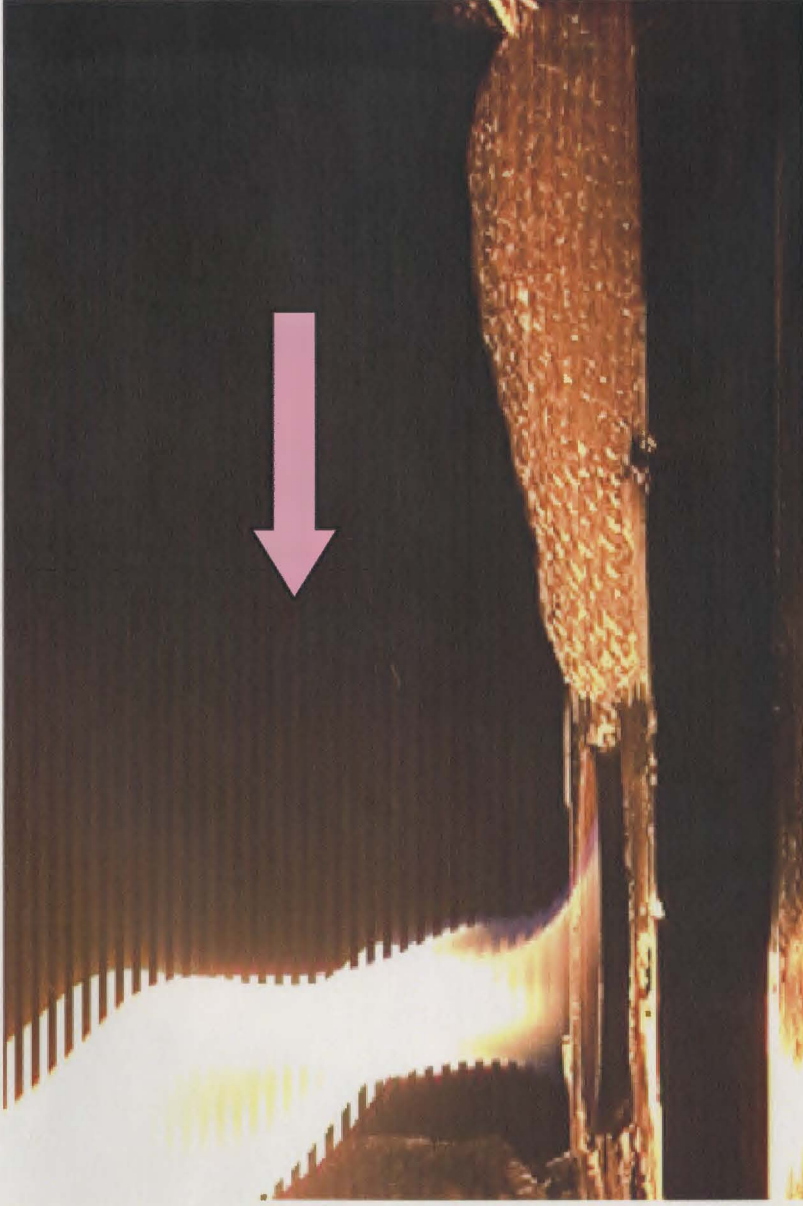
(d) 泡径 7mm

図 3. 2. 1 水性泡の発泡状況



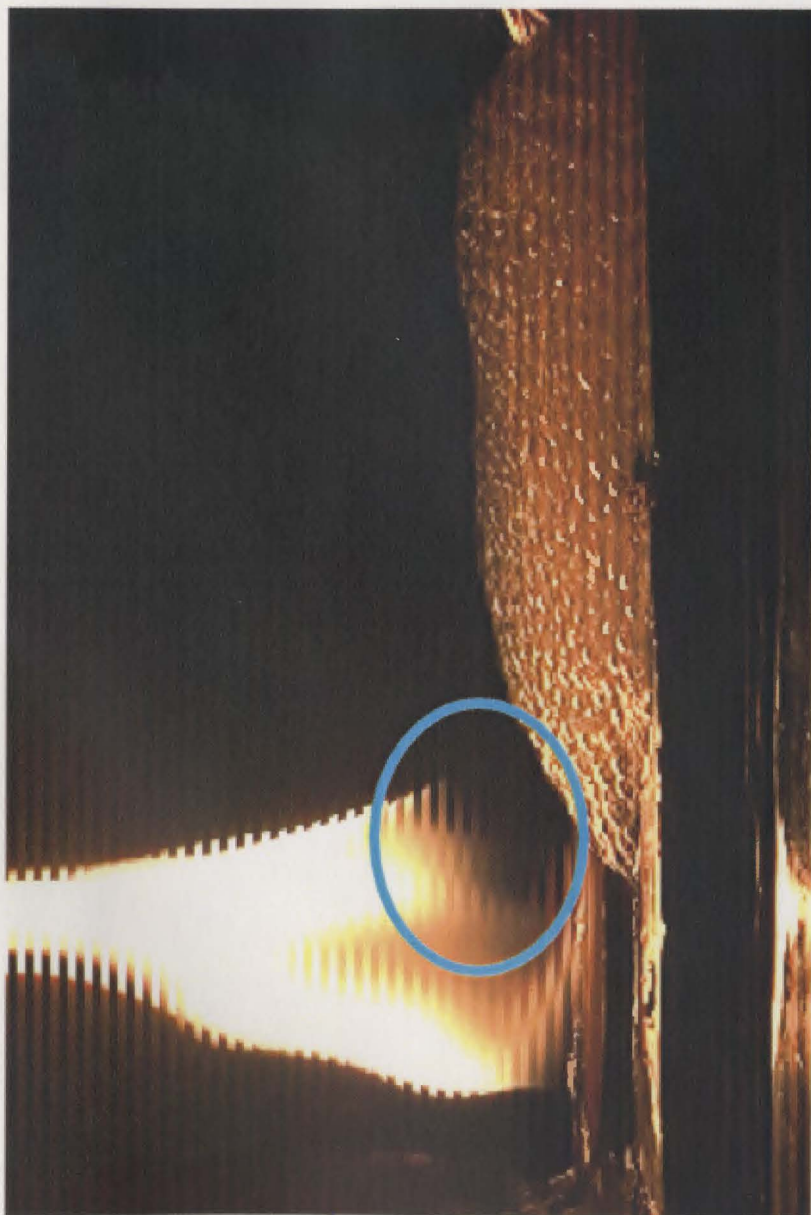
(e) 泡径 10mm

図 3. 2. 1 水性泡の発泡状況



(a) 火源への接近状況

図3. 2. 2 水性泡による消火状況



(b) 火炎基部での消火状況

図3. 2. 2 水性泡による消火状況

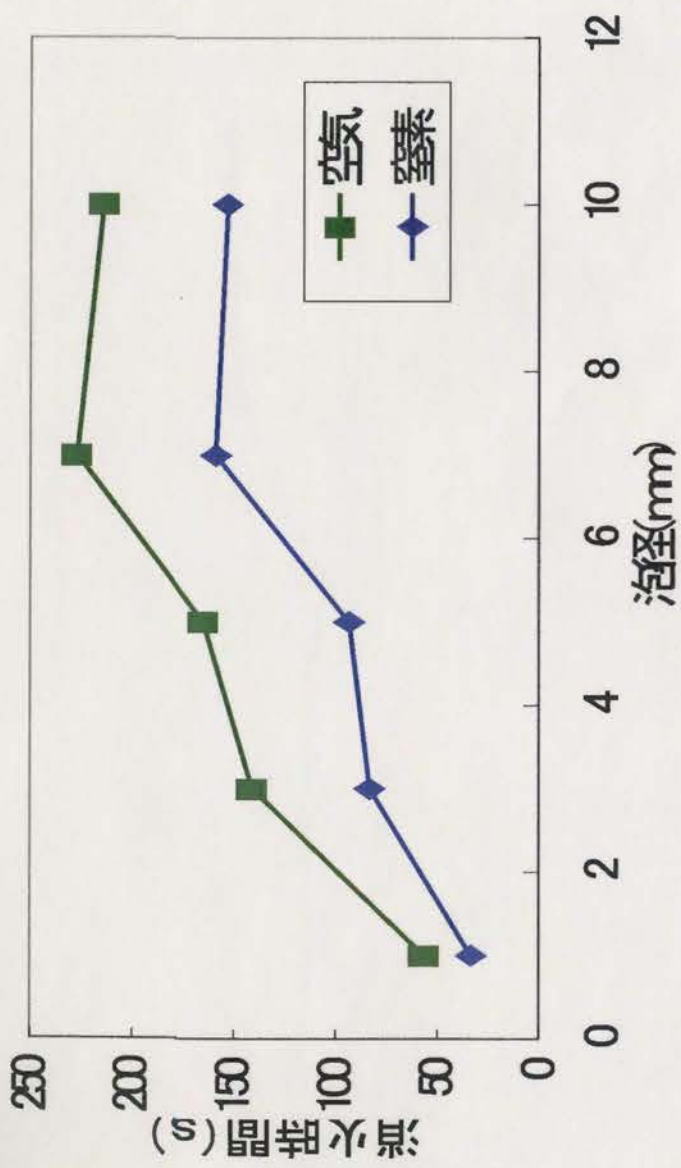


図 3. 2. 3 水性泡による消火時間

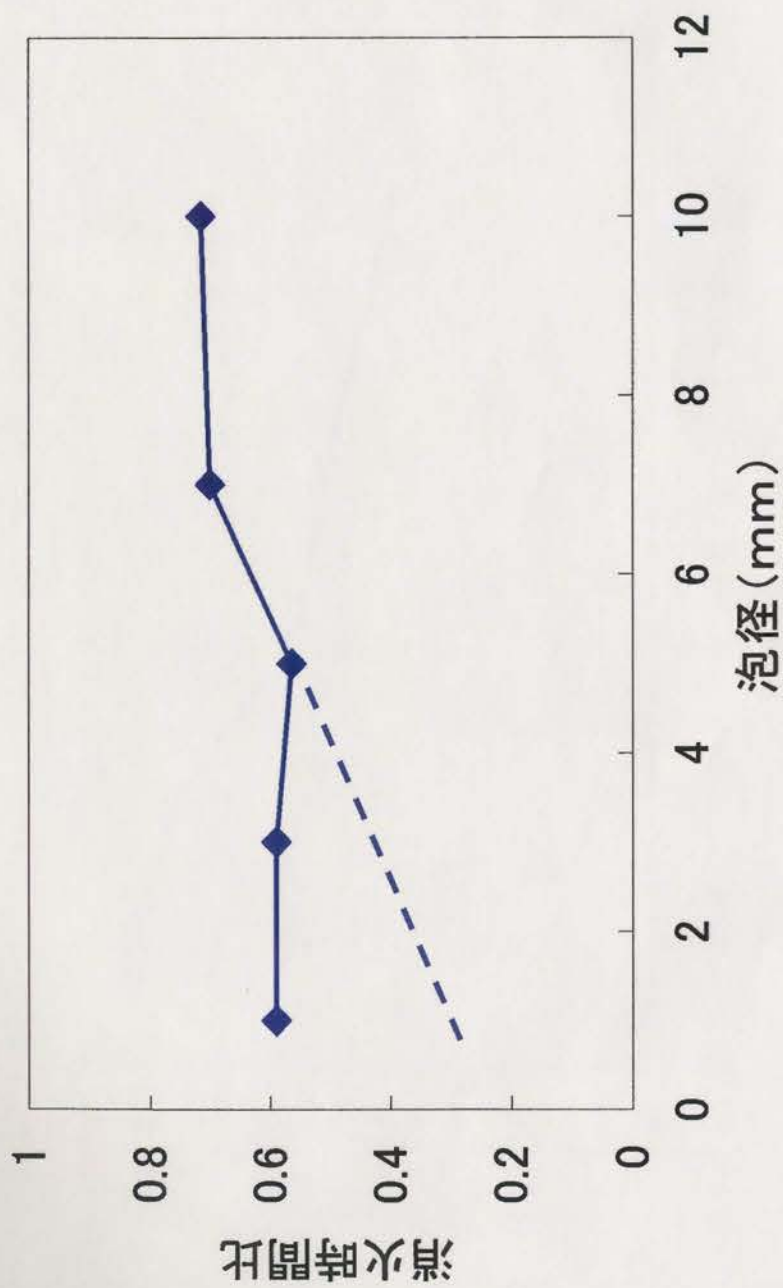


図3. 2. 4 不活性ガスによる消火効果の改善

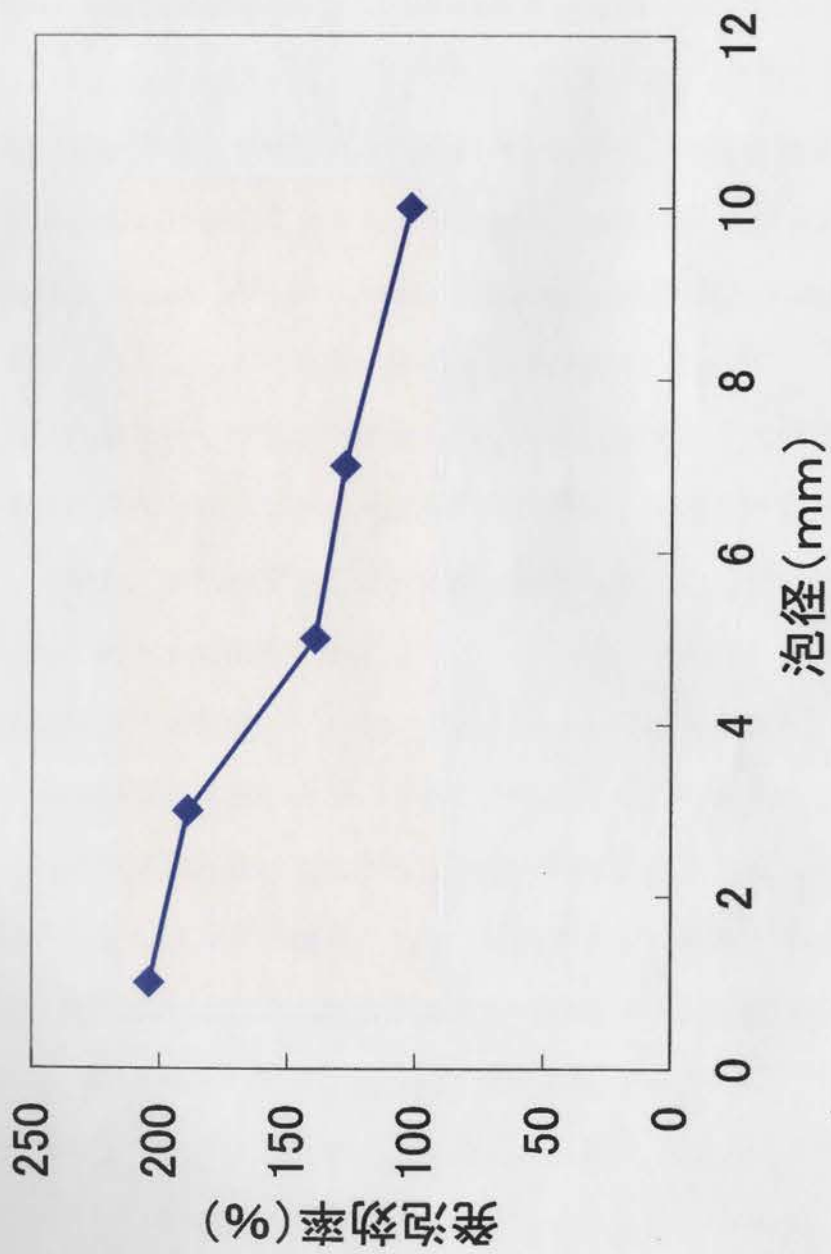


図3. 2. 5 泡径による発泡効率の変化

4. まとめ

立体火源の燃焼特性を把握するための燃焼実験と、泡径を変化させて不活性ガスを含む水性泡消火実験を行い、以下の知見を得た。

- 1) 燃料種に関わらず複数火災の燃料消費速度は、一定距離までは単一火災の燃料消費速度よりも大きくなる。n-ヘプタンとメタノールを比較した場合、n-ヘプタン火炎では燃焼容器間の距離が増加しても、メタノール火炎より燃料消費速度の増加が長く続く。
- 2) 火源を立体的に設置した場合には、下部容器より上部容器の燃料消費速度が大きい。また、火源を水平に設置した場合と立体的に設置した場合、燃料消費速度は立体的に設置した、とりわけ上部容器について遠方まで影響が生ずる。
- 3) 燃焼容器間の距離がごく近い場合には、火炎は融合する。この際、火炎の振動周波数は小さくなる。火炎が分離した直後の範囲では、火炎の振動周波数は増加する。また、複数火炎の火炎高さの変動周期は互いに同期する傾向がある。n-ヘプタンの複数火炎について、垂直距離が増加すると特に上部容器の火炎は下部容器の火炎プリュームに吸い寄せられるような振る舞いを見せる。
- 4) 一様火炎モデルを用いた放射熱流束の計算では、n-ヘプタン火炎からの外部放射熱はメタノール火炎に比べて著しく大きく、また遠方まで影響する。しかしながら、実験で得た燃料消費速度の増加傾向は放射熱の計算より得られた結果と必ずしも一致しない。特にn-ヘプタン火炎を立体的に配置した場合に、上側容器Ⅱの燃料消費速度

が容器間の垂直距離が広い場合も増加したままである理由は説明できない。

- 5) 火炎を立体的に配置した場合の上側容器Ⅱに関して、対流による熱伝達ならびに流れ場の乱れによる火炎の乱流化の影響を加味した計算から、垂直距離が広い場合でも周囲空気の乱れによる火炎の乱流化が起きることで燃料消費速度が増加するものと考えられる。
- 6) 火災径を変えて行った計算では、燃焼容器径が小さい内は流れ場の影響が大きく、火災径が大きくなるに従って放射の影響が大きくなる。
- 7) 泡径を変化させることのできる発泡ノズルを試作し、流動性の高い小泡径の水性泡による消火実験を行い、高い消火性能を確かめた。

以上より、不活性ガスを含む水性泡消火法を立体火源に適用させるための立体火源の基本的な燃焼性状が明らかとなり、泡の流動性を高め上部火源に直接吹き付けることで立体火源への水性泡消火法の適用が可能であることが明らかとなった。

参考文献

- 1) 犬飼ほか5名, ガス系消火剤放出実験における平行濃度(その1~その3), 日本火災学会研究発表会概要集, 246-259, (1995).
- 2) 自治省消防庁消防研究所, ハロン代替物質の消火性能評価に関する研究委員会報告, (1995).
- 3) Venkatesh, S., Ito, A., Saito, K., and Wickman, I., S., 26th International Symposium on Combustion, 1437-1443, (1996).
- 4) Ito, A., Nishi, Y., Shimasaki, S., and Saito, K., 2nd International Symposium on Scale Modeling, 133-145, (1997).
- 5) 伊藤昭彦, 島崎真一, 大波多幸司, 小型プール火災の火炎基部構造と空気流入機構, 日本火災学会論文集, Vol.50, No.1, pp.13-22, (2000).
- 6) 伊藤昭彦, 西雄一, 島崎真一, 小型プール火災の間欠火炎構造と空気流入機構, 日本火災学会論文集, Vol.50, No.1, pp.23-30, (2000).
- 7) Drysdale, D., An Introduction to Fire Dynamics Second Edition, (0).
- 8) 伊藤昭彦, 工藤祐嗣, Kozo Saito, プール火災の火炎構造に及ぼすスケール効果, 日本火災学会論文集, Vol.54, No.1, pp.9-16, (2004).
- 9) Hottel, H. C., : "Fire Research Abust. Rev", Vol. 1, No. 2, p. 41 (1959).
- 10) 湯本 太郎, 石油タンク火災におけるふく射熱, 安全工学, 10-3, p. 143 (1971).
- 11) Beyler, C.L., "Fire Hazard Calculations for Large Open Hydrogen Fires," Section 3, Chapter 1, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 3rd Edition, P.J. DiNenno, Editor-in-Chief, National

Fire Protection Association, Quincy, Massachusetts, (2002).

12)小玉 隆広, 須川 修身, 武石 吉生, 岡 泰資, 今村 友彦, 川野
辺明夫 : 「有風下における複数火源からの融合火炎形状に関する実
験的考察」, 平成 17 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp. 262-265
(2005).

13)日本機械学会編: 「伝熱工学資料 改訂第 4 版」, pp. 68-72 (1987). な
ど