ISSN 0426—2700

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 57 March 1984

消防研究所報告

通 巻 57 号 1984年3月

目 次

研 究

ABC粉末による木材火災の消火……山鹿修藏，佐藤公雄……(1)
ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その3）
——市街地での単音明瞭度——……渡部勇市，神 忠久……(7)
ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その4）
——市街地での音圧レベル，周波数特性——……渡部勇市，神 忠久……(15)
燃焼時に発生するアクロレインと一酸化炭素の毒性危険の比較……守川時生……(21)
炎上タンクに隣接したタンクの壁温等について……湯本太郎，古積 博……(29)
ポリエチレン，ポリスチレン，ポリメチルメタアクリレートの
燃焼速度と発生ガス……箭内英治……(35)
カップバーナ法による消炎濃度……山本 勲，佐藤公雄，山鹿修藏……(41)
開口部からの上階延焼の危険性に関する
実験的研究……林 幸司，稲垣 実，山下邦博……(49)
タンク火災の燃焼性状に及ぼすフリーボードの影響……古積 博，湯本太郎……(59)
林野火災出火件数の重回帰分析……寒河江幸平，佐々木弘明……(67)
確率型延焼モデルと延焼に要する時間について……稲垣 実……(73)
垂直方向換気口を有する区画室内における温度及び流れの
振動的現象に関する研究（その3）
——振動周波数と発熱量の無次元関係式(英文)——
……佐藤晃由，J. R. Lloyd，K. T. Yang……(79)

消 防 研 究 所

東 京 都 三 鷹 市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 57 March 1984

—Contents—

Extinguishment of Wood Crib Fire by ABC Extinguishing Powder
..... Shuzo Yamashika and Kimio Sato ..... (1)
Guidance for Evacuation by means of Voice from Helicopter. Part 3.
– Single Sound Articulation in Urban Area –
..... Yuichi Watanabe and Tadahisa Jin ..... (7)
Guidance for Evacuation by means of Voice from Helicopter. Part 4.
– Sound Pressure Level and Frequency Characteristics in Urban Area –
..... Yuichi Watanabe and Tadahisa Jin ..... (15)
Toxic Hazards of Acrolein and Carbon Monoxide Evolved under Various Combustion Conditions
..... Tokio Morikawa ..... (21)
Temperature of Roof, Shell and Liquid of an Oil Tank contiguous to a Burning One
..... Taro Yumoto and Hiroshi Koseki ..... (29)
Weight Loss Rate and Gases Generated during Combustion of Polyethylene, Polystyrene and Polymethylmethacrylate
..... Eiji Yanai ..... (35)
Flame Extinguishing Concentration by Cup Burner Method
..... Isao Yamamoto, Kimio Sato and Shuzo Yamashika ..... (41)
Experimental Study of Fire Spread to Upper Stories from Openings
..... Koji Hayashi, Minoru Inagaki and Kunihiro Yamashita ..... (49)
Effect of Initial Free Board on Combustion Characteristics of Tank Fires
..... Hiroshi Koseki and Taro Yumoto ..... (59)
Multiple Regression Analysis of Numbers of Forest Fires by Meteorological Elements
..... Kohei Sagae and Hiroaki Sasaki ..... (67)
Probabilistic Fire Spread Model and Fire Spread Time
..... Minoru Inagaki ..... (73)
Flow and Temperature Oscillations of Fire in a Cubic Enclosure with Ceiling and Floor Vents. Part 3.
– Nondimensional Relationship between Oscillatory Frequency and Heat Source Strength –
..... Kohyu Satoh, J. R. Lloyd and K. T. Yang ..... (79)

Published by
Fire Research Institute of Japan.
14-1, Nakahara 3-chome, Mitaka, Tokyo, Japan

ＡＢＣ粉末による木材火災の消火

山鹿　修蔵・佐藤　公雄

（昭和58年10月17日受理）

1. まえがき

リン酸アンモニウムを主剤としたいわゆるＡＢＣ粉末は，消火器の規格模型に使われている木材クリブの火災の消火に有効である。これはリン酸アンモニウムがセルロース質の分解燃焼に対して防炎的な作用をし，しかもその作用を発揮するための成分が表面に付着するだけでなく一部は液状になって浸とうするためである。[1),2)]しかし木材以外のセルロース質である布や紙，あるいはゴム類の火災には，それ程の威力を発揮しないことも確かである。[3)] それは熱分解が表面だけでなく中の方でも進行し，そこまで防炎性が浸み渡らないためである。この点木材がその表面高々２～３mmの深さでしか熱分解していないのと対象的であり，またＡＢＣ粉末の効力の限界を示すものでもある。

本来木材火災のようなＡ火災を消火するためには熱分解を阻止するために冷却が最もよく，そのため水が多く用いられている。しかし近年，住宅その他が集団化し，かつ，鉄筋コンクリート化するにつれて，その内部の木質火災を消火するために水を多用することは，他への迷惑とりわけ水損と呼ばれる無関係な部分への水流，水もれ等，火災による損害以外の問題を提起して来た。そのため，水の使用量を極力減らし，またノズルを小型化したり，噴霧あるいは高膨張泡化して使用することも試みられて来た。

一方水以外の化学薬剤を使用することに関しては，二酸化炭素やハロン系のガスを注入することも試みられており，この場合は注入するガスを有効に利用するため，もれを極力押えることと酸素欠乏による人身事故とに問題の焦点がある。

他方ＡＢＣ粉末を同様木質系の火災に使用する場合には，浸とう性のないことと，時間とともに沈降すること，それから熱的冷却作用でない点で長時間の消火力がないこと等に問題がある。この報告はＡＢＣ粉末の使用時において，どの程度の濃度の消火剤が必要であるかを中心に測定した結果を述べるとともに，使用時及び使用後にどんな問題があるかについて考察した結果を述べる。

2. 実験方法

消火実験は特殊可燃物に対する二酸化炭素・ハロンの全域放出方式による消火実験と同じ方法によった。[4)] すなわち，内のり２ｍ×２ｍ×2.5mの鉄筋コンクリート製の箱の中で，**Fig.1** に示すように４cm×４cm×50cm

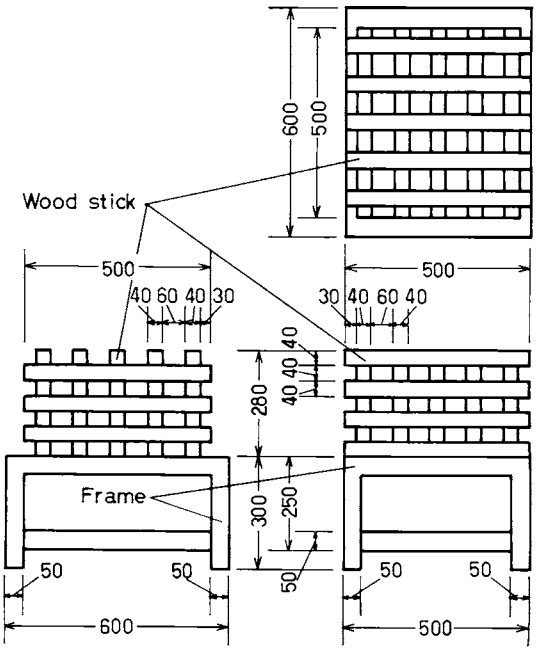


Figure 1 Fire model of wood crib.

の日本杉の木片を，1段に5本，7段に積み（大きさはEC規格のA火災のNo.5模型の高さを½にしたものに相当），n-ヘプタンで2分間予燃した。ヘプタンによる予燃及びその後の自由燃焼による予燃中は箱の扉を開放し，所定の予燃時間終了直前に扉を閉めて直ちにABC粉末を放出した。全予燃時間は3分，4.5分，6分の3段階とした。薬剤放出後10分間扉を閉じたままとしたのち扉を開放し，扉の開放から炎が出るまでの時間を再燃時間として測定し，消火の成否を検討した。

用いた消火剤は市販のリン酸一アンモニウム主剤のABC粉末である。それを60ℓの固定消火装置用の容器の中に20kgいれて，12kg/cm²·Gの圧縮空気で撹拌送出し，太さ15AのJIS G 3454 STPG（圧力配管用炭素鋼鋼管）のスケジュール80の配管を経て，消火用の箱の頂部中央から，直径3.2mmの穴4個をあけたノズルから，消火剤を水平に四方へ向って放出して箱内空気全体に撹拌混合するようにした。すなわち全域放出方式である。消火剤の放出量は容器弁の開放時間を，容器の重量減少を見ながら調節した。

3. 実験結果と考察

実験の結果は，全予燃時間と消火剤濃度（消火剤量を室の容積10m³で割ることにより消火剤の濃度となる）と再燃時間の関係としてまとめ**Table.1**に示す。この表から完全消火に要する消火剤濃度は，予燃時間3，

Table 1 Results of extinguishment

Preburn time (min)	Concentration (g/m³)	Reignition time (s)	Result*
3	72	11	×
〃	92	182	×
〃	101	112	×
〃	136	∞	0
〃	194	∞	0
〃	241	∞	0
〃	250	∞	0
〃	265	∞	0
〃	395	∞	0
〃	413	∞	0
4.5	126	11	×
〃	149	234	×
〃	198	0	×
〃	226	∞	0
〃	245	>600	Δ
〃	291	450	Δ
〃	305	247	×
〃	329	410	Δ
〃	342	∞	0
〃	353	∞	0
6	335	0	×
〃	710	20	×
〃	731	18	×
〃	889	20	×
〃	903	>600	Δ
〃	937	45	×
〃	987	>600	Δ
〃	1035	42	×
〃	1081	>600	Δ
〃	1183	>600	Δ

*
0: Extinguished perfectly.
Δ: Reignited after 300 seconds or more from door opening.
×: Reignited within 300 seconds from door opening.

4.5，6分の場合，それぞれ120，340，1200g/m³と推定される。なお6分の場合完全に消火すなわち∞の判定を受けたものはなかったので1200g/m³はあくまでも推定値である。

ABC粉末を全域放出方式として用い，放出後も一切手を下さないで消火しようとすれば，この程度の量を必要とするが，ABC粉末の放出で一時的に火災の抑制を計り，その後は別の補助手段で完全消火を計る目的に使用するのならば，この値はもう少し小さくなると考えられる。因みに再燃時間を∞でなく3分にとるならば，前記の値はそれぞれ90，200～300，800～1000 g/m³位になるであろう。しかしこの値は著者が他の薬剤の例から予想した程小さくはなかった。

予燃時間をパラメーターとして**Table.1**の値を消火剤の使用量と再燃時間との関係として表したものを，**Fig.2**に示す。図からデータが極端に縦に集団となって並んでおり，予燃時間の大小は消火剤量を大きく左右するが，逆に再燃時間は消火剤量の増減と殆んど関係なく，ある閾値で消火の成否が定まってしまうように見える。前記の追加手段併用の場合にも量の減少があまり見られなかったのは当然であって，むしろ予燃時間を少なくする――つまり実用的には早く消火にかかるという事の方がはるかに重要であるということがわかる。

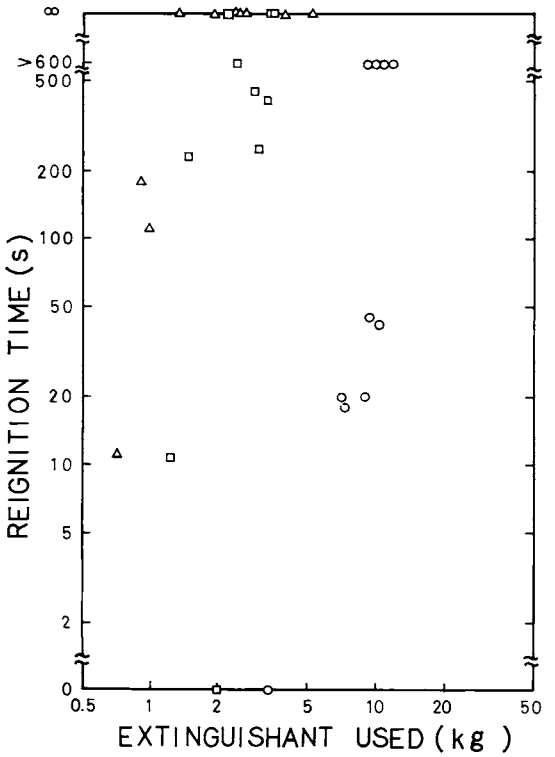


Figure 2 Reignition time against preburn time and extinguishant used.
○: Preburn time 6 min.
□: Preburn time 4.5 min.
△: Preburn time 3 min.

この辺の様子を数量化するために，30個のデータをもとに（ただし予燃時間3分の極端に消火薬剤量が多く再燃時間が∞のもの5個を除く事とし），消火器を使って木材クリブ火災を消火した場合[5]の時と同様の式で表現すると，

$$\frac{t_r}{\mathrm{s}}=0.72\left(\frac{c}{\mathrm{gm^{-3}}}\right)^{4.9}\cdot\left(\frac{t_p}{\mathrm{min}}\right)^{-15.1}$$

となった。この計算の場合再燃時間0秒を1秒，>600秒を900秒，∞を1800秒として最小自乗法を適用して各次数及び係数を求めた。ここで用いた記号，t_r，c，t_pはそれぞれ再燃時間，消火剤濃度，予燃時間を表わす。濃度にかかる係数が水の場合（3.8）に比べて大きいのは，消火剤量の増減がより大きく再燃時間に影響することを意味し，予燃時間の係数が水のそれ（−4.7）と比べて更に大きいのは影響がより大きいことを意味する。

水の場合の予燃時間と消火剤量（又は濃度）の比$t_p^{4.7}/Q^{3.8}=t_p/Q^{0.81}$に比べ，ABC粉末のそれは$t_p^{15.1}/c^{4.9}=t_p/c^{0.32}$となるABC粉末の方が必要薬剤量（又は濃度）に与える予燃時間の影響が甚だ大きいことを意味する。この点水よりABC粉末の方がより迅速に消火を開始することが必要であって，わずかの予燃時間の大小が，消火の結果を大きく左右することになる。

4. 結　論

木材クリブを消火するのに，ABC粉末は水に比べて必要薬剤量（又は濃度）が予燃時間の影響をより大きく受けるから，迅速に消火にかかる方がよい。そのことからも水損防止のためのABC粉末を前段階に使用する警防作戦は迅速に使用することが簡要である。

また必要濃度の値から見ると消火器の使用時には，無駄に飛んで行く分が多量にあると考えられる。

さらに現在審議中のISO規格模型の予燃時間と材質の決定には慎重な対応が必要であろう。

引用文献

1）山鹿修蔵：日本火災学会論文集　**18**〔2〕23－31（1969）
2）山鹿修蔵：消防研究所報告　No.29　1－11(1969)
3）山鹿修蔵：特別研究「消火器の消火能力評価に関する研究」報告書（その2）（昭和53年12月）
4）山鹿修蔵：消防研究所報告　No.50　1－7(1980)
5）山鹿修蔵，北上辰郎：同上　No.46　1－6(1978)

Extinguishment of Wood Crid Fire by ABC Extinguishing Powder

(Abstract)

Shuzo Yamashika and Kimio Sato

(Received October 17, 1983)

Extinguishing tests of wood crib fire by ABC extinguishing powder were conducted in 10 m^3 chamber by means of total flooding method. The wood cribs used were made of Japanese cedar. Preburn time selected was 3, 4.5 or 6 minutes.

The result obtained is summarized in following equation:

$$\frac{t_r}{s} = 0.72 \left(\frac{c}{g\,m^{-3}} \right)^{4.9} \left(\frac{t_p}{min} \right)^{-15.1}$$

where t_r, c and t_p are reignition time, concentration of extinguishing powder in the chamber and preburning time, respectively. The power of c (4.9) greater than that of water (3.8) in previous report[5] means that the concentration of extinguishing powder has more significant influence upon the extinguishment than quantity of water, and the power of t_p (15.1) greater than that of water (4.7) means that the influence of the preburning time is very great. Therefore, it would be very important to start as early as possible in case of extinguishment of wood fires by ABC powder.

ヘリコプターからの音声による避難誘導について(その3)

——市街地での単音明瞭度——

渡部　勇市・神　忠久

(昭和58年11月9日受理)

1. まえがき

ヘリコプターからの音声による避難誘導の実用性を確かめるために，著者らは1982年2月茨城県竜ヶ崎の平坦な田園地帯で実験を実施し，十分役立つことを確かめ，報告した。[1,2] ここでは，市街地における建物の凹凸による音の反響，商店等の市街地騒音に対しても平坦地と同様な結果が得られるかどうかに答えることとした。そのため，実際にヘリコプターを市街地で飛ばし，群集誘導実験,[3] 明瞭度試験，音圧測定を行い，平坦地と比較検討することにした。本報は，そのうち主な単音明瞭度について報告する。

なお，次報（その4）に述べるよう今回の実験では，市街地の騒音はヘリコプターの騒音より小さかったので，平坦地と明瞭度を比較する場合，市街地の騒音は問題とならず，建物の凹凸による音の反響が比較の対照となった。

今回の実験は，1982年9月20日(日)16:00から17:00まで，国鉄三鷹駅南側の中央通り商店街とその周辺の裏通りで，警視庁三鷹警察署と東京消防庁三鷹消防署の協力を得て行なった。

2. 市街地と騒音

明瞭度試験を実施した市街地の道路の平面図と騒音レベルの測定位置を **Fig.1** に示す。聞き取り検査に使用した道路は，日曜日の歩行者天国で自動車は通行止めであった。南北に通っている幅12mの道路は，**Fig.2** に示すような3～7階建の商店街で，そこでの平均騒音レベルは64dB(A)であった。その他の細い幅4.5 mの道路は，**Fig.3**に示すような住宅街で，そこでの平均騒音レベルは54dB(A)であった。

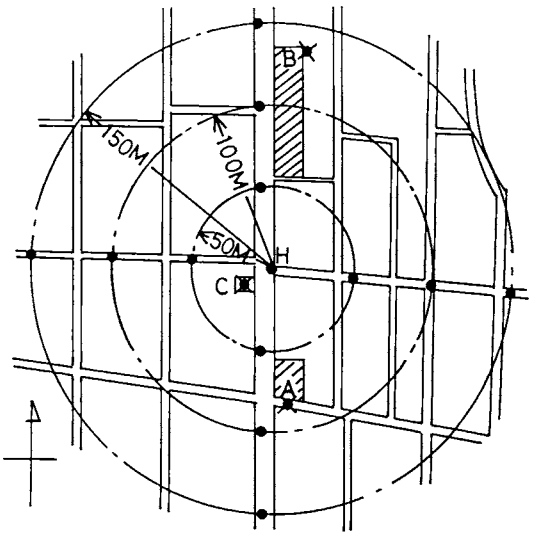


Fig. 1 Map of the street used for the experiment.
H: Hovering position of helicopter.
●: Hearing test personnel with sound level meter (Road)
✕: Hearing test personnel (A, B, C Spot)
A, B: Test position behind the building
C: Test position inside the building

3. 使用ヘリコプターと拡声装置

実験に使用したヘリコプター，拡声装置は，平坦地での前回の実験に用いたものと同じである。ただし，明瞭度試験用テープの再生用レコーダーとして，前回

Fig. 2 Shopping section at main street.

Fig. 3 Residential section at periphery away

はソニーのTC-1100を用いたが，今回はヘリコプターの機械的振動に比較的強いソニーTC-D 5を用いた点が異っている。

4. 聞き取り検査員

聞き取り検査員は，**Fig.1**に示すように，ヘリコプターを直接見ることが出来る半径150m内の路上に十字形に13名を配置した。その他にヘリコプターを直接見ることが出来ない建物の蔭に2名，窓を閉じた建物内に1名を配置した。

5. 実験方法

ヘリコプターは，**Fig.1**に示す十字形の道路の交差点の真上をホバリングした。明瞭度試験は，**Table.1**に示すように，高度300，200，150，100mの4種類の高度について，高い方から低い方へ順番に行った。明瞭度試験用テープは，前回にも使用したオージオロジー学会で作成した標準語音聴力検査用テープを利用して作った。これは，単音80個，数字18個，単語5個，質問5個で構成され，試験時間は約8分である。音声は，前回の平坦地の第1実験で用いた音声と同じ女性の声である。

アンプ出力は，前回の第2実験と同様にピーク400Wの電気的出力で行った。気象条件は，**Table.1**に示すように風速が5～16m/sで比較的風の強い日であった。

6. 実験結果

6.1 ヘリコプターが直接見える路上での単音明瞭度

6.1.1 ヘリコプターの直下地点からの距離による単音明瞭度の違い

ヘリコプターが直接見え，建物にしゃ音されないヘリコプターの直下とその位置を中心とする半径150m内の路上での単音明瞭度を**Fig.4**に示す。後述のように，前回の平坦地での実験と同様東西南北の方向によって単音明瞭度が大きく変わることがなかったので，ヘリコプターの直下から離れた地点では，東西南北の4方向の平均値で示した。**Fig.4**に示したデータを算出するために集計した検査数を**Table.2**に示す。

Fig.4からヘリコプターの直下を中心とする半径150mの範囲内ではヘリコプターの直下からの距離によって単音明瞭度はあまり低下せずに，半径150m内で単音明瞭度平均50%の値が得られた。ヘリコプターが直接見え，建物の陰にならない半径150m内の路上では，市街地の騒音があるにもかかわらず十分に音声が届いた。今回の市街地の実験では，風が比較的強く（5～16

Table 1 Experimental conditions

Data	Time	Altitude of helicopter	Velocity of wind	Direction of wind	Direction of helicopter	Weather	Temperature and humidity at 16:30	Hearing test personnel	Sex of voice
Sept. 26, 1982	16:00 ～ 17:00	300 m	5 ～ 16 m/s	SSW	S	Clear	28°C 56%	13	Female
		200 m							
		150 m							
		100 m							

Table 2 The number of inspection to show the mark of Fig. 4, 6, 7, 8.
(E*: Elements of the speech and questions, B*: By spot)

B* \ E*	Single sounds	Numerals	Words	Questions
Just under	80	18	5	5
50, 100, 150 meters	320	72	20	20
Inside and behind of building	80			

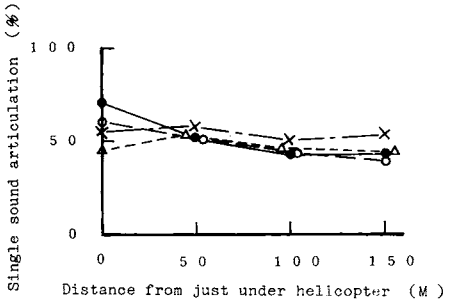


Fig. 4 Relation between single sound articulation on the road and distance from spot just under helicopter.
Solid circle: Altitude of helicopter 100 M
Open circle: Altitude of helicopter 150 M
Cross : Altitude of helicopter 200 M
Triangle : Altitude of helicopter 300 M

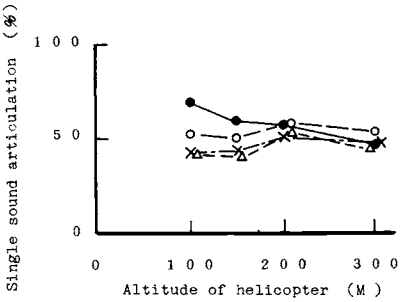


Fig. 5 Relation between single sound articulation on the road and altitude of helicopter.
Solid circle: Spot just under helicopter
Open circle: Spot 50 meters away
Cross : Spot 100 meters away
Triangle : Spot 150 meters away

m/s）吹いていたが，風による単音明瞭度の低下は見られなかった。

6.1.2 ヘリコプターの高度による単音明瞭度の違い

ヘリコプターの高度による単音明瞭度の違いを**Fig. 5**に示す。ヘリコプターの直下地点では，ヘリコプターの高度100～300mの範囲では高度が低下するに従い，単音明瞭度は少し大きくなる傾向を示した。ヘリコプターの直下から離れた地点では，ヘリコプターの高度が150m以下になると単音明瞭度が少し低下した。

6.1.3 方向による単音明瞭度の違い

ヘリコプターからの音声がどちらの方向に強く聞こえたかを調べた。ヘリコプターの高度，地点別に単音の正解，不正解数を**Table.3**に示す。東西南北の方向によって，単音明瞭度に統計的な有意差があるかどうかを調べるために，**Table.3**から各ヘリコプターの高度における東西南北方向の χ^2 値[4]を求め，その値を，**Table.4**に示した。

ほとんどの地点で，方向による単音明瞭度の有意な差は認められなかった。ただ，ヘリコプターの高度，150，300mの50m地点で有意水準5％で方向による差が生じた。これは，**Table.3**に示すように，西側の50m地点の正解数が，他の方向に比べて少し大きかったためである。

しかし，他のほとんどの地点で方向による有意差が出なかったことは，市街地の地域的な差があまりなかったことによる。又，実験時に南南西の風が比較的強く（5～16m/s）吹いていたが，平坦地の実験と同様に風上側，風下側による単音明瞭度の有意な差は見られなかった。

6.2 ヘリコプターが直接見えない建物の陰での単音明瞭度

Fig.1において，ヘリコプターを直接見ることが出来ない4階建の建物の陰A地点，7階建の建物の陰B地点の単音明瞭度について**Fig.6**に示す。

建物の陰であるA，B地点共に，ヘリコプターの高度が低下するに従い，単音明瞭度は小さくなる。ヘリコプターの高度が300mになると建物によるしゃ音の影響が少なくなるためか，ヘリコプターが直接見える

Table 3　Correct numbers within 80 single sounds of each direction in the hearing point.
(O*: Direction taken from helicopter)
(D*: Distance from spot just under helicopter)

(1) Altitude 100 m

D*m \ 0*	(S) Front	(W) Right	(N) Rear	(E) Left
50	31	41	35	37
100	27	33	31	27
150	35	29	30	22

(2) Altitude 150 m

D*m \ 0*	(S) Front	(W) Right	(N) Rear	(E) Left
50	33	51	39	41
100	39	30	41	32
150	35	26	32	33

(3) Altitude 200 m

D*m \ 0*	(S) Front	(W) Right	(N) Rear	(E) Left
50	40	50	50	48
100	40	49	46	45
150	48	40	48	38

(4) Altitude 300 m

D*m \ 0*	(S) Front	(W) Right	(N) Rear	(E) Left
50	39	54	37	44
100	46	38	31	35
150	39	37	35	33

Table 4　χ^2 test of articulation on each direction
(D*: Distance from spot just under helicopter)
(A*: Altitude of helicopter)

A*m \ D*m	50	100	150
100	3.07	1.62	5.17
150	8.41*	4.30	2.36
200	3.51	2.49	4.18
300	8.72*	6.07	1.01

* $p < 0.05, \chi^2$ (3:0.05) = 7.81

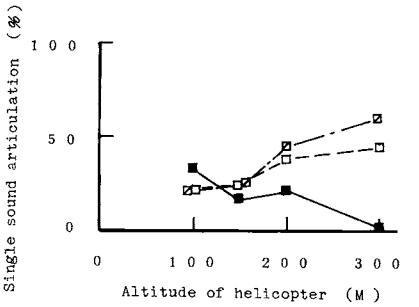


Fig. 6　Relation between single sound articulation behind and inside the building, and altitude of helicopter.
Open square　:　Behind A building, Spot 85 meters away
Oblique line square:　Behind B building, Spot 135 meters away
Solid square　:　Inside C building, Spot 15 meters away

路上の単音明瞭度とほぼ同じ値になる。

6.3　建物内での単音明瞭度

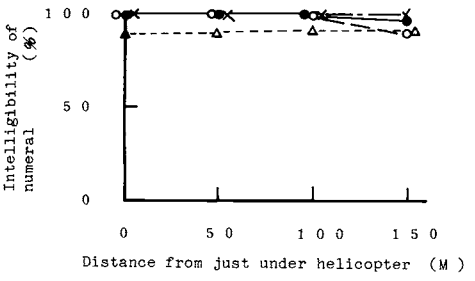
Fig.1 に示す窓の閉っている建物内C地点での単音明瞭度を **Fig.6** に示す。

建物内では，建物による防音のため路上に比較して単音明瞭度は少さくなる。この傾向はヘリコプターの高度が高くなり，音声の音圧レベルが低くなるに従い著しくなる。

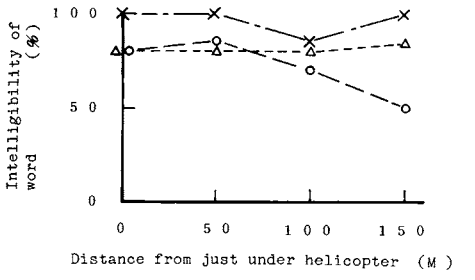
6.4　数字，単語，質問の了解度

ヘリコプターが直接見え，建物の陰にならない路上での数字，単語，質問の了解度を **Fig.7 (1)** から **(3)** に示す。各データを算出するために集計した検査数を，**Table.2** に示す。

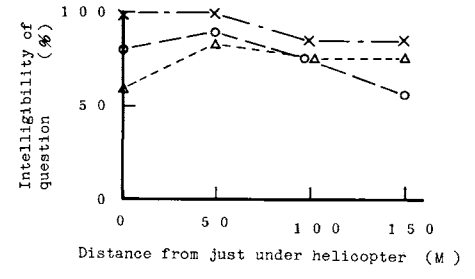
数字，単語，質問の了解度は，**Fig.4** に示した単音明瞭度と同様に半径150m内ではヘリコプターから遠くなってもあまり低下していない。ヘリコプターの直下を中心として半径150m内では，数字96%，単語79%，質問79%の高い了解度が得られた。なお，**Fig.7**



(1) Numeral



(2) Word



(3) Question

Fig. 7 Relation between intelligibility of numeral, word and question, and distance from spot just under helicopter.
Solid circle: Altitude of helicopter 100 M
Open circle: Altitude of helicopter 150 M
Cross : Altitude of helicopter 200 M
Triangle : Altitude of helicopter 300 M

(2), (3) にヘリコプター高度100mのデータが示されていないのは，実験時間の制約で以後の実験を打切ったためである。

7. 考　察

7.1 ヘリコプターの高度について

誘導時のヘリコプターの高度については，低高度のときほど避難群集にとって誘導されると言う感じが起こるが，100m程度まで高度を下げるとヘリコプター自体の騒音が耳ざわりになってくると同時に建物の陰にいる人々には建物のしゃ音のため聞こえにくくなってしまう。通常のヘリコプターの飛行高度は300m以上保つことが義務付けられていることと，低空飛行では高層ビルへの衝突の危険性も増すので，ヘリコプターは300m以上の高度で飛行すべきであろう。なお，今回の市街地の実験では，路上にいる人々にはヘリコプターの高度が300mの場合でも音声の明瞭度は，大きく低下することはなかった。

特別に，建物内にいる人々に音声を伝えようとする場合には，建物の防音のために音声を大きくしなければよく聞こえないので，ヘリコプターの高度を低くするか，高出力の拡声器を取りつけて音声の音圧レベルを大きくしなければならない。

7.2 市街地と平坦地での単音明瞭度の比較

市街地での実験と同じ女性の音声，音量である平坦地での第1実験と今回の市街地での単音明瞭度を比較したものを **Fig.8** に示す。**Fig.8** に示す通り，今回の市街地での単音明瞭度は平坦地に比べて少し大きい値を示している。

この理由として，次のように考えることが出来る。第1に，市街地の騒音が商店街で平均64dB(A)であったが，ヘリコプターから出した音声は，市街地の騒音が気にならない程の大きな音であった。第2に，ビル群からの反響による残響音が比較的少なく，地上で反

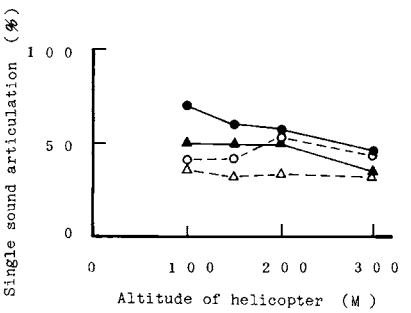


Fig. 8 Comparison of single sound articulation on flat ground and in urban area.
Solid circle : Spot just under helicopter in urban area
Solid triangle: Spot of 150 meters away in urban area
Open circle : Spot just under helicopter on flat ground
Open triangle: Spot of 150 meters away on flat ground

射した音の大部分は真上へ伝播してしまうので，音がこもってしまうことが少なかった。第3に，音声を発生させるカセットレコーダーを今回の市街地の実験では，平坦地で使用したカセットレコーダーよりヘリコプターのエンジン振動に比較的強いものに変えたために，音声の歪が前回の平坦地での実験に比べて少なくなったこと等が考えられる。

8. 結　論

ヘリコプター（ベル206 B型）の拡声器から発生する音声の単音明瞭度試験を市街地（半径150m 内）で行った結果，次のようなことが分った。

(1) ヘリコプターが直接見え，建物の陰にならない市街地の路上（半径150m 内）では，建物の凹凸による残響が比較的少なく，平坦地での実験以上によく聞こえた。市街地の実験で，単音明瞭度50%，単語了解度79%の高率を得た。

(2) 市街地において，ヘリコプターからの音声で路上の人々を避難誘導する場合，ヘリコプターの騒音を低くするためにヘリコプター高度は300m 以上が好ましい。特別に，建物内の人々に音声を伝える場合には，音声の音圧レベルを大きくするために，ヘリコプター高度は低い方がよい。

(3) 実験時，5～16m/s の風速で風が吹いていたが，特に風上側，風下側の単音明瞭度に有意な差は，平坦地での実験同様認められなかった。

この実験を実施するに当り，消防研究所の橘　房夫，中川　登，佐藤晃由，平賀俊哉，笹原邦夫，竹元昭夫，松原美之，吉原　浩，宮崎早苗，山本　勲，近藤忠志，竹内伸治，田代修平，岸野誠一，若松啓二，松島秋雄の諸氏の協力を得た。記して，ここに謝意を表する。

参考文献

1）渡部勇市，神　忠久：ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その1，平坦地での明瞭度，了解度），消防研究所報告，No.56　P.37（1983）

2）渡部勇市，神　忠久：ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その2，平坦地での音圧レベル，周波数特性），消防研究所報告　No.56　P.49（1983）

3）神　忠久，渡部勇市：ヘリコプターからの音声による避難誘導について，火災 No.145 P.18（1983）

4）近藤良夫，舟阪　渡：「技術者のための統計的方法」P.504，共立出版（1977）

Guidance for Evacuation by means of Voice from Helicopter Part 3. Single Sound Articulation in Urban Area

(Abstract)

Yuichi Watanabe and Tadahisa Jin

(Received November 9, 1983)

To confirm practicality of the evacuation guide by voice from a helicopter, an experiment was carried out in a flat ground (Ryugasaki, Ibaraki Pref.) in February, 1982, and the system was proved to be sufficiently practical. In this report, in order to confirm validity of the system in urban area, the single sound articulation has been surveyed using a flying helicoper in an urban area (southern side of JNR Mitaka Station). As a result, the following facts have been revealed:

(1) On an urban road (radius 150 m or smaller) where the helicopter was directly visible and there was no obstructive building, the test sound was better listenable than in the previous experiment on the flat ground and the single sound articulation and word intelligibility were as high as 50% and 79%, respectively.

(2) When people on a road is guided by the voice from a helicopter, the height of the helicopter should preferably be maintained higher than 300 m to suppress helicopter noise. In particular, if voice is needed to reach people in building, helicopter height had better be lower in view of making voice sound pressure level higher.

(3) During the test, wind blew at 5 - 16 m/s. However, single sound articulation was not substantially affected between leeward and windward sides, like in the previous experiment on the flat ground.

Erratum:

Titles of the following two papers are corrected to "Guidance for Evacuation by means of Voice from Helicopter".

Y. Watanabe and T. Jin: "Voice Guidance for Evacuation from Helicopter. Part 1. "*Report of Fire Research Institute of Japan,* No. 56, p. 37 (1983).

Y. Watanabe and T. Jin: "Voice Guidance for Evacuation from Helicopter. Part 2. "*ibid.*, No. 56. p. 49 (1983).

ヘリコプターからの音声による避難誘導について(その4)

——市街地での音圧レベル，周波数特性——

渡部　勇市・神　忠久

(昭和58年11月9日受理)

1. まえがき

ヘリコプターからの音声による避難誘導の実験を平坦地[1,2]に引き続き，市街地で1982年9月に実施した。前報[3](その3)では，市街地での単音明瞭度試験の結果，平坦地の単音明瞭度以上の値が得られたことを報告した。本報告では，市街地における路上でのヘリコプターの騒音，音声の音圧レベル及びこれらの周波数特性について調べ，平坦地で行なわれた実験と比較検討した。

2. 実験方法

前報(その3)で述べたように，ベル206B型ヘリコプターがホバリングの状態で，高度300，200，150，100mの4種類の高度でヘリコプターから音声を出し，路上で音圧レベルの測定を行った。音声は，平坦地の実験と同じ女性の声を使用した。実験時には，風が比較的強く(5～16m/s)吹いていた。

騒音計は，前報(その3)で示したように，半径150m内に聞き取り検査員と同じ十字形の路上に，ヘリコプター直下を中心に13台配置した。騒音計は，ヘリコプターが直接見え，建物の陰にならないような位置とした。各地点の音圧レベルの記録は，ヘリコプターの直下地点に配置した14チャンネルのデータレコーダにより行った。音圧レベル，周波数特性の求め方は，平坦地での求め方[2]と同じ方法で行った。

実験に使用したヘリコプター，拡声装置は平坦地の実験で使用したものと同じである。ただし，聞き取り検査用テープを再生するのに平坦地の実験では，ソニーTC-1100のカセットレコーダを用いたが，今回の市街地の実験では，ヘリコプターの振動に比較的強いソニーTC-D5(ワウフラッター0.06% WRMS)のカセットレコーダを使用した点が異なっている。

市街地の騒音レベルについては，前報(その3)に示す通り，商店街では平均64dB(A)，住宅街では平均54dB(A)であった。

3. 実験結果

3.1 ヘリコプターの騒音レベルについて

ヘリコプターの直下を中心とする半径150m内の周辺部の路上で、ヘリコプターの騒音を測定した。その結果を各地点別に **Fig.1(1)** から **(4)** に黒丸で示す。図の横軸の下側に示す目盛は，ヘリコプターのスピーカーから地上までの距離を，図の横軸の上側に示す目盛は，下側の目盛に対応するヘリコプターの高度を示している。前報(その2)で報告した平坦地におけるヘリコプターの騒音レベルを **Fig.1(1)**，**(4)** に点線で示した。

市街地におけるヘリコプターの騒音は **Fig.1(1), (4)** に示すように，ヘリコプターの高度が低下する程，点線で示した平坦地における場合より少し大きく出る傾向がある。高度が300mになると平坦地と同レベルになる。

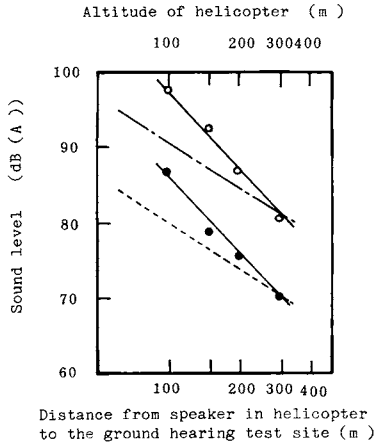
ヘリコプター直下，および50m地点では，**Fig.1(1)(2)** に示すようにヘリコプター高度が低下するに従い騒音は直線的に増加している。ヘリコプター直下から，100および150m離れた地点では，それぞれ **Fig.1(3), (4)** に示すように高度300～150mまでは，騒音が直線的に増加しているが，高度100mでは，騒音レベルが直線よりも少し低くなっているのが，平坦地での実験同様に認められる。これは，高度が100mに低くなる

と，ヘリコプター直下より離れた地点では，路上や建築物による吸収のために，高い高度のときに比べて騒音レベルがその吸収分だけ余分に低下したためであると考えられる。

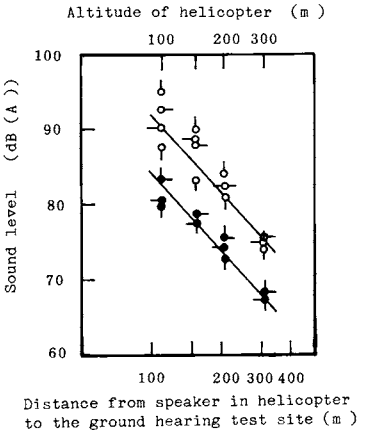
ヘリコプターの騒音レベルの東西南北の方向による違いは，**Fig.1(2)** から **(4)** に示すようにあまりなく，建物の反響による地域的な差が少なかった。実験時には風が比較的強かった（5～16m/s）が，平坦地と同様に風上側，風下側による騒音レベルの差異は特に認められなかった。

3.2　ヘリコプターの騒音の周波数特性について

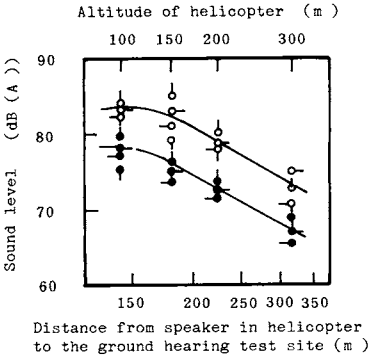
路上（半径150m内）におけるヘリコプター騒音の周波数特性を各地点別に **Fig.2(1)** から **(4)** に実線で示す。各地点のヘリコプター騒音の周波数特性は，ヘリコプターの高度，方向によってほとんど変わらなかったので，平坦地と同様に4種類の高度，4方向の平均



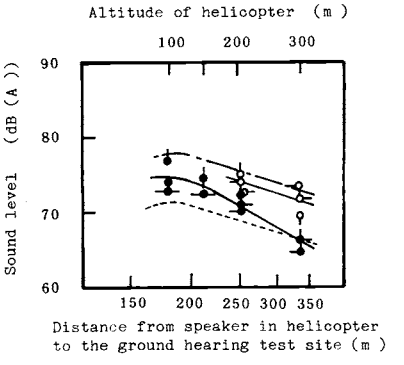
(1) Just under



(2) Spot of 50 meters away



(3) Spot of 100 meters away



(4) Spot of 150 meters away

Fig. 1 Noises of helicopter and sound level on the road within a radius of 150 meters from a spot just under helicopter.

Noises of helicopter in urban area : ● Front (South), ●– Right (West), ● Rear (North), –● Left (East)

Sound level in urban area : ○ Front (South), ○– Right (West), ○ Rear (North), –○ Left (East)

Noises of helicopter on flat ground : ----------

Sound level on flat ground : —— – —— – —— – ——

値で示した。前報（その２）で報告した平坦地におけるヘリコプター騒音の周波数特性を **Fig.2(1), (4)** に点線で示した。

市街地におけるヘリコプター騒音の周波数特性は，125～2000Hz の範囲内では平坦地と同様に 160, 315Hz 附近にピークが見られる。

点線で示した平坦地におけるヘリコプター騒音の周波数特性と比較すると，**Fig.2(1), (4)** に示すように高音部で平坦地の方が少し低下しているのが見られる。これは，平坦地での実験時の湿度（44%）が市街地での実験時の湿度（56%）に比べて低かったことによるものであろう[4]。建物の反響による特別な周波数特性の違いは，今回の市街地の実験では表われなかった。

3.3 ヘリコプターから出した音声の音圧レベルについて

ヘリコプターの直下を中心とする半径 150m 内の周辺部の路上での音声の音圧レベルを，騒音レベルと同じように，各地点別に **Fig.1(1)** から **(4)** に白丸で示す。前報（その２）で報告した平坦地におけるヘリコプターから出した音声の音圧レベルを **Fig.1(1), (4)** に一点鎖線で示した。

市街地でヘリコプターから出した音声のヘリコプター直下の音圧レベルは **Fig.1(1)** に示すように，ヘリコプターの高度が低下する程，一点鎖線で示した平坦地でヘリコプターから出した音声の音圧レベルより少し大きかった。ヘリコプターの直下から 150m 離れた地点での市街地の音声の音圧レベルは，**Fig.1(4)** に示すように，平坦地の音声の音圧レベルとほぼ同じであっ

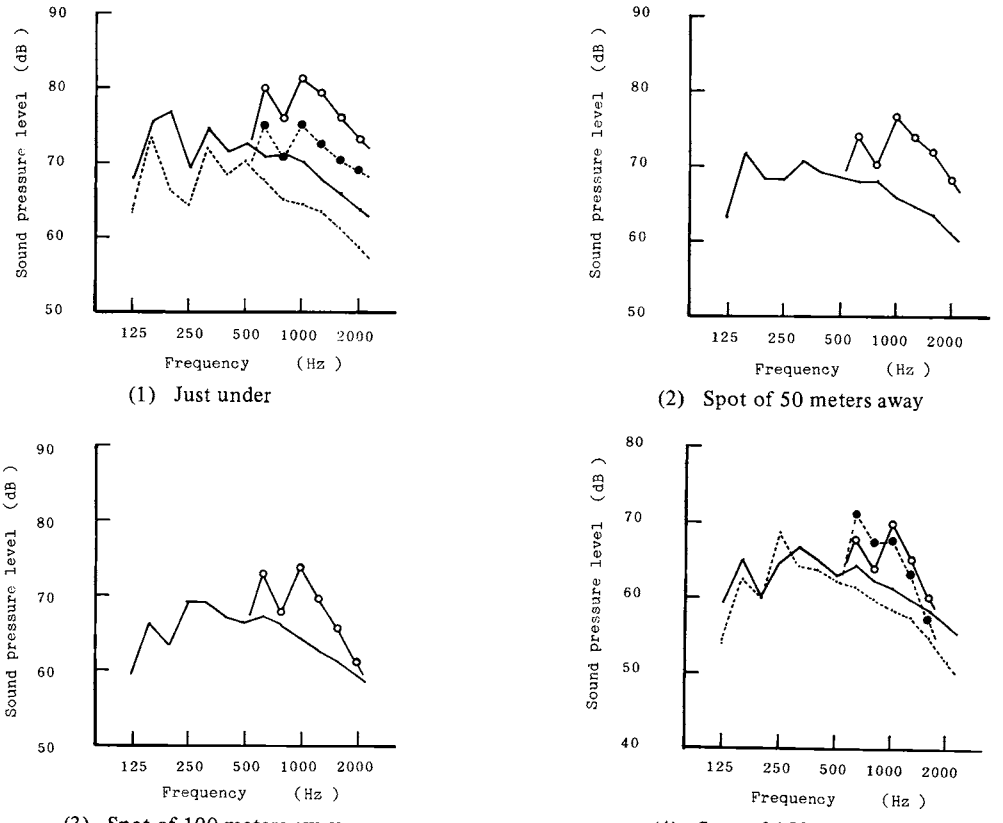


Fig. 2 Comparison of noises with voice from helicopter in frequency characteristics
Noises of helicopter in urban area :
Voice in urban area :
Noises of helicopter on flat ground :
Voice on flat ground :

た。

ヘリコプターから出した音声は，ヘリコプターの高度に対して，**Fig.1(1)** から **(3)** に示すようにヘリコプター直下，50, 100m地点でヘリコプターの騒音と同じような傾向を示し，ヘリコプター騒音に対する音声のSN比は，ヘリコプター直下で11dB(A)，50m地点で8dB(A)，100m地点で7dB(A)であった。150m地点では，ホーンスピーカの指向特性のためヘリコプターの高度が低下する程，SN比は小さくなった。

ヘリコプターから出した音声の東西南北の方向による音圧レベルの違いは，**Fig.1(2)** から **(4)** に示すように，ヘリコプターの騒音と同様に認められなかった。特に，実験時には風が比較的強かった（5～16m/s）が，風上側，風下側による音声の音圧レベルの差異は認められなかった。

3.4　ヘリコプターから出した音声の周波数特性について

ヘリコプターから出した音声の路上（半径150m内）での周波数特性を，ヘリコプターの騒音と同じように各地点別に，4種類のヘリコプター高度の平均値を，**Fig.2(1)** から **(4)** に白丸で示した。前報（その2）で報告した平坦地での音声の音圧レベルを **Fig.1(1)** および **(4)** に黒丸で示した。

又，各地点および高度におけるヘリコプター騒音に対する音声のSN比を⅓オクターブバンド周波数ごとに求めた．その結果を，**Tadle.1** に示した。

ヘリコプターから出した音声の市街地での周波数特性は，平坦地と同様に，630，1000Hz附近にピークが見られ，市街地と平坦地では，ほぼ同じような音声の周波数特性であった。

ヘリコプターの騒音より大きい音声の周波数範囲は，**Table.1** に示すように，ヘリコプターの直下から離れるに従い，又ヘリコプターの高度が低下するに従い狭くなっている。この範囲の狭まり方は，高音部の音圧

Table 1　S/N ratio (dB) of the speech to the helicopter noise in 1/3 octave band center frequency.

D*(m) \ F*(Hz) / A*(m)		200	250	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2000
Under the helicopter	100						9.6	7.3	12.6	11.7	10.6	8.8
	150						7.8	5.1	13.3	11.8	11.3	11.3
	200						4.7	4.3	10.7	10.2	8.0	10.1
	300						4.5	1.5	8.7	9.4	9.5	7.0
50 m Point	100						9.3	4.6	11.2	9.5	6.4	5.3
	150						8.4	2.4	12.7	9.2	7.2	5.9
	200						4.2	1.2	10.1	8.9	8.0	6.4
	300						2.6		8.6	8.2	8.6	8.3
100 m Point	100						8.2	4.3	10.0	6.4		
	150						8.1	3.2	10.1	6.3	3.2	0.9
	200						4.6		9.8	7.3	5.4	2.5
	300						2.3		8.1	7.6	7.6	3.1
150 m Point	100						5.6	3.8	8.5	2.6		
	150						4.0	1.9	7.4	4.3		
	200						2.9		8.1	6.2	2.0	
	300						1.5		9.7	8.0	3.8	0.4

D*: Distance from the ground point under the helicopter.
A*: Altitude of the helicopter
F*: Frequency

レベル低下によって狭くなっている。

これは，ホーンスピーカーの指向特性によって，高音部の音圧レベルが低下しているものと考えられる。

4. 考　察

市街地でのヘリコプターの騒音，音声の音圧レベルはヘリコプターの高度が低くなる程，平坦地に比べて大きく出る傾向がある。これは，市街地の建物の反響によって大きく出るものと考えられる。

今回の市街地の実験では，商店街の平均騒音64dB(A)よりヘリコプターの騒音の方が大きかったので，市街地の騒音はあまり明瞭度に影響を与えなかったものと思われる。市街地でのヘリコプターの騒音を低くするためには（ベル206Bの場合），ヘリコプターの高度を200m以上に取り，騒音レベルを75dB(A)より少さくし，地上でも普通の会話が出来るようにするのがよいと思われる。[5]

市街地と平坦地とで，ヘリコプターから出した音声の周波数特性，ヘリコプター騒音に対する音声のSN比はほぼ同じであった。このことから，市街地と平坦地での単音明瞭度もほぼ同じ値を示すものと考えられる。[6] しかし，前報（その3）で示したように，平坦地より市街地での単音明瞭度がやや高い値を示した。この原因としては，次のように考えることが出来る。

市街地と平坦地の実験で異なる点は，拡声装置に用いたカセットレコーダーである。今回の市街地の実験では，ヘリコプターのエンジン振動によるカセットレコーダーの音質の低下を防ぐために，振動に比較的強いカセットレコーダー（ソニーTC-D5）を使用した。今回の市街地での実験は，ヘリコプターの振動による音質の低下が少なくなったために単音明瞭度が大きくなったと考えられる。従って，明瞭度は単に音声の周波数特性，ヘリコプター騒音に対する音声のSN比だけで定まるのでなく，音声の音質によっても大きく変わってしまうことが分る。ヘリコプターから出す音声の音質を，周波数特性と同様に十分注意する必要がある。カセットレコーダーの音質低下のチェック方法として，カセットレコーダーを通さずに，マイクに直接肉声で出した音声とカセットレコーダーの出力をアンプに入力して出した音声の明瞭度を比較し，同程度であることを確認する方法等がある。

5. 結　論

ヘリコプター((ベル206B型）の拡声器から発生する音声の音圧測定を市街地（半径150m内）で行った結果，次のようなことが分った。

(1) 平坦地の路上と市街地の路上では，市街地の方が建物の反響により，ヘリコプターの高度が低下する程，ヘリコプター騒音，音声の音圧レベルは共に大きくなる傾向がある。

(2) 音声の周波数特性，ヘリコプターの騒音に対する音声のSN比は共に平坦地と市街地ではほぼ同じであった。音声の明瞭度は，周波数特性，SN比の他，ヘリコプターの振動によるカセットテープレコーダーの音質の低下等が大きく影響することが分った。

(3) 実験時，5～16m/sの風速で風が吹いていたが，特に風上側，風下側の音圧レベルの差は，平坦地での実験同様認められなかった。

この実験を実施するに当り，消防研究所の橘　房夫，中川　登，佐藤晃由，平賀俊哉，笹原邦夫，竹元昭夫，松原美之，吉原　浩，宮崎早苗，山本　勲，近藤忠志，竹内伸治，田代修平，岸野誠一，若松啓二，松島秋雄，の諸氏の協力を得た。記して，ここに謝意を表する。

参考文献

1）渡部勇市，神　忠久：ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その1，平坦地での明瞭度，了解度），消防研究所報告　No.56　P.37（1983）

2）渡部勇市，神　忠久：ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その2，平坦地での音圧レベル，周波数特性），消防研究所報告　No.56　P.49（1983）

3）渡部勇市，神　忠久：ヘリコプターからの音声による避難誘導について（その3，市街地での単音明瞭度），消防研究所報告　No.57　投稿中（1983）

4）前川純一：「建築音響」P.36，共立出版（1968）

5）藤岡繁夫：「PA音響システム」P.119，工学図書（1978）

6）三浦種敏：「聴覚と音声」P.448，コロナ社(1980)

Guidance for Evacuation by means of Voice from Helicopter Part 4. Sound Pressure Level and Frequency Characteristics in Urban Area

(Abstract)

Yuichi Watanabe and Tadahisa Jin

(Received November 9, 1983)

In the previous report (Part 3), it was revealed that the single sound articulation in urban area was rather better than the value on the flat ground.

In the present report, helicopter noise and voice sound pressure level and their frequency characteristics has been described, during the test on the urban road. Also, the result has been compared with that in the flat ground experiment. As a result, the following facts have been verified:

(1) Compared with the test on the flat ground, the urban area yielded larger sound pressure levels for both helicopter noise and voice sound, because there were echoes from buildings; this trend was amplified when the helicopter descended.

(2) All of frequency characteristics of voice sound and its S/N ratio to helicopter noise were substantially same in the flat ground and urban area. Also, it was made obvious that the articulation was largely influenced by the sound quality degradation of cassette tape due to helicopter vibration as well as frequency characteristics and S/N ratio.

(3) During the test, wind blew at 5 - 16 m/s. However, sound pressure level was not substantially affected between leeward and windward sides, like in the previous experiment on the flat ground.

燃焼時に発生するアクロレインと一酸化炭素の毒性危険の比較

守川　時生

（昭和58年11月9日受理）

1. はじめに

ふとんや畳などのくん焼火災の際には，燃焼量は非常に小さい場合でも，発生ガスによる中毒死はしばしば起っている。発生ガスの致死成分として，一酸化炭素（CO）の他にもいくつかが考えられるが，アクロレインはその中の最も有力なものの一つである。

アクロレインの燃焼による発生について触れた報告はいくつかあるが，[1~5] アクロレインとCOの発生の双方を，燃焼雰囲気温度，空気供給速度，酸素濃度などとの関係で系統的に調べた例は少ない。

本研究では，燃焼対象物として，定常的に燃焼熱分解させることが比較的容易な液体物質をセルロース系物質やプラスチックなどの高分子物質の代りに用いた。すなわち，それら液状試料を管状炉石英管内で，燃焼，熱分解させ，アクロレインとCOの発生量を燃焼条件との関係で調べた。それによって，燃料の分子構造が発生量へ与える影響や，文献値致死濃度に基づく2つの発生ガスの毒性危険を比較することができたので報告する。

2. 実験方法

実験に用いた燃焼装置は **Fig.1** に示す。管状電気炉（長さ60cm）に内径3.6cmの石英管を通したものである。燃焼対象物には，高分子物質の代りにポンプ輸送により定常的に燃焼，熱分解させることが可能な液体物質および水溶性物質を用いた。すなわち，ヘキサンの異性体4種，n-ヘキサン，イソヘキサン，2.2ジメチルブタンおよび2.3ジメチルブタンと酸素含有物質3種，n-プロピルアルコール，n-アミルアルコールおよび50%蔗糖水溶液である。これらの物質は空気，窒素希釈空気あるいは窒素の気流中で燃焼または熱分解させた。空気および窒素はボンベ入りのものを用い，その流量はダイヤフラム式フローコントローラーで一定に調節した。燃料はシリンジ式ポンプで石英管内の炉の入口の点に一定速度で導入した。そのとき，導入点付近の石英管を外部からブンゼンバーナーの炎で加熱し，燃料の蒸発を促すとともにその凝縮をも防いだ。

炉の加熱温度は，石英管内の炉の中心に挿入し，石英管壁に接触させた3mmφのシース型C-A熱電対で測定した。しかし，温度コントローラーで任意の温度に自動調節の範囲を越えて上昇する場合があるが，その場合には努めて温度上昇が顕著に現れる前に実験を終了した。

発生ガスは100～200mℓのシリンジでサンプリングし，2台のガスクロマトグラフを用いて，アクロレインとCO，N_2 ガスを別々に分析した。アクロレインの分析条

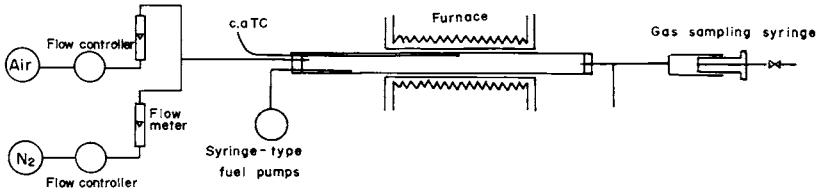


Fig. 1 Experimental apparatus.

件は，カラム：3mm内径，3m長さのステンレスカラム，充填剤：80～100mesh ポラパックQ，カラム温度110℃，検出器：FID である。また，無機ガスの分析条件は，カラム：3mm内径，3m長さのステンレスカラム，充填剤：80～100mesh モレキュラーシーブ5A，カラム温度：80℃，検出器：TCD である。

アクロレインおよびCOの生成量の計算は，発生ガス中の N_2 濃度を基礎にして行なった。

3. 実験結果と考察

3.1 n-ヘキサンおよびその異性体からのアクロレインおよびCOの発生

n-ヘキサンを0.3g/min の速度で石英管内の炉の入口の点に導入して燃焼させた場合，アクロレインおよびCOの試料1g当りの発生量(mg)は，炉内設定温度をパラメータとして，空気供給速度との関係で表わすと，**Fig.2(a)** および **(b)** の結果が得られた。

アクロレイン，COとも一般に発炎の起らない温度において，あるいは，酸素不足のため発炎の程度が小さい場合に発生量が大きいことがわかる。空気供給速度0.5ℓ/min では，COの発生量は，650℃ および700℃の場合の方が600℃ の場合よりも大きいが，アクロレインの発生は小さくなっている。600～700℃では，高温のため，反応が活発になり，発炎の程度が小さい場合はCOの生成は当然増加するものと思われるが，アクロレインは一度生成しても二次分解するため，最終的な生成量は小さくなったものと思われる。

発炎が起らなかった450℃ 以下の温度では，空気供給速度をある程度まで増加した方がアクロレイン，COとも生成量が増加したが，さらに空気を増加させると両者とも生成量は減少した。この減少の一つの理由として，流速の増加によって，反応気体の炉内滞留時間が減少し，燃焼反応が十分に進行しなかったことが考えられる。

空気供給速度を1ℓ/min と一定して，それに窒素を加えて希釈した場合のアクロレインおよびCOの発生量と窒素供給速度の関係を **Fig.3(a)** および **(b)** に示す。空気中でも発炎の起らなかった450℃ 以下の炉温の場合は，窒素希釈によって，アクロレイン，COとも生成量が減少した。しかし，炉温が500℃ 以上の場合は，窒素希釈によって発炎が抑制されるため，アクロレインの生成は増加したが，希釈率がさらに増加すると減少する場合もみられた。COについても，炉温700℃の場合を除いて，500℃ 以上では，窒素流速0.5ℓ/min で希釈した場合，COの生成は増加したが，1.0ℓ/min で希釈した場合には逆に減少した。一方，炉温700℃では，アクロレインの生成量は，ほとんど無視できる程に小さいが，CO生成量は本実験の範囲内では，窒素による希釈度の増加と共に増加した。アクロレイン，COとも窒素による希釈度の増加によって生成量が減少した場合については，流速の増加に伴う混合気の滞留時間の減少がその理由の一つと考えられる。炉温700℃におけるCOについては，温度が高くなると燃焼範囲が拡がるため，窒素希釈が実験範囲の少なくとも2.0

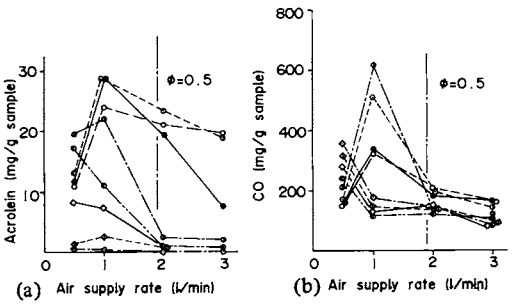


Fig. 2 Acrolein and CO production from combustion of n-hexane
Furnace temperature:
○ 350°C　● 400°C, ⊙ 450°C
◑ 500°C, ◐ 550°C, ◇ 600°C
◈ 650°C, ◈ 700°C
Fuel supply rate: 0.3 g/min
ϕ = Air supply rate / Stoichiometric air supply rate for complete combustion.

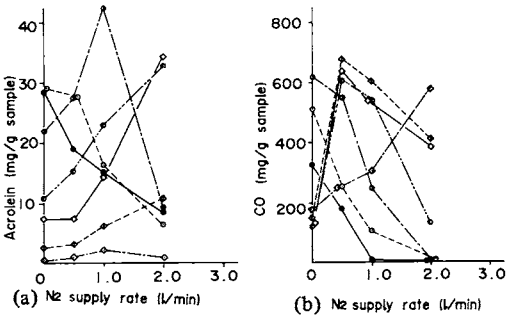


Fig. 3 Acrolein and CO production from combustion of n-hexane in nitrogen-diluted air atmosphere
Furnace temperature:
● 400°C, ⊙ 450°C, ◑ 500°C
◐ 550°C, ◇ 600°C, ◈ 650°C
◈ 700°C
Air supply rate: 1.0 ℓ/min
Fuel supply rate: 0.3 g/min

ℓ/minまでは，発炎が希釈に応じて抑制され，CO生成量は増加したものと思われる。

n-ヘキサンの異性体であるイソヘキサン，2.3ジメチルブタンおよび2.2ジメチルブタンの燃焼時に発生するアクロレインとCOの生成量と空気供給速度の関係は炉温をパラメーターにすると **Fig.4～Fig.6** に示される。アクロレインの生成量は，炉温450℃の場合について比較すると，生成量の最大値は，n-ヘキサン，イソヘキサンおよび2.3ジメチルブタンの間ではあまり大きな差がみられないが，2.2ジメチルブタンからの生成量の最大値は，それらに比較してかなり小さい。これらからのアクロレインの生成機構は，450℃程度の温度では酸素との反応により，炭素間の切断が起り，炭素数3の直鎖炭化水素またはその酸化物などが中間物として生じ，次に，さらに酸化や脱水素が起ってアクロレインが生じるというように考えられる。n-ヘキサンでは，酸化により炭素間のランダム切断が起り，またイソヘキサンや2.3ジメチルブタンでは，β位の炭素の酸素との反応により炭素間の切断の起る確率が高く，炭素数3の直鎖炭化水素の生成は相当高いものと思われるが，2.2ジメチルブタンでは，γ位の炭素が酸素と反応し易いので，炭素数3の直鎖炭化水素の生成は起り難い。これが，2.2ジメチルブタンからのアクロレインの生成が小さかった理由と考えられる。

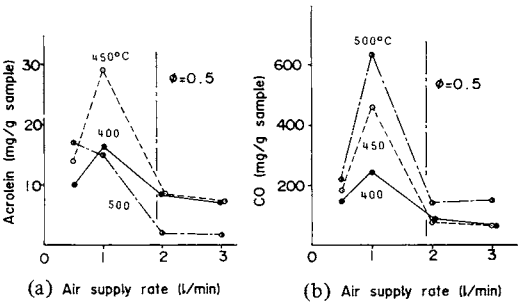


Fig. 4 Acrolein and CO production from combustion of iso-hexane
Fuel supply rate: 0.3 g/min

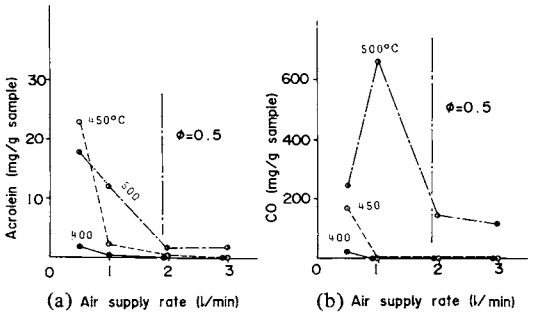


Fig. 5 Acrolein and CO production from combustion of 2,3 dimethyl butane
Fuel supply rate: 0.3 g/min

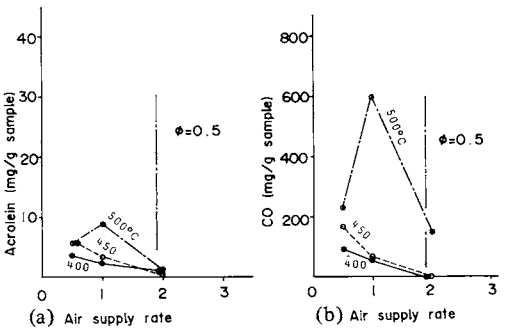


Fig. 6 Acrolein and CO production from combustion of 2,2 dimethyl butane
Fuel supply rate: 0.3 g/min

3.2 酸素含有物質からのアクロレインおよびCOの発生

アクロレインに構造的に近いn-プロピルアルコール，ヘキサンに炭素数が近く，沸点の比較的低い酸素含有物質であるn-アミルアルコール，および，くん焼がよく起るふとんや畳に構造的に近い蔗糖を燃焼対象物として選び，それらの燃焼，熱分解時のアクロレインやCOの発生を調べた。その結果を **Fig.7～Fig.9** に示す。窒素中における熱分解は，蔗糖を除く二つに対して行ない，アクロレインの生成が認められた。しかし，その発生量は，空気中燃焼の場合の最大値に比較すると，遙かに小さく，分子中酸素のアクロレイン生成への寄与は非常に小さいことが，確認され，既報[1]の結果を裏付けた。蔗糖からのアクロレインおよびCOの生成量は他の試料の燃焼の場合と比較して，1桁小さいが，その理由の一つとして，分子中の炭素のかなりの部分が炭素残渣になったことを挙げることができよう。

3.3 アクロレインによる致死の最少燃料量とその燃焼条件下でCOによる致死が起る燃料量

n-ヘキサンを無希釈空気中で燃焼させた場合のアクロレインによって死がもたらされるための最少燃料量とその燃焼条件下においてCOによって死がもたらされるための燃料量の関係を **Fig.2** の各炉温の場合についての結果を用いてプロットすると **Fig.10** の結果が得られる。なお，このとき，致死濃度(短時間ばく露)をアクロレイン30ppm，CO 5000ppmとした。[5,6]窒素で希

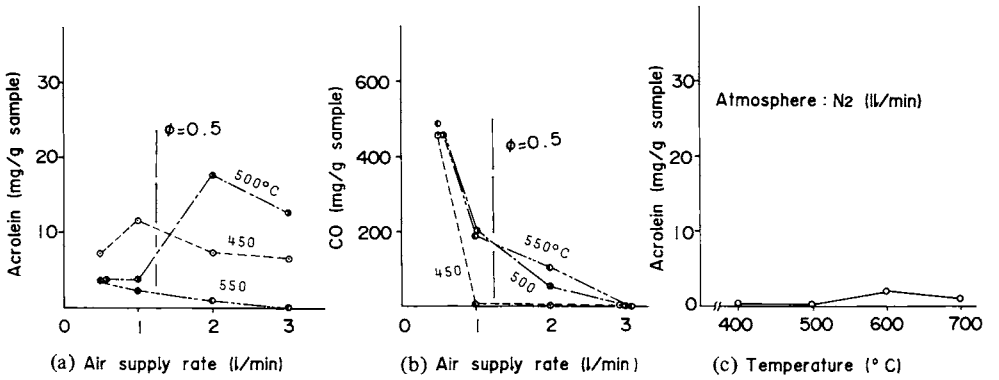


Fig. 7 Acrolein and CO production from combustion and pyrolysis of n-propyl alcohol in air and nitrogen
Fuel supply rate: 0.3 g/min

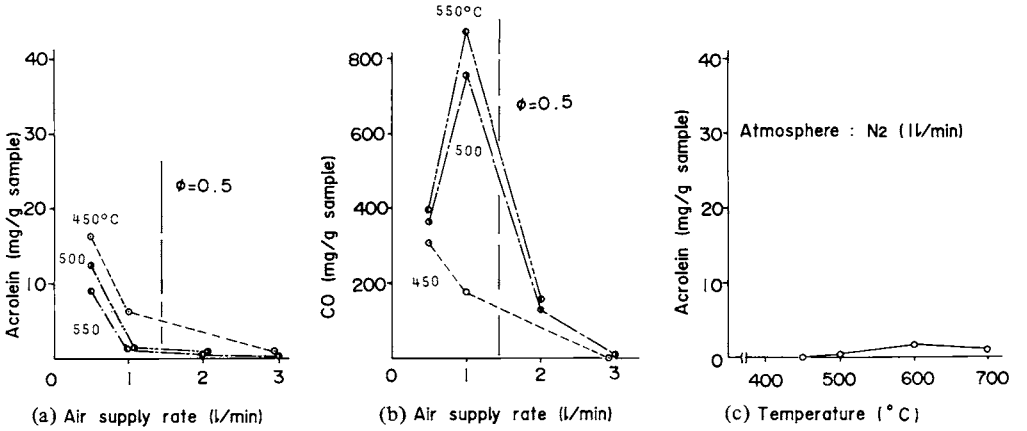


Fig. 8 Acrolein and CO production from combustion and pyrolysis of n-amyl alcohol in air and nitrogen
Fuel supply rate: 0.3 g/min

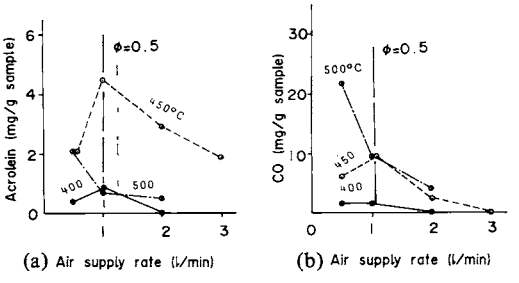


Fig. 9 Acrolein and CO production from combustion of sucrose
Sucrose: 50% water solution
Fuel supply rate: 0.3 g/min (as sucrose)

釈した空気中における燃焼の場合の実験結果，すなわち，**Fig.3** の各炉温についての結果を用いて，**Fig.10** の関係でプロットした結果を **Fig.11** に示す。また，n-ヘキサンを含めたヘキサン異性体4種について，炉温400，450および500℃の場合の結果，すなわち **Fig. 2** および **Fig.4～6** の結果を用いて同様にプロットすると **Fig.12** の結果が得られる。

これらの図から明らかなように，アクロレインによる死がもたらされるための最少燃料量はその燃焼条件においてCOによって死がもたらされるための燃料量より小さい場合がある。換言すれば，条件によっては，アクロレインの方がCOよりも毒性危険が高い場合があり得るということである。

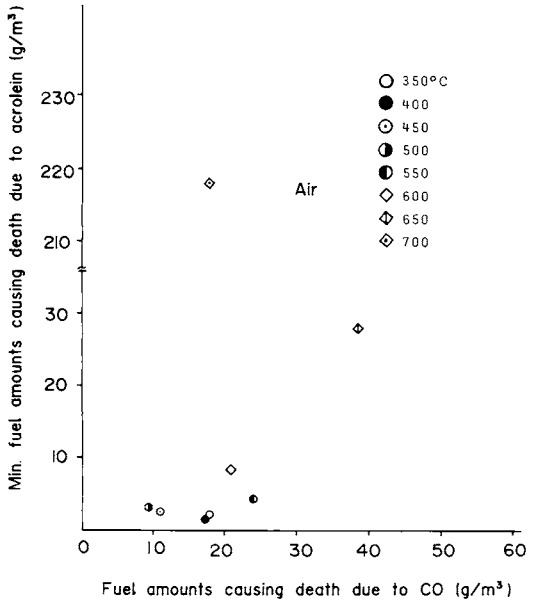


Fig. 10 Burning amounts of n-hexane per 1 m³ room space causing death due to acrolein or CO under the burning conditions for the maximum acrolein production at each furnace temperature. All the data are from **Fig. 2**

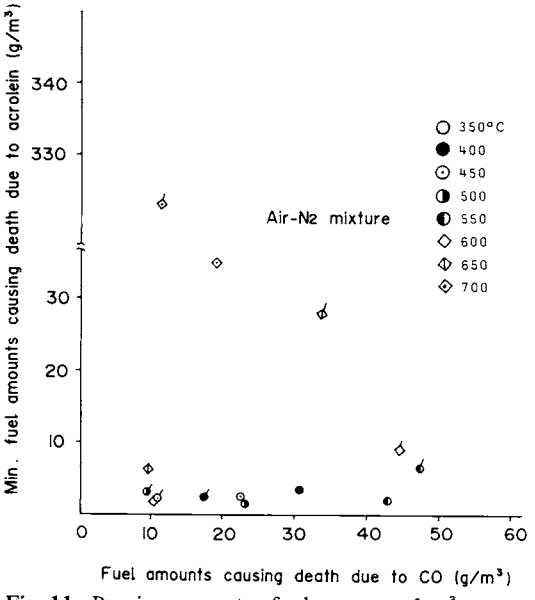


Fig. 11 Burning amounts of n-hexane per 1 m³ room space causing death due to acrolein or CO under the burning condition in air and nitrogen-diluted air for the maximum acrolein production
All the data are from **Fig. 3.**
Symbols with a dash: values obtained from combustion in pure air.

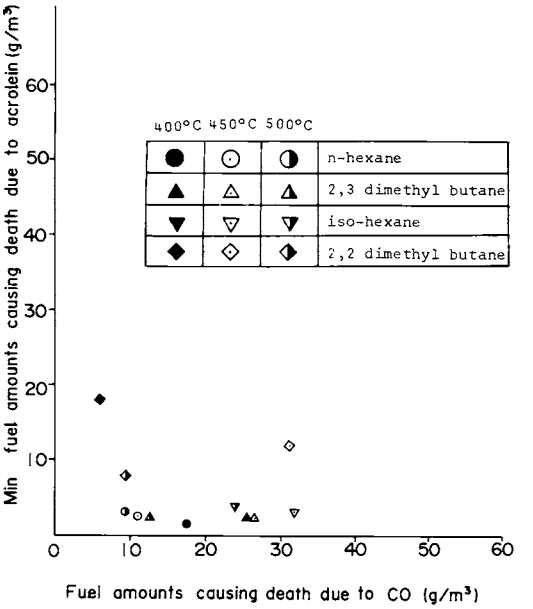


Fig. 12 Burning amounts of 4 hexane isomers per 1 m³ room space causing death due to acrolein or CO under the burning conditions for the maximum acrolein production at each furnace temperature. All the data are from **Figs. 2, 4, 5** and **6.**

Fig.11 のひげのついたプロットは，無希釈空気(1ℓ/min)における結果を指す。この図から，窒素希釈の空気における方が，無希釈空気におけるよりも，アクロレインによる死がもたらされるための最少燃料量が小さい場合が多いことがわかる。

4. まとめ

本研究の結果を要約すると以下のようになる。

1) 本実験で用いた燃料については，発炎しない燃焼，すなわち，くん焼の際，アクロレインの方がCOより毒性危険が大きい場合がある。

2) 窒素で空気中の酸素を希釈すると，発炎が抑制されるため，アクロレインの生成量が増加する場合がある。

3) アクロレインの生成量は，燃料の分子構造によって異なる。

4) 酸素含有物質を窒素中において熱分解した場合に発生するアクロレインの量は，空気中において燃焼させた場合より，最大値において，遙かに小さい。

参考文献

1）T.Morikawa, *Journal of Combustion Toxicology* **3**, 135(1976)
2）斉藤　直，箭内英治，消防研究所技術資料第10号(1977)
3）山村光夫，製品科学研究所成果発表会要旨，p. 19(1981)
4）箭内英治，守川時生，消防研究所報告，No.56，19(1983)
5）W.D.Woolley et al, *Fire Safety Journal*, **5**, 29(1982)
6）J.B. Terrill et al, *Science*, 200, 1343(1978)

Toxic Hazards of Acrolein and Carbon Monoxide Evolved under Various Combustion Conditions

(Abstract)

Tokio Morikawa

(Received November 9, 1983)

Evolution of acrolein and carbon monoxide was determined using gas chromatographic analysis, when low molecular weight flammable liquid materials and sucrose in place of polymeric materials were combusted in a tube furnace under different temperature and air supply conditions. It was found among other things that there are cases where acrolein has a greater role than carbon monoxide in causing death in smoldering or non-flaming combustion at 650°C or below.

炎上タンクに隣接したタンクの壁温等について

湯本　太郎・古積　博

（昭和58年11月22日受理）

1. まえがき

炎上中のタンクに隣接したタンクの側壁，屋根及び液温を知ることは，防災上重要であるにもかかわらず，データは皆無に等しい。二つの石油タンク間の火炎伝ぱの実験[1]で，隣接タンク液面及び液内温度が得られているだけである。それも隣接タンクが屋根の無いタンク（オープンタンク）であり，炎上タンクが燃え始めてから，10分以内のデータである。

一方，隣接タンク側壁の受ける炎上タンクからの単位面積当りの放射束（放射照度）はタンクの上下方向はもとより，同じ高さでも円周に沿って異なるため，タンク内液面に沿って温度差が生じるであろう。また，液内の等温面が水平平面でなく曲面となるであろう。これらは液内対流を生じる要因となる。このような場合の側壁と液体との間の熱伝達係数に関するデータは無い。したがって，隣接タンクの受ける熱は炎上タンクからの放射熱だけとし，隣接タンクの場所ごとの放射照度が与えられたとしても，側壁，屋根，液面温度を計算で求めることはできない。

そこで，直径60cmの鋼製タンク2基を使って，炎上タンクに隣接したタンクの側壁，屋根，液面及び液内温度を測定したので，これらの結果を報告する。

2. 実　験

直径60cm，高さ90cm，厚さ3.2mmの鋼製オープンタンク2基の側壁間を60cm離して設置し，一方のタンクには，水の上にヘプタンを，タンク上縁から液面までの距離（フリーボード長さ）が3cmになるように10～13cmの厚さに張り，これを炎上タンクとした。もう一方のタンクには水あるいは水とヘプタンを入れ，屋根として円筒の縁のついた厚さ3.2mmの鋼製のふたをかぶせ，これを隣接タンクとした。

隣接タンクのフリーボード長さは6cmと60cmの2通りとし，6cmの時は水だけの場合と水の上にヘプタンを約30cmの厚さに張った場合の2通りの実験を行った。液面に熱電対を設置する際は照明を使い，かつ，タンク内に顔を入れるため，フリーボード長さ60cmの場合はヘプタンが入っていると，かなり危険なので，水のみとした。

側壁及び屋根温度の測定には線径0.32mmのクロメル・アルメル熱電対を使った。これらをアルミ片とビスによってそれぞれの測定箇所に固定した。液面温度測定は線径0.1mmの銅・コンスタンタン熱電対を使った。液面用の熱電対はバルサ材の浮きに取りつけ，液面に設置した。液内温度は線径0.32mmのクロメル・アルメル熱電対で測定した。熱電対は液内に設置した鋼製の支柱に取りつけた。

Fig. 1 に示すように側壁外面の温度測定箇所は，炎上タンクに最も近い側壁のタンク上縁から5cm下の点である。屋根のそれは炎上タンクに最も近い端から屋根の中心に向って10cmの点である。液面の温度測定箇

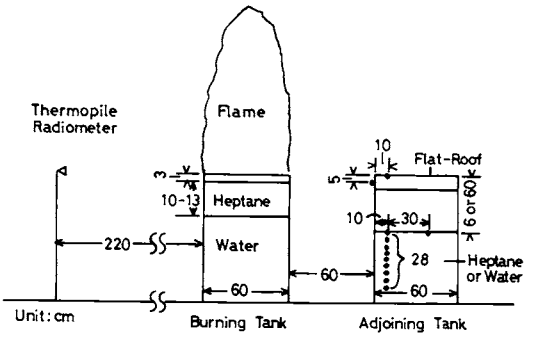


Fig. 1 Apparatus and location of thermocouples (Solid circles: thermocouple)

所は，炎上タンクに最も近い側壁とタンク中心を通る直線上の，炎上タンク側の壁から10cmと40cmの2箇所である。液内のそれは炎上タンク寄りの側壁から10cmの所の液面下1cm，2cm，3cm，4cm，5cm，10cm，20cm及び28cmの8箇所である。

また，隣接タンク屋根及び側壁の受ける放射熱を知るため，放射計を炎上タンクの中心から2.5m離れた地上90cmの所に受感部がタンク壁と平行になるように設置した。熱電対及び放射計の出力は，小型デジタル多点温度計を使い30秒間隔で記録した。実験は風の影響をさけるため，消防研究所屋内実験場で行った。

3. 結果と考察

炎上タンクからの放射熱の時間変化を**Fig. 2**に示す。図はヘプタンの厚さが10cmの場合である。放射熱は点火後5分ほどで定常となり，約30分までそれが続き，その後はフリーボード長さの影響[2]がでて，放射熱は時間と共に減少する。**Fig. 2**の放射熱の定常時の値及び炎の高さから求めた隣接タンク側壁及び屋根の温度測定箇所が受ける放射照度は，それぞれ3,480Kcal/m²·h及び1,840Kcal/m²·hである。

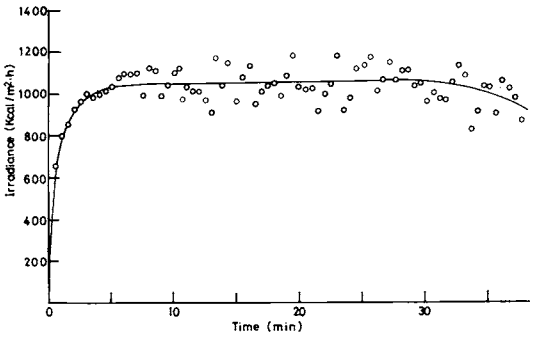
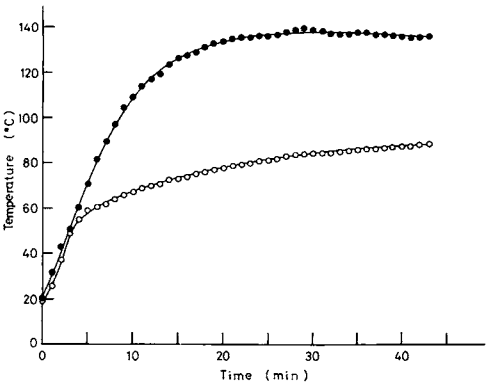


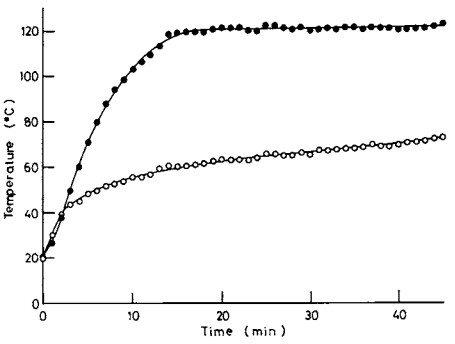
Fig. 2 Thermal radiation from burning oil tank as a function of time (The distance between a thermopile radiometer and center of a burning tank is 2.5 m)

隣接タンク側壁及び屋根の温度の時間変化を**Fig. 3**及び**Fig. 4**に示す。**Fig. 3**はフリーボード長さ6cm，ヘプタン**(a)**と水**(b)**の場合，**Fig. 4**はフリーボード長さ60cmの場合で，どれも白丸は側壁，黒丸は屋根温度である。

液面温度の時間変化を**Figs. 5～7**に示す。いずれの場合も白丸は側壁から10cm，黒丸は40cmの所の温度である。**Fig. 5**及び**Fig. 7**は水だけ，**Fig. 6**は水の上にヘ



(a) Liquid in the tank is Heptane.



(b) Liquid in the tank is Water.

Fig. 3 Shell and roof temperatures of adjacent tank as a function of time (Free board length: 6 cm, Open circle: Shell, Solid circle: Roof)

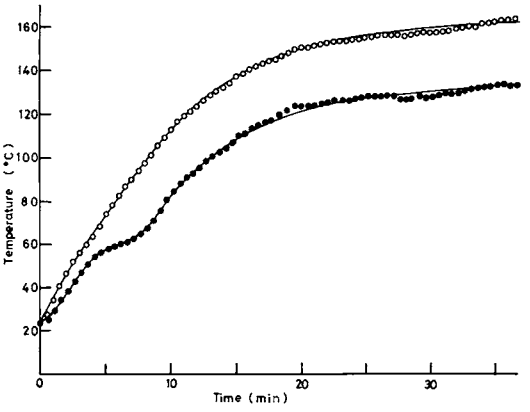


Fig. 4 Shell and roof temperatures of adjacent tank with water (Free board length: 60 cm, Open circle: Shell, Solid circle: Roof)

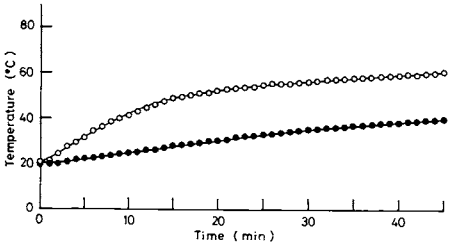


Fig. 5 Liquid surface temperature of adjacent tank as a function of time (Free board length: 6 cm, Liquid: Water, Open and solid circles are the temperatures of 10 cm and 40 cm from the nearest tank shell to the burning tank, respectively)

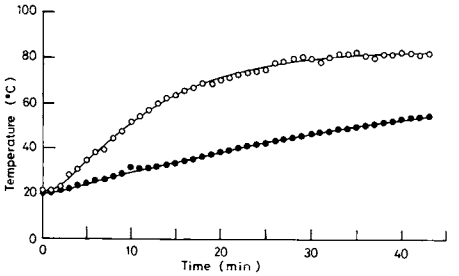


Fig. 6 Liquid surface temperature of adjacent tank as a function of time (Free board length: 6 cm, Liquid: Heptane, Open and solid circles: Same meaning with these of Fig. 4)

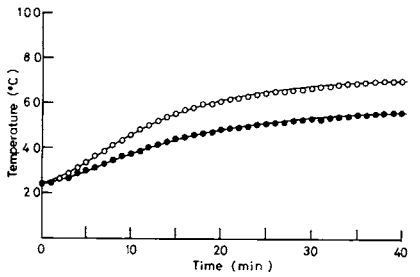


Fig. 7 Liquid surface temperature of adjacent tank as a function of time (Free board length: 60 cm, Liquid: Water, Open and solid circles: Same meaning with these of Fig. 4)

プタンを張った場合である。

点火40分後の液面下の温度分布を **Fig. 8** 及び **Fig. 9** に示す。**Fig. 8** はフリーボード長さ 6 cm，初期液温20℃で，白丸は水だけ，黒丸は水の上にヘプタンを張った場合である。**Fig. 9** は水だけの場合で，白丸はフリーボード長さ 6 cm，初期液温20℃，黒丸はフリーボード長さ60cm，初期液温23.5℃である。

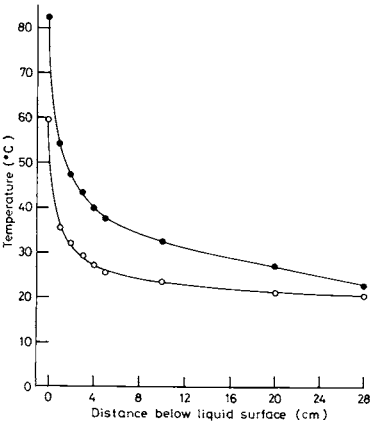


Fig. 8 Temperature profile of below liquid surface of adjacent tank at 40 min after ignition of a burning tank (Free board length: 6 cm, Initial liquid temperature: 20°C, Open circle: Water, Solid circle: Heptane, Position: 10 cm from the nearest shell to the burning tank)

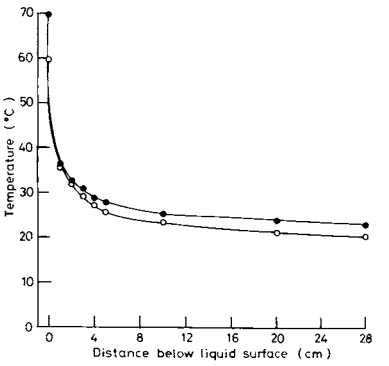


Fig. 9 Temperature profile of below the liquid surface in adjacent tank at 40 min after ignition of the burning tank (Liquid: Water, Position: 10 cm from the nearest shell to the burning tank, Open circle: Free board length = 6 cm and initial liquid temperature = 20°C, Solid circle: Free board length = 60 cm and initial liquid temperature = 23.5°C)

3.1 側壁及び屋根温度

どの実験の場合も炎はほとんど真直ぐなので，側壁の温度測定箇所が受ける炎上タンクからの放射熱は常に，屋根の温度測定箇所で受けるそれよりも大きい。それにもかかわらず，フリーボード 6 cmの場合は側壁温度は屋根のそれよりも低い。これは液位が側壁の温度測定箇所に接近しているからである。

屋根の温度のフリーボード長さによる違いはあまり大きくない。

Fig. 3及び**Fig. 4**ともに，側壁温度曲線はなめらかであるが，屋根のそれはどちらも凹凸がある。これは屋根が熱によってひずみ，炎と屋根との間の形態係数が変り，その結果，屋根の受ける放射照度が変化するためと思われる。類似の現象は炎上中のタンクの屋根温度の測定においても見られた[2]。

側壁及び屋根温度の測定結果は，隣接タンクに保護のため注水する場合，フリーボードが短かい時（液位が高い時）は主として屋根に，フリーボードの長い時（液位が低い時）は主として側壁に注水する方が効果的であることを示唆している。

3.2　液面及び液内温度

フリーボード長さ6cm，点火40分後の水及びヘプタンの液面温度は59.5℃及び82.5℃である。ちなみに，燃焼中のヘプタンの液面温度は沸点と同じ約100℃である。

一方，液体に入った熱量Qは

$$Q=\pi R^2 H\Delta\theta Cp\rho \qquad (1)$$

である。ここに，Rはタンクの半径，Hは液面から初期温度の所までの距離，$\Delta\theta$は初期温度からの温度上昇分，Cp及びρは液体の比熱及び密度である。

Figs. 5～7に見られるように，液面温度は場所によって異なるので，液内温度分布も当然場所によって異なるわけであるが，いま，**Fig. 8**のヘプタン及び水の液内温度分布を代表値と仮定すれば，(1)式中の$\Delta\theta$は**Fig. 8**の温度分布曲線の図積分から容易に求まるので，点火40までにヘプタン及び水に入った熱量は(1)式からそれぞれ370kcal及び300kcalとなる。これらの値は側壁から10cmの液内温度分布を代表値としていることを考慮すれば，ほぼ同じ値と言える。この実験の場合，屋根があり，しかも通気管がないので，ヘプタン及び水ともに蒸発により失なわれる熱量は，高高2kcalである。

タンク側壁とタンク内液体との間の熱伝達係数hは

$$q=hA(Ts-T_L) \qquad (2)$$

である。ここに，qは隣接タンク側壁を通してタンク液体に入った熱量，Aは側壁の有効伝熱面積，Tsは側壁の温度，T_Lは液体の温度である。タンク側壁から液体へ流入する熱の大部分は，ごく液面附近からである[3]ので，フリーボード6cmの場合，タンク上縁から5cm下の側壁温度をTsの代表値とし，側壁から10cm離れた液面温度をT_Lの代表値とする。また，ヘプタン，水ともにq及びAは共通であるから，側壁とヘプタンとの熱伝達係数と，側壁と水との間の熱伝達係数との比h_H/h_Wは

$$h_H/h_W=(Ts-T_L)_W/(Ts-T_L)_H \qquad (3)$$

となる。いま，点火40分後の$(Ts-T_L)_W$及び$(Ts-T_L)_H$を**Fig. 3**，**Fig. 5**及び**Fig. 6**から求め，(3)式に代入すると，側壁とヘプタンとの間の熱伝達係数は，液体が水の場合の2.2倍となる。

一方，フリーボード長さによる液面温度の違いは，フリーボードの長い方が，側壁から周囲への熱放射及びタンク空間部気体（主として空気）への伝熱があるにもかかわらず，タンク内空気の熱容量が小さいため高い。フリーボード長さ6cmと60cmの場合，初期温度を考慮すれば**(Fig. 9)**，その差はごくわずかである。

3.3　隣接タンク液内対流

隣接タンクの液体に入った熱量は，ヘプタン，水ともにほとんど同じであるから，ヘプタンの液面温度は比熱及び密度だけを考えれば，水の液面温度よりもさらに高くてもよい筈であるが，高くならない理由として液内対流が考えられる。もし，液内対流が生じていれば，液面に入る熱は対流によって液内に運ばれるため，液面温度はその分，上昇しない。

液体が液面の一部あるいは全部を加熱された場合，流動をはじめる原動力として，二つの力が考えられている[3~7]。一つは液面に沿って温度差がある時，表面張力の温度依存性と結合して生じる力であり，他の一つは液内の等温面が水平平面でなく曲面であるため生じる力，つまり浮力である。この二つの力に関連する無次元数として，前者にマランゴニ数Ma，後者にレーリー数Raがある。

$$Ma=\sigma_T \ell \Delta\theta/\mu\alpha \qquad (4)$$

$$Ra=\beta g H^3\Delta\theta/\nu\alpha \qquad (5)$$

ここに，σ_Tは表面張力の温度変化率，ℓは液体運動の水平域，$\Delta\theta$は温度差，μは粘性係数，αは温度伝ぱ率，βは体膨張係数，gは重力の加速度，Hは液体運動の垂直域，νは動粘性係数である。

いま，点火40分における水及びヘプタンのMa数を計算してみる。**Fig. 5**及び**Fig. 7**から$\Delta\theta$を求め，ℓを30cmとし，80℃におけるμ及びαの値を(4)式に代入すると，水のMa数は1.4×10^7，ヘプタンは5.2×10^7となる。ここで注意することは，この実験で使っている水は純水ではないという事である。純水の場合は不純物の混合している水に比べて流動が弱いと言われている[8]。

同じようにRa数も求めてみる。**Fig. 8**から$\Delta\theta$及びHを求め，40℃におけるν及びαの値を(5)式に代入すると水のRa数は2.3×10^{10}，ヘプタンのRa数は6.1×10^{11}

となる。結局，ヘプタンの液内対流の強さは表面張力差駆動と考えた時，水の3.7倍，浮力駆動と考えた時，水の26倍という事になる。

最後に炎上タンク，隣接タンクともに直径6cmのガラス容器を用いた時の隣接タンクの液内対流のパターンの1例を**Fig. 10**に示す。直径60cmタンクでも類似の対流パターンと思われる。

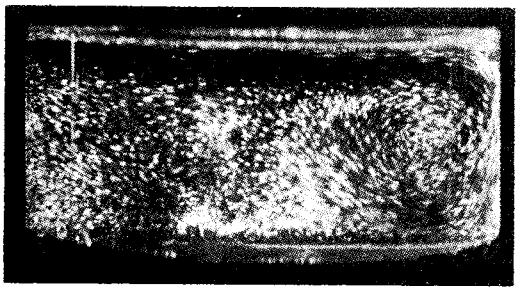
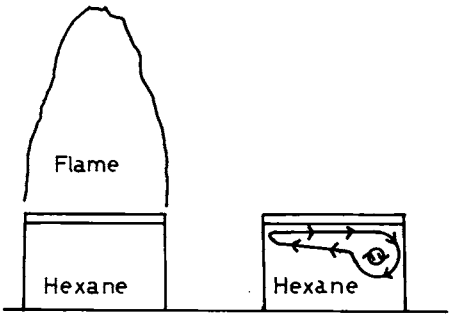


Fig. 10 (a) Particle streak photograph showing convection in the liquid of adjacent tank at 26 sec after ignition of burning tank (Liquid: Hexane, Tank dia.: 6 cm, Space between two tanks: 7 cm)



(b) Flow pattern in the liquid of adjacent tank.

4. まとめ

ほとんど風のない屋内実験場で，直径60cmの鋼製タンク1基を炎上タンク，他の1基を隣接タンクとし，タンクの側壁間を60cm離した場合の，隣接タンク側壁，屋根，液面及び液内温度の測定から，以下のことが分った。

1) 隣接タンクの屋根温度の液位による影響はあまり大きくない。しかし，側壁温度は液位が低い程，高くなる。
2) 液面温度のタンク内液位による違いは比較的小さい。
3) 隣接タンク防御のため，注水する場合，液位が高い時は主として屋根に，液位が低い時は主として側壁に注水する方が効果的である。
4) 側壁とヘプタンとの間の熱伝達係数は，液体が水の場合の約2倍である。
5) 熱容量だけを考えれば，ヘプタンの液面温度は水の液面温度よりもさらに高くてよい筈であるが，高くならないのは，ヘプタンの液内対流の強さが表面張力差駆動と考えた場合でも，水のそれの3.7倍もあるからである。

今回は，直径60cmのタンクのみを使用したが，さらに直径が大きくなった場合，タンク壁，屋根，液面及び液内温度がどのように変化するか，調べる必要がある。

おわりに，実験を手伝って下さった東京理科大学理工学部工業化学科卒業研究生の坂本和也氏に感謝の意を表します。

参考文献

1) 湯本太郎：「二つの石油タンク間の火炎伝ぱを左右するいくつかの因子」，安全工学，**16**, No.2, P.84 (1976)
2) 湯本太郎，小堀衛，半田隆：「タンク上部部分燃焼における石油の燃焼性状」，安全工学，**19**, No.5, P.258 (1980)
3) Yumoto, T., Takahashi, A., & Handa, T.: "Combustion Behavior of Liquid Fuel in Small Vessel: Effect of Convective Motion in the Liquid on Burning Rate of Hexane in the Early Stage of Combustion", *Comb. & Flame*, **30**, No.1, P.33 (1977)
4) Sirignano, W. A. & Glassman, I.: "Flame Spreading Above Liquid Fuels: Surface-Tension-Driven Flows", *Comb. Sci. & Tech.*, 1, P.307 (1970)
5) Scriven, L. E. & Sternling, C. V.: "On Cellular Convection Driven by Surface-Tension Gradients: Effects of Mean Surface Tension and Surface Viscosity:, *J. of Fluid Mech.*, **19**, P.321 (1964)
6) Nield, D. A.: "Surface Tension and Buoyancy Effects in Cellular Convection", *J. of Fluid Mech.*, **19**, P.341 (1964)
7) Murad, R. J., Lamendola, J. F. Jr., Isoda, H. & Summerfield, M.: "A Study of Some Factors Influencing the Ignition of a Liquid Fuel Pool", *Comb. & Flame*, **15**, P.289 (1970)
8) 磯田浩：「表面を加熱された液体の流動(2)」，機械の研究，**23**, No.11, P.12 (1971)

Temperatures of Roof, Shell and Liquid of an Oil Tank contiguous to a Burning One

(Abstract)

Taro Yumoto and Hiroshi Koseki

(Received November 22, 1983)

A 60 cm diameter open tank containing heptane and a 60 cm diameter flat-roof tank containing heptane or water were used as a burning tank and adjoining one, respectively. They were separated by a space of 60 cm. Temperature measurement was made on the roof, shell and liquid of the adjoining tank by twelve thermocouples.

The results showed that the roof and liquid surface temperatures of the adjoining tank not influenced very much by liquid level, but the shell temperature rose with decreasing liquid level. Also, the results showed that the heat transfer coefficient for shell-heptane was about twice that of shell-water and the strength of Marangoni convection in heptane was 3.7 times that of water.

ポリエチレン，ポリスチレン，ポリメチルメタアクリレートの燃焼速度と発生ガス

箭内　英治

（昭和58年11月30日受理）

1. まえがき

近年，内装材，家具，衣類など身の回りに見られるほとんどの物質は合成高分子物質が利用されており，またその利用も増加の傾向にある。したがって，合成高分子物質が火災に遭遇した際の燃焼挙動や発生ガスについての知見を得ることは火災対策上重要なことである。

高分子の燃焼過程は高分子が熱分解や熱解重合により発生した可燃性ガスが周囲の空気と混合し，可燃性混合気を作り，それが燃焼し、発生した熱を分解や解重合するための熱エネルギーとしてフィードバックするというサイクルを作ることが知られている。[1] 高分子の燃焼過程は，典形的な分解燃焼であり，界面での問題を含み複雑である。したがって，材料の形状，量，密度，熱伝導度などの内的因子や分解温度，雰囲気などの外的因子によって種々な燃焼プロセスを通ることが予想され，その結果，燃焼挙動や発生ガスが内的因子や外的因子の変化によって大きく変化することは明らかである。それゆえ，高分子の燃焼に関する研究を行なう場合，なるべく因子を揃え，少ないパラメータのみを変化させることによって変ってくる燃焼挙動や発生ガスなどを測定することが必要と思われる。

本報では，高分子を直径25mmの円筒状に加工し，それを酸素と窒素の一定割合に混合した雰囲気中で定常燃焼させ，そのときの重量減少と発生ガスを測定したのでその結果について報告する。

2. 実　験

2.1 試料

実験に用いた試料は，日常生活の中で最も良く使用されている高分子物質の中からポリエチレン（三井石油化学工業㈱製，粉末），ポリスチレン（和光純薬製，ペレット状）を選び，さらに，熱分解時に解重合することが知られている高分子物質として，ポリメチルメタアクリレート（丸本工業製，粉末）を選んだ。

これらの高分子物質を埋込みプレス機を用いて，直径25mmの円筒状に加圧成形した。**Table 1** に加圧条件，

Table 1 Conditions for forming plastic rods and flammability properties for samples.

Material	Condition for forming plastic rods			Bulk density (g/cm^3)	Oxygen * Index	Flash point * (°C)	Ignition point * (°C)
	Temp. (°C)	Pressure (kg/cm^2)	Time (min.)				
Polyethylene	130	150	5	0.88 ~ 0.92	17.4 ~ 17.5	341	349
Polystyrene	120	150	5	1.03 ~ 1.05	18.3	280 ~ 300	450 ~ 462
Polymethyl-methacrylate	150	150	5	1.16 ~ 1.18	17.3	345 ~ 360	488 ~ 496

* These values were cited from Ref. 2.

成形後の各高分子のカサ比重，また，参考のために，引火温度，発火温度，酸素指数[2]などの燃焼特性を示す。

2.2 実験装置

この装置は，高分子物質をなるべく定常的に燃焼させるようになっており，大きく分けて雰囲気調節部，燃焼部，試料押し上げ部の3つの部分から構成されている。装置の概要を**Fig.1**に示す。

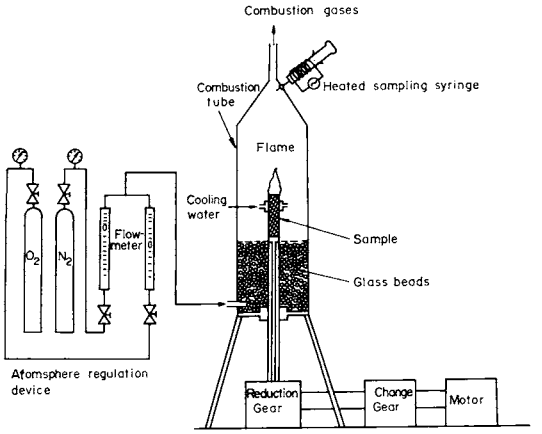


Fig. 1 System diagram of combustion apparatus.

2.2.1 雰囲気調節部

本実験では，酸素指数式燃焼試験器の雰囲気調節部をそのまま利用した。雰囲気は窒素と酸素ガスから成り，各々のガスを種々の割合に混合して，燃焼部に導入できるようになっている。混合気の流量は，酸素指数法の測定のときと同じ11.4ℓ/minとした。

2.2.2 燃焼部

直立した直径100mmのアクリル樹脂製外筒内中心部に内径25mmのステンレス管を取り付け，その中に試料を入れ，常に試料燃焼面が上端開口面にくるように試料を押し上げながら燃焼させるようになっている。ステンレス管の温度上昇による影響をなくすために開口面下約10mmから30mmの部分を2重管とし，水を流して冷却した。また，雰囲気ガスを均一に送るために底部から約150mmまでガラスビーズをアクリル製外筒内に詰めた。さらに，外気の乱れを除くために，燃焼面上部もまた直径100mmのアクリル樹脂製円筒によって覆い，その上端にステンレス製ロートを逆にして取り付け，その上端部分の1ヶ所に直径約3mmの穴をあけ，その部分にガスクロマトグラフの試料導入部に用いられているシリコン製セプタムを詰めて，燃焼ガスを加熱した注射器によってサンプリングできるようにした。

2.2.3 試料押し上げ部

試料燃焼面と上端開口部が常に一致するようにするためのもので，モーター，無段変速機，減速機から構成している。これによって，試料の差異や雰囲気の違いによって変る燃焼速度に対応できるように試料を任意の速度で上昇させることが可能である。

2.3 実験方法

2.3.1 写真撮影および目視観察

ポリスチレンおよびポリメチルメタアクリレートについては，酸素濃度21.1%，29.8%，50.0%における定常燃焼状況を，また，ポリエチレンについては，酸素濃度24.6%，29.8%，50.0%における定常燃焼状況をカメラで写真撮影すると共に目視観察を行なった。

2.3.2 重量減少速度の測定

ポリスチレンおよびポリメチルメタアクリレートについては，ブンゼンバーナー（都市ガス）で30秒間，ポリエチレンについては，1分間加熱した後，燃焼外筒カバーをかぶせ，10分間定常燃焼させた後，重量減少を測定した。なお，バーナーで加熱したことによる重量減少は，あらかじめ先に測定しておき補正を行なった。重量減少を測定した時の雰囲気中の酸素濃度は，2.3.1で記述した各高分子に対する酸素濃度と同じ濃度とした。

2.3.3 発生ガス分析

重量減少速度の測定を行なったときと同じ条件下で定常燃焼させ，点火後3分経過してから，水や高沸点成分が凝縮しないようにマントルヒーターやラインヒーターによって約170℃に加熱した200mℓ注射器を用いて，2分間で約200mℓの燃焼ガスをサンプリングした。このうちから2mℓ分取し，ガスクロマトグラフに注入して，窒素，酸素，二酸化炭素，一酸化炭素，水素，水，炭化水素類などの分析を行なった。分析したときのガスクロマトグラフの分析条件などについては，**Table 2**に示す。

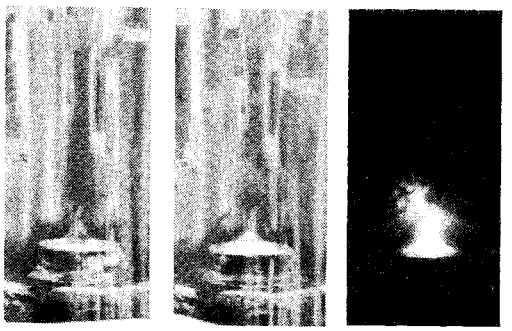
3. 結果と考察

Figs.2～4に各高分子物質の燃焼状況を示す。**Fig.2**のポリエチレンの燃焼状況において，酸素濃度21.1%における燃焼状況を示していないのは，この濃度では燃焼を維持することができなかったからである。

一般的に酸素濃度を増加させると炎の輝炎部分が増大した。これは，酸素濃度の増加により燃焼面への熱

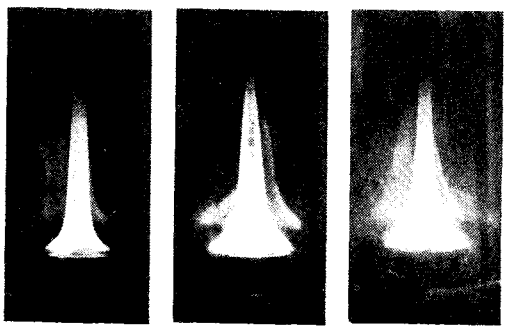
Table 2 Conditions for gaschromatographic analysis

Gaschromatograph	Detector	Column	Carrier gas	Oven Temp.	Object gases
JEOL JGC-100	FID	VZ-10, 2m 60 ~ 80 mesh	He 30 ml/min.	71°C	C_1 ~ C_4 Hydrocarbons
		Silicon DC-550, 2m 60 ~ 80 mesh	He 30 ml/min.	107°C	Benzene, Toluene Methylmethacrylate
Hitachi 023	TCD	Activated carbon, 2m 60 ~ 80 mesh	N_2 30 ml/min.	51°C	H_2
Shimadze GC-3AH	TCD	Porapak Q, 2m 80 ~ 100 mesh	He 30 ml/min.	38°C	CO_2
				97°C	H_2O
		Molecular Sieve 13X, 2m 60 ~ 80 mesh	He 30 ml/min.	35°C	N_2, O_2, CO, CH_4



O_2 = 24.6%　O_2 = 29.8%　O_2 = 50.0%

Fig. 2 Combustion behavior of polyethylene.

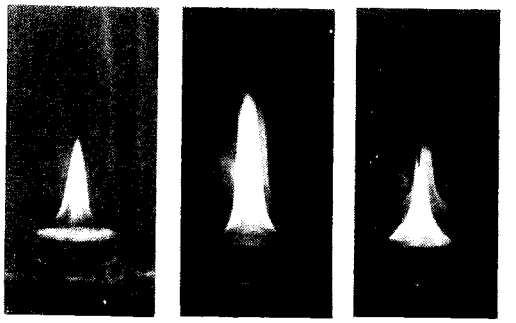


O_2 = 21.1%　O_2 = 29.8%　O_2 = 50.0%

Fig. 3 Combustion behavior of polystyrene.

エネルギーのフィードバックが増大し，その結果燃焼速度が増加することになる。

各高分子物質の燃焼状況を観察すると，ポリスチレンとポリエチレンは燃焼面が時間によらずほぼ平らであったが，ポリメチルメタアクリレートは，時間の経過と共に燃焼面が山形に変った。これは，前者が溶融しながら燃焼するのに対して，後者は燃焼するときに溶融しないためである。また，ポリスチレンは，酸素濃度を増加させるとススの発生が多くなり，50.0%まで上昇させると燃焼面にもススが付着して，定常的に燃焼させることが困難であった。



O_2 = 21.1%　O_2 = 29.8%　O_2 = 50.0%

Fig. 4 Combustion behavior of polymethylmethacrylate.

Fig.5 に各高分子物質の燃焼速度（重量減少速度）と酸素濃度の関係を示す。いずれの高分子物質も酸素濃度の増加と共に燃焼速度が増大しているが，ポリスチレンは，前にも述べたように酸素濃度の増加と共にススが燃焼面に付着していくことから，燃焼速度の増加分（加速度）が減少した。この場合，さらに酸素濃度を増加させると，ススの発生も増大し，燃焼面を覆うススも増大することが考えられ，結果的に燃焼速度が減少していくものと思われる。

3種の高分子物質の燃焼性状を比較すると，全酸素

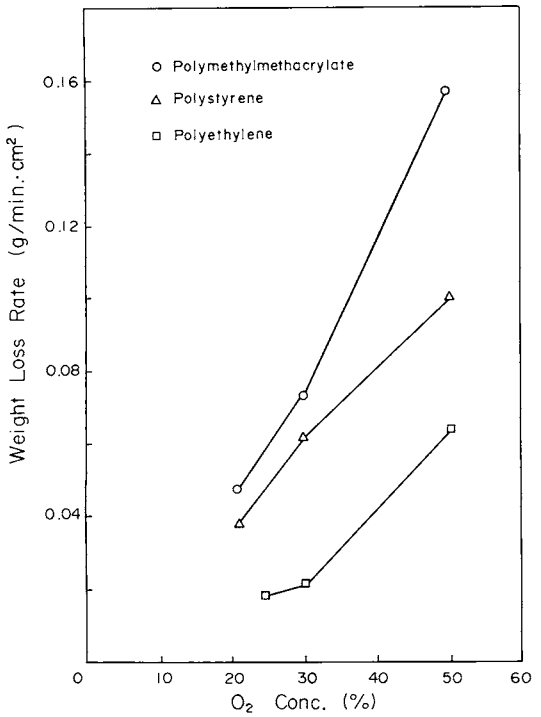


Fig. 5 Weight loss rate *vs.* oxygen concentration.

濃度にわたって，最も燃焼速度が大きいのはポリメチルメタアクリレートであり，次いでポリスチレン，ポリエチレンの順であり，酸素濃度50.0%においては，ポリメチルメタアクリレートの燃焼速度は，ポリエチレンの場合の約2.5倍，ポリスチレンの燃焼速度は，ポリエチレンの場合の約1.5倍であった。

Table 3 は，異なる酸素濃度における各種高分子物質から発生するガスの分析値を示したものである。生成ガスの種類は少なく，ポリスチレンを除くと，二酸化炭素，水，微量の炭化水素類が見い出されたに過ぎない。そして，ポリスチレンからの発生ガスは，これらの成分以外に少量の一酸化炭素が加わっただけである。したがって，この実験条件下では，高分子の熱分解によって発生した分解ガスは，火炎中を通る間にほとんどが完全燃焼することを意味しており，最終的にほとんどが二酸化炭素と水に変化するものと思われる。このことは，同装置を用いての上原らが行なった「ポリメチルメタアクリレート—塩素化ポリエチレン—三酸化アンチモン系の難然に関する研究」[3,4]からも推定できる。

そこで炭素のマスバランスを計算してみると **Table 4** のようになる。この **Table** から，ポリメチルメタアクリレートが他の高分子に比べ，転換率が全酸素濃度にわたって大きいことがわかる。すなわち，高分子が熱分解して発生した可燃性ガスは燃焼して燃焼生成ガスとススになるが，そのうちのススの発生が少ないことを意味している。それとは逆にポリエチレン（酸素濃度50.0%は除く）やポリスチレンは転換率が小さい。ポリスチレンの場合，酸素濃度を21.1%から29.8%にすると燃焼速度は1.5倍になるのに対して，転換率は1.3倍になる。さらに，酸素濃度を50.0%に増加させると，燃焼速度は21.1%酸素濃度でのそれの2.5倍にな

Table 3 Results of chemical analysis of combustion gases from polyethylene, polystyrene and polymethylmethacrylate in 21.1%, 29.8% and 50% O_2 concentration.

Material	Oxygen Conc. in atomsphere (%)	Results of analysis					
		N_2 (%)	0_2 (%)	CO_2 (%)	CO (%)	H_2O (%)	Total (%)
Polyethylene	29.8	70.2	28.56	0.92		0.32	100
	50.0	50.0	43.97	4.01		2.02	100
Polystyrene	21.1	78.9	18.25	1.86	0.04	0.95	100
	29.8	70.2	23.89	3.95	0.03	1.93	100
	50.0	50.0	42.43	5.03		2.74	100
Polymethl--methacrylate	21.1	78.9	17.63	3.54		1.93	100
	29.8	70.2	24.33	3.54		1.93	100
	50.0	50.0	39.74	7.50		2.76	100

Traces of hydrocarbons were detected, but negligibly small.
The values of above gas concentrations were calculated on the base of N_2 concentration.

Table 4　Mass balance of carbon.

Material	21.1% O_2			29.8% O_2			50.0% O_2		
	Theo-retical*1	Experi-mental*2	Conver-sion ratio*3	Theo-retical	Experi-mental	Conver-sion ratio	Theo retical	Experi-mental	Conver-sion ratio
Polyethylene				0.091	0.051	56.0	0.271	0.220	81.2
Polystyrene	0.173	0.104	60.1	0.281	0.219	77.9	0.454	0.276	60.8
Polymethyl-methacrylate	0.139	0.114	82.0	0.215	0.194	90.2	0.462	0.412	89.2

*1 The theoretical carbon consumption rate (g/min.) is the one calculated based on weight loss rate in **Fig.3.**
*2 The experimental carbon consumption rate (g/min.) is the one calculated based on the weight of CO_2 and CO produced per min. given in **Table 3.**
*3 Conversion ratio = (Experimental carbon consumption ratio/Theoretical carbon consumption ratio) × 100

るのに対して，転換率はほとんど同じであることから，酸素濃度の増加と共にススの発生が増大することを示している。このことは，前述した目視観察の結果と一致する。

4. まとめ

この実験によって得られたポリエチレン，ポリスチレン，ポリメチルメタアクリレートの燃焼性状および発生ガスに関する結論は，以下のように要約することが出来る。

1）ポリエチレン，ポリスチレン，ポリメチルメタアクリレートの燃焼性を比較した場合，最も燃焼速度が大きいのは，ポリメチルメタアクリレート，次いでポリスチレン，ポリエチレンの順であり，50.0%酸素濃度雰囲気中でのポリメチルメタアクリレートの燃焼速度は，約0.05g/min·cm² であった。

2）3つの高分子物質の中でススの発生が最も多いのはポリスチレンであり，酸素濃度が増加すると共にススの発生量も増大する。

3）この実験条件下では，燃焼ガスの主成分は，二酸化炭素と水であり，他の成分は無視できる。

5. おわりに

各種高分子物質の熱分解あるいは燃焼時に発生するガスは，分解あるいは燃焼条件によって大きく変化してくることは，以前に報告された同種の高分子物質からの発生ガスの分析値[5~7]が一致しないことからもわかる。そして，火災のような状況においては，さらに，燃焼挙動も発生ガスも複雑になることは明らかである。このような複雑な現象を研究するための1つの方法として，ここで述べた方法が利用できるものと思われる。

6. 謝　辞

この研究は，昭和57年5月から約半年間横浜国立大学工学部安全工学科上原研究室に国内留学した際に行なったものである。上原教授を始めとする研究室の方には色々とお世話になった。また，三井石油化学工業株式会社から来ていた研究生の三上義和氏にはポリエチレン試料の入手に際して，多大の便宜を計っていただいた。ここに記して心から感謝の意を表する。

参考文献

1）疋田　強，秋田一雄：「燃焼概論」，コロナ社，p.152，(1976)

2）Carlos J Hilado：“*Flammability Handbook for Plastics*”，Technomic，p.39～40 (1969)

3）上原陽一，小原隆夫：ポリメチルメタアクリレート—塩素化ポリエチレン混合系の燃焼速度と火炎構造，横浜国立大学材料基礎工学研究，No.10，27 (1974)

4）上原陽一，三門恒雄：ポリメチルメタアクリレートの燃焼に及ぼす塩素化ポリエチレンおよび三酸化アンチモンの効果，横浜国立大学材料工学研究，No. 12，35 (1976)

5）A.P.Hobbs，G.A. Patten：*Bulltin of Research* No.53，July，22 Underwriters Laboratories Inc. (1963)

6）森本　克：*Jasco Report.* **10** (5)，1 (1973)

7）斎藤　直，箭内英治：消防研究所技術資料第10号，(1977)

Weight Loss Rate and Gases Generated during Combustion of Polyethylene, Polystyrene and Polymethylmethacrylate

(Abstract)

Eiji Yanai

(Received November 30, 1983)

Weight loss were measured using a test apparatus arranged from Oxygen Index test apparatus and gases sampled above the flame were analyzed by means of the gaschromatography. The results are summarized as follows;

(1) Polymethylmethacrylate had the weight loss rate of 0.05 g/min. cm^2 that was the largest of the three.

(2) The soot evolution from polystyrene was the largest of the three, and it increased with increasing oxygen concentration at least within the condition used in the present experiment.

(3) The main species in combustion gas were carbon dioxide and water, and other species were negligibly small under the present experimental conditions.

カップバーナ法による消炎濃度

山本　勲・佐藤　公雄・山鹿　修蔵

（昭和58年11月30日受理）

1. まえがき

可燃性の気体及び液体の火災に対してガス系消火剤の消火設備を設計する際に，消火剤をどの位の濃度にすればよいのかは重要な問題である。従来NFC（National Fire Codes）の二酸化炭素消火設備の基準[1]においては，可燃物―空気―消火剤三成分系の爆発限界を測定し，その消火剤の最大値をピーク濃度* と称し，その1.2倍を以って設計濃度として来た。しかしピーク濃度を測定して利用することには2，3の問題がある。1つは高沸点の液体の場合に可燃物の蒸気圧が常温では充分でないために三成分系の爆発限界そのものが測定できなくなること。もう1つは爆発限界の測定は可燃物―空気の予混合の状態を測定しているのに対して，通常の火災の炎は拡散炎であって，この拡散炎の消炎濃度とピーク濃度との間に値の違いがあることである。これは，Creitz[2]，山鹿[3,4]，Bajpai[5]らによって指摘されて来た所であって，NFCのハロン消火設備の基準[6]においては，抑制濃度と消炎濃度を使い分けることが考えられており，また我が国の消防法令でもこの2つをうまく調和させた規定となっている。[7]

Creitz[2]は始めて流通法によって気体可燃物の消炎濃度を測定した。しかしこの方法は気体しか測定できない欠点があった。山鹿[3]は流通法とは異なり，密閉容器内で多数の気体及び液体可燃物と消火剤との組み合わせについて静置法で消炎濃度を測定し報告した。その後Bazpai[5]は流通法でしかも液体についても測定できるようにCreitzの装置を改良して，いくつかの可燃物とハロン系消火剤との組み合わせについて消炎濃度を測定し，流通法における空気消火剤混合気の流速などの影響を検討した。

現在ISOでは，Bajpaiの装置を利用して消炎濃度を測定し，消火装置の設計濃度を決める案が進行しているので，筆者らはISOのDraft[8,9]の装置を用いて各種可燃物と消火剤の組み合わせについて慎重に測定してデータを示すとともに，上記の各者のデータとも比較検討した。

2. 実験装置及び方法

測定に用いた消炎濃度測定装置の概要を **Fig.1** に示す。この装置は，カップバーナ部，可燃物供給部，空

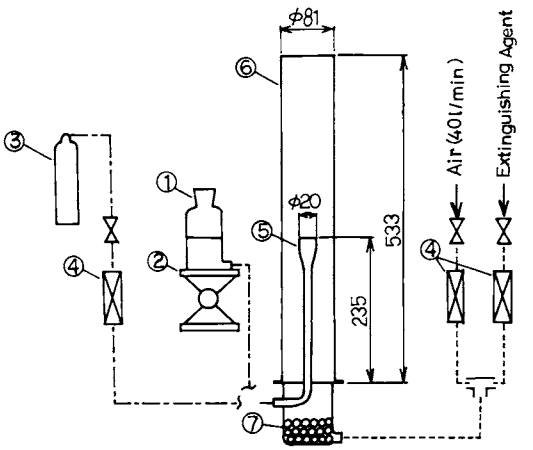


Fig. 1 The apparatus for determining flame extinguishing concentrations for flammable liquids and gases.
1 Fuel reservoir for liquids
2 Leveling jack
3 Fuel reservoir for gases
4 Flowmeters
5 Cup burner
6 Terex glass chimney
7 Glass beads

* 現在ハロン消火設備の設計においては抑制濃度と呼ばれている。

気一消火剤供給部の3つの部分から成る。

カップバーナー及び円筒はテレックスガラス製であり，バーナは内径81mmの直立した円筒の中心に位置し，バーナの火口の口径は20mm，火口より円筒上端まで約30cmの燃焼の為の上部空間がある。可燃物供給部は可燃性液体について測定する場合は，燃料びんとバーナをチューブで結び，燃料ビン下の架台の高さを調節することでカップバーナ中の燃料の液面高さを調節する。可燃性気体について測定する場合は，高圧容器からチューブで導いてカップバーナに供給するが，その間に気体の流量を調節できるバルブ，流量を測定するロータメータ式フローメータを設置する。空気はコンプレッサーより，消火剤は当該高圧容器から減圧弁を通して供給する。両者とも流量調節バルブによって流量が調節でき，ペンレコーダを接続した層流型流量計によって流量を常時連続的に測定できる。空気と消火剤は充分混合され円筒最下部から供給されるので，円筒内は一定の空気一消火剤混合気が流れる。

使用した可燃物のうち液体はJIS試薬1級以上のものを用い，気体試料は市販の高圧容器入りのものを使用した。消火剤は二酸化炭素，窒素，ハロン1301，ハロン1211の4種類を用いており，二酸化炭素及びハロン系消火剤は自治省令の技術上の規格に合格するものを用いた。実験は常温で行った。

液体可燃物の実験の手順は次による。

① 燃焼条件が常に一定となるように架台の高さを調節してカップバーナ中の燃料の液面をバーナ上面に合わせる。

② 空気を流量約40 ℓ/min で供給する。

③ 燃料に点火し，炎の大きさが一定になるまで充分予燃する。

④ 消火剤を空気に混合させて供給し，火炎が消えるまでその流量を充分な時間間隔をとりながらステップ状に増加させる。このときの空気流量に対する消火剤濃度の増加の割合は，ハロン系消火剤の場合は約0.1％，二酸化炭素，窒素の場合は約0.5％づつである。火炎が消えた時点での空気の流量をA(ℓ/min)，消火剤の流量をB(ℓ/min)とすると，消炎濃度はB/(A＋B)×100(％)で求められる。

⑤ 以上の手順を可燃物一消火剤の一の組み合せについて5回以上繰り返して平均値をデータとする。

気体可燃物の場合は前記①において，炎の高さが液体燃焼時の炎の高さと同等になるように流量を調節し，更にこの流量を適宜変化させて繰り返し測定する。

3. 実験結果及び考察

各種可燃物の消炎濃度の測定結果を**Table.1**に示す。

3.1 液体可燃物の消炎濃度

液体可燃物のうちほとんどのものは，二酸化炭素の場合は20％付近で，窒素の場合30％付近，ハロン1301の場合3％付近，ハロン1211の場合3.5％付近で消炎した。

特に消火し難いものとして，二硫化炭素，酸化プロピレン，ジオキサン，メチルアルコールが挙げられる。特異なこととして，二硫化炭素とハロン1301の組み合わせではハロン1301が2.2％の時点で消炎する場合とこれを越えて11.9％の時点で消炎するという2つの消炎濃度が測定されている。ハロン1211に関しても同様の事が起こると思われるが，今回は低い方の消炎濃度だけが測定されこれを越えることはなかった。

次に，個々の可燃物について各消火剤濃度を比較すると，常にハロン1301濃度よりハロン1211濃度の方が高く，約1.1倍～1.2倍の濃度となっている。同様にハロン1301濃度に対して二酸化炭素は7～8倍，窒素は9～10倍の濃度となっており，この倍率は可燃物によらずほぼ一定の傾向がみられる。また，二酸化炭素，窒素の希釈効果による消火に対して，ハロン系消火剤の抑制作用効果が際立って大きいことがわかる。

3.2 気体可燃物の消炎濃度

気体可燃物についてその流量を変化させながら消炎濃度を測定した結果を**Fig.2**に示す。これによると可燃ガスの流量の変化に対して消炎濃度の変化はあまり見られずほぼ一定の値となっている。なお，可燃ガスの流量に対してこれを完全燃焼させるに必要な理論空気量の数倍の空気が供給されているので酸素不足により消炎する恐れはない。**Fig.2**の中で多少右上りの曲線を示すものがあるが，これは可燃ガスの流量を多くすると消火中に炎がカップバーナーから浮き上がる現象が見られ，この浮き上がりから消火するまでにはなお若干消火剤濃度を増加させる必要があるからである。しかし，消炎濃度としてはこれらの値の内の最大値を採用すれば安全と考え**Table.1**に挙げてある。エチレンよりアセチレン，ブタンよりブタジエンが消火剤を多く要していることから，二重結合や三重結合といった不安定な結合状態をもつもの程消火し難い結果となっている。また水素はこれらより更に消火困難である

Table 1 Concentration of various extinguishing agents for flame extinguishment applied to flames of various fuels

Fuel \ Extinguishing agent	CO_2 (%)	N_2 (%)	Halon 1301 (%)	Halon 1211 (%)	Fuel \ Extinguishing agent	CO_2 (%)	N_2 (%)	Halon 1301 (%)	Halon 1211 (%)
Flammable liquids					Diethylamine	21	31	2.9	3.2
Di ethyl Ether	23	35	3.4	3.8	Triethylamine	22	34	3.1	3.7
Carbon Disulphide	49	56	11.9 (2.2)	1.2	n-Propylamine	20	29	2.8	3.2
					iso-Propylamine	15	22	2.1	2.5
Propylene Oxide	32	46	5.5	6.2	Acrylonitrile	24	37	4.0	4.1
n-Pentane	21	27	2.7	3.3	Acetonitrile	12	16	2.3	2.3
iso-Pentane	18	27	2.5	3.1	Methyl Acetate	18	27	2.0	2.7
Isoprene	21	32	3.4	3.8	Ethyl Acetate	18	27	2.3	2.6
Vinyl Ethyl Ether	24	41	4.5	4.9	Methyl Formate	22	34	3.8	4.5
Tetrahydrofuran	21	30	3.8	4.4	Ethyl Formate	22	34	2.8	3.5
Acetone	19	27	3.0	3.4	n-Propyl Formate	16	27	2.5	3.2
Gasoline	20	26	2.8	3.2	Methyl Ethyl Ketone	19	30	3.1	3.6
Dioxane	30	38	4.9	5.6	Methanol	29	38	6.3	7.8
n-Hexane	20	27	2.9	3.4	Ethanol	23	32	3.3	4.0
iso-Hexane	20	29	2.9	3.3	n-Propyl Alcohol	22	30	3.1	4.0
Cyclohexane	20	27	3.0	3.5	iso-Propyl Alcohol	18	27	3.1	3.5
n-Heptane	21	28	3.2	3.5	Flammable gases				
iso-Heptane	20	28	2.7	3.3	Monosilane	87	88	*1	*1
n-Octane	24	32	2.8	3.6	Hydrogen *2	60	72	20	27
iso-Octane	15	24	2.4	3.0	Methane	13	21	1.6	2.0
Benzene	20	29	2.3	2.4	Ethylene	32	45	6.1	6.7
Toluene	17	23	1.9	2.3	Acetylene	45	58	8.5	9.1
iso-Propyl Ether	16	29	2.9	3.2	Propane	21	32	3.3	4.0
Ethylamine (70%aq.soln.)	19	27	2.4	2.4	Butane	19	31	3.1	3.8
					Butadiene-1.3	27	40	4.6	5.2

*1 No extinguished
*2 Air supply rate is 15ℓ/min, hydrogen flow rate is 1.8ℓ/min.

と言える。

ISOの案ではバーナ周囲を流れる空気の線速度（13 cm/s）に可燃ガスの線速度を合わせる規程になっているが，このカップバーナについてこれを適用すると可燃ガスの流量は約2.45ℓ/minとなり，炎が大きくなり過ぎ円筒部より上部空間にはみ出して燃えるため，測定ができなかった。そのため測定時の可燃ガスの線速度は空気の線速度に比べて少さくして行なった。しかし，この場合は消火剤の効果によるものではなく吹き消しの作用によって消炎したことも考えられる。そこでいずれの効果によって消炎したかを調べるために内径をそれぞれ5mm，6.9mm，9.7mm，13.8mmと小さくし

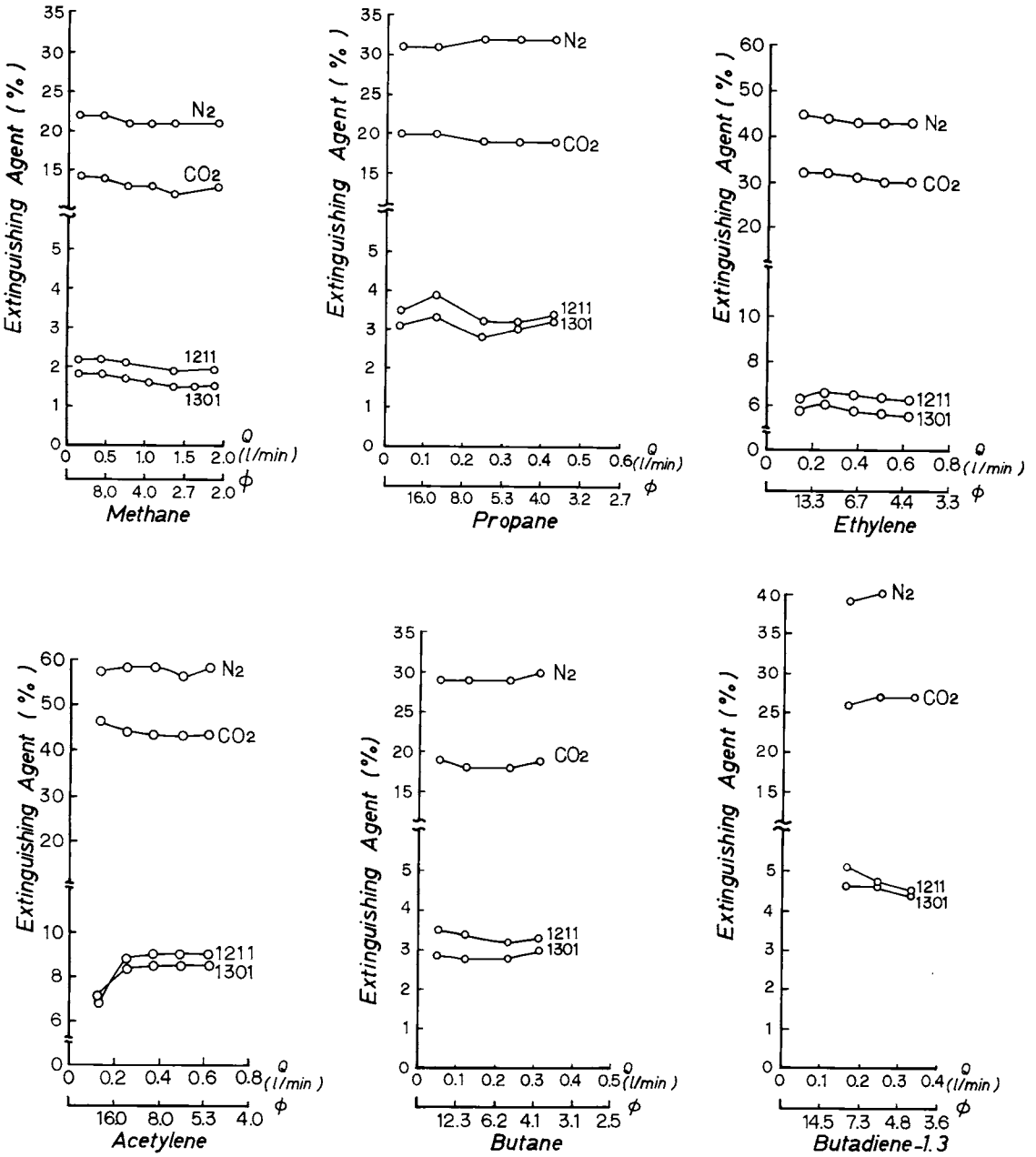


Fig. 2 Flame extinguishing concentrations of flammable gases.
Q: Flow rate of flammable gas

$$\phi = \frac{\text{Air supply rate (40ℓ/min)}}{\text{Stoichiometric air supply rate}}$$

たフラットな形状のバーナを用いて，可燃ガスの線速度を13cm/sに合わせ，メタンについて実験を行った。この結果を **Fig.3** に示す。**Fig.2** 中のメタンの結果と **Fig.3** を比較するとほぼ同様の値を示しており，吹き消しの影響はないことがわかった。

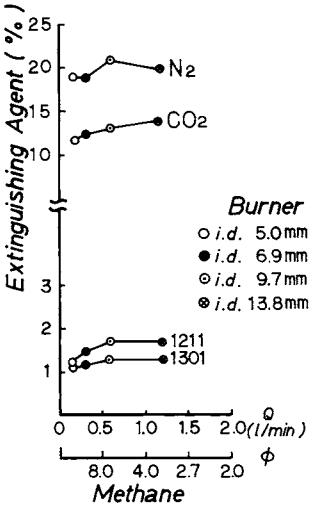


Fig. 3 Flame extinguishing concentrations of methane by using burners of four sizes
Methane velocity past the burner was matched to that of the air (13 cm/s).
Q: Flow rate of methane
$\phi = \dfrac{\text{Air supply rate (40ℓ/min)}}{\text{Stoichiometric air supply rate}}$

3.3 モノシラン（SiH_4）の消火

モノシランは近年目覚しい発展をしている半導体製造に使用されるガスの1つであって，毒性，発火性が強いと言われている。

モノシランを空気中に流すとカップバーナ火口で自然着火し，激しく燃焼しながら土色の煙を盛んに発生した。(**Fig.4**)同時にバーナ火口のふち上面にはこれらの土状の燃焼生成物がどんどん堆積した。ここにハロン系消火剤を添加し量を増加させても消火せず，次に供給空気を減少させ最後に供給を完全に停止しても燃焼を続けた。従って計算上ハロン1301又は1211が100%でも消火できないこととなった。

二酸化炭素で消火する場合，空気量に対してその量が数倍必要なので，空気量を10(ℓ/min)以下で行った。その結果を **Fig.5** に示す。二酸化炭素による消炎濃度は75%～87%であり，モノシランを消火する為には炎の周囲をほとんど消火剤ふんい気にしなければならないことがわかった。また，この時の酸素濃度は3～5%まで低下している。窒素についても同様であって83～88%で消火した。(**Fig.6**)

Fig. 4 Diffusion flame of monosilane

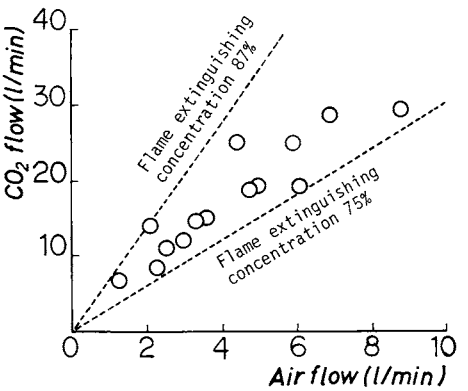


Fig. 5 Flame extinguishing concentrations of monosilane in CO_2/air mixture.

3.4 文献との比較

二酸化炭素による NFC のピーク濃度[1]と本実験の消炎濃度の比較を **Table.2** に示すが，消炎濃度は爆発限界法のピーク濃度に比べてかなり小さく約⅔の値になると云う従来の結果[3,4]を確認した。

本実験は，Creitz[2]，Bajpai[5]の方法と同じく流通法であり，特に Bajpai[5]のものとほぼ同様の装置，条件で行っている。山鹿[3]は前述のように流通法とは異なり密閉容器内で測定した。各者による測定データの一部の比較を **Table.3** に示す。可燃性液体については各

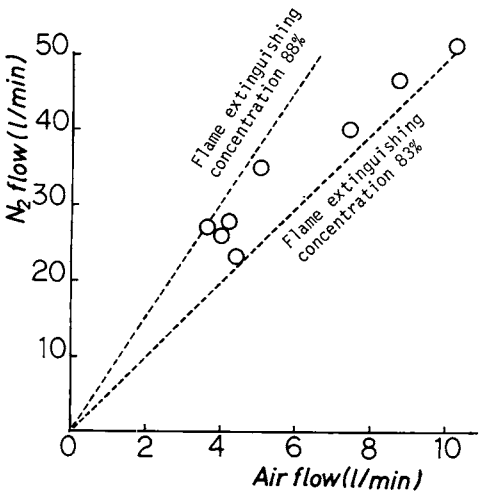


Fig. 6 Flame extinguishing concentrations of monosilane in N_2/air mixture.

データとも良く一致しており，本実験値は信頼できるものと考えられる。気体についてはCreitzの値に近く山鹿のに比べてかなり大きくなっている。これは山鹿の静置法が手早く行わないと酸素の消耗が生じて来ること，及びそのため消火剤混入時の吹き消えが生じ易いことのために，気体の測定がやりにくかったためであろう。

4. まとめ

カップバーナ法によって各種可燃物の拡散炎消炎濃度を測定した。この方法は，実際の火災の消火条件に近いこと，可燃性気体及び液体の両方を測定できること，実験が比較的簡易であってしかも得られたデータのばらつきはわずかであることなどの利点が挙げられる。従って，気体の測定における流量の問題について検討する必要はあるが，ISOの案[8,9]でいう消火設備の設計濃度を決めるための実験値を得る方法として適していると考えられる。

Table 2 Comparison of concentration for two methods (CO_2)

Fuel	Concentration for flame extinguishment by present method (%)	Concentration for[1] inerting by explosion method (%)
Acetylene	45	55
Acetone	19	26
Benzene	20	31
Butadiene	27	34
Butane	19	28
Carbon Disulphide	49	55
Diethyl Ether	23	38
Ethyl Alcohol	23	36
Ethylene	32	41
Gasoline	20	28
Hexane	20	29
Hydrogen	60	62
Methane	13	25
Pentane	21	29
Propane	21	30

Table 3　Comparison of flame extinguishing concentractions

Extinguishing Agent / Fuel	CO_2 (%)		N_2 (%)		Halon 1301 (%)				Halon 1211 (%)		
	Present Work	Yamashika[3]	Present Work	Yamashika[3]	Present Work	Yamashika[3]	Bajpai[5]	Creitz[2]	Present Work	Yamashika[3]	Bajpai[5]
Diethyl Ether	23	23	35	30	3.4	3.9	3.66	–	3.8	4.4	4.17
n-Pentane	21	19	27	26	2.7	3.6	–	–	3.3	3.5	–
Aceton	19	21	27	29	3.0	3.1	3.29	–	3.4	3.6	3.62
Gasoline	20	19	26	30	2.8	3.5	–	–	3.2	3.8	–
n-Heptane	21	–	28	–	3.2	–	3.30	–	3.5	–	3.56
Toluene	17	18	23	22	1.9	2.0	–	–	2.3	2.1	–
Methanol	29	28	38	37	6.3	6.5	7.05	–	7.8	7.3	7.90
Ethanol	23	23	32	33	3.3	3.5	3.65	–	4.0	4.1	4.17
Hydrogen	60	51	72	62	20	12.7	–	17.7	27	16.8	–
Methane	13	10	21	17	1.6	0.9	–	1.5	2.0	1.3	–
Ethylene	32	25	45	31	6.1	4.4	–	–	6.7	4.6	–
Acetylene	45	35	58	42	8.5	7.0	–	–	9.1	7.2	–
Propane	21	14	32	20	3.3	1.9	–	2.7	4.0	2.1	–

参考文献

1) Natl. Fire Protection Assoc. : Standard on Carbon Dioxide Extinguishing Systems, NFPA, No. 12(1972).

2) E.C. Creitz : *J. of Res. Natl. Bureau of Standard*, **65A**, P. 389-96(1961)

3) 山鹿修蔵：消防研究所報告, No.36, P. 7-12(1973)

4) 山鹿修蔵：京都大学学位論文「消火剤の消火作用に関する諸問題」(1974)

5) S.N.Bajpai : *J. Fire & Flammability*, **5**, P.255-67(1974)

6) Natl. Fire Protection Assoc. : Standand on Halogenated Extinguishing Agent Systems Halon 1301, NFPA, No. 12A(1972)
: Standard on Halogenated Extinguishing Agent Systems Halon 1211, NFPA, No. 12B(1972)

7) 山鹿修蔵：火災, **27**, No. 3, P.20-27(1977)

8) ISO/TC21/SC 5/N48E, P. 28-31(1981)

9) ISO/TC21/SC 5/N55E, P. 23-25(1983)

Flame Extinguishing Concentration by Cup Burner Method

(Abstract)

Isao Yamamoto, Kimio Sato and Shuzo Yamashika

(Received November 30, 1983)

It is important for the planning of the gaseous fire extinguishing systems to determine flame extinguishing concentrations. The flame extinguishing concentrations of 38 flammable liquids and 8 gases by adding 4 sorts of gaseous extinguishing agents are have been measured by cup burner method proposed in ISO draft.

The cup burner apparatus is shown in **Fig. 1**. The diffusion flame burns on the cup burner located in the center of the glass chimney. Air flows past the diffusion flame at the rate of 40ℓ/min, extinguishing agent is then introduced into the air stream and gradually increased. The flame extinguishing concentration is determined at the point when extinction of the flame has occurred, and shown below:

$$\text{Flame extinguishing concentration} = \frac{\text{Extinguishing agent flow rate (ℓ/min)}}{\text{Air flow rate (40ℓ/min)} + \text{Extinguishing agent flow rate (ℓ/min)}}$$

The experimental results agree well with other published ones.

開口部からの上階延焼の危険性に関する実験的研究

林　幸司・稲垣　実・山下　邦博

（昭和58年11月30日受理）

1. まえがき

耐火造建物における火災は，階段室，エレベータ室等の垂直シャフト，埋めもどしのされていない貫通部あるいは窓などの開口部から上階に拡大する。横井,[1,2,3] 小国ら[4]は開口部からの上階延焼について研究により，バルコニー*が上階延焼防止に役立つことを明らかにした。開口部からの上階延焼は，板ガラス等の破損，それにともなう火炎の噴出及び噴出高温気流の温度分布，上階開口部の開閉，あるいはバルコニー上にある可燃物量の多少などの多くの因子に影響される。著者らの知る限り，これらについての実験データは少ない。

本報は実耐火造建物を用いた火災実験が行なわれた機会に，板ガラスの熱的破損状況を観察するとともに，噴出高温気流の温度分布を求め，上階延焼危険について検討を行なったものである。

2. 実験方法

実験に使用した建物は，昭和36年に建てられたプレキャストコンクリート造四階建共同住宅(32戸)で，火災実験は主に1階(103号室)を使って行なった。この部屋の間取りは2Kで，和室の6畳間，4.5畳間各1室，他に台所，浴室，便所，押入れ，物置等で，住宅部分の床面積は36.1m²，バルコニーの床面積は5.45m²であった。天井の高さは2.34mで，天井は不燃材，壁は一部分可燃材で仕上げられ，床は居室の畳と台所の板張りの上にそれぞれじゅうたんが敷かれていた。

103号室内には日常使用している状態にするため，夫婦と子供2人の家族構成に必要と思われる家財道具を搬入し，適当な場所にセットした。6畳間のガラス戸付近には机とタンス，台所のガラス戸付近には，床に冷蔵庫と本棚，壁の上方に木製の棚を吊った。浴室のガラス窓付近には可燃物が少なかった。この実験の火災荷重は42kg/m²程度であった。103号室の平面図及び家具等の配置を**Fig.1**に示す。なお，隣接及び上階の102，202，203，303，403，104，204号室のバルコニー手すり及び物干しには布団や毛布をかけ，直上の203号室のバルコニー床にはダンボール箱を置いた。

火災は4.5畳間押入れ布団から出火したものと想定し，杉クリブに助燃材としてメチルアルコールを使用して点火した。また開口条件は，6畳間ガラス戸を¼(東側)，4.5畳間ガラス戸を½(西側)開放し，その他の外気に面する開口部は全閉とした。但し，玄関の鉄扉は簡易型火災警報器（東京消防庁消防科学研究所で測定）が鳴動したのち全開とした。

103号室内から見た南側開口部とその周辺の様子を**Fig.2**に示す。6畳間のガラス戸は引違い形式で下側はすりガラス，上側は透明ガラスであった。板ガラスの厚みは3mmで，板ガラス1枚の大きさは，下側が縦85.5cm，横43cm，上側が縦89cm，横43cmでそれぞれ4枚づつ，計8枚あった。台所のガラス戸は片開き形式で，下3枚はすりガラス，上1枚は透明ガラスであった。板ガラス1枚の大きさはすべて縦42cm，横70cmであった。また，浴室のガラス窓は大きさが縦40cm，横63cmのすりガラスが1枚あった。板ガラスの枠は，スチール製で防錆処理がなされ，板ガラスは硬化性パテにより固定されていた。

板ガラスの表面（主に外側）にはサーモ・ペイントを塗布し，温度上昇の経過を観察した。サーモ・ペイントは塗布したところの温度が一定値以上になると変色するもので，変色温度が130℃，180℃，220℃，270℃，360℃，450℃の6種類を用いた。変色は上記の温

*屋根のない手すり付きの張り出し縁をバルコニー，手すりの付いていないものをベランダと区別した。

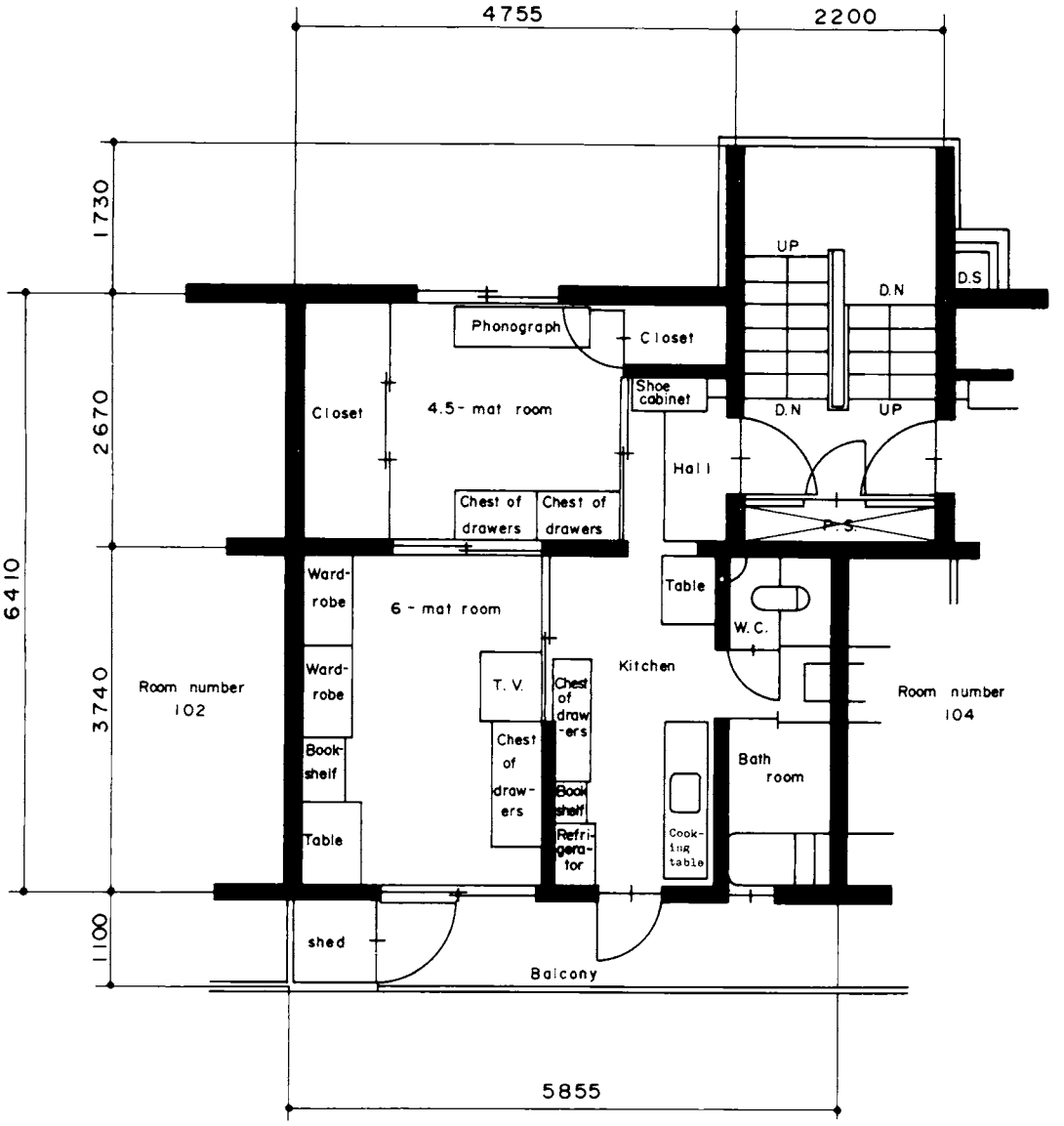
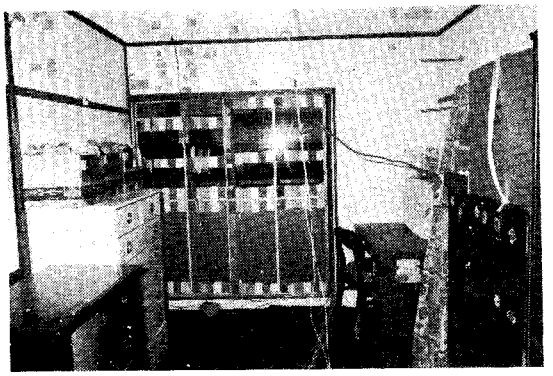


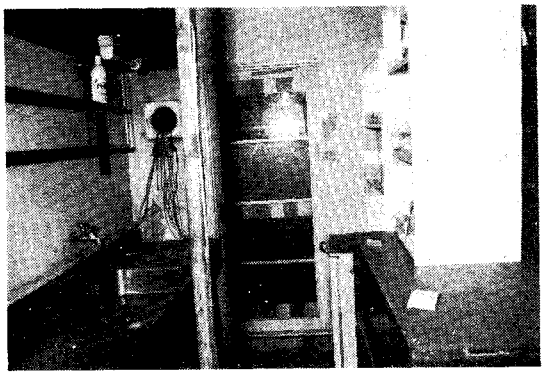
Fig. 1 Ground plan of rooms and arrangement of furniture. (Room number 103)

度順序に対応して，それぞれ紫味ピンクがにぶ青味紫，赤紫が茶黒，白が灰黒，うす黄橙がにぶ青紫，白が橙，紫が白となる。板ガラス1枚への塗布順序は，西側から東側に向かって，変色温度が高くなるようにした。なお，一色の塗布面積は縦10cm，横6cmとした。

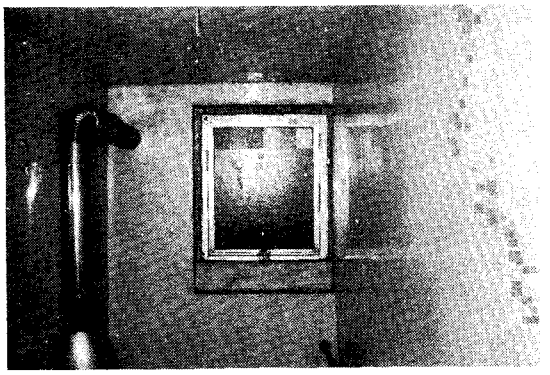
また，板ガラスの内側表面温度及び開口部からの噴出気流温度，バルコニー上にある可燃物の延焼危険を調べるため，103号室6畳間板ガラス内側表面2点，同外側及び203号室バルコニー付近12点，303号室と403号室のバルコニー床先端各1点，計16点に熱電対をセットし温度測定を行なった。板ガラス内側表面温度測定は，ガラス戸近くにポールを立て，これに熱電



(a) 6-mat room



(b) Kitchen



(c) Bath room

Fig. 2 Openings of rooms that face south and vicinities of those openings.

対の一部を固定し，先端を板ガラス表面に接触させる方法で，また板ガラス外側及びバルコニー付近の気流温度測定は，鉄棒を格子状に組み，これに熱電対を固定して行なった。なお，熱電対は，シース型とグラスウール被覆型の2種類を，あらかじめ温度を予想して使い分けた。

火災室の南側5m，地上高さ1.7mの地点に水冷ヒートシンク型の熱流束計を置き，放射照度の時間変化を測定した。

また，火災室の南側正面と建物真横（西側）にカメラをセットし，板ガラスの破損経過，サーモ・ペイントの変色経過及び火炎と煙の拡散状況を，30秒あるいは1分毎に撮影し，後で分析した。

熱電対，サーモ・ペイント及びカメラの取付位置を**Fig.3**に示す。

3. 実験結果及び検討

(1) 火災拡大状況

点火5分前の気象状況は，気温27℃，湿度59%，東南東の風1.8m/sであった。

南側開口部を通して見た，建物内の火災拡大状況を**Fig.4**に示す。点火後30秒から1分40秒までは，4.5畳間押入れから炎が見えたが，その後黒煙が噴出し炎は見えなくなった。6畳間に延焼したのは，点火後8分30秒頃と思われる。4.5畳間からの火は6畳間のじゅうたんを伝い，東側に置かれたテレビ，タンスへと燃え移った。点火後9分50秒頃には，テレビとタンスが燃えている様子がはっきりと確認できた。更に，点火後11分頃には，タンスの燃えている炎が天井まで達した。点火後13分頃には，6畳間ガラス戸の硬化性パテが炎を上げて燃え出し，更に点火後15分10秒には，6畳間東側の火は，じゅうたんを伝い西側方向に拡大し，本棚，机，タンスが燃え出した。そして点火後16分頃には，6畳間全体が火の海となった。点火後18分頃には，6畳間ガラス戸の開放されたところから，火炎が盛んに噴出し始めた。更に点火後18分30秒，6畳間の板ガラスの一部が音をたてて割れ，点火後18分40秒には，物置の戸が燃え出した。点火後20分頃，6畳間開口部からの火炎噴出と物置の戸の燃焼が最盛期に達した。

台所に延焼したのは点火後24分30秒頃で，冷蔵庫横の本棚に火がつき，この火は上方に拡大した。点火後25分頃には，台所の板ガラスにヒビが入り始めた。そして，点火後31分頃には台所全体が火の海となった。6畳間に比べ台所に延焼したのが遅かったのは，台所のガラス戸が閉まっていたことと，台所のじゅうたんの下が板張りであったことによるものと思われる。また，ガラス窓の閉めてあった浴室に延焼したのも，点

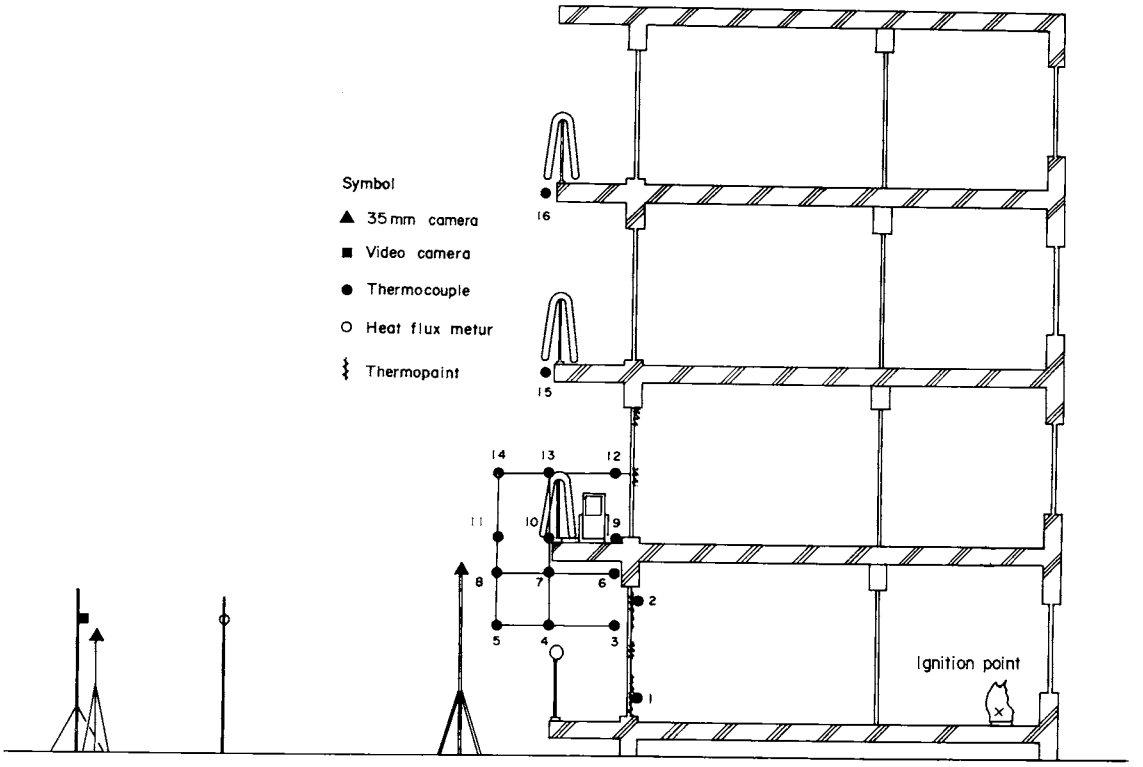


Fig. 3 Plan of measurement points.

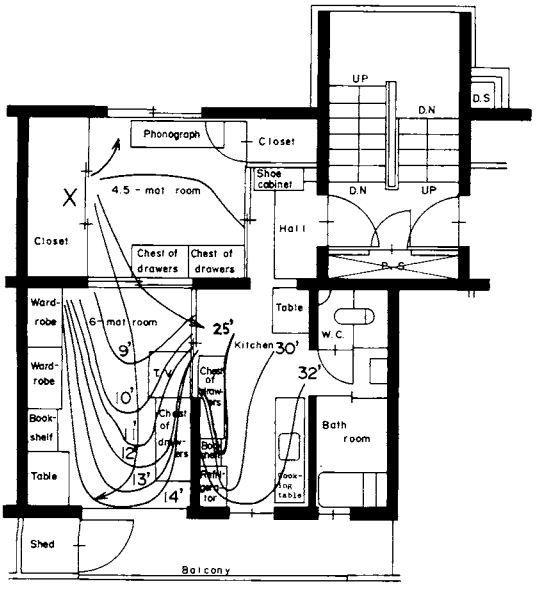


Fig. 4 Spread of fire in the apartment.

火後30分以降と遅かった。

203号室バルコニー床に置かれたダンボール箱に着火したのは点火後21分50秒で，更に点火後22分10秒には，203号室バルコニー物干しにかけてあった布団に燃え移り，点火後22分25秒には布団がバルコニー床に落ちたがまだ燃えていた。

また，403号室バルコニー物干しにかけてあった毛布が，点火後28分頃燃え出したが，これは飛火によるものと推定される。

Fig.4 は開放されたガラス戸（開口部）の方向に火災拡大がはやく進むこと，及び耐火造建物で天井が不燃材仕上げの場合には，ガラス戸（開口部）の開閉の違いによって，火災の進展が10分以上も違ってくることを示している。

なお，消火のための放水を開始したのは，点火後31分30秒頃であった。

(2) 板ガラスの熱的破損

6畳間板ガラスの内側表面温度の時間変化を **Fig.5** に示す。図の中で**H**は床からの高さを示す。床上165cmの

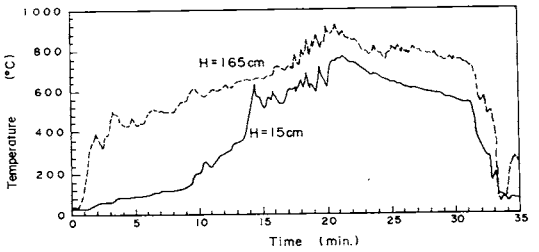


Fig. 5 Surface temperature of plate glasses.
H: hight above floor

温度は，点火後1分たらずで煙がおしよせたため急激に上昇し始め，点火後3分頃にはすでに400℃になり，それ以後はゆるやかな上昇であった。一方床上15cmの温度は，点火後ゆるやかに上昇し始め，点火後10分(150℃）からは上昇率が高くなり，400℃に達したのは点火後14分頃であった。このように床からの高さの違いによる温度上昇の差が明確に出た。

6畳間の板ガラスが破損し始めたのは点火後16分30秒頃からで，大部分は点火後20分頃までに破損した。板ガラスの破損経過を **Fig.6** に示す。最初に破損したのは，二重になっていた **B** 部外側上方左で，次いで **A** 部下方，**B** 部内側上方，**C** 部上・下方と続いた。透明ガラスとすりガラスの破損の違いは，今回の実験では認められなかった。比較的燃焼の激しかった部分から破損したことから，板ガラスの破損は，板ガラス付近の可燃物の燃焼状況に左右されたことがわかった。板ガラスが破損した時の板ガラス表面温度は，450℃以上に達していた。板ガラスが破損する温度について，加熱試験炉を使用した実験[5]によると，加熱側ガラス面の最高温度が平均約300℃であった。(ガラス板の厚さは5mm，8mm及び12mmの透明フロート板ガラス）今回の実験結果は，それより高い温度となった。

台所（**E** 部）の板ガラスは，点火後25分頃からヒビが入り始めたが，最後まで破損しなかった。しかし消火の為の注水により破損した。このように加熱された板ガラスは，急冷することにより破損することがわかった。

なお。全閉の203号室南側開口部の板ガラスは，全て破損しなかった。

サーモ・ペイントの塗布状況と変色の様子を **Fig.7 (a), (b)** に示す。**C** 部(**Fig.6**) 床上80cmの地点のサーモ・ペイントは，黄橙から青紫に変化し，この地点の温度は270℃以上に達していることがわかる。また，サーモ・ペイントから推定した板ガラス表面温度の時間変化を **Fig.8(a)～(d)** に示す。板ガラスの上方は黒煙により見えなくなってしまったものの，下方は煙に遮ぎられることなく観測できた。**B** 部は二重になって

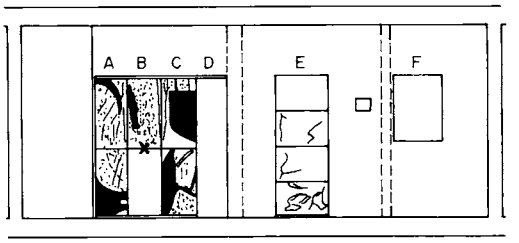


Fig. 6 Progress of damage of plate glasses.
- ■ Broken 17 to 19 minutes after fire started
- ▨ Broken 19 to 21 minutes after fire started
- □ Not damaged
- ▨ State of crack

(a) Soon after start of fire

(b) 11 minutes after start of fire

Fig. 7 Plate glasses painted in thermopaint and thermopaint changed it's colour as temperature raised.

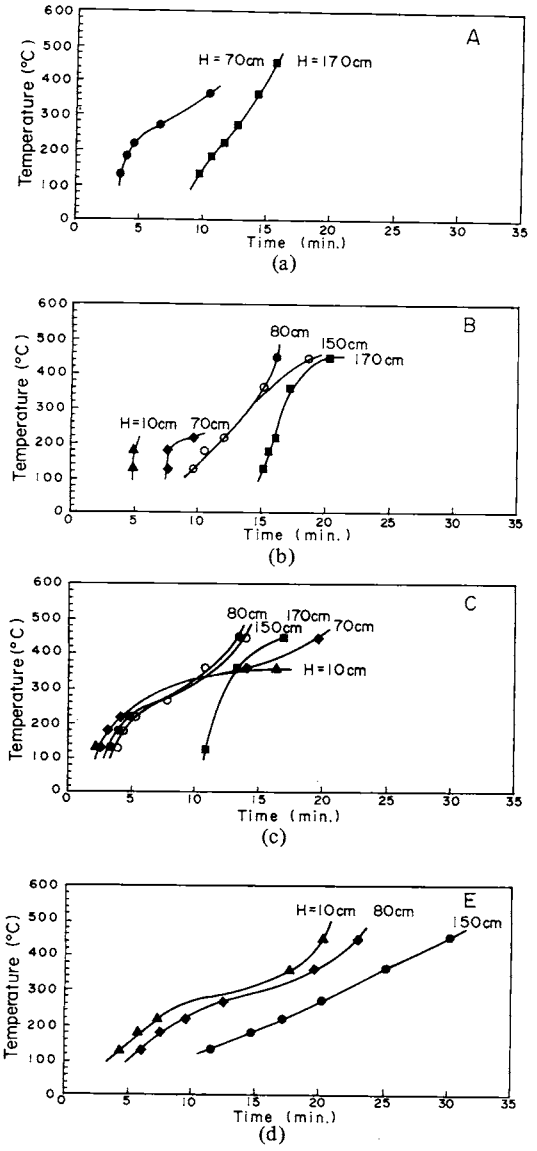


Fig. 8 Variation of surface temperature of plate glass with time.
(Based on change of colour of thermopaint.)
H: height above floor

いて外側板ガラスの温度上昇が**A**，**C**部よりも4～5分遅かった。また，同じ部分でも下の方が上の方に比べ，温度上昇が遅かったことは**Fig.5**と同じである。

(3) バルコニーの熱気流遮断効果

点火後18分頃から，6畳間の開放されたところより火炎が活発に噴出し始め，火炎は203号室バルコニーの床先端付近まで伸びた。203号室バルコニー付近の

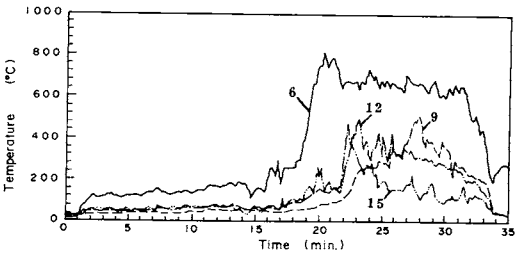


Fig. 9 Variations of air temperature in the vicinity of balcony with time at the points of 6, 9, 12 and 15 indicated in **Fig. 3.**

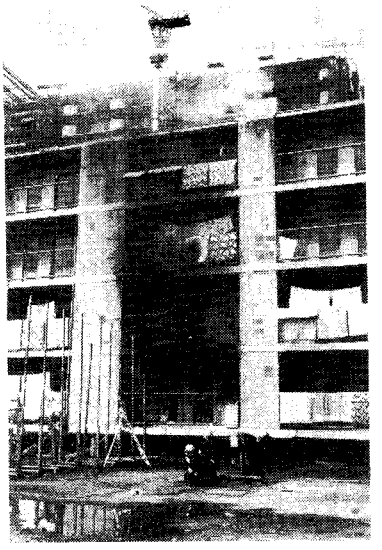
気流温度の時間変化を**Fig.9**に示す。気流温度は，点火後18分頃まではそれ程大きな変化はなく，その後急激に上昇し，点火後20分頃最高値を示した。これは，点火後18分30秒6畳間板ガラスの破損が激しくなったため，火炎と煙が急激に噴出したことによるものと思われる。

303号室バルコニー床先端と203号室バルコニー床より115cm上方の地点は点火後23分頃，また203号室バルコニー床より15cm上方の地点は点火後28分頃，それぞれ最高値を示した。これは，点火後21分50秒，203号室バルコニー床のダンボール箱，次いで物干しにかけてあった布団へと燃え移り，点火後23分頃最盛期に達したためと，そのダンボール箱が燃え落ちたためと思われる。ダンボール箱と布団が燃焼している様子を**Fig.10(a), (b)**に示す。

また，点火後10分，20分，23分，30分のバルコニー付近の温度分布を**Fig.11(a)～(d)**に示す。火災最盛期の点火後20分の203号室バルコニーの上方と下方の温度を比較すると，上方の温度は下方よりも約600℃以上も低く，バルコニーが火炎の立上りを抑制していたことがわかる。このように，点火後23分頃まで温度差が大きくなった理由は，バルコニーの熱気流遮断効果に熱気流の回り込みを布団が抑制したことが重なったためと考えられる。

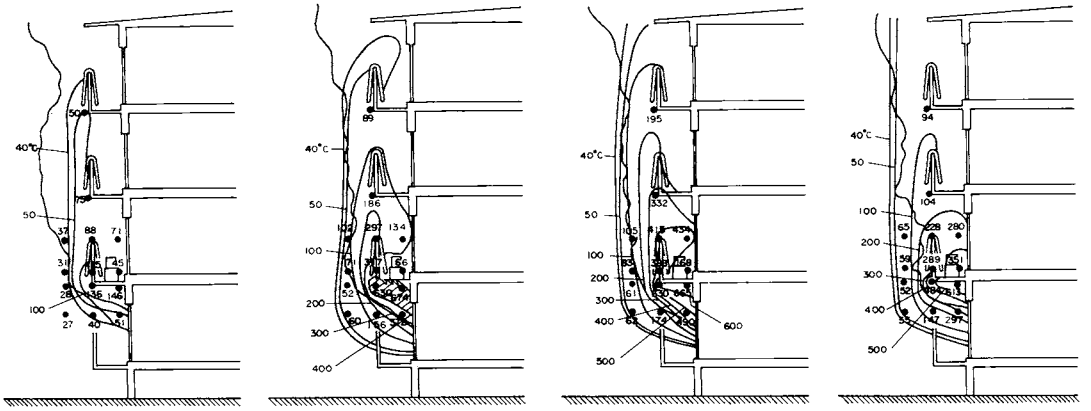
手すりにかけてある布団が燃え出す熱的条件を明らかにする為，バルコニー床先端付近の温度と高さの関係について検討する。103号室6畳間開口部の中心を噴出高温気流の原点とみなし，火災上昇気流の主軸に沿った高さ（煙の拡散状況から主軸はバルコニー床先端付近にあることがわかる）と気流温度上昇値（大気温度との差）の関係を**Fig.12**に示す。図中の一点鎖線は点熱源上の温度上昇値と高さの関係（$-5/3$乗則[1)]）を示す。203号室バルコニー手すりにかけてあった布団が

(a) 23 minutes after start of fire



(b) 30 minutes after start of fire

Fig. 10 Spread of fire to corrugated cardboard boxes and quits.



(a) T = 10 min　(b) T = 20 min　(c) T = 23 min　(d) T = 30 min

Fig. 11 Temperature profiles in the vicinity of balconies. Contour of constant temperature.

燃え出したのは，点火後22分30秒頃で，布団下端付近の気流温度は280℃程度まで達していた。布団が盛んに燃えた時期は，点火後23分から27分頃で，この期間の温度減衰は小さい。303号室バルコニー床先端付近の気流温度は，最高380℃まで達していたものの，その持続時間が短かく，その地点の布団は着火しなかった。203号室バルコニー手すりの布団が燃え出すまでの期間についてみると，原点から十分に離れた領域では，気流温度は$-\frac{5}{3}$乗則に従って減衰する傾向がみられた。バルコニーは一般的に高温気流の流れを乱して温度減衰を促進させる。これに対し，南よりの弱い外部風が建物外壁に向って吹きつけたため，噴出高温気流が建物外壁に沿って流れ（一種のwalljet），結果的に外部風がバルコニーの効果を抑制したためと推定される。

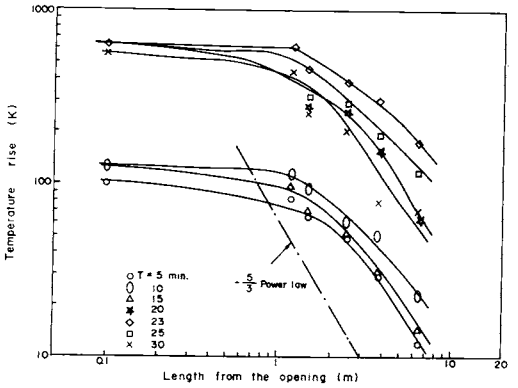


Fig. 12 Variation of air temperature on principal axis of ascending air current of fire with distance from opening.

(4) 開口部周辺の放射照度

熱流束計で測定した建物南側開口部周辺の放射照度の時間変化を **Fig.13** に示す。(熱流束計の受熱面は，**Fig.6** の×印（B部対角線の交点）に向けていた）点火後10分頃まではほぼ一定であるが，¼開放したところから火炎が見えると徐々に増加し，板ガラス破損にともない開口部から火炎の噴出が激しくなると，急激に増加した。そして，203号室バルコニー床にあったダンボール箱の布団が燃えた点火後22分30秒頃，4500 kcal/m²・hrと最高値を示した。木造モルタル建物を使った火災実験[6]では，建物からの距離，地上高さを同じとした場合，推定で最高30,000kcal/m²・hrとなり，大きな差が生じた。これは，今回の実験では開口部からの火炎噴出が少なかったためと思われる。

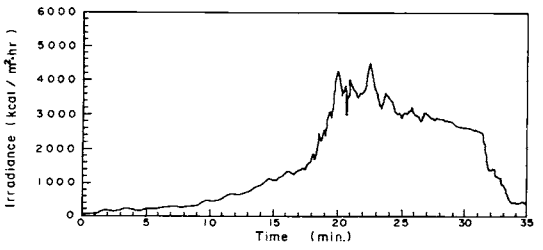


Fig. 13 Variation of irradiance with time. (5 m from south side of the building.)

4. まとめ

1)板ガラスの破損は，その付近の可燃物の燃焼状況に左右され，破損落下することにより，建物内の燃焼が更に促進されることが確かめられた。なお，透明ガラスとすりガラスの破損の違いは認められなかった。板ガラスが破損した時の表面温度は450℃以上と，加熱試験炉を使用した実験の結果より高い値となった。

2)バルコニー付近の温度分布から，火災最盛期におけるバルコニー床の上方温度は，下方温度に比べ約600℃以上も低く，バルコニーの上階延焼防止効果が確かめられた。

3)上階バルコニー手すりにほしてある布団，あるいはバルコニー床の可燃物が媒体となって，上階延焼の危険を高めた。2階の開口部が閉めてあったことと，布団と可燃物の燃焼時間が短かく，2階の室内には延焼しなかった。

4)建物から5m離れた地点の放射照度は，最高4500 kcal/m²・hrと木造・防火造建物火災よりはるかに低かった。

5)天井が不燃材仕上げの耐火造建物では，火災の進展が遅く，燃焼域は酸素補給の十分な開口部の開いている区域を中心に拡大したことが確認された。

(謝辞)

今回の火災実験は，昭和58年10月5日，東京都江東区豊洲にて，東京都住宅局，住宅・都市整備公団の協力を得て，実験安全総括責任者（消防研究所中川登，東京消防庁消防科学研究所西村明允）のもとで行なわれたものである。実験の設営，警戒等は主に東京消防庁消防科学研究所が担当しており，本報告の研究テーマについて，観測の機会を与えられたことに対し，深く謝意を表するものである。また，写真撮影については，消防研究所高橋哲室長ならびに宮崎早苗技官の御協力を得たことに対し，あわせて謝意を表します。

参考文献

1）横井鎮男：日本建築学会論文報告集 No.60 P.513 (1958)
2）横井鎮男：日本建築学会論文報告集 No.61 P.107 (1959)
3）横井鎮男：日本建築学会論文報告集 No.62 P.122 (1959)
4）小国勝男，中谷親夫，武田忠義，藤中英生，高田司：日本火災学会大会学術講演会概要集 P.55 (1983)
5）東京消防庁消防科学研究所：消防活動と窓ガラスに関する研究 P.16 (1980)

6）山下邦博，林幸司，稲垣実：消防研究所報告
No.56 P.27（1983）

Experimental Study of Fire Spread to Upper Stories from Openings

(Abstract)

Koji Hayashi, Minoru Inagaki and Kunihiro Yamashita

(Received November 30, 1983)

Fire spread to upper stories from openings was examined in a fire experiment of a fire-resistive building. The rooms burned in this experiment had a floor area of 36.1 m^2 in total. Temperatures of air in the vicinity of balconies and radiative heat flux around fire were measured.

Results are summarized as follows.

(1) The fire in the room became active after the breaking of plate-glasses. The breaking times of plate-glasses were governed by the burning behaviour of combustibles near the openings. The plate-glasses were broken when the surface temperature rose above 450°C.

(2) Spread of fire to upper stories was obstructed by the balcony, that was recognized from temperature profiles in the vicinity of the balcony.

(3) Spread of fire to upper stories were promoted by quits on the balustrade of balcony and combustibles on the balcony of upper stories.

(4) The maximum irradiance at the point 5 m away from south side of the building was 4,500 kcal/m^2·h, and it was much lower than that of a wooden house fire or a mortar-plastered house fire.

タンク火災の燃焼性状に及ぼすフリーボードの影響

古積　博・湯本　太郎

（昭和58年11月30日受理）

1. まえがき

石油タンクの火災の研究は，多くの場合，タンク側壁最上部近くまで燃料を入れた状態で実験を行っている[1]。これはこの条件の時に火災からの放射熱が最大となり，最も危険性が大きいためである。しかし，タンク壁上縁から液体までの距離の違いが火災性状に及ぼす影響について調べた研究は少なく，また，内容も燃焼速度（液面降下速度）に関するものがほとんどである[2-6]。そこで，タンク内の石油がある程度少ない時の燃焼性状を調べるために直径30cm，深さ１ｍの鋼製タンクを使い，ヘプタンを燃料として，点火時のタンク壁上縁から液面までの距離（以下，「初期フリーボード長さ」と呼び，IFBと略す。）を３～60cmまで変化させ，火炎温度，燃焼速度，火炎内ガス組成，火炎への流入空気量等の燃焼特性の違いを実験的に調べたので報告する。

2. 実験方法

あらかじめ，水を張った鋼製タンクにn-ヘプタンを入れ，その燃焼時間が20分以上になるようにその厚さを１～３cmにし，水深を調整することによってIFBを３～60cmに設定した後，点火棒によって点火し，点火後は燃料の供給は行わなかった。なお，実験はいずれも所内の屋内実験場でほぼ無風の状態で行った。

2.1 火炎温度の測定法

タンク中心軸上の火炎温度を５～12組のクロメル・アルメル熱電対によって測定した。熱電対は素線径0.32㎜でガラス製シースのものを使用した。熱電対からの出力は小型多点温度記録計に30秒間隔で記録した。

2.2 燃焼速度の測定法

燃焼速度は差動トランス型浮子式液面計（測定範囲最大50㎜）で測定した。液面計からの出力はアナログレコーダーに記録した。

2.3 火炎周期の測定法

自作の放射計（時定数0.02秒）を使って火炎からの放射を求め，その単位時間におけるピークの数から火炎振動の周期を求めた。

2.4 ガス組成の測定法

前報[7]同様，１回の実験で主としてタンク中心軸上３～５箇所の火炎内ガスを同時に採集し，５台のガスクロマトグラフによって分析した。また，酸素はガルバニ電池式の酸素濃度計，二酸化炭素及び一酸化炭素は非分散型赤外線分光方式の濃度計により連続分析も行った。濃度計の出力はアナログレコーダーに記録した。なお，フリーボード内のガスはタンク側壁に穴を開けてサンプリング管を通して採集した。

2.5 火炎流入空気量の測定法

四塩化チタンは空気中で水酸化物を作って白煙を生じ可視化出来るので，その動きを調べることで，火炎周辺の空気の移動状態を知ることが出来る。そこで火炎及び白煙の動きを８㎜カメラ（24コマ/秒）で撮影し，単位時間に白煙が動く距離からその速度を求め，このうちのタンク中心軸へ水平に向う成分を求めた。そして，タンク壁に沿った各高さにおけるこれらの値の平均値を使って火炎内に入る空気の量を求めた。

3. 実験結果と考察

3.1 火炎温度

実験で対象とした火炎はすべて乱流炎であり，定常燃焼時でも火炎温度は常に変動しており，特にIFBが大きくなるとそれが顕著になった。タンク中心軸上において液面からの距離（以下，「高さ」という。）とそれぞれの高さにおける時間平均的な温度との関係を **Fig.**

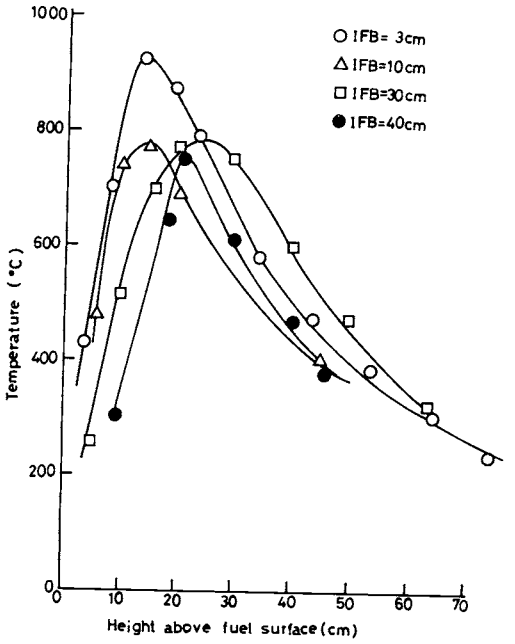


Fig. 1 Temperature profile along the flame axis.

1に示す。IFBが3cmの場合には火炎内温度は高さが15cm付近で最高となる。IFBが大きくなると最高温度を示す位置は上方にずれ，温度も全体として低下する。これは，IFBが大きくなると周囲からの流入空気が液面まで達しないで，火炎が液面から離れるためと考えられる。そこで前報[7]等によれば火炎の形状が温度250℃の等温線と大体一致することから火炎下端の位置を温度250℃の位置と仮定して本図から求めるとIFBが3cmの時，液面から1cmの高さまで炎は存在するが，IFBが10cm，30cm，40cmの時にはそれぞれ2.5cm，4.5cm，9.0cmと液面から離れていることがわかる。

また，IFBが3cm及び10cmの時にはタンク壁上端より高い位置で最高温度となるが，IFBが大きくなるとその位置はタンク空間部内に留まる。これは炎が小さくなり，その大部分がタンク空間部内にあるためで，この結果，周囲への放射熱も小さくなった。

3.2 燃焼速度

燃焼速度とIFBの関係を**Fig. 2**に示す。燃焼速度は，IFBが10cm付近までわずかずつ増加し，これよりIFBが大きくなると急激に減少した。

3.3 火炎振動の周期

IFBと火炎振動の周期との関係を**Fig. 3**に示す。IFBの増加と共にその周期が長くなっているが，**Fig. 3**から

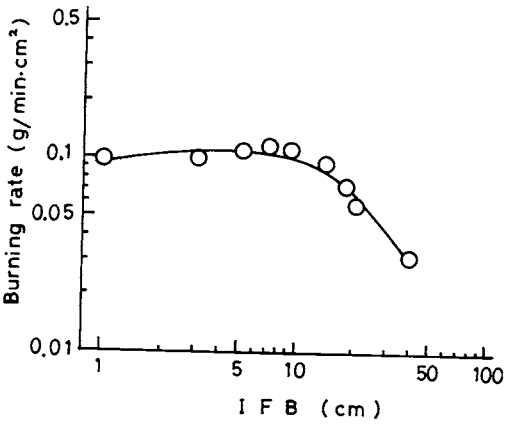


Fig. 2 Burning rate as a function of IFB length.

周期とIFBの間に次のような関係が求まった。

$$\log\tau = 0.0075F - 0.38$$

ここでτは火炎振動の周期(s)，FはIFBの長さ(cm)である。IFBが50cmの場合，周期は約1.1秒となったが，これはIFBが3cmの直径2mのタンクの火炎の振動周期[8]とほぼ同じであり，周囲からの空気流入が悪くなっているためと考えられる。

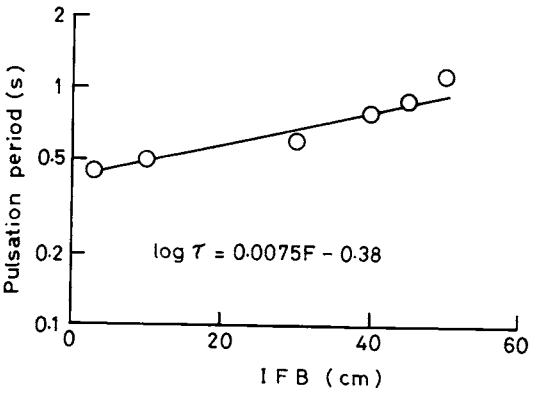
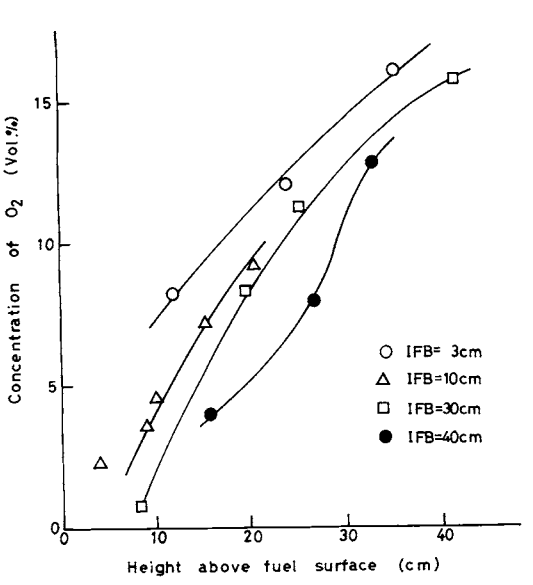


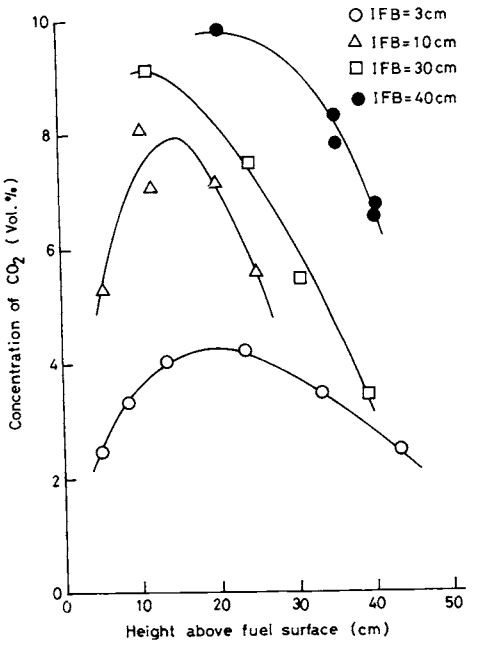
Fig. 3 Flame pulsation period as a function of IFB length.
τ: Pulsation period (s), F: IFB length (cm)

3.4 火炎内ガス組成

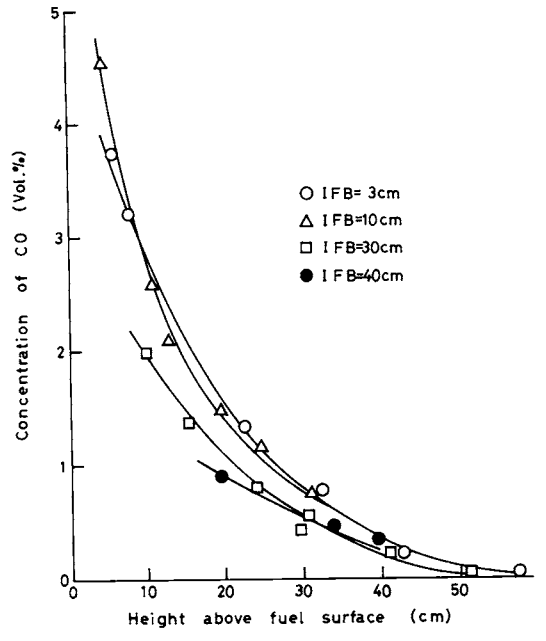
分析した化学種は酸素，窒素，二酸化炭素，一酸化炭素，C_1～C_7の炭化水素等約20種である。このうち，タンク中心軸上の酸素，二酸化炭素，一酸化炭素及びエチレンの濃度と高さの関係を**Fig. 4**に示す。



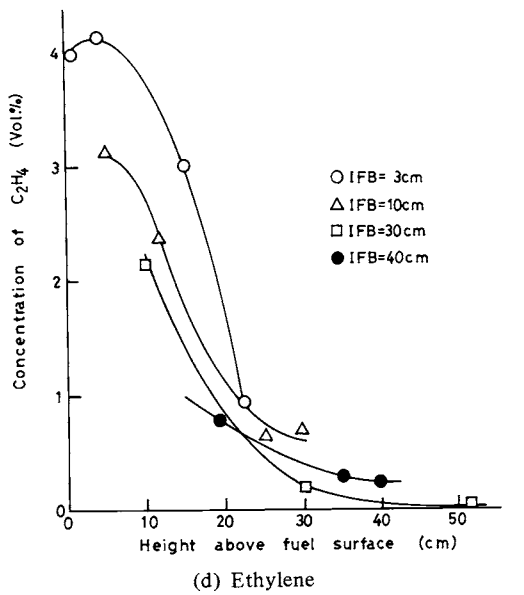
(a) Oxygen



(b) Carbon dioxide



(c) Carbon monoxide



(d) Ethylene

Fig. 4 Gas composition profiles along the flame axis.

酸素濃度は高さが同じ場合にはIFBが増加すると共に減少しており，流入空気量が減っていることを示している（**Fig. 4 (a)**）。

二酸化炭素の濃度は高さ15～30cm付近で濃度のピークが出来ている。この位置は最高温度を示す位置と大体一致している。また，IFBの増加と共に濃度は増え，IFBが40cmの時には10%にも達する（**Fig. 4 (b)**）。

一酸化炭素の濃度は高さと共に減少しているが，燃焼反応の中間的な生成物であることから液面近くでピークが出来ると考えられる。また，IFBの増加と共に

減少し，燃焼が良く行われていると考えられる（**Fig. 4 (c)**）。

エチレンは分解により生じる炭化水素の中で量が最も多いので，それらの代表として示したが濃度が高さと共に減少し，また，IFBの増加と共に減少する傾向は一酸化炭素と大体似ている（**Fig. 4 (d)**）。

次に燃焼の度合いをみるために前報[7]同様，二酸化炭素の濃度をヘプタン及びヘプタンの分解から生じた未燃の可燃性ガスであるメタン，エチレン，アセチレン，エタン，プロピレン，ブテン，ベンゼン，水素及び一酸化炭素の濃度の総和で割った無次元の二酸化炭素濃度と高さの関係を**Fig. 5**に示す。燃焼は高さと共に進んでいるので無次元の二酸化炭素の濃度も増している。また，IFBの増加と共にその値は大きくなっており，IFBが大きい程，燃焼が盛んなことがわかる。

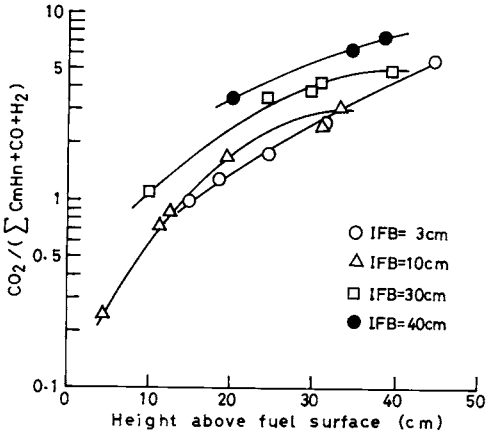


Fig. 5 Dimensionless carbon dioxide concentration (C_mH_n: hydrocarbons).

3.5　火炎への流入空気

(1)　四塩化チタンによる方法

火炎の形をタンクの直径と同じ直径の円筒と仮定し，その円筒状火炎面に沿った四塩化チタンを用いて得た空気の移動速度から水平方向の速度を求め，これを火炎内への空気の流入速度として計算によって空気流入量を求めた。火炎への空気流入量はそれぞれの高さにおける円周上の空気流入量をQ〔g/cm・min〕，火炎の半径をR_0〔cm〕，空気の密度をρ〔g/cm³〕，水平方向の流入速度を$\bar{v}$〔cm/min〕とすると

$$Q=2\pi R_0\rho\bar{v}$$

で求められる。IFBが3cm及び40cmの場合について空気流入量の平均値と高さの関係を**Fig. 6**に示す。IFB

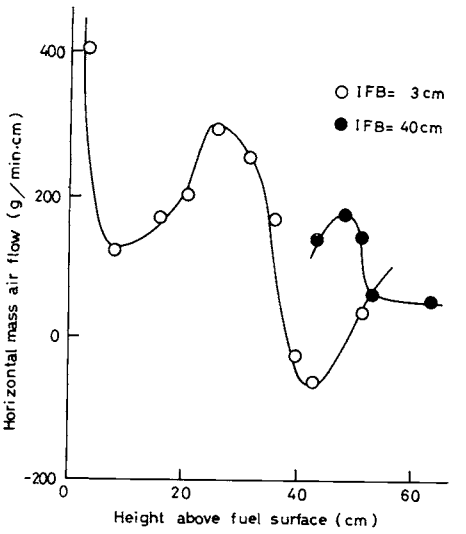


Fig. 6 Horizontal mass air flow through a cylindrical surface.

が3cmの場合には，高さ5cm（タンク上縁からは2cm）付近で大量に空気が入ると共に高さ28cm付近でも空気が多く流入する部分がある。また，高さ40cm以上では，乱れが激しく移動の方向が外向きになることも多い。IFBが40cmの場合には，高さ48cm（タンク上縁からは8cm）付近で流入量は最大となり，50cm付近では急激に減少している。両者はタンク壁のやや上部で流入空気量が大きいことは同じであるが，IFBが大きくなるとその絶対値は大きく減少している。これらの曲線を高さ70cmまで図積分するとIFBが3cmの場合の火炎への流入空気量は9,750g/min，40cmでは2,520g/minとなった。

ヘプタン1gを完全燃焼させるために必要な理論空気量は15.3gである。一方，ヘプタンの燃焼速度はIFBが3cmの時は0.1g/min・cm²，40cmの時は0.032g/min・cmであるので，これらの条件でヘプタンを完全燃焼させるのに必要な理論空気量はそれぞれ1,081g/min，346g/minである。従って，高さ70cmまでに火炎に流入する空気量は理論的に必要な空気量のそれぞれ，9.0倍，7.3倍である。IFBが大きい場合，流入空気量は確かに減っているが，理論必要量との比から考えると大きな減少とは言えない。

(2)　ガス分析による方法

四塩化チタンをトレーサーとして用いることで火炎内に入る全空気量は求められたが，火炎中心軸に達する空気量は火炎中心軸上のガス組成をもとに計算によ

って求められる。ヘプタンは周囲から流入する空気（酸素）によって酸化されてその大部分は最終的には二酸化炭素と水になる。空気中にわずかに存在するアルゴン以下の希ガス等を無視すると反応式は

$C_7H_{16}+(11O_2+41.4N_2)\rightarrow 7CO_2+8H_2O+41.4N_2$

液面に極めて近い位置でのガス組成はヘプタンがほぼ100%の状態である。これが空気で希釈されながら分解，酸化されて行くことから，ヘプタン中の炭素原子に注目して，高さが0cmの時は$C_7H_{16}=100\%$であるので，$7\times100=700$とし，その分解，酸化によって生じた炭素含有物中の炭素原子数と対応する炭素含有物濃度の積をそれぞれ求め，その和との比（空気流入度）から流入空気量が求まる。即ち，

$$\Sigma(Ni\times Ci)/700=1/D$$

ここに，Niはi分子中の炭素数（例えば，エチレンは2，二酸化炭素は1），Ciはi分子の濃度（Vol.%），Dは空気流入度である。

一方，ヘプタン1モルが完全燃焼した場合のDは56.4であるので，各高さにおけるDを56.4で割った，いわゆる無次元の流入空気量を**Fig. 7**に示す。これから高さが高くなる程，流入空気量は増し，また，IFBが大きくなると減少しているのがわかる。また，四塩化チタンを使う方法に比べると例えばIFBが3cmの時，30cmの高さにおいて中心軸まで達する流入空気は，四塩化チタンを使って得た流入空気量の⅓程度にすぎない。

3.6　火炎内の酸素分布

火炎への無次元の流入空気量はIFBの増加と共に減少している（**Fig. 7**）。一方，二酸化炭素の濃度は増加しており，燃焼反応は進んでいる（**Fig. 5**）。このことからIFBが大きい場合には流入空気量は減少するが，空気と燃料の混合は良くなり，燃焼反応が進んだと考えられる。そこで火炎内の空気－燃料の混合状態を調べるため火炎内の酸素濃度の半径方向の分布を測定した。中心軸上，中心軸から6cm（IFBが40cmの場合のみ）及び12cmの軸上での濃度の違いをIFBが3cm，10cm及び40cmの場合について示したのがそれぞれ**Fig. 8 (a)～(c)**である。IFBが3cmの場合には中心軸から12cmの軸上においては高さ8cm程度で酸素濃度は20%を越えているが，中心軸上においては3%程度である。IFBが40cmの場合には中心軸上，中心軸から12cmの軸上共にIFBが3cmの場合に比べて酸素濃度は減っていて中心軸上と軸から12cmの所の差は小さくなっている。また，IFBが10cmの場合はこれらの中間的な結果が得られている。そこで，この結果をもとにして高さ30cmにおける中心軸と中心から12cmの軸上での酸素濃度の比をとり，IFBとの関係を示したのが**Fig. 9**である。これからIFBが大きくなるとタンク空間部内で半径方向の酸素濃度の差が小さくなっており，混合が良く行われているといえる。

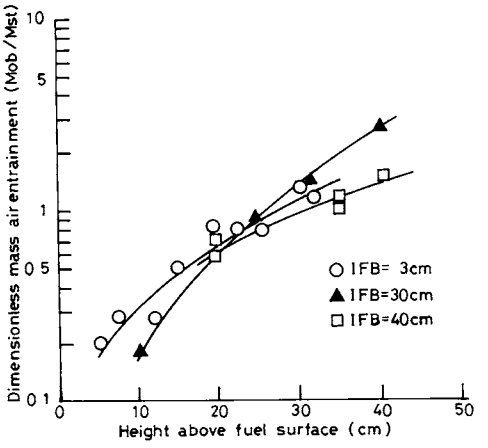
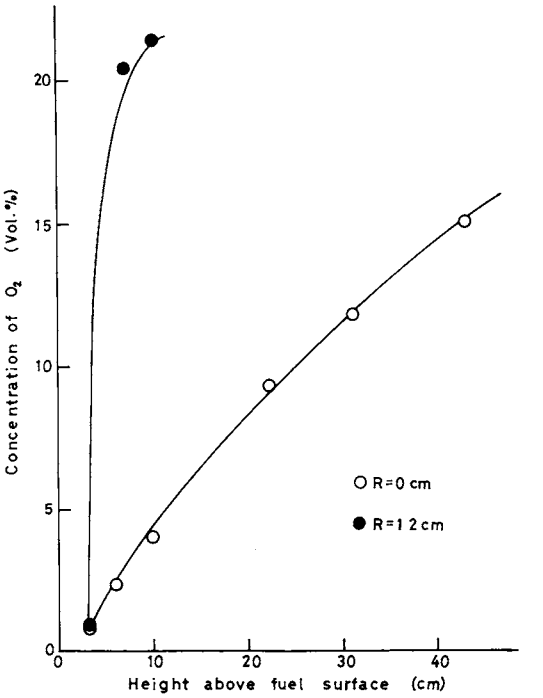
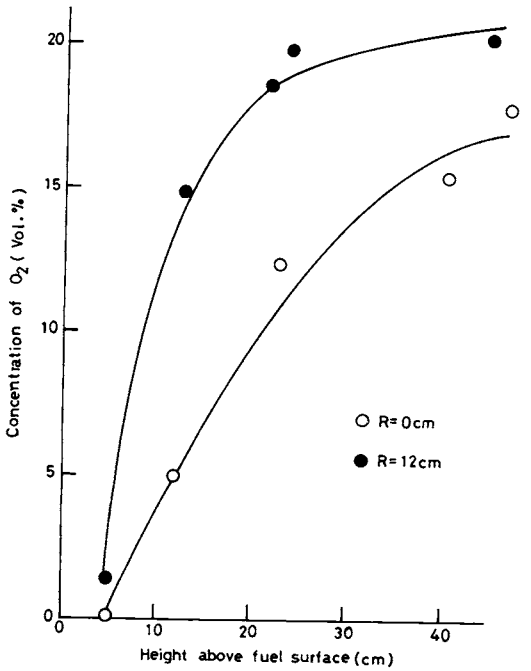


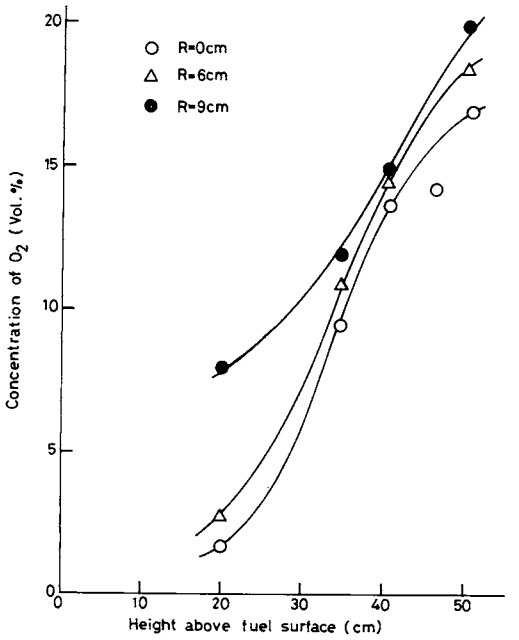
Fig. 7 Dimensionless mass air entrainment along the flame axis based on gas compositions (Mob: mass air entrainment, Mst: mass air required for stoichiometric combustion of heptane).



(a) IFB = 3 cm



(b) IFB = 30 cm



(c) IFB = 40 cm

Fig. 8 Oxygen profiles along the lines of flame axis, and 6 cm and 12 cm from one.
R: distance from flame axis.

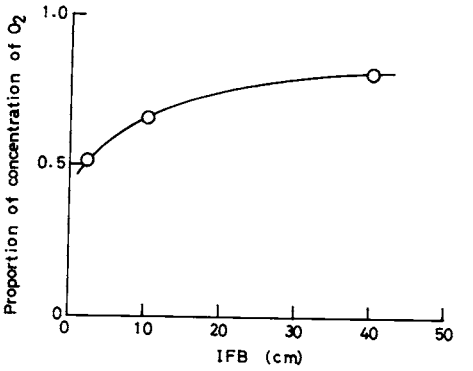


Fig. 9 Proportion of oxygen concentrations between flame axis and 12 cm from one (30 cm height from fuel surface).

4. まとめ

直径30cm，高さ1mの鋼製タンクで初期フリーボード（IFB）を3～60cmに変化させてヘプタンの火炎温度，燃焼速度，ガス濃度等を測定し，次のような点がわかった。

1) IFBが大きくなると，火炎は小さくなり，かつ，不安定になる。また，火炎温度も低くなり，火炎の色も薄くなる。この結果，液面への熱のフィードバックが減り燃焼速度が減少する。

2) 火炎の振動周期はIFBが大きくなると長くなり，周囲からの流入空気が減少していることを示している。

3) 火炎への空気流入量は四塩化チタンによって生じる白煙の観測から，また，火炎中心軸まで達する空気量は中心軸上のガス分析から求まる。同一高さで四塩化チタンによる方法とガス分析による方法を比較すれば後者の方が流入空気量は少なくなっている。

4) IFBが大きくなると，火炎中心軸上の酸素濃度は減少し，液面付近ではほとんど零となっている。一方，二酸化炭素はIFBが大きい時，多く発生している。従ってIFBが大きい時，流入空気量は減り，かつ，液面付近まで空気が余り達していないが，燃焼速度も大きく減少するため，燃焼性状はむしろ良くなっている。

5) タンク空間部内の酸素濃度の分布から，IFBが大きい時，タンク内の水平方向では燃料と空気の混合が良いことがわかった。この結果，流入空気量が少なくても燃焼が良いと考えられる。

終りに，実験を手伝って下さった東京理科大学工業化学科卒業研究生の坂本和也氏に感謝の意を表します。

参考文献

1) 例えば，Yumoto, T., Koseki, H.：Gross structure of heptane pool fire：Some experimental results, *Fire Science and Technology* **2** (2) 91 (1982)

2) Blinov, V. I., Khudyakov, G. N.：Diffusion Burning of Liquids, *Izv. Akad. Nauk SSSR, Moscow*, (1961) *Engl. transl., U. S. Army Engineering Research and Development Laboratories*, T-1490 a-c, Astia AD 296 762, P. 109

3) Artemenko, E. S., Blinov, V. I.：Burning of liquids in vessels with change of level, *Fizika Goreniya i Vzryva*, **4** (1) 69 (1968) *Eng. transl., Comb. Explosion and Shock waves*, **4-1**, 39 (1968)

4) Magnus, G.：International Symp. on the Use of Models in Firc Research, W. G. Berl (Ed.), National Research Council, Washington D. C., 76 (1961)

5) 湯本太郎，小堀　衛，半田　隆：タンク上部部分燃焼における石油の燃焼性状，安全工学　**19**，258 (1980)

6) 湯本太郎，小堀　衛，古積　博，半田　隆：タンク本体が大きい場合のタンク上部部分燃焼における石油の燃焼性状，安全工学　**20**，280 (1981)

7) 湯本太郎，古積　博：ヘプタンの燃焼特性におよぼすタンク直径の影響，消防研究所報告　55号　71 (1983)

8) 湯本太郎，古積　博：未発表

Effect of Initial Free Board on Combustion Characteristics of Tank Fires

(Abstract)

Hiroshi Koseki and Taro Yumoto

(Received November 30, 1983)

An experimental study was made to explore the effect of initial free board (IFB) length on the combustion characteristics of oil tank fires under windless conditions. IFB setting was varied between 3 cm and 60 cm; heptane was burned in a 30 cm diameter tank.

Measurements were made on flame temperature, gas composition, air entrainment, burning rate of fuel, and flame pulsation period.

The conclusions obtained are summarized as follows:

(1) When IFB increases, the fire size, average flame temperature and the burning rate decrease, exclusive of the increase in flame pulsation wide in a vertical.

(2) The larger IFB is, the less rapid the flame pulsation period is; according to this, it is surmised that air entrainment decreases.

(3) When IFB is large, O_2 concentration at the fixed height from the fuel surface decreases and is almost 0% near the fuel surface. On the other hand, CO_2 concentration increases. Accordingly, it is surmised that combustion is proceeding unimpeded in spite of decreased entrainment.

(4) From gas analysis and state of gas flow visualized using $TiCl_4$ tracer, it is found that air entrainment decreases when IFB is large.

(5) By graphing the distribution of O_2 in tank void space, it is found that air and fuel are well mixed; therefore combustion is unimpeded.

林野火災出火件数の重回帰分析

寒河江幸平・佐々木弘明

（昭和58年11月30日受理）

1. はじめに

林野火災出火件数と気象要素との関連については，これまでにいくつか論じられている。[1~8]しかし，それらは，出火件数と気象要素，例えば，湿度，風速，日照，降水量等の要素個々との関連を論じたもので，気象要素を同時に扱って，どの気象要素が主に出火件数に影響を及ぼすか，またそれらの要素の相対的な影響の大きさはどうであるか等を論じたものはない。ここでは，主な気象要素のうちから，月平均気温，月平均湿度，月最小湿度，月平均風速，月日照時間，月降水量の6つの統計値及び観測値をとりあげ，重回帰分析をすることによって，これら統計値又は観測値の出火件数に対する影響の度合を調べてみた。対象地域は全国47都道府県とした。重回帰分析は，電々公社の科学技術計算サービスシステムDEMOS-Eの汎用統計プログラムCOSTATの中の段階式重回帰法を用いた。

2. 気象要素における数値の選択

出火件数に影響する気象要素としては，温度，湿度風速，日照，降水量等が考えられる。温度のデータとしては，観測値としての最高温度，最低温度，統計値としての平均温度があり，これら三者の間の相関係数を求めてみると，いずれも0.99以上であるので，ここでは平均温度をとった。湿度のデータとしては，統計値として平均湿度，観測値として最小湿度があり，両者の相関係数は0.85以下で，さ程強い相関が見られないので，両者を選んだ。温度と湿度の相関も0.85以下と高くない。その他のデータ，すなわち，月平均風速，月日照時間，月降水量の三者の間の相関はそれ程高くないし，それら三者と温度及び湿度との相関もあまりない。使用した気象データは，原則として，県庁所在地の1979年，1980年の2年間の毎月の報告書[9]の数値，火災件数は各都道府県の月毎にまとめたもの[10]を用いた。

3. 重回帰法

重回帰法とは，いくつかの変数（説明変数という）の一次式の和によって，ある一つの関数（目的変数という）を表わし，各説明変数の値と目的変数の値とから，各説明変数の係数（偏回帰係数という）を求めるもので，その式（重回帰式という）がどの程度妥当性があるかを測る尺度が重相関係数である。一般に重相関係数Rは，各相関係数の行列式Δ及びΔ'を用いて，次の(1)式より求められる。[11]

$$R=\sqrt{1-\frac{\Delta'}{\Delta}} \quad \cdots\cdots(1)$$

Δ及びΔ'は，それぞれ次の(2)式及び(3)式で求められる。

$$\Delta=\begin{vmatrix} 1 & P_1 & P_2 & \cdots\cdots & P_n \\ P_1 & 1 & r_{12} & \cdots\cdots & r_n \\ P_2 & r_{21} & 1 & & \vdots \\ \vdots & \vdots & & & \vdots \\ P_n & r_{n1} & \cdots\cdots & & 1 \end{vmatrix} \quad \cdots\cdots(2)$$

$$\Delta'=\begin{vmatrix} 1 & r_{12} & \cdots\cdots & r_{1n} \\ r_{21} & 1 & \cdots\cdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ r_{n1} & \cdots\cdots & & 1 \end{vmatrix} \quad \cdots\cdots(3)$$

ここでP_iは目的変数とi番目の説明変数の単相関係数，r_{ij}はi番目の説明変数とi番目との説明変数との単相関係数，nは説明変数の数である。

重相関係数はつねに0と1の間の値をとり，1に近

Table 1 Order of predictor variables entering in multiple regression analysis of number of forest fires

Prefecture Name	T	H	M	W	S	P	R
Hokkaido	6	4	2	3	1	5	0.7869
Aomori	5	4	2	6	1	3	0.7460
Iwate	3	1	2	5	6	4	0.8115
Miyagi	5	4	6	1	2	3	0.8841
Akita	6	4	1	5	2	3	0.7355
Yamagata	5	6	1	2	4	3	0.8311
Fukushima	5	4	2	1	3	6	0.8008
Ibaragi	2	1	6	5	3	4	0.9019
Tochigi	2	1	6	4	3	5	0.9083
Gumma	2	1	5	4	3	6	0.8585
Saitama	4	5	2	1	6	3	0.8412
Chiba	5	1	6	2	3	4	0.8991
Tokyo	5	2	4	1	6	3	0.8297
Kanagawa	6	1	3	4	2	5	0.7752
Niigata	5	1	4	3	2	6	0.7640
Toyama	4	1	2	3	6	5	0.7172
Ishikawa	3	1	5	2	4	6	0.8670
Fukui	5	1	2	6	3	4	0.7667
Yamanashi	5	1	3	2	4	6	0.8431
Nagano	2	1	5	4	6	3	0.8766
Gifu	3	1	5	4	6	2	0.8501
Shizuoka	2	1	3	6	4	5	0.8790
Aichi	2	1	5	3	4	6	0.8886
Mie	2	1	5	3	4	6	0.7479
Shiga	4	1	5	2	6	3	0.8040
Kyoto	6	1	5	3	4	2	0.7848
Osaka	6	1	5	3	4	2	0.7246
Hyogo	6	1	2	3	4	5	0.8042
Nara	5	4	1	2	3	6	0.8335
Wakayama	6	1	4	5	2	3	0.8684
Tottori	2	1	3	4	5	6	0.7472
Shimane	5	3	1	2	4	6	0.7962
Okayama	6	1	4	5	2	3	0.8628
Hiroshima	5	1	3	2	6	4	0.8727
Yamaguchi	4	1	5	2	6	3	0.7783
Tokushima	3	1	2	6	4	5	0.8323
Kagawa	5	1	4	2	3	6	0.8100
Ehime	6	1	5	2	4	3	0.8328
Kouchi	4	1	3	2	5	6	0.8210
Fukuoka	6	2	1	4	5	3	0.7045
Saga	4	1	3	5	6	2	0.7963
Nagasaki	3	1	5	6	2	4	0.7478
Kumamoto	5	2	1	6	3	4	0.8055
Oita	4	3	1	2	5	6	0.7987
Miyazaki	6	1	2	4	5	3	0.7425
Kagoshima	6	1	5	2	4	3	0.8312
Okinawa	2	4	6	5	1	3	0.6042

T; Mean temperature　H; Mean humidity　M; Minimum humidity　W; Mean wind speed
S; Sunshine duration　P; Precipitation　R; Multiple correlation

Table 2 Partial regression coefficients of 6 meteorological elements and constants in multiple regression equations

Prefecture Name	T	H	M	W	S	P	C
Hokkaido	0.0007	0.4807	−0.3458	4.7093	0.0308	−0.0308	31.28
Aomori	−0.5308	0.7190	−0.4177	−0.9964	0.1013	−0.0301	−42.47
Iwate	0.2369	−0.5497	−0.1514	1.1195	−0.0028	−0.0210	47.78
Miyagi	0.2779	−0.7064	−0.1968	1.3021	0.0013	0.0029	49.52
Akita	−0.2241	0.4760	−0.4757	−2.8075	0.0570	−0.0285	−8.72
Yamagata	0.5456	−0.4141	−0.3900	23.87	−0.1765	0.0001	35.45
Fukushima	−0.0677	0.2215	−0.1993	6.3623	0.0255	−0.0006	−23.64
Ibaragi	0.5619	−1.1771	−0.0016	0.1458	−0.0687	0.0079	94.99
Tochigi	0.6910	−1.5151	0.0161	−8.2082	−0.0558	0.0188	12.07
Gumma	0.4207	−0.6651	0.0965	4.4560	−0.0525	−0.0034	36.81
Saitama	0.3727	−0.5274	0.2309	9.3207	−0.0302	−0.0087	13.02
Chiba	0.2019	−0.6896	0.0086	2.3736	−0.0606	−0.0180	51.10
Tokyo	0.2425	−0.2532	−0.1187	5.9180	−0.0127	−0.0112	21.91
Kanagawa	−0.0605	−0.3464	0.1221	1.3762	0.0262	−0.0066	17.03
Niigata	0.1905	−0.6068	−0.2201	5.1634	0.0552	−0.0049	32.75
Toyama	0.1098	−0.5782	−0.2285	4.7587	−0.0053	−0.0071	47.87
Ishikawa	0.3141	−1.1409	0.0282	5.0990	−0.0358	0.0003	78.19
Fukui	−0.1466	−0.4144	−0.1416	−3.2958	0.0680	0.0155	37.55
Yamanashi	0.0706	−0.5021	0.0457	4.8400	−0.0147	−0.0009	31.34
Nagano	−0.2915	−1.8787	0.1289	−3.2390	−0.0201	0.0438	10.93
Gifu	0.0591	−0.7488	0.0037	−1.7932	0.0066	0.0174	53.96
Shizuoka	−0.5217	−0.2664	0.1836	0.5902	0.0302	0.0096	17.66
Aichi	0.2396	−0.8088	0.0842	1.8200	−0.0159	0.0015	49.68
Mie	0.2655	−0.7704	0.0197	−1.4776	−0.0201	0.0022	61.39
Shiga	−0.1511	−1.3717	0.0895	−3.6525	0.0020	0.0106	111.10
Kyoto	0.0465	−1.1036	−0.0714	−5.9919	−0.0260	0.0206	89.02
Osaka	−0.0808	−0.4594	−0.0601	−1.6897	0.0243	0.0108	35.64
Hyogo	0.0086	−0.3199	−0.1647	−2.1218	0.0099	−0.0018	35.44
Nara	−0.2156	0.6383	−0.3083	10.696	0.0806	0.0096	−61.38
Wakayama	−0.0013	−0.4891	0.0265	−0.6535	0.0270	0.0047	33.45
Tottori	0.2894	−0.2705	−0.1658	4.1689	0.0224	−0.0017	10.70
Shimane	−0.0713	−0.2488	−0.1910	−2.4226	0.0124	0.0008	35.64
Okayama	0.0526	−1.0740	0.0789	−1.4148	−0.0534	0.0144	10.11
Hiroshima	−0.0744	−0.7920	0.1767	−2.8415	−0.0083	0.0089	63.67
Yamaguchi	0.0084	−0.9275	−0.0395	−6.8635	−0.0029	0.0054	86.98
Tokushima	0.4541	−0.7532	−0.0526	0.5668	−0.0530	−0.0030	58.30
Kagawa	0.0258	−0.4454	−0.0365	−1.9008	0.0118	0.0019	37.87
Ehime	−0.0003	−0.7447	−0.0140	−3.8246	0.0060	0.0110	58.53
Kouchi	0.1108	−1.1629	0.3382	−16.894	0.0130	0.0012	100.09
Fukuoka	−0.0845	−0.3689	−0.1148	−1.9429	0.0170	0.0088	35.92
Saga	−0.0342	−0.7055	−0.0449	−0.5288	0.0025	0.0124	55.35
Nagasaki	−0.9120	0.5179	−0.1340	3.0114	0.1007	0.0083	−37.65
Kumamoto	−0.2165	−0.3571	−0.1956	−0.9296	0.0105	0.0107	36.82
Oita	−0.1384	−0.5128	−0.3287	−10.955	−0.0136	−0.0015	83.09
Miyazaki	−0.0168	−0.3248	−0.0934	−0.6136	0.0044	−0.0027	33.71
Kagoshima	−0.0531	−1.1613	0.0435	−7.3527	−0.0185	0.0091	100.73
Okinawa	−0.4732	−0.0960	0.0147	0.1227	0.0432	0.0054	12.55

C; Constant　　Other symbols are the same as **Table 1**

い程，その重回帰式の妥当性が大きい。説明変数全てによる方法が一般の重回帰法で，説明変数の中から相関の高い順にいくつかの主な変数を選ぶのが，段階式重回帰法である。ここで用いたCOSTATの段階式重回帰法は，一種の要因増減法で，取り入れる変数と取り除く変数に対するF値の有意水準を主な制御変数としている。F値は説明変数の数をP，観測データ数をn，重相関係数をRとするとき，次の(4)式で与えられる。[12)]

$$F=\frac{R^2(n-P-1)}{(1-R^2)P} \quad \cdots\cdots (4)$$

ここでは，F値に対する有意水準を100%として，段階式重回帰法により，全変数の重回帰式への導入順序を明らかにした。また出火件数は，二年間の総件数を100とする比率を用いて表わした。

4. 分析結果と考察

Table.1 と **Table.2** に分析結果をまとめた。**Table.1** は，各都道府県の前記の6つの気象統計値及び観測値の出火件数に対する説明変数としての導入順序と重相関係数とを表している。**Table.2** は比率によって表わした出火件数に対する偏回帰係数と定数項とを示している。**Table.1** と **Table.2** から特徴的なこととして以下のことがわかる。

① 33府県で月平均湿度が出火件数に影響を及ぼす第1位の要因となっている。地方別にみると，北海道，東北，南関東，北九州を除く地方でこのような傾向がみられる。

② 月最小湿度が第1位の要因であるのは，7県で，東北地方の一部，九州北部に多い。

③ 月平均風速が第1位なのは4県で，太平洋側の南東北，南関東の一部である。

④ 月日照時間が第一位なのは，北海道，青森県，沖縄県の3道県で，日本の北端と南端である。

⑤ 41都道府県で，月平均湿度の偏回帰係数が負である。北海道，東北，奈良県，長崎県を除く地方でこのような傾向が見られる。偏回帰係数が負であることは，説明変数の値が増えれば，目的変数の値が減ることを意味する。

⑥ ⑤以外の6道県，すなわち，北海道，青森県，秋田県，福島県，奈良県，長崎県では，月最小湿度の偏回帰係数が負である。

⑦ 北海道，青森県，秋田県，福島県，奈良県，長崎県の6道県で，回帰式の定数項は負である。このことは，先に選んだ6つの気象統計値及び観測値による回帰式の部分がつねに正であることを示している。

⑧ 滋賀県，高知県，鹿児島県では，定数項が100以上である。したがって，先に選ばれた6つの気象統計値及び観測値による回帰式の部分は値がつねに負であることを示している。

⑨ 山形県，奈良県，高知県では，月平均風速の絶対値が他の都道府県に比べて，大きく，前2者は符号が正，後者は符号が負である。上の3県では，月平均風速の回帰式への導入順序も高く，上のことも含めて，月平均風速が出火件数への重要な要因といえる。

⑩ 重相関係数は，沖縄県を除くすべてで0.7以上であり，とくに，関東，中部，山陽，四国の各地方の都府県で0.8以上と高い。沖縄県では0.6位と低く，出火件数に対して，先の6つの気象統計値及び観測値の影響はあまりないといえる。

5. 結　論

月平均気温，月平均湿度，月最小湿度，月平均風速月日照時間，月降水量の6つの気象統計値及び観測値をとりあげ，重回帰分析を行なった。林野火災出火件数へのそれらの気象統計値及び観測値の相対的な影響度がわかった。33府県で月平均湿度が，7県で月最小湿度が出火件数に対すする重要な要因である。

一般に，説明変数の偏回帰係数の正負に応じて，その説明変数の値の増加が，目的変数の値を増減させる。41都道府県で，月平均湿度の偏回帰係数が，残りの6道県では，月最小湿度の偏回帰係数が負である。したがって，このことは，湿度の上昇が出火件数を抑制することを意味する。

重相関係数は，沖縄県を除くすべての都道府県で，0.7以上であり，上に述べた6つの気象統計値及び観測値と出火件数との密接な関係が見られた。すなわちそれらの気象統計値及び観測値によって，出火件数Nは下記の(5)式で表わしてよいといえる。

$$N=aT+bH+cM+dW+eS+fP+C \quad \cdots\cdots (5)$$

ここで，T, H, M, W, S, P, Cはそれぞれ月平均気温，月平均湿度，月最小湿度，月平均風速，月日照時間，月降水量及び定数項である。a, b, c, d, e, fはそれぞれ上記の気象統計値及び観測値の偏回帰係数であって，**Table.2** に示されている。したがって，(5)式に，

月毎の6つの気象統計値及び観測値のデータを与えることによって，月毎の林野火災出火件数を推定することができる。

また，林野火災は全県的に分布しているので，県庁所在地一点の気象データではなく，火災発生地点のものがあれば，もっと良い結果が得られるであろう。

参考文献

1）畠山久尚：「樺太の山火事」天気と気象 P.218～225(1935)

2）梅田三郎：「北海道の山火事」天気と気象P.313～317，P.365～368，P.416～420(1939)

3）佐々木，笹原：「林野火災の出火率とその湿度依在性」火災**32** No.5 P.37～40(1982)

4）中田金市編：「火災」P.478 共立出版（1969）

5）畠山久尚：「気象と火災」P.101～168 全国加除法令出版（1978）

6）日本火災学会編：「火災便覧」P.1222～1232 理化書院（1955）

7）公平，中沖編：「林野火災ナンドブック」P.69～90 宏林タイムス社（1971）

8）星野，畠山：「各地の火災危険度について」P.182～212 火災の研究 vol.1 相模書房（1951）

9）気象庁：「気象月報」(1979，1980)

10）自治省消防庁：「消防年報」(1979，1980)

11）鈴木栄一：「気象統計学」地人書院（1968）

12）奥野他3名：「多変量統計学」日科技連（1971）

Multiple Regression Analysis of Numbers of Forest Fires by Meteorological Elements

(Abstract)

Kohei Sagae and Hiroaki Sasaki

(Received November 30, 1983)

There are several papers which discussed the relationship between the number of forest fires and one of the meteorological elements. In this study it has been attempted to find how the meteorological elements have influences upon the numbers of forest fires by using the stepwise multiple regression analysis method.

In relation to meteorological elements has been chosen the following 6 statistical values - i.e. monthly mean temperature, monthly mean humidity, monthly minimum humidity, monthly mean wind speed, monthly total of sunshine duration, and monthly precipitation.

In 33 prefectures it is the monthly mean humidity that has the greatest influence upon the number of forest fires, while in other 7 prefectures it is the monthly minimum humidity. Most of the partial regression coefficients are negative, which means that the humidity controls forest fires. All of the multiple correlations except Okinawa prefecture are found to be more than 0.7, which indicates that the multiple regression analysis is relevant in finding the relationship between forest fires and weathers.

確率型延焼モデルと延焼に要する時間について

稲垣　実

（昭和58年11月30日受理）

1. はじめに

建物間を延焼する確率を基礎にした市街地の延焼シミュレーション[1),2)]は，焼失棟数，焼止り等の期待値を求める方法であり，決定論的な延焼シミュレーションでは不可能な確率的な被害予測を行なえる方法である[3)]。しかし確率を基礎にした延焼シミュレーションは確率と時間との関係がないために延焼拡大の模様をつかめなかった。本報は建物火災の放射受熱曲線をもとに確率型の延焼モデルに時間を組込む方法について述べる。

2. 確率型延焼モデル

ここで取上げる確率型の延焼モデルによるシミュレーションは建物間を延焼する確率を用いモンテカルロ法による計算を行うものである。モデルは先ず対象となる街区の全ての建物の配置，大きさ，構造を記録し，個々の建物が炎上してそれぞれの周囲の建物へ延焼する脅威を与える火源となった場合に周囲の延焼する可能性のある建物への延焼確率を炎の面積，隣棟間隔，風向風速より求める。延焼の計算は出火源となる建物を定めその周囲の建物への延焼確率を乱数と較べて延焼，非延焼を判定する。それらの建物のなかで着火延焼した建物があればその建物が新たに火源となり，新たに火源となった建物の囲りの建物について延焼するか否かを決める。この操作を繰返して新たに火源となる建物が無くなるまで行う。以上の演算は実際に起る可能性のある延焼過程の一例を表わしていることになる。この演算を数十回乃至数千回繰返して焼失棟数，焼止り，焼失危険度等の統計的結果を求める。以上が確率型延焼シミュレーションの概要である。

Fig.1 にモデルの概念図を示す。図中00は火源となる建物を表わす。11から14は00の周囲の直接延焼する

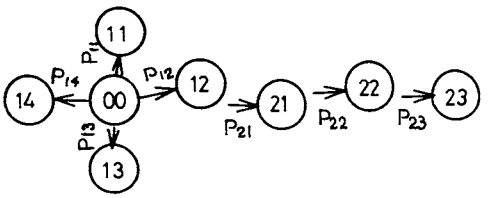


Fig. 1 Schematic diagram of fire spread model.

可能性のある建物を表わしそれぞれ00からの延焼確率 P_{11} から P_{14} を持っている。また，21から23は00の風下側の建物で飛火による延焼確率 P_{21} から P_{23} を持っている。出火源から別の建物に延焼することにより新しい火源00が生れる。それにつれて延焼の対象となる11，12…23も移動する。

3. 火災からの放射と壁面の温度

市街地火災の延焼機構として炎或いは熱気流の接触，放射及び飛火があげられる。炎或いは熱気流の接触による延焼は普通近距離に限られるが可燃物があれば，ほぼ確実に着火すると考えられる。放射による延焼は接触によるものより遠距離まで延焼する可能性があるが遠距離になるにしたがって延焼する確率は小さくなる。更に遠く離れた地域では確率は低いが飛火による延焼の可能性がある。建物の着火から燃尽きるまでの経過を辿ると最も盛んに燃えている時が炎の噴出も大きく放射も強い。木材或は木造の建物の重量燃焼速度[4)]は縦軸に燃焼速度，横軸に経過時間をとったグラフでは山形の曲線になる。放射照度の時間変化も一般に重量燃焼速度と類似の曲線となる。

藤田[5)]は木造建物火災からの放射照度の時間変化を多数の火災実験の結果より〝一棟火災ふく射標準曲線〟として床面積別に分類している。これを **Fig.2** に示す。藤田によると図中のA24は床面積 150 ㎡以上で使用木

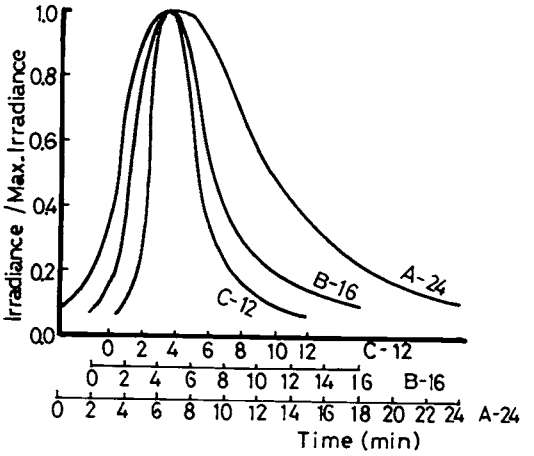


Fig. 2 Standard irradiance *vs.* time curves of building fire. (After K. Fujita[5])

材が太めの建物の火災の場合でその継続時間は24分であり，B16は床面積40m²から 150 m²の建物で継続時間は16分，C12は床面程40m²以下で比較的細めの木材を使用した建物の場合でその継続時間は12分である。燃焼時間を床面積によって分類すると **Fig.3** に示すように階段状の三本の線分になるがここでは床面積40m²以下，及び 150 m²以上を代表する床面積を35m²及び 180 m²*とし，それぞれ火災の継続時間を12分及び24分としてこれらを結ぶ直線を引きこれを床面積と燃焼時間**の関係を近似する式とする。燃焼時間を TF，床面積を S とすると $TF=0.083\times S+9.1$ となる。

一方建物の燃焼によって放射を受ける側の建物の壁の表面の温度は壁の内部への熱伝導と熱容量により放射照度を示す曲線よりやや時間的に遅れた山形の曲線

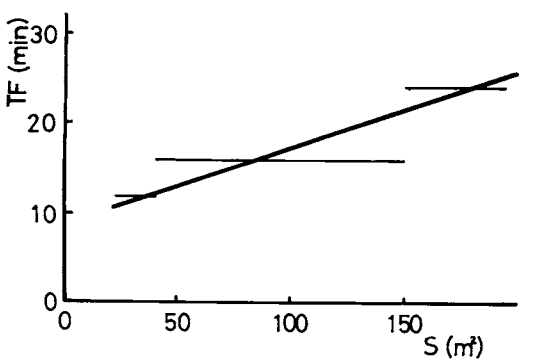


Fig. 3 Duration of fire and floor area.

* 火災実験に使われた建物で床面積40m²以下のものには33m²，35m²，39.6m²，床面積150m²以上では180m²の建物がある。

** 火災の継続している時間。

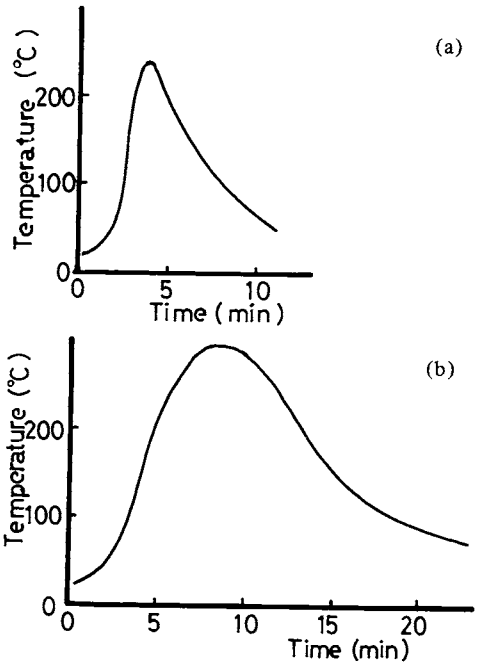


Fig. 4 Wall temperature change induced by C-12 type irradiance (a) and A-24 type irradiance (b). (After K. Fujita[5])

となる。モルタルで覆われた木壁面の場合は更に時間的に遅れた曲線になる。藤田による図を **Fig.4(a), (b)** に示す。これは 7 mm厚の杉板に(a)はC12型，(b)はA24型の放射を杉板表面の最高温度が概ね 250 ℃になる強度で与えた場合の温度曲線である。

4. 延焼する確率***と延焼に要する時間

放射を受ける壁面が受熱放熱に関して近似的にリニアな系で構成されていると考えると壁面が或る一定の時間的パターンを持ち，且つ強度の異なる放射を受けた場合，その放射の強弱によって変化するのは壁面温度を示す曲線の振れ幅（温度）であって曲線の形に時間的なずれは生じない。即ち最高温度を示す時間は放射の強弱によって変化しない。****

*** この延焼モデルでは炎上した建物の炎からの放射により壁面の温度が250℃ になる地点までの距離を延焼限界距離とし，延焼限界距離と隣棟間隔により延焼確率を定めている。従って延焼確率には距離の概念がインプリシットに含まれている。[1),2)]

**** 表面熱伝達係数及び僅かであるが熱伝導率も温度の関数であるので，壁面温度が最高温度に達するまでの時間は，到達する壁面温度の高低により少し差が出るはずであるので最高温度が250℃ 附近になる場合の温度曲線を計算するにあたって使用すればよい。

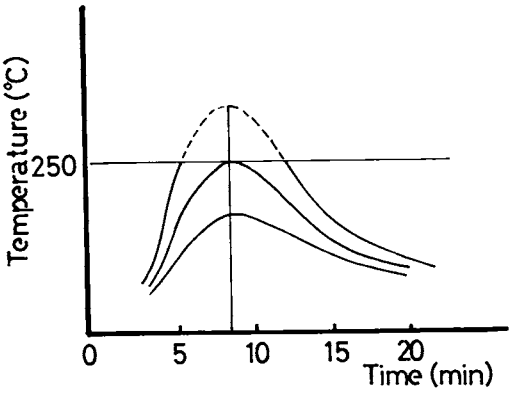


Fig. 5 Diagrammatic sketch of wall temperature *vs.* time curves.

着火温度を口火着火温度として250℃にとると一棟火災の放射を受けて着火する壁面のなかで最も小さな放射照度で着火するものは壁面の温度を示す曲線の最高温度をとる点が丁度250℃に達するものである。又，これは**Fig.5**に示すように壁面温度を示す曲線が250℃以上になるものの中で最も遅く，250℃に達するものである。これより後に250℃に達する曲線はない。即ち最も遅れて着火する壁面はその壁面の温度を示す曲線の最高温度が丁度250℃になるものである。この最高温度が250℃に達する点を延焼する確率という観点から見ると着火，非着火の接点であり，放射による延焼確率が零からある値を持つに至る境界に相当することになる。火源となる建物の炎上により放射を受ける壁面が上記の状態に達するまでの時間は火源となる建物の大きさによって異なる。**Fig.4(a), (b)** より壁面の温度が最高値をとる時間（TM）を求め床面積の関数として直線をあてはめると $TM=0.028\times S+3.0$となる。これが延焼する確率が零から正の値を持つに至る境界点の時間を示す式で**Fig.6**に図示する。

延焼する確率が1又は1に近い場合というのは隣棟間隔が狭く炎或は高温の気流が直接被延焼側の建物に接する場合及び炎との距離が近く建物が強い放射を受ける場合である。この場合火源となる建物から被延焼側の建物に着火する時間は炎或は高温の気流が火源となる建物の外部に強力に出はじめる時期とほぼ一致すると考えると**Fig.2**の放射照度を示す曲線が急上昇する時期と見て良いであろう。**Fig.2**の昇りのカーブの変曲点附近の時間をとり床面積の関数として直線をあてはめる。放射照度が急に強くなる時間を TGとすると

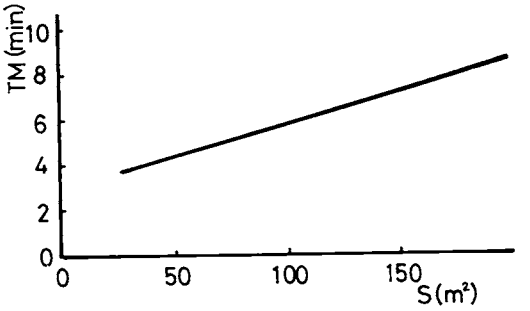


Fig. 6 Variation of time to reach the maximum temperature with floor area.

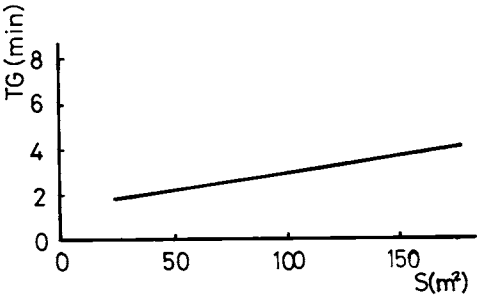


Fig. 7 Variation of time to reach the maximum increase rate of irradiance with floor area.

$TG=0.014\times S+1.5$ となる。これを**Fig.7**に示す。

これで延焼する確率が1の場合にとる着火時間と延焼する確率が零から有限な値に移行する境界点の場合にとる着火時間が求められることになる。

いま木材が一定の温度（250℃）に達すると着火すると仮定しているので延燐する確率が1と0の中間の値をとる場合，着火する時間は確率1の場合の時間より先になることはなく確率が零となる場合の時間よりなることはない。上記の二つの場合の中間の時間をとるのであるが確率が大きい場合は確率が1の場合に近い時間をとり確率が小さい場合は確率が0となる場合の時間に近い時間をとると見てよい。ここでは延焼する確率と時間の関係を確率1の場合の時間と確率が0になる場合の時間を結ぶ直線で近似することにする。これを**Fig.8**に示す。図の中央下方の点は飛火による延焼確率を示す。飛火は実際には時間的分布をもって発生するはずであるがモデルを簡単にする為，火源となる建物の燃焼の最盛期に発生するとした。**Fig.8**で延焼する確立が1の場合の時間及び確率が0から正の値に変わる点の時間は **Fig.6, Fig.7** のごとく火源側の大きさの関数である。従って**Fig.8**は建物の大きさによ

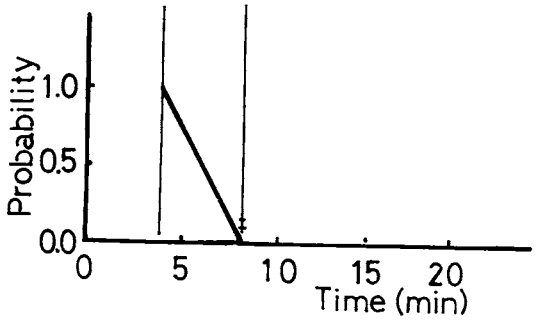


Fig. 8 Fire spread probability and time to spread.

ってそれぞれ異った図形となる。

5. まとめと考察

木造家屋の火災時の放射受熱曲線及び放射による壁の温度上昇曲線から延焼に要する時間と延焼する確率の関係を求める方法を示した。

Fig.8 の延焼する確率と延焼に要する時間の関係を示す図はボール箱及び木材井げた組による家屋模型の燃焼実験から導いた橘[6]による〝もえ移る確率ともえ移りに要する時間〟の関係を示す図と同じ傾向を示している。上記の報告では火源側の火勢の強弱による説明がなされているが本報は被延焼建物の壁の温度を論拠にしている。**Fig.8**の延焼に要する時間が或る分布型を持っているとすることも出来るがモデルは複雑になる。

延焼する確率と延焼に要する時間の関係を組込んだ延焼モデルのフローダイアグラムを **Fig.9** に示す。

Fig.10 は延焼モデルを川崎市の一部に適用して試験的にシミュレーションを行った結果，得られた延焼同時線図の一例で，延焼同時線図は風下側にやや伸びた卵型に近い形をしている。但し建物の燃焼時間，着火時間に関して火源側，被延焼側共木造平屋建としてシミュレーションを行った。モルタルで覆われた木壁（防火木造建築）の場合，着火時間は露出している木壁に較べ遅れる。建物が木造，防火木造，耐火造のいずれであるかによってその燃焼形態，着火形態が異なるからそれぞれが火源側及び被延焼側になる全ての場合について検討する必要がある。

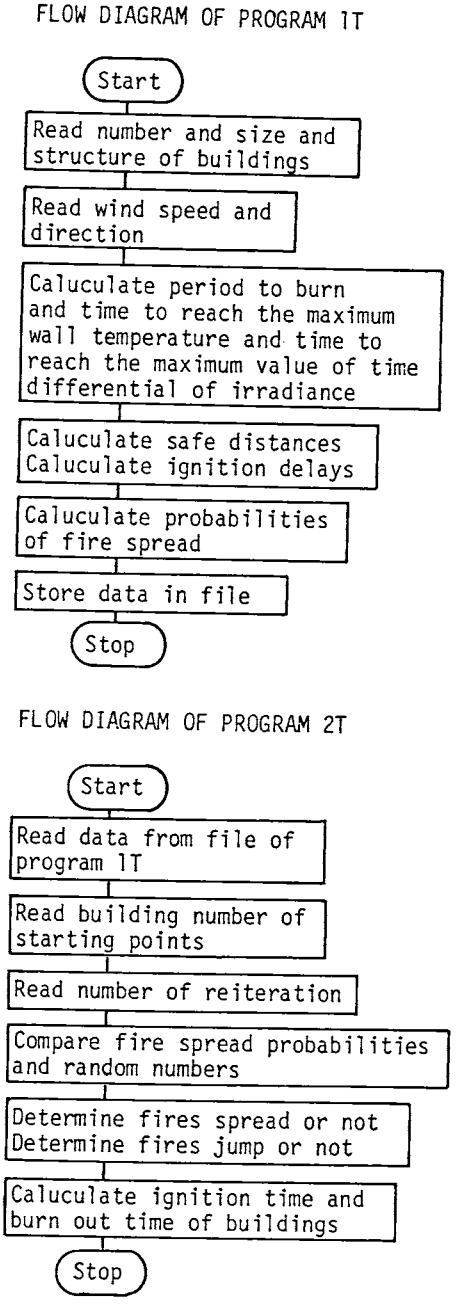


Fig. 9 Flow diagram of fire spread code.

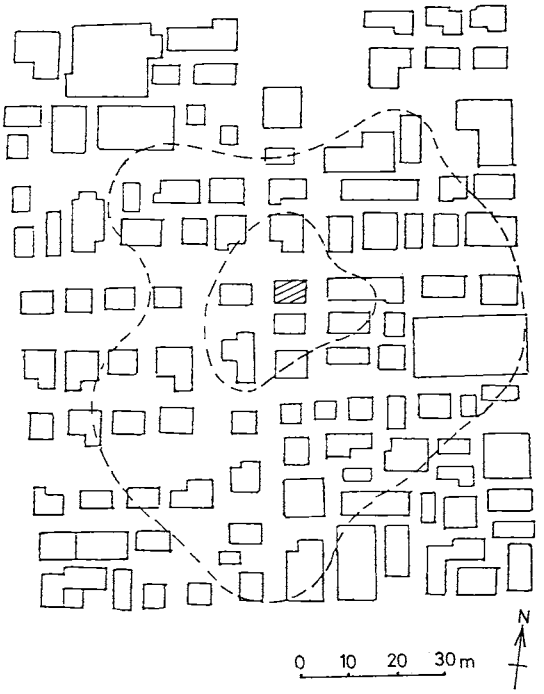


Fig. 10 Example of fire spread pattern as a result of fire spread simulation. Dotted lines show fire-fronts 5 and 15 minutes after start of fire. The direction of the wind is north and the wind speed is 4 m/s. A slant lined building is the starting-point of this fire spread simulation.

引用文献

1）J. W. Crowley："FIREFLY A Computer Model to Assess the Extent of Nuclear Fire Damage in Urbanized Areas", System Sciences Inc. (1968)

2）稲垣　実：消研輯報，**34**，32(1980)

3）例えば，藤田隆史："火災の研究"，**8**巻，P.380，日本損害保険協会（1975）

4）C. M. Countryman："Project Flambeau", P.53, PSFRES (1969)

5）藤田金一郎："建築防火工学原論"，東北大学 (1969)

6）橘　房夫：消研輯報，**32**，10(1978)

Probabilistic Fire Spread Model and Fire Spread Time

(Abstract)

Minoru Inagaki

(Received November 30, 1983)

A method has been developed by which the relation between the probability of fire spread and the time required to spread fire is given, using irradiance-time curves of building fires and temperature rise curves of wood wall.

The point where fire spread probability changes from zero to a positive value corresponds to the time that the peak temperature of wood wall reaches it's ignition temperature. The point where fire spread probability is 1.0, corresponds to the time that the gradient of irradiance-time curve becomes maximum. Between the above two points the relation of the probability and the time is not well explained, but that is approximated to a straight line connecting the two points.

Flow and Temperature Oscillations of Fire in a Cubic Enclosure with Ceiling and Floor Vents. Part 3

—Nondimensional Relationship between Oscillatory Frequency and Heat Source Strengh—

Kohyu Satoh, J. R. Lloyd* and K. T. Yang*

(Received November 30, 1983)

Described is a nondimensional relationship between oscillatory frequency and heat source strength; St (modified Strouhal number) = $0.565 \times \Phi^{1/3}$ (Φ: dimensionless heat input). Numerical results of oscillatory frequencies are in good agreement with experiments. The effect of enclosure height, enclosure length and vent width upon oscillatory behavior is also investigated.

1. Introduction

Investigations of oscillatory behaviors of enclosure fires are very important to construct a reasonable, dynamic fire model. Many studies on enclosure fires, however, have dealt with static, i.e. time- and space-averaged, behavior. The authors[1,3] and Satoh et al.[2,4,5] have been numerically, and also experimentally, investigating oscillatory phenomena of air flow due to a localized heat source in an enclosure with one (1) ceiling and one (1) floor vent. Numerical studies of oscillatory behaviors of heated air flow in an enclosure are essentially nonexistent, except for the authors' studies.

Numerical calculations[1,3] based on a differential field model showed regular oscillatory air flows induced by a localized heat source in an enclosure. The oscillatory frequency was linearly proportional to the one third power of the heat input, that is, $f = kQ_0^{1/3}$ (f: frequency (Hz), Q_0: heat input (kW) and $k = 0.055$), when the height (H) of cubic enclosure was 2.44 m[3] The range of the heat input investigated numerically was from 50 to 500 kW. In addition, experimental studies[4,5] also showed the same relationships; the oscillatory frequency depended upon the 1/3 power of the heat input ($k = 0.31$), when the height (H) of cubic enclosure was 0.6 m and electric heaters were used as a heat source. The range of the heat release rate was from 0.5 to 8 kW.

Thus, the authors attempted to compare the experimental results (already reported[4]) and numerical results (given below), using the almost same geometrical scheme (enclosure height $H \cong 0.6$ m). Further, the relationship between the oscillatory frequency and the heat input, mentioned above, will be modified into a nondimensional form, by investigating the effect of enclosure height, enclosure length, vent width and heat source dimension.

* Department of Aerospace and Mechanical Engineering, University of Notre Dame, Notre Dame, Indiana 46556, U.S.A.

2. Numerical Calculations

Present numerical calculations are based on a differential field model (**UNDSAFE-II** - a fire simulation computer code)[7]. The governing equations and procedures for calculation are given in References 4, 6 and 7. In this model, strong buoyancy, turbulence and compressibility are taken into account, but thermal radiation is neglected for the present calculation. Electric heaters utilized in experiments were heated only to dark-red, instead of bright-red; therefore, the effect of thermal radiation should not be an important factor. All walls of the enclosure are assumed to be heat-insulating in the calculations, while walls in the experiments are made of hard heat resistant board ($CaO\text{-}SiO_2$) with a thickness of 2.5 cm; therefore, the heat loss through the walls must have been minimal. Normal zero velocity gradients at the vents, constant ambient pressure and constant ambient temperature at the outside of the enclosure were employed as the boundary conditions in the numerical calculations.

The enclosure geometry for present calculations is illustrated in **Fig. 1**. The cubic enclosure has a height of 0.61 m, slightly different from the experimental setup (the height of 0.60 m). The diagonal arrangement of floor and ceiling vents is called Case 1 as in References 1, 2 and 3. The air flow from floor vent to the ceiling vent is pushed by the buoyant flow from the heat source and vortices are generated in the enclosure; thus, the air flow oscillates with the movement of the vortices (or local circulations of air). For the two-dimensional square enclosure, 24 by 24 cells are used for the field calculations, while 12 by 12 by 12 cells are employed for the

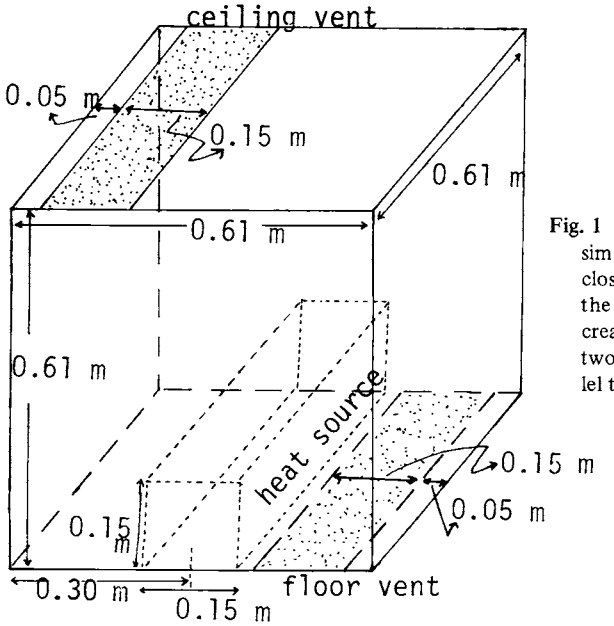


Fig. 1 Enclosure geometry for numerical calculations similar to the experimental setup. When the enclosure height is either 2.44 m, 1.22 m or 0.30 m, the dimension of the other part is reduced or increased in proportion to the value of height. In two-dimensional calculation, a vertical plane parallel to the front vertical wall is used.

three-dimensional cubic enclosure. (Further, additional cells corresponding to walls are also prepared in both 2-D and 3-D cases). In numerical calculations corresponding to experiments, the width of both floor and ceiling vents is $3/12\,H$ (0.15 m). The effect of vent width (W_v) is investigated by assuming $W_v = 4/24\,H$, $5/24\,H$, $6/24\,H$ and $8/24\,H$ for both two- and three-dimensional calculations. The effect of enclosure length (L) is also investigated in two-dimensional calculations; that is, $H \times H$ and $H \times 3H$.

An algebraic turbulence algorithm[7] is employed to calculate the field viscosity in the two dimensional model, while a constant viscosity, i.e. 20 times the laminar viscosity of air, is used in the three-dimensional model. In the previous study[3], it was shown that the viscosity algorithm has minor effects upon oscillatory frequencies.

In the present study, the heat outflow rate (Q) is obtained by the following equation:

$$Q = Q(t) = \sum_{i=i_1}^{i_2} C_p \cdot \rho_i(t) \cdot v_i(t) \cdot (T_i(t)-T_0) \cdot \Delta S \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (1)$$

where i means the i-th cell of the ceiling vent, t the time, C_p the specific heat of air, $\rho_i(t)$ the density of air in the i-th cell of the ceiling vent, $v_i(t)$ the air velocity in the i-th cell of the ceiling vent (if $v_i(t) < 0$, $T_i(t)$-T_0 becomes zero), $T_i(t)$ the air temperature in the i-th cell of the ceiling vent, T_0 the ambient air temperature (T_0 = 21.4°C) and ΔS the horizontal surface area of an elemental grid constructing the ceiling vent (the total vent area = $(i_2-i_1+1)\cdot\Delta S$ (i_1, i_2: the end cell of the vent)).

3. Numerical Results

3.1. Comparison with Experimental Results.

Figures 2-(a) and **2-(b)** represent numerical results of oscillations of heat outflow rate, normalized by a heat input (Q_0 = 2.65 and 8 kW, respectively), at a ceiling vent. Calculations were conducted using a two-dimensional model. The enclosure is a square one of 0.61 by 0.61 m and the vent width of the ceiling vent (same size with the floor vent) is 0.15 m. Here, it should be pointed out that the oscillatory frequencies of heat outflow rate and temperature at the vent almost perfectly coincide with each other in all cases (one of them is shown in **Fig. 3**). Therefore, the oscillatory frequency of the heat outflow rate, instead of the frequency of temperature oscillations, is discussed below. When the heat input is large enough, oscillations grow long, as seen in **Fig. 2-(b)**. On the other hand, oscillations dampen when the heat input is less than about 3 kW, as seen in **Fig. 2-(a)**. The oscillatory frequencies are, however, all on a straight line (open circles) as seen in **Fig. 4** indicating a relationship between the frequency and the heat input, even when the oscillations dampen at a small heat input.

Three dimensional results of oscillations of heat outflow rate, normalized by a heat input (Q_0 = 10 and 20 kW, respectively), at a ceiling vent are shown in **Figs. 5-(a)** and **5-(b)**. The enclosure is a cubic one with a height of 0.61 m and a vent width of both the ceiling and floor is 0.15 m. The amplitude of the oscillations, in the three-dimensional calculations, are very small when compared with two-dimensional results. The dimension of the basic cell in the numerical domain may affect the oscillatory amplitude and will be discussed in a later section. The oscillations dampen even when the heat input is larger than 10 kW in three-dimensional calculations. In particular, when the heat source strength is less than about 2 kW, the oscillations cannot be observed, whereas in two-dimensional calculations and experimental results they could be observed. The viscosity model may have an effect in the continuation of the oscillations. However, **Fig. 4** indicates that the relationship, calculated by a three-dimensional model, between the oscillatory frequency and heat input (black circles) is much closer to the experimental one than two-dimensional results. Although two dimensional calculations give

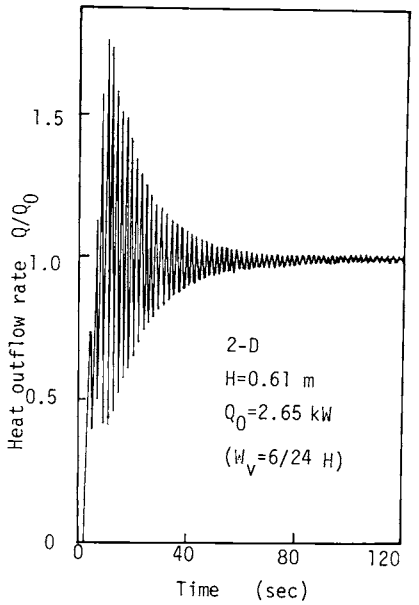


Fig. 2-(a) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width 1/4 H and the heat input 2.65 kW.

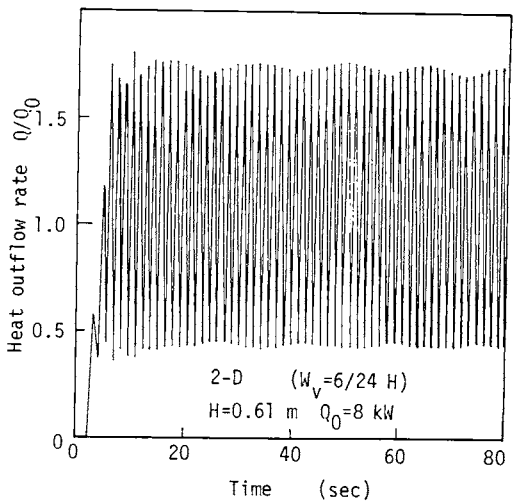


Fig. 2-(b) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/4 H and the heat input is 8 kW.

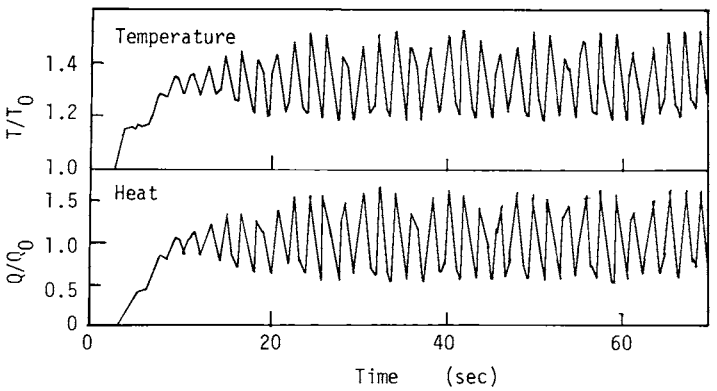


Fig. 3 Oscillations of temperature and heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by 2-D model. The enclosure height is 1.22 m, vent width is 1/4 H and the heat input is 64 kW.

about 20% larger oscillatory frequencies than experimental results, two-dimensional numerical results can give good insights into oscillatory behaviors. Two-dimensional oscillatory behaviors are very stable, in cases of both growing and dampening. Therefore, in the following section, two-dimensional results are utilized for simplicity.

3.2. Modification of the Relationship between the Oscillatory Frequency and the Heat Source Strength.

Relationships similar to **Fig. 4** were calculated for some cases of different enclosure height; i.e. H = 0.30 m, 1.22 m and 2.44 m, as shown in **Fig. 6**. In all cases calculated by the two-dimensional model, the frequency was linearly proportional to the one third power of the heat

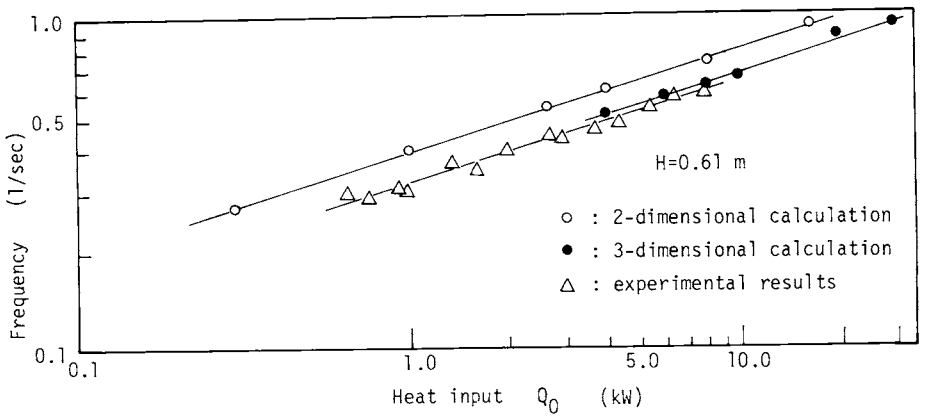


Fig. 4 Dependence of the oscillatory frequency on the heat source strength. In three-dimensional calculations, oscillations damp and the heat outflow does not oscillate when the heat input is small. The enclosure height is 0.61 m.

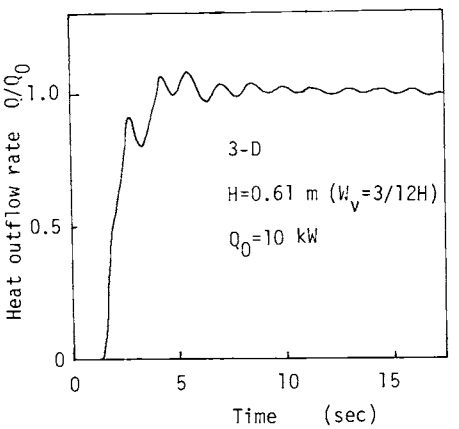


Fig. 5-(a) Oscillations of heat outflow rate at the vent, calculated by a three-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/4 H and the heat input is 10 kW.

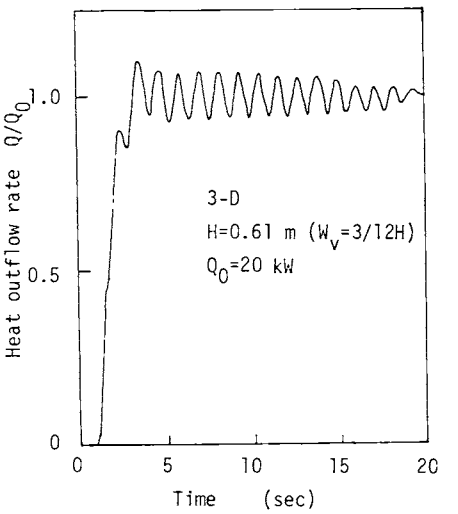


Fig. 5-(b) Oscillations of heat outflow rate at the vent, calculated by a three-dimensonal model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/4 H and the heat input is 20 kW.

source strength, that is, all cases were expressed as $f = kQ_0{}^{1/3}$. **Figure 7** displays the relationship between the constant k and the enclosure height divided by H_0 = 0.30 m. This relationship also shows a straight line, that is, k is linearly proportional to the −4/3 power of the enclosure height.

Here, the equation $f = kQ_0{}^{1/3}$ is transformed into the following non-dimensional equation:

$$f \cdot \left(\frac{H}{g}\right)^{1/2} = k' \cdot \left(\frac{Q_0}{\rho_0 \cdot C_p \cdot T_0 \cdot g^{1/2} \cdot H^{5/2}}\right)^{1/3} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (2)$$

where g is the gravitational acceleration. This equation substantiates the relationship mentioned above, that is, $f \propto H^{-4/3}$. The equation (2) is modified again into the following equation:

$$St = k' \cdot \Phi^{1/3} \quad \cdots\cdots (3)$$

where $St = f \cdot (H/g)^{1/2}$ (modified strouhal number) and $\Phi = Q_0/(\rho_0 \cdot C_p \cdot T_0 \cdot g^{1/2} \cdot H^{5/2})$ (dimensionless heat input).

By correlating the relationships in **Fig. 6** using the equation mentioned above, the constant k' in the equation (3) is $k' = 0.565$. Thus, equation (3) is expressed as

$$St = 0.565\ \Phi^{1/3} \quad \cdots\cdots (4)$$

3.3 The Effect of Vent Width upon the Oscillatory Behaviors.

Figures 8-(a), 8-(b) and **8-(c)** represent the oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent when the vent width is $1/6\,H$, $1/4\,H$ and $1/3\,H$, respectively. The heat input was kept constant at $Q_0 = 4$ kW. Here, calculations were made by 2-D model. The difference between the oscillatory frequencies is very small in these three cases. However, oscillations dampen and

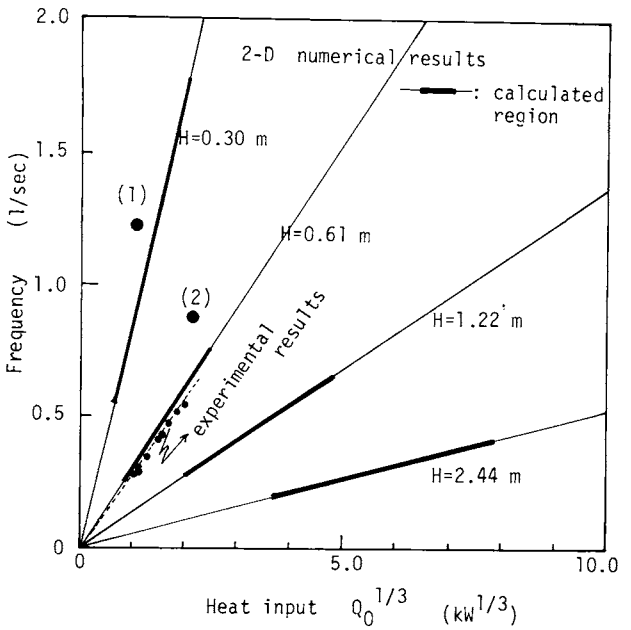


Fig. 6 Relationship between the oscillatory frequency and the one third power of the heat input as a parameter of the cubic enclosure height. At present, experimental results are obtained at the enclosure height of 0.61 m.
Black circle (1): based on the data by Takeda et al[9].
Black circle (2): based on the data by Nakaya et al[10].

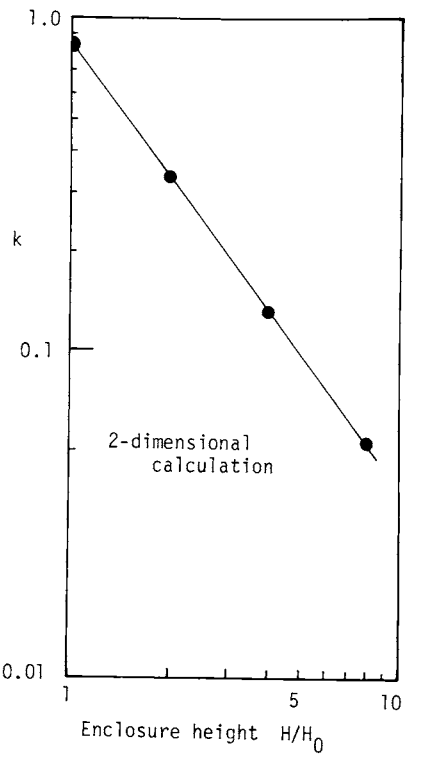
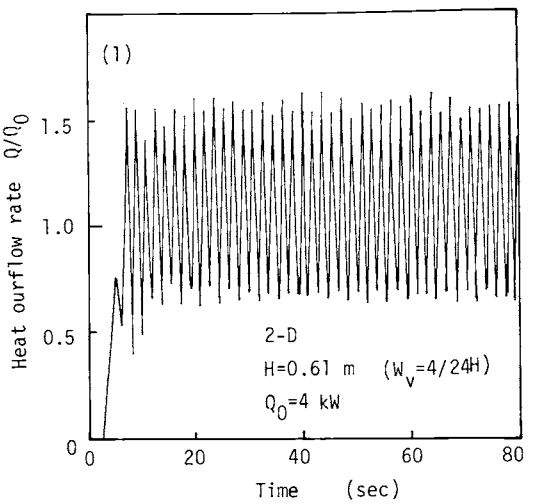


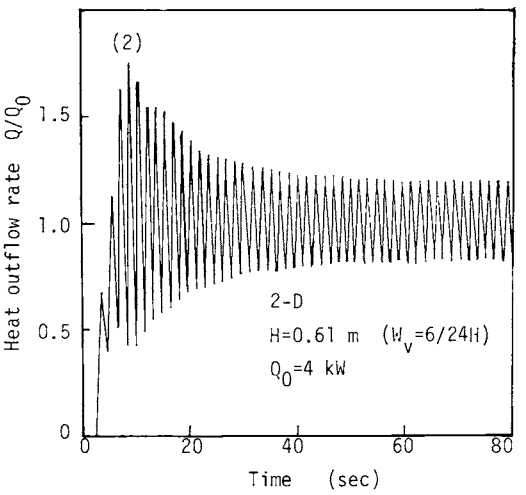
Fig. 7 Dependence of the constant k ($=f/0_0^{1/3}$) on the enclosure height normalized by H_0 (=0.30 m; smallest enclosure height among four heights investigated).

the flow field in the enclosure becomes stationary when the vent width becomes large. Velocity vector distributions for the different vent widths are shown in **Figs. 13-(a)** and **(b)**, (comments about this will be made later.) At large, constant heat inputs, the oscillatory frequencies are almost constant even when the vent width is varied. When the vent width is constant and the heat input increases, oscillations change from "dampening" to "continuing stably".

3.4. The Effect of Enclosure Length upon the Oscillatory Behaviors.

Figures 9-(a) and **9-(b)** represent the oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent when the enclosure length is 0.30 m (the same as the height of 0.30 m (1 foot)) and 0.91 m (3 times the height of 0.30 m), respectively. Here, calculations were made by 2-D model. The oscillatory frequency is almost the same in both cases, although oscillatory behaviors, such as amplitude, are far different in each case. Thus, the enclosure length has minor effects upon frequencies when the height is constant.





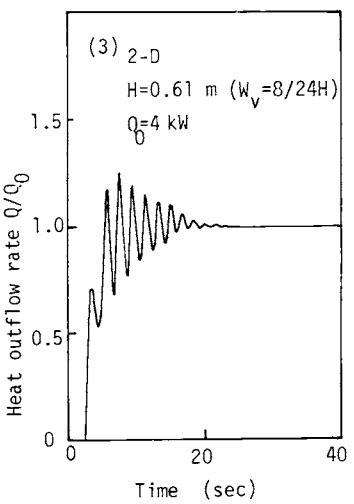


Fig. 8-(a) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/6 *H* and the heat input is 4 kW.

Fig. 8-(b) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/4 *H* and the heat input is 4 kW.

Fig. 8-(c) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure height is 0.61 m, the vent width is 1/3 *H* and the heat input is 4 kW.

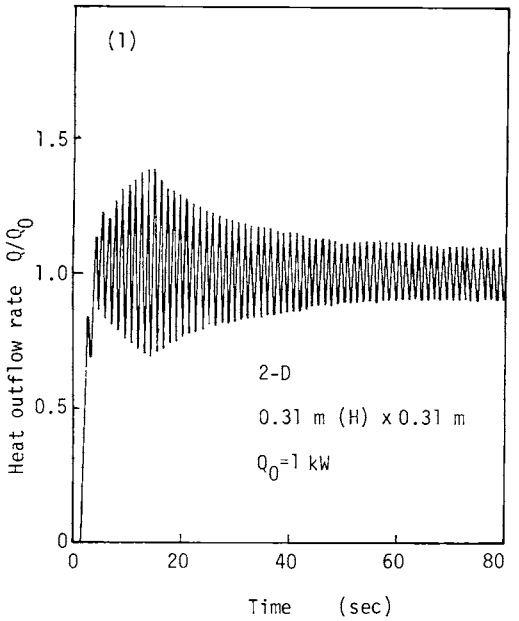


Fig. 9-(a) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure is 0.31 m (height) by 0.31 m, the vent width is 1/3 H and the heat input is 1 kW.

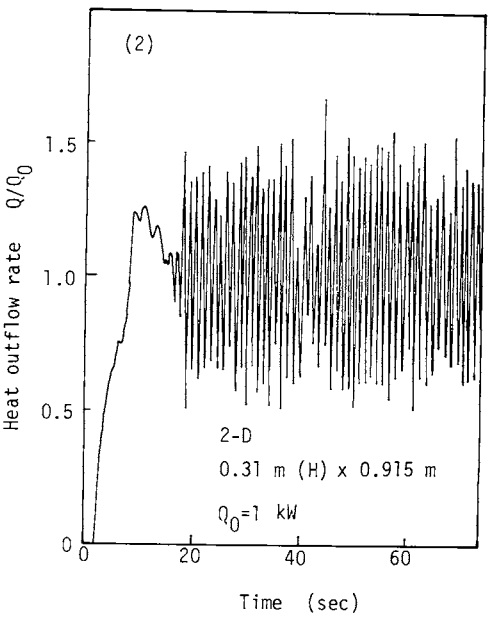


Fig. 9-(b) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a two-dimensional model. The enclosure is 0.31 m (height) by 0.915 m, the vent width is 1/3 H and the heat input is 1 kW.

3.5. The Effect of Heat Source Dimension upon the Oscillatory Behaviors.

Figure 10-(a) shows the oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by 3-D model. The oscillation dampens quickly when the heat source dimension becomes large. The oscillatory frequency, however, is almost identical in each case. **Figures 10-(b)-(A)** and **(B)** indicate the air velocity vector distributions when the width of the heat source is 0.2 m (4 cells) and 0.1 m (2 cells), respectively. In experiments, the 8 rod electric heaters occupied a total of 0.15 X 0.15 X 0.60 m in space. The heat source dimension is not always a major factor in the present case. However, when the heat source area becomes much larger, the frequency may be different from that for a small heat source. The oscillatory frequency of the open fire is a function of the square root of the burner diameter. This means that the frequency is also a function of the heat release rate of the burner, although the relationship between frequency and heat release rate has not yet been reported. The authors are currently investigating the oscillatory frequency of the open fire as functions of the heat source diameter and heat source strength.

3.6. The Effect of Grid Size upon the Oscillatory Frequency.

Computer calculations, based on a differential field model, need a great memory area (e.g. 500 kB) and long cpu time (e.g. 3 cpu hours), using a large computer machine. There always exists an allowable limit in the memory of computer - the dimension of the divided grid size in the field domain. Here, two cases are compared: One is the case where the two-dimensional field is divided into 12 X 12 cells (5 X 5 cm/basic cell) and the other 24 X 24 cells (2.5 X

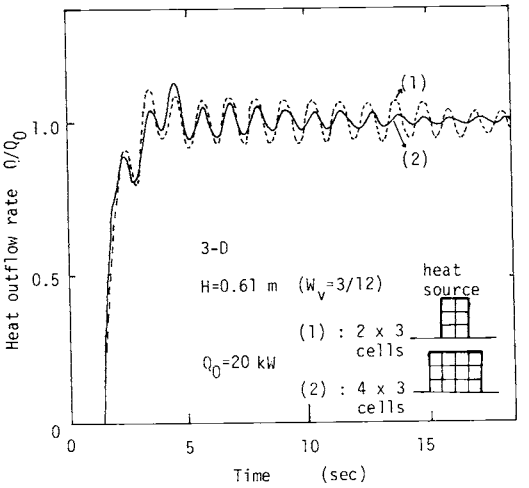
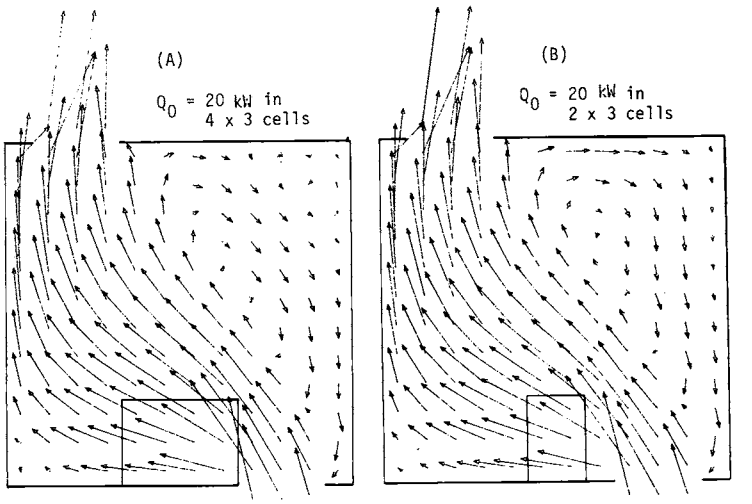


Fig. 10-(a) Oscillations of heat outflow rate at the ceiling vent, calculated by a three-dimensional model.
The oscillation (1) corresponds to the dense heat source strength and the oscillation (2) to the thin heat source strength, where the total heat source strength is same in both cases.

Fig. 10-(b) Air velocity vector distributions for two different heat source densities. The total heat source strength is 20 kW.



2.5 cm/basic cell). **Figure 11** shows the oscillations calculated by the two different grids. The difference between the frequency is only about 10%, although the amplitude of the oscillation is greatly different. Thus, the grid size is not a major factor in the oscillatory frequency. The authors also observed that the basic time step (Δt) had only minor effects on the frequency.

3.7. A Comparison between the Numerical Flow Field and the Photographic Flow Field.

The flow field in the enclosure of 0.30 by 0.61 m is visualized by smoke wires, as shown in **Fig. 12-(a)**. **Figure 12-(b)** shows the velocity vector distribution calculated by two-dimensional model. In both **Figs. 12-(a)** and **12-(b)**, the heat input is 1 kW. The upper left is the ceiling vent and the lower right is the floor vent. In both, the flow is (a) stagnant at the upper right corner, (b) very fast at the floor inlet and (c) rising upward at the left part of the enclosure. The magnitude of the numerical velocities was similar to the experimental one. Thus, the numerical results give reasonable flow fields.

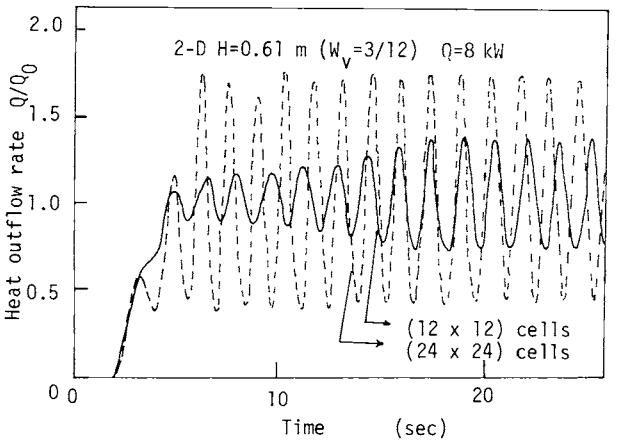


Fig. 11 Oscillations of heat outflow rate the ceiling vent, calculated by a two dimensional model. The flow domain is divided into 12 × 12 or 24 × 24 cells, respectively.

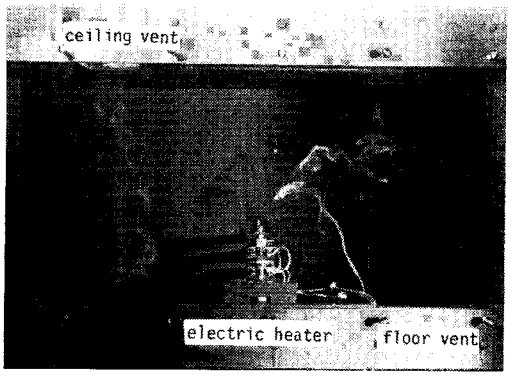


Fig. 12(a) The visualized flow field by smoke wires in an enclosure of H (=0.3 m) by 2*H*. The heat input is 1 kW. Locations of the ceiling and floor vent are the same as in **Fig. 12-(b).**

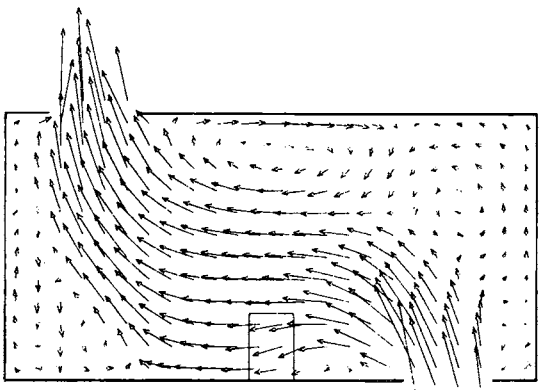


Fig. 12-(b) Velocity vector distribution in the enclosure of H (=0.3 m) by 2*H*. The heat input is 1 kW.

4. Discussion

Numerical results, especially calculated by 3-D model, showed that the oscillatory frequencies are very close to the experimental results. The discrepancy between the calculations and the experiments is the "damping" of the oscillation in the numerical calculations. In the experiments, the oscillations continued for a long time (more than 2 hours), even when the heat input was comparatively small. In order to consider the reason for this, three figures of the velocity distribution are presented, see **Figs. 13-(a), (b)** and **(c).** When the vent width is constant and the heat input becomes small (see **Figs. 13-(a)** and **(c)** and **Figs. 8-(b)** and **2-(b)**), the oscillation dampens and the flow field becomes comparatively stationary. Further, **Figs. 8-(a)** and **13-(b)** are very similar to **Figs. 2-(b)** and **13-(c)**, respectively, although the frequency, the vent width and heat input are different. These, mentioned above, indicate that the vent width is a major factor in the "continuation" of the oscillation, in spite of its minor effect in the magnitude of the frequency. Vent width must mean the domain around the vent. In the present model, the outside area of the ceiling vent is not taken into account in the calculations.

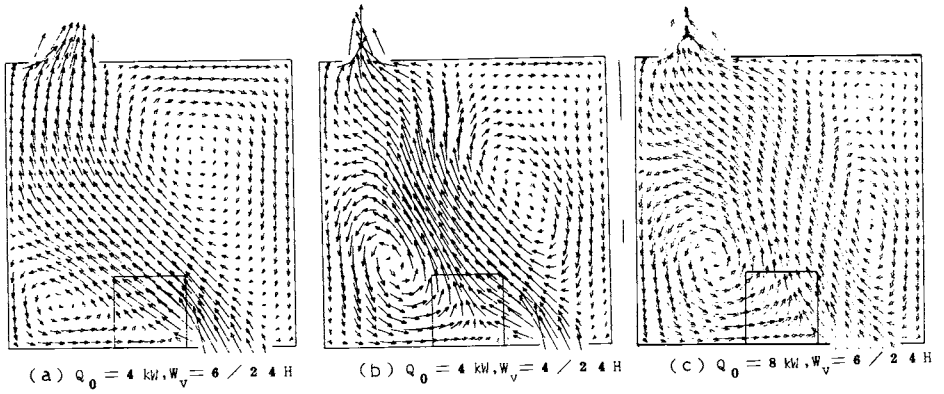


Fig. 13 Instantaneous air velocity vector distributions in an enclosure, calculated by 2-D model. Case (a) is almost stable, but cases (b) and (c) are oscillating, that is, vortices are moving up and down with time.

This may be the factor in the "dampening" of the oscillations. In fact, the pressure and the temperature at the outside cell adjacent to the vent are same values as the ambient, in the present model.

In two-dimensional calculations, the relationship between the frequency and the heat input is almost 20% different from the experimental results. In two-dimensional flow, the oscillatory flow is perfectly restricted in the two-dimensional plane, but the three-dimensional flow and the flow in the experiment have another freedom of movement in the direction perpendicular to the two-dimensional plane. In contrast to the two-dimensional flow, the movement of the oscillatory flow into the third dimension must decrease the oscillatory frequency and the oscillatory amplitude.

This study investigated an oscillatory air flow from floor vent to ceiling vent. However, the phenomena may be common in every kind of enclosure, including an enclosure with single front vent. Takeda et al.[9] reported an oscillatory air flow induced by a methanol pool fire in an enclosure with a single front vent. They observed oscillations only when the opening area was comparatively small. The black circles shown in **Fig. 6** indicate rough-estimation, according to the data by Takeda et al.[9] (the enclosure height = 0.3 m) and the Nakaya et al.[10] (the enclosure height = 0.6 m). The difference between their results and the authors' is not always great although their geometrical scheme is far different from the authors' and the radiation heat loss from a pool fire must be considerable. Therefore, the oscillatory phenomena in an enclosure may be similar in both cases. In fact, the authors observed numerical oscillatory behaviors in an enclosure (H (2.44 m) by $2H$) with a single front vent ($1/2\,H$), calculated by present 2-D model (**UNDSAFE**[7]), as shown in **Figs. 14-(a)** to **(d). Figures 14-(a)** and **14-(c)** (strong flow) and **Figs. 14-(b)** and **14-(d)** (weak flow) correspond to a similar phase of the oscillation, respectively.

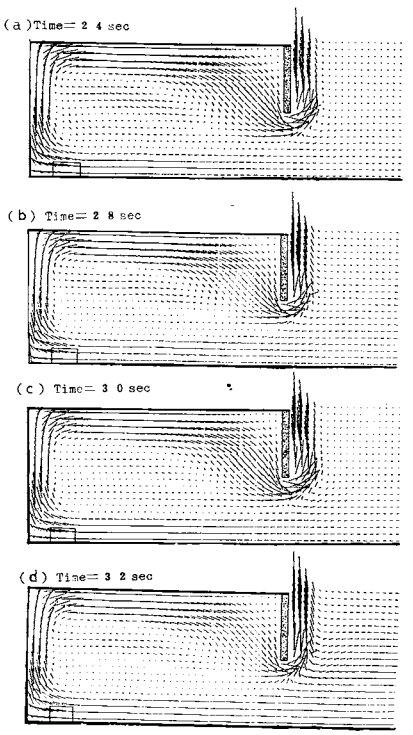


Fig. 14 Air velocity vector distributions in a 2-D enclosure of H (=2.44 m) × 2*H*. The heat input is 100 kW.

5. Conclusions

In three-dimensional calculations, the oscillatory frequency is quite in good agreement with the experimental results, but the oscillations dampen. The oscillatory frequency in two-dimensional calculations were overestimated by almost 20%, compared with the experimental results. When the heat source strength is kept constant, the oscillatory frequency is proportional to the −4/3 power of the enclosure height. By investigating the effect of the height of enclosure, the oscillatory frequency and the heat input are correlated and the nondimensional relationship is given as follows:

$$St = 0.565\ \Phi^{1/3}$$

The vent width affects the oscillatory frequency only slightly when the vent width is comparatively small, while the velocity distributions change greatly. However, when the vent width exceeds a certain limit, the oscillations no longer continue and the flow field becomes stationary. The enclosure length, heat source dimension and grid size have also minor effects upon the oscillatory frequency. The photograph by smoke wires indicates that the numerical calculations give reasonable flow fields.

The present vertical venting oscillatory phenomena could be similar to the single front venting oscillation.

6. Acknowledgment

The authors would like to thank Mr. Gary E. Papach for his kind English editorial service and Mr. Yohei Kumano, the President of the Fire Protection Equipment and Safety Center of Japan, for his helpful advice.

Mr. Yoshiro Yahazuno, the former Director of Fire Research Institute of Japan and the Fire Defence Agency supported the present cooperative work (March-August, 1983) between the Fire Research Institute and University of Notre Dame. The Federal Aviation Administration of U.S.A. sponsored the present study (NBS Grant No. NB81NADA2000).

References

1) Satoh, K., Lloyd, J. R. and Yang, K. T.: "Turbulent Buoyant Flow and Smoke Layers in a 2-D Rectangular Compartment with Vertical Vents", Proceedings of Chemical and Physical Processes in Combustion, Princeton, Paper No. 22 (1980).
2) Satoh, K.: "Experimental Verification of Numerical Results of Ventilations Induced by Enclosure Fires", Report of Fire Research Institute of Japan, No. 54, 46 (1982).
3) Satoh, K., Lloyd, J. R., Yang, K. T. and Kanury, A. M.: "A Numerical Finite-Difference Study of the Oscillatory Behavior of Vertically Vented Compartments", Numerical Properties and Methodologies in Heat Transfer (edited by T. M. Shih), Hemisphere Publishing Corporation, P. 517 (1983).
4) Satoh, K., Matsubara, Y. and Kumano, Y.: "Flow and Temperature Oscillations of Fire in a Cubic Enclosure with Ceiling and Floor Vents. Part 1. – Dependency of Oscillatory Behaviors upon Heat Source Strength –", Report of Fire Research Institute of Japan, No. 55, 31 (1983).
5) Matsubara, Y., Satoh, K. and Kumano, Y.: "Flow and Temperature Oscillations of Fire in a Cubic Enclosure with Ceiling and Floor Vents. Part 2. – Spectrum Analysis of Temperature Oscillations –", ibid., No. 55, 65 (1983).
6) Ku, A. C., Doria, M. L. and Lloyd, J. R.: "Numerical Modeling of Unsteady Buoyant Flows Generated by Fire in a Corridor", Proceedings of the 16th Symposium (International) on Combustion, 1372 (1976).
7) Liu, V. K. and Yang, K. T.: "**UNDSAFE-II**. A Computer Code for Buoyant Turbulent Flow in an Enclosure with Thermal Radiation", Technical Report of the Department of Aerospace and Mechanical Engineering of University of Notre Dame, TR-79002-78-3 (1978).
8) Nee, V. W. and Liu, V. K.: "An Algebraic Turbulence Model for Buoyant Recirculation Flow", ibid., TR-79002-78-2 (1978).
9) Takeda, H., Kawaguchi, T. and Akita, K.: "Unstable Behavior in Small Scale Compartment Fires", Bulletin of Japanese Association of Fire Science and Engineering, Vol. 31, No. 2, 19 (1981).
10) Nakaya, I. and Akita, K.: "Effect of Temperature Fluctuations on the Evaluations of Radiative Heat Flux in a Room Fire", ibid., Vol. 31, No. 2, 33 (1981).

垂直方向換気口を有する区画室内における温度及び流れの振動的現象に関する研究(その3)

——振動周波数と発熱量の無次元関係式——

(概　　要)

佐藤晃由，J. R. Lloyd*，K. T. Yang*

(昭和58年11月30日受理)

天井及び床にスリット状の開口部をもつ区画室内の火災における振動現象につき数値計算を行い，振動数と発熱量の無次元の関係式を得た。即ち，Stを修正ストルーハル数，ϕを無次元発熱量とする時，$St=0.565\phi^{1/2}$となった。振動数の計算結果は前報で報告した実験結果とよく合っている。区画室の高さ，長さ，及び，開口部の幅等が振動現象に及ぼす影響は大きくはないが，開口部がある限度を越すと振動が減衰する傾向がみられた。

* 米国ノートルダム大学教授

消防研究所報告

通巻 57 号

昭和59年３月31日発行

編集
発行　自治省　消防庁　消防研究所

東京都三鷹市中原３丁目14番１号
電　話　(0422) 44-8331　(代表)