ISSN 0426—2700

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 62 September 1986

# 消防研究所報告

通 巻 62 号 1986年9月

## 目 次

研 究

室内火災実験における有毒ガスの発生……守川時生，箭内英治……(1)
有機過酸化物の圧力容器試験における加熱速度と分解圧力変化
との関係及び危険性評価……柿田公太郎……(9)
コーン型燃焼性試験法(ISO/DTR 5657)によるじゅうたんの着火性……箭内英治……(23)
腐食疲労き裂長さとピットの大きさに関する研究……山田 實，亀井浅道……(33)
2.7m角防油堤火災火炎中のガス組成……古積 博……(45)
炭化水素火炎から発生するススと放射熱……古積 博……(51)
救急車台数に関する一計算法……寒河江幸平……(57)
盛砂基礎上の静的荷重を受けたタンクアニュラー部模型の
変形と接地圧……吉原 浩……(63)
液体窒素による液化ガス火災の消火……山本 勲，佐藤公雄，山鹿修蔵……(73)
放射性物質輸送容器モデルの輸送状態を考慮した火災実験…宮崎早苗，島田裕久……(79)

消 防 研 究 所
東 京 都 三 鷹 市

# REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 62 September 1986

– Contents –

## MEMOIR

Toxic Gases Evolution in Room Fires
..... Tokio Morikawa and Eiji Yanai ..... ( 1 )

Study on Relation of Pressure Behaviors to Heating Rates by Closed Type Pressure Vessel and Possible Hazard Evaluation of Organic Peroxides
..... Kohtaro Kakita ..... ( 9 )

Ignitability of Carpets using Cone Type Flammability Test Method (ISO/DTR 5657)
..... Eiji Yanai ..... (23)

Statistical Analysis of Crack Length and Pit Dimension in Corrosion Fatigue Test
..... Minoru Yamada and Asamichi Kamei..... (33)

Gas Composition in Flame of 2.7 m Square Dike Fires
..... Hiroshi Koseki..... (45)

Soot and Heat Radiation from Hydrocarbon Pool Fires
..... Hiroshi Koseki ..... (51)

A Method for Deciding the Number of Ambulances
..... Kohei Sagae..... (57)

Deformation of Statically Loaded Annular Plate and Contact Pressure of Oil Storage Tank Set on Sand Foundation
..... Hiroshi Yoshihara ..... (63)

Extinguishment of Liquefied Gas Fires by Liquid Nitrogen
..... Isao Yamamoto, Kimio Sato and Shuzo Yamashika ..... (73)

Fire Test of Container for Radioactive Materials under the Condition of Transportation State
..... Sanae Miyazaki and Hirohisa Shimada ..... (79)

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

# 室内火災実験における有毒ガスの発生

守川　時生・箭内　英治

（昭和61年5月9日受理）

火災時の有毒ガスの発生特性を調べるため，一般住宅に存在する建材家具等に相当する可燃物を収納した半実大室モデルにおいて種々の強制空気供給条件下で火災実験を行った。得られた結果は、全毒性指数$\Sigma(C_i/C_{fi})$と$CO_2/CO$比の関係，COの他の有毒成分の毒性指数の比較，燃料単位質量当りの致死濃度換算火災ガス体積，及び，毒性と低酸素濃度，熱の潜在致死効果の比較などについてのものである。

## 1.　はじめに

火災時の燃焼生成物の生成量は燃焼対象物の化学組成，形状，量及び配置，空気流入条件などに依存する。過去に実大火災実験は数多く行われているが，これらの条件に関して系統的に行われた例はほとんどない。すべての条件をいろいろに変えることは難しいので，本研究においては，収納物に関しては一定条件に設定し，空気供給を系統的に変える方法により，有毒ガスの発生特性を調べた。

## 2.　実験方法

火災実験に用いた室モデルは前報[1)]で用いたもので，**Fig. 1**に示す。一般の室よりやや小さい容積8 m³（2 m×2 m×2 m）の鋼鉄製チャンバーである。チャンバーは25mm厚のセラミックウールブランケットによる内張りが施されており，ブロワーによる空気供給装置（流入口100cm×100cm）及び排気用煙突（30cm φ×100 cm）を備えたものである。火災荷重は一般家庭に存在する可燃物に組成的にはほぼ相当するもので，**Table 1**に示す。しかし，火災荷重のうちの合成系物質の割合は，それからの有毒ガスの発生を多少高めるため，公

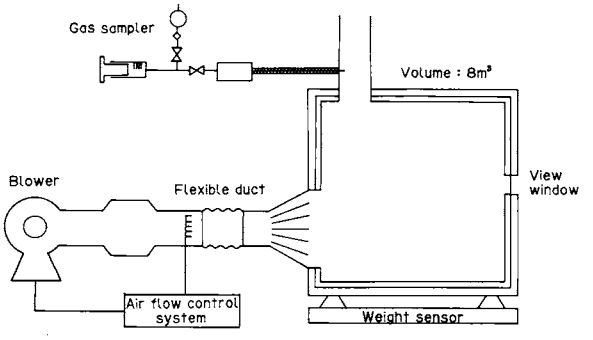



**Fig. 1**　Device for fire experiments.

**Table 1**　Fire loads

| | |
|---|---|
| Rigid urethane foam, RUF | 1.0 kg |
| Flexible urethane foam, FUF | 1.0 |
| Curtain (rayon) | 1.2 |
| Cotton sheets | 0.6 |
| Nylon-6, PA (pellets) | 1.0 |
| Wool | 1.0 |
| Polymethylmethacrylate, PMMA (pellets) | 1.0 |
| Polypropylene, PP (pellets) | 1.0 |
| Polyethylene, PE (pellets) | 1.0 |
| Polyacrylonitrile, PAN (fiber) | 1.0 |
| Urea resin, UR (flakes) | 1.0 |
| Melamine resin, MR (flakes) | 1.0 |
| Wood (sticks of 4 cm square) | 50.0 |
| Ruton (cotton) | 4.0 |
| Plywood (5 mm thick) | 16.0 |
| Wall paper (PVC) | 2.2 |
| Carpets (Modacrylic) | 6.5 |
| Corrugated cardboard boxes | 7.0 |
| | 127　kg |

共住宅における割合9％[2]より少し高めの15％とした。収納可燃物の配置図を**Fig. 2**に示す。火災実験はこの配置で4通りの空気供給速度(約4～10m³/minの範囲)を用いて合計7回行った。空気供給速度はダクト部の流速モニターとコントローラーで制御した。残存火災荷重はチャンバーの底に設置されている3点のロードセルで測定した。また，温度はチャンバー内に設定した14点の1.0mmφステンレスシース*CA*熱電対によって測定した。

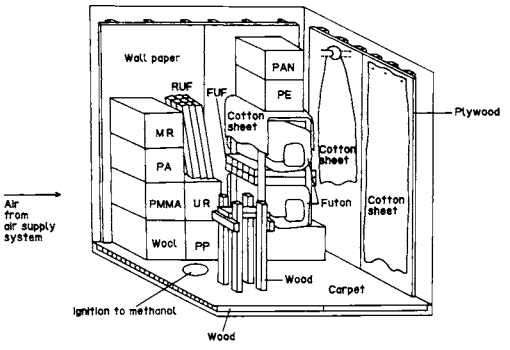



**Fig. 2**　Layout of fire loads.

火災の開始は床面のカーペットにたらした50mℓのメタノールに炎で着火して行った。発生ガスの採取は適宜の時間間隔で排気用煙突の下端から上方50cmの位置に挿入したステンレスパイプを通して100mℓまたは200mℓシリンジで吸引して行った。ステンレスパイプは内径1cmでリボンヒーターで被覆加熱されている。なお，シリンジによるサンプリング直前にはエアポンプによる吸引でサンプリングライン内ガスの置換を行った。

採取ガスの分析はガスクロマトグラフ，イオンクロマトグラフ及び比色分析により行った。ガスクロマトグラフによって，CO，$CO_2$，$O_2$，$N_2$，$CH_2=CH\cdot CHO$（アクロレイン），炭化水素の分析を行った。HCl，$SO_2$，$NO_x$の分析はShodex IC（昭和電工製）カラムを用いてイオンクロマトグラフによって行った。HCN及びH·CHO(ホルムアルデヒド）の分析は分光光度計を用いた比色法により行い，前者はピリジンピラゾロン法[3]を，後者はクロモトロプ酸法[4]を用いた。

## 3.　実験結果と考察

### 3.1　火災性状

全7回行った実験のうち，空気供給速度の異なる4回について，温度－時間及び残存火災荷重－時間の関係をそれぞれ**Fig. 3**及び**Fig. 4**に示す。ここで，フラッシュオーバーまでの過程は実験ごとに異なり再現性は期待できないため，フラッシュオーバーの時点を0とした。温度は排気用煙突の下端から上方50cmの位置のものである。チャンバー内各所の温度はフラッシュオーバー以降ではこの温度と大差がない。また，肉眼による観察によっても，可燃物の表面積が大きいため，チャンバー内全域の燃焼になると炎はほぼ一様に見えた。

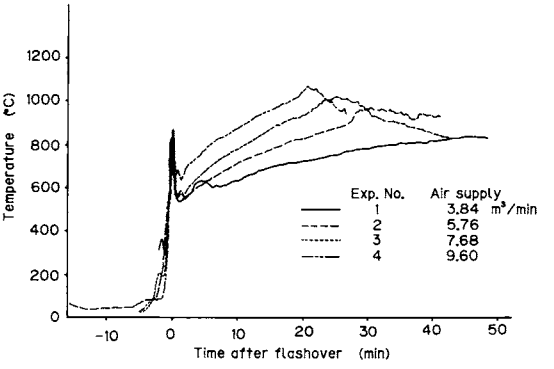



**Fig. 3**　Temperature-time curves for 4 fire experiments.

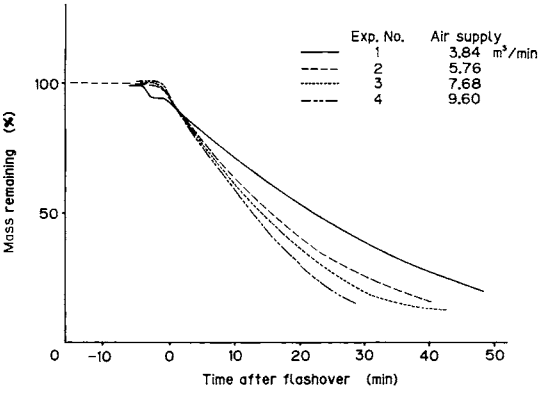



**Fig. 4**　Mass of fire loads remaining – time curves for 4 fire experiments

温度，燃焼速度共，その値は極く初期のフラッシュオーバー時点からその20分後位までは，空気供給速度が大きい程，大きくなっている。このことから，本実験の燃焼は火災前半では換気支配であったといえる。温度は1000℃を超えることもあったことから，本実験の室規模はやや小さいが，温度条件は実大の場合と殆ど変わらないといってよいように思われる。

酸素消費量に基づく燃焼単位質量当たりの発熱量

(kJ/g)[5]と空気供給速度/燃焼速度(ℓ/g)との関係を**Fig.5**に示す。理論曲線は木材の完全燃焼に必要な空気量は3.98ℓ/gで燃焼熱は4.5kcal/g(18.9kJ/g)[6]であるから発熱量Q(kJ/g)はAir supply rate/mass burning rateを$r$(ℓ/g)とすると,

$Q=(18.9/3.98)\cdot r$ $(r\leqq 3.98)$ 又は $Q=18.9$ $(r>3.98)$ で表される。火災荷重の中には木材よりも潜在発熱量の大きい物質も含まれるが，発熱量は木材の完全燃焼の場合の値より多くの場合かなり低くなっている。フラッシュオーバー時点から火災荷重30%減（フラッシュオーバー後15分以内）の有毒ガス成分の発生が大きいことは次節で述べるが，その間の発熱量は例外なく小さく，不完全燃焼が大きかったことがわかる。

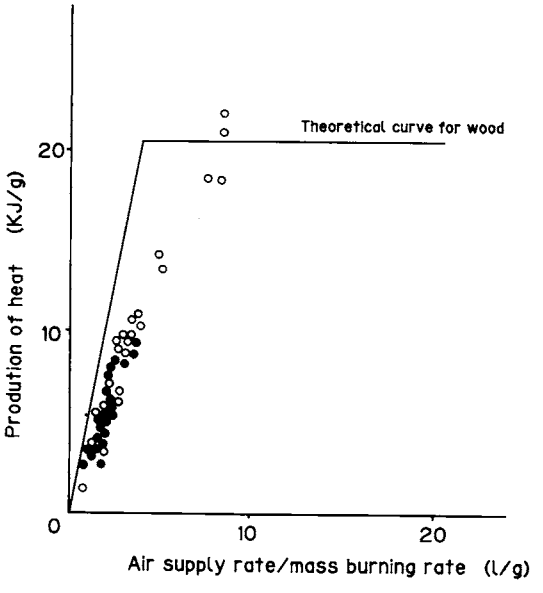



**Fig. 5**　Heat production vs. air supply rate/mass burning rate for all fire experiments.

$O_2$濃度と$CO_2$/CO比の関係を**Fig. 6**に示す。この関係は火災の燃焼状態を表すために用いられることがある。[7] $O_2$濃度と$CO_2$/CO比は矢印に従って変化した。両者の関係は実験によってまちまちであるが，フラッシュオーバーから火災荷重30%減までの間の$O_2$濃度は10%以下，$CO_2$/CO比も10以下の場合が多く，これも火災が不完全燃焼度の大きい領域にあることを示している。

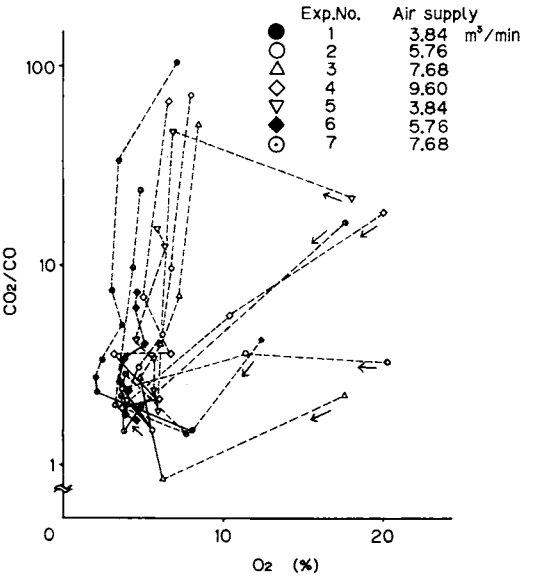



**Fig. 6**　$CO_2$/CO ratio vs. $O_2$ concentration for all fire experiments.

Time:　between flash over and 30% mass loss of fire loads
before and after the above

### 3.2　各種有毒ガスの発生

全7回の実験のCO濃度の時間変化を**Fig. 7**に示す。CO濃度はフラッシュオーバー時点で急激に増加し，2～3分後に最高に達し，次になだらかに減少している。最高濃度は7～11%，すなわち，5～10分間ばく露の致死濃度0.5%[8]の14～22倍である。燃料単位質量当りのCO発生量(g/g)と空気供給速度/燃焼速度（ℓ/g）の関係を**Fig. 8**に示す。全実験を通じて，空気供給速度/燃焼速度は0.5～10ℓ/gの範囲の値をとり，CO発生

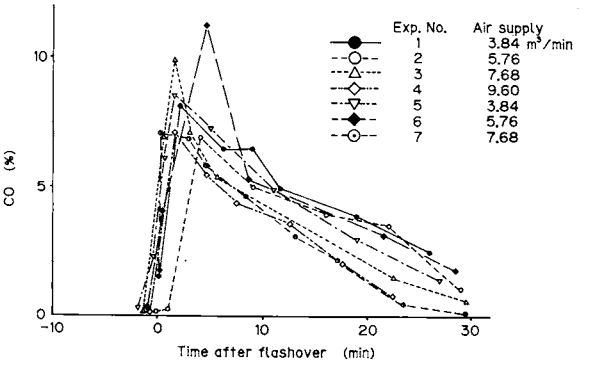



**Fig. 7**　CO concentration-time curves for all fire experiments.

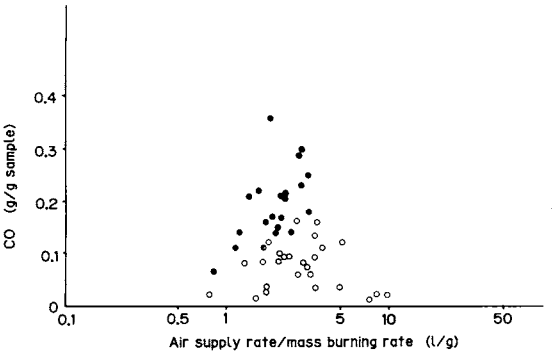
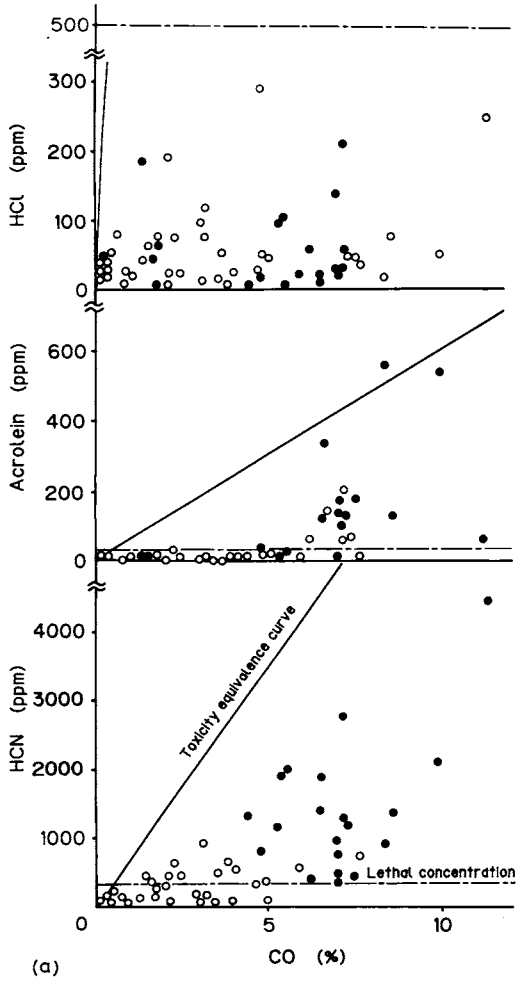



**Fig. 8**　Yield of CO vs. air supply rate/mass burning rate for all fire experiments.

Time: ●　between flash over and 30% mass loss of fire loads
　　○　before and after the above

量は約3 ℓ/gのときに大きいことが多い。また，COの発生は概してフラッシュオーバーから重量30%減までの火災段階において大きいが，これは木質系及びセルロース系物質の未燃な表面が熱気流にさらされたとき，熱分解によって大量にCOが発生するためと思われる。

他の有毒成分，HCN，アクロレイン，HCl，$SO_2$，$NO_x$及びホルムアルデヒドの濃度を**Fig. 9(a)**及び**(b)**にCO濃度との対比でプロットした。それらの成分の5～10分ばく露の致死濃度は，HCN：350ppm，アクロレイン：30ppm，HCl：500ppm，$SO_2$：500ppm，$NO_x$：200ppmを用いた。[7] ホルムアルデヒドの致死濃度は，はっきりしないが，アクロレインの6倍という文献値がある[9]ので，ここでは180ppmとした。多くのプロットはCOとの毒性等価曲線($C_1=C_{f1}/C_{f2}\cdot C_2$，ここに$C_1$：



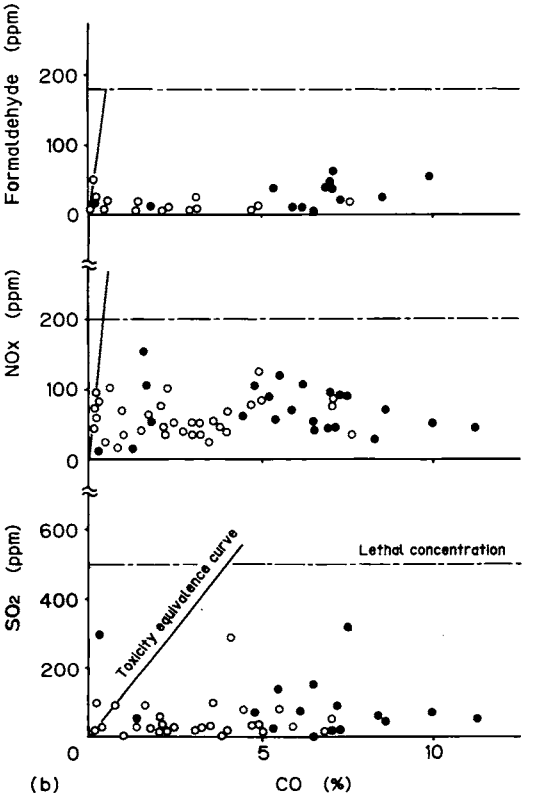




**Fig. 9**　A comparison of CO and other toxicants in terms of concentration for all fire experiments.

Time: ●　between flash over and 30% mass loss of fire loads
　　○　before and after the above

ガス成分1の濃度，$C_2$：ガス成分2の濃度，$C_{f1}$：成分1の致死濃度，$C_{f2}$：成分2の致死濃度）の下方に分布している。すなわち，これらの成分は，多くの場合，COよりも毒性効果を考慮した発生量がかなり小さいことを意味している。しかしながら，アクロレイン－CO及びHCN－COの関係においては，フラッシュオーバーから重量30%減までの火災段階においてで，プロットの多くのアクロレイン，HCNとも致死濃度を大きく上回っている場合が多いのは注目に値する。

炭化水素は有毒とは必ずしもいえないが，未燃の有機化合物の量をそれから推定することができるかも知れない。全炭化水素の濃度をCO濃度との関係で**Fig. 10**に示す。プロットはかなり散らばっているが，両者とも不完全燃焼のときに多く発生するので，比例的な傾向はみられる。

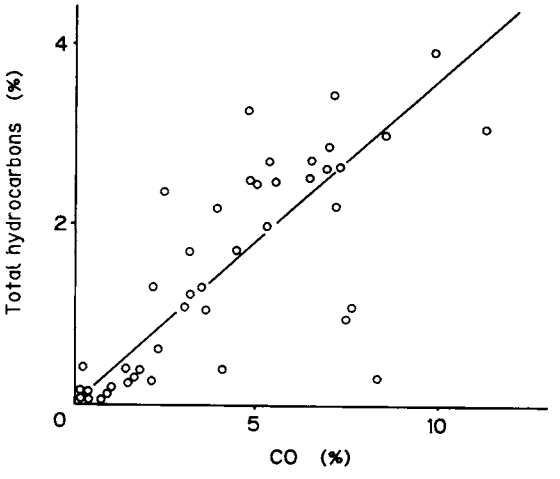



**Fig. 10**　Total hydrocarbons vs. CO in terms of concentration for all fire experiments.

炭化水素の中のメタンは，**Fig. 11**に示すように，全炭化水素濃度とほぼ直線関係にあるので，メタンは全炭化水素の指標として用いることができそうである。

### 3.3　毒性評価

各ガス成分の毒性の相互作用はまだ解明されていない点が多い。そこで，各成分に公平な毒性作用の相加作用を仮定した。この場合，毒性は全毒性指数$\Sigma(C_i/C_{fi})$で表わせられる[11]。ここで，$C_i$はガス成分iの濃度，$C_{fi}$はガス成分iの致死濃度である。

$\Sigma(C_i/C_{fi})$を$CO_2/CO$比との関係で**Fig. 12**に示す。$\Sigma(C_i/C_{fi})$は$CO_2/CO$比の増加につれて，双曲線的に減少し，また，一般に火災初期に大きい。また，本実験における$\Sigma(C_i/C_{fi})$は最大で約40で致死濃度の40倍を意味する。なお，$\Sigma(C_i/C_{fi})$の計算にあたっては，有毒ガス成分としてCO，HCN，HCl，$SO_2$，$NO_x$，CH＝CH・CHO（アクロレイン）及びH・CHO（ホルムアルデヒド）を選んだ。

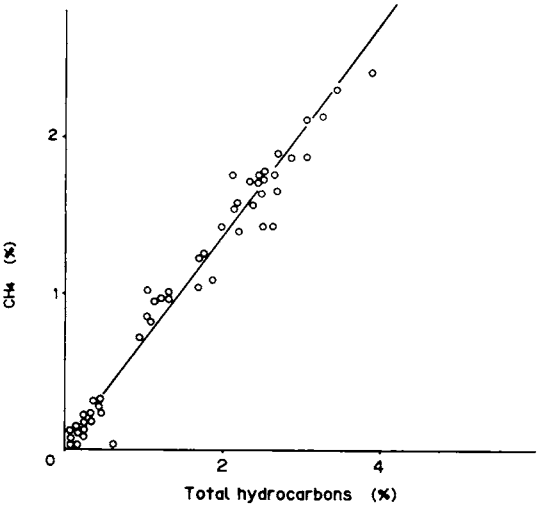



**Fig. 11**　Methane vs. total hydrocarbons in terms of concentration for all fire experiments.

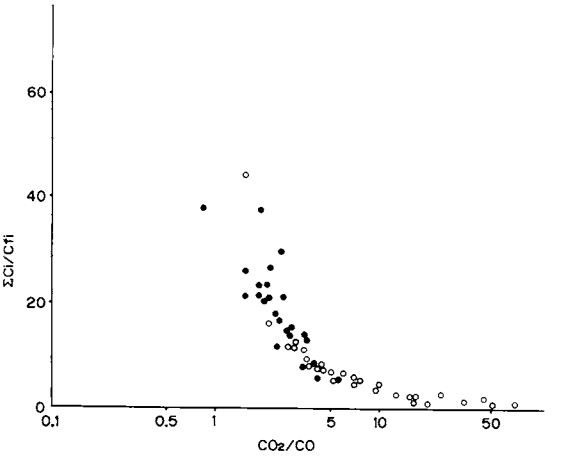



**Fig. 12**　Total toxicity index $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. $CO_2/CO$ ratio for all fire experiments.

Time: ● between flash over and 30% mass loss of fire loads
○ before and after the above

COの毒性指数$C_{co}/C_{fco}$とその他の有毒成分の毒性指数の和$\Sigma(C_i/C_{fi})-C_{co}/C_{fco}$の比較を**Fig. 13**に示す。

大部分のプロットは両者の毒性等価曲線の下方に分

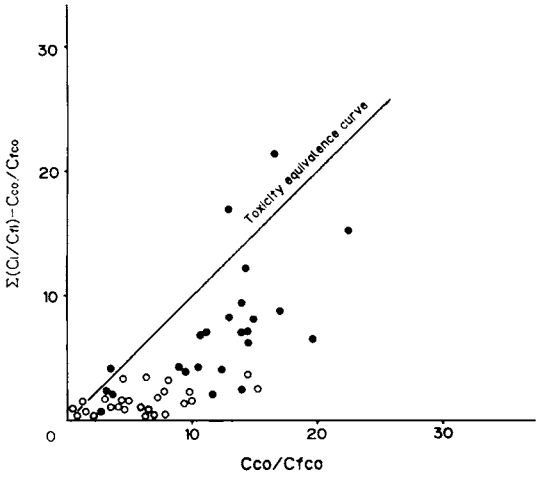



**Fig. 13**　Sum of toxic indexes of gases excluding CO, $\Sigma(C_i/C_{fi}) - C_o/C_{co}$ vs. toxic index of CO, $C_{co}/C_{fco}$

Time: ●　between flash over and 30% mass loss of fire loads
　　○　before and after the above

布しており，**Fig. 12**における全毒性指数へのCOの寄与の大きいことは明らかである。**Fig. 12**において，プロットがほぼ双曲線的傾向を示したのは，CO濃度と関係するCOの毒性指数は$CO_2$/CO比と双曲線的関係を持つ[1]からと思われる。

単位質量当りの燃焼から発生する火災ガスの致死濃度換算の体積$\Sigma(V_i/C_{fi})$を空気供給速度/燃焼速度比の関係で**Fig. 14**に示す。ここで，$V_i$は燃料単位質量当りの有毒ガス成分 i の体積(ℓ/g)である。$\Sigma(V_i/C_{fi})$

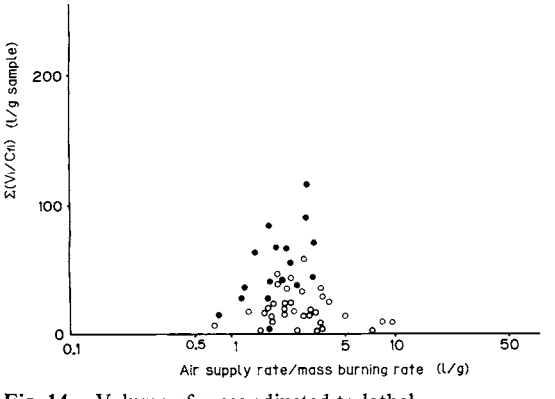



**Fig. 14**　Volume of gases adjusted to lethal concentration per mass of fuel, $\Sigma(V_i/C_{fi})$ vs. air supply rate/mass burning rate.

Time: ●　between flash over and 30% mass loss of fire loads
　　○　before and after the above

は**Fi. 8**におけるCOの発生量(g/ℓ)と同様の傾向を示した。また，$\Sigma(V_i/C_{fi})$の最高は100ℓ/g以上になっている。これは僅か80gの燃料が燃えただけで本実験に用いたチャンバー内の雰囲気を致死濃度にすることができることを意味する。

### 3.4　ガス毒性，酸素濃度及び熱の潜在致死効果の比較

ガス毒性，$O_2$濃度及び熱が火災死亡の主な因子と考えられる。5～10分ばく露の致死値は$O_2$濃度6%，空気温度200℃といわれる[8]。また毒性の致死値は全毒性指数1である。

致死値に基づいて，これら三つの致死因子の比較を行った。火災ガスの$O_2$濃度が6%以下のときは6%になるように新鮮な空気で希釈された場合，そのときの火災ガス温度及び全毒性指数は希釈分だけ減少し計算で求められる。**Fig. 15**は$O_2$濃度を6%にしたときの火災ガス温度と全毒性指数の関係である。温度200℃または全毒性指数1以下のプロットはみられないため，酸素欠乏のみで死亡することはないことになる。なお，$O_2$濃度が6%以上の場合については，酸素欠乏による死はあり得ず，図示を省略した。

火災ガス温度と全毒性指数を比較すると、致死等価

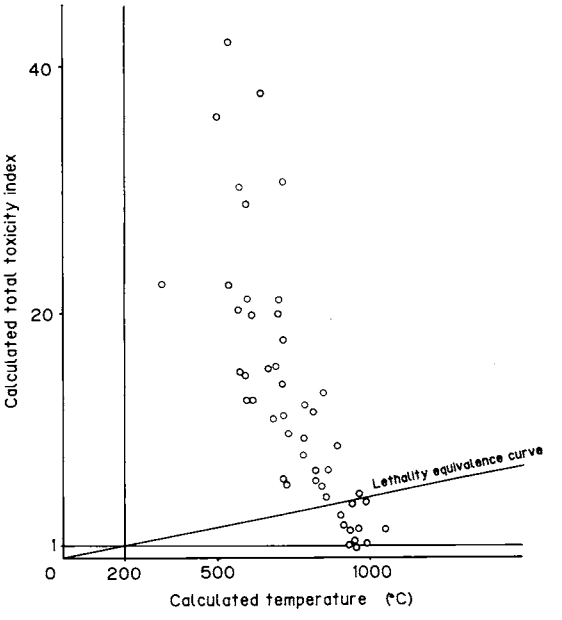



**Fig. 15**　Total toxicity index vs. temperature calculated according to the dilution of $O_2$ concentration of fire effluent gases to 6%.

曲線の上方のプロットが圧倒的に多いので，この結果からは毒性が三つの致死因子の中で最も支配的となる。

## 4. 結　論

火災実験は半実大規模の容積8 $m^3$の室内に収納した各種可燃物を強制的に空気をブロワーで供給しながら燃焼させて行った。各種発生ガス濃度，可燃物の重量変化，火災雰囲気温度などの測定により，次の結果が得られた。

1）HCN やアクロレインの存在は無視できないが，CO が主たる毒性成分であった。そして，これらのガスの発生はフラッシュオーバーから可燃物重量30％減までの火災段階に多かった。

2）単位質量当りの燃料から発生するガスの致死濃度換算の体積$\Sigma(V_i/C_{fi})$は空気供給速度/燃焼速度比が約3 ℓ/gのとき特に大きく，その値は最高で100ℓ/gであった。

3）5～10分間ばく露の全毒性指数$\Sigma(C_i/C_{fi})$は$CO_2$/CO比とほぼ双曲線的関係があり，今回の実験では最大で約40であった。

4）毒性，酸素欠乏，熱という三大火災致死因子を全毒性指数，酸素濃度，火災ガス温度で比較すると，毒性が最も大きい致死因子であることがわかった。

## あとがき

今回の実験はすべての可燃物の種類は配置は同一の条件で行ったため，それらの条件を変えた場合についても実験は行う必要はあろう。しかし，合成高分子に主に帰因する有毒成分，HCN，HCl，$NO_x$，などの全毒性指数への寄与は比較的小さいことやフラッシュオーバー以降は火災室内で炎がほぼ全面的に広がり，温度分布も均一に近いことを考えると，発生ガスの毒性は，多少の可燃物の種類や配置の違いによってあまり大きく影響されないように思われる。

おわりに，本研究は科学技術庁振興調整費による研究「米国・カナダとの協力による火災時の燃焼ガスの毒性評価と建材等の安全性向上に関する研究」の一環として行ったことを付記する。

## 引用文献

1）守川時生，箭内英治：消防研究報告，No.60，pp. 95 95～104（1985）

2）斎藤　直，箭内英治：火災，**26**，No.2，pp. 45～49（1976）

3）JIS K 0104

4）日本薬学会：衛生試験法注解，p. 1066，金原出版（1973）

5）Haggett, C,：*Fire and Materials*, **4**, No.2, p.61（1980）

6）日本火災学会編：火災便覧，pp. 500～570，共立出版（1984）

7）ISO/TC92/SC3 No. 48, p. 35（1985）

8）Terrill, J. B, et al：*Science*, 200, pp. 1343～1347（1978）

9）Kaplan, H, L et al：*Fire Safety Journal*, **7**, pp. 11～23（1984）

10）Sumi, K., Tsuchiya, Y.：*Journal of Combustion Toxicology*, **2**, p. 8（1975）

# Toxic Gases Evolution in Room Fires

(Abstract)

Tokio Morikawa and Eiji Yanai

(Received May 9, 1986)

Fire experiments were conducted burning combustibles corresponding to construction materials and other room contents in a semi-full scale room under various air supply conditions. This paper describes toxic index $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. $CO_2/CO$ ratio ($C_i$: the concentration of gas component i, $C_{fi}$: its lethal concentration), volumes of air-diluted gases adjusted to lethal level per unit mass of fuel vs. air supply rate/mass burning rate, a comparison of CO and other toxicants in terms of toxicity, and a comparison of potential lethal effects, toxicity, oxygen deficiency and heat.

# 有機過酸化物の圧力容器試験における加熱速度と分解圧力変化との関係及び危険性評価

柿田　公太郎

（昭和60年11月28日　受理）
（昭和61年5月14日再受理）

有機過酸化物の危険性評価を行う目的で，密閉式圧力容器に圧力ヘッドを取り付け，加熱速度と分解圧力変化との関係を調べた。実験はカップに試料と入れた場合と直接に圧力容器に入れた場合について行った。

試料は，分解圧力が変化する5種を選んだ。

加熱中における試料の状態を目視する実験も行って，1)分解圧力が変化するのは，カップを用いることによること，2)カップを用いる方法は試料の発熱に関係があり，直接に試料を加熱する方法は加熱速度に関係があることがわかった。危険性評価には，カップを用い方法が良い。有機過酸化物一般について評価値を得るには，現行より加熱速度を大きくとる必要がある。

## 1. 諸　言

一般に有機過酸化物の加熱時における分解爆発危険性を評価するための圧力容器試験では，試料をアルミニウムカップに入れ，これを圧力容器内に置き加熱する方法と，圧力容器に直接試料を入れ加熱する方法とがある。[1),2)] いずれも爆発の激しさを定量的に測定するために，6～10kg/cm²で破れる破裂板とオリフィスとを組合わせたものを取り付け，破裂板が破れる最大のオリフィス径を実験的に求め，この径の大きさによって危険性を評価している。

中川[3)]は同試験のカップを用いる方法(「カップ法」と略す。)として破裂板の代りに圧力ヘッドを取り付け一定の加熱速度で試験し，1)圧力上昇速度の平方根値とオリフィス径とは直線関係にあること，2)有機過酸化物の種類によって，ピーク数が1になるときと2になるときがあり，危険性を判断するための圧力上昇速度及び到達圧力が異なるので，適切に危険性を評価するためには，試験回数を多くとらなければならないことを報告している。

筆者は中川の圧力容器(**Fig. 1**)を用い，試料重量を5gにして，加熱速度を変化させて実験を行い分解圧力の変化を測定した。これより分解圧力上昇の型，圧力上昇速度等を調べ，一方ミラーによって容器の内部

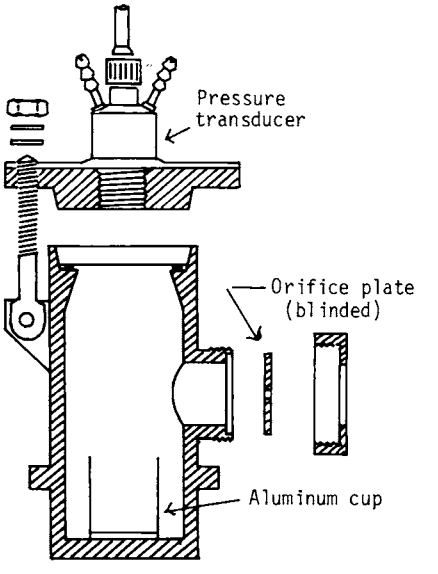



**Fig. 1**　Pressure vessel with pressure transducer.

を観察（「ミラー観察」と略す。）した結果とを組合わせ分解圧力が変化する理由を考察した。圧力容器に直接試料を入れる方法（「直接加熱法」と略す。）についても分解圧力の変化を調べた。

実験結果をもとに，カップ法と直接加熱法との危険性評価の優劣について検討したので報告する。

## 2. 実験方法

### 2.1 実験装置

圧力容器は中川と同じものを用い，オリフィス部を密閉した。材質はステンレスで，重量は2.65kg，内径は49mm，内容積は235mℓである。

使用した圧力ヘッドはストレンゲージ式で，定格が50kg/cm²のものと70kg/cm²のものを使用し，いずれも周波数が0～25kHzである。

圧力ヘッドから得られた出力を動ひずみ測定器により増幅し，データレコーダー（定格0～5kHz）に記録し解析した。

### 2.2 カップの材質及び諸元

カップの材質はアルミニウムで，純度は99.5%，外径は28mm，肉厚は0.5mm，深さは42mmである。

### 2.3 ミラーによる試料挙動の観察

カップ法において分解圧力の型が変化する理由を調べるために，材質がステンレスで，重量が1.75kg，内径が49mm，内容積が188mℓの上部開放の容器を使用し，上部にミラーを取り付け，3回反射させて全体の距離が約8mになる場所から32倍の望遠鏡によって加熱中における試料の挙動を観察した。加熱速度は1,200kcal/hとした。バーナーと容器底部の間隔は圧力容器を用いたときと同じである。用いたカップは**2.2**のものである。照明には写真用500Wライトを用いた。

### 2.4 加熱方法

圧力容器底部をテクルバーナーにより加熱した。燃料は熱量が11,000kcal/m³の都市ガス13Aである。炎の先端か圧力容器底部に触れるように圧力容器の高さを調節した。

加熱速度は，現行では破裂板を用いるカップ法によるときは600kcal/h，同様の直接加熱法によるときは2,700kcal/hで行われている。

中川の報告では，ピーク数が1になったり2になったりし，危険性の評価に支障があるならば，どれだけの加熱速度で加熱したら一般的に適切な値が得られるかを試みる必要がある。

このため，用いたテクルバーナーの容量の下限及び上限にまで加熱に使用することにした。ガス量及び空気量を精度良くとらなければ，正確なデータが得られない。4段階の加熱速度一温度上昇関係を求め，他の関係はグラフが複雑になるので内押によることにした。

加熱速度を330kcal/h，600kcal/h，1,200kcal/h及び2,640kcal/hにとった。バーナー数は1本としたが，2,640kcal/hのときは2本とした。これは使用したバーナーの容量が小さいので炎が長くなり，またハンドル部がぐらぐらするので加熱速度が不正確になること及び圧力容器底部との間隔を調整できず炎が圧力容器を包み，加熱を主として圧力容器底部で行うこととした本実験の条件と異なるためである。

### 2.5 圧力容器の熱特性

カップにDOP（dioctyl phthalate）5gをとり，$P_t$-$R_h$熱電対（0.1mm$\phi$）でカップ中及び圧力容器底部での温度を測定した。加熱時間と温度上昇との関係を**Fig. 2**に示す。この図で実線には，それぞれの加熱速度で得たカップ内試料の温度上昇を示し，破線には1,200kcal/h，2,640kcal/hにおける圧力容器底部の温度上昇を示した。これによれば同じ加熱速度で加熱した場合に，加熱開始後の同じ時間では，カップ内試料の温度と圧力容器底部の温度が違うことが示されている。

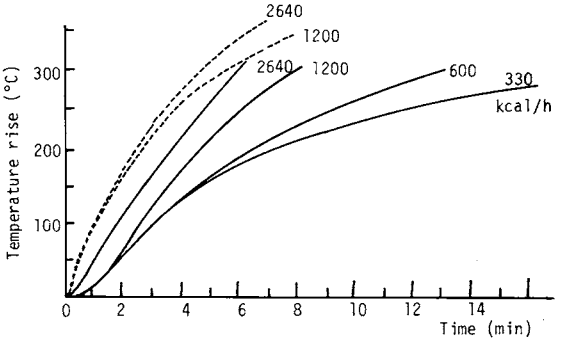



**Fig. 2** Relation between heating rate and temperature rise.
Solid lines are temperature of dioctylphthalate 5 g in aluminum cup.
Dotted lines are inner bottom surface temperau temperature of pressure vessel.

加熱速度を変化させたときの圧力容器の温度上昇は熱容量と散逸熱量との関係であり，圧力容器の諸元が違えば，加熱時間－温度関係も違うことになり，使用される圧力容器に固有のものである。

**Table 1** Samples

| Chemical name | Abbreviation | Concentration and diluent |
|---|---|---|
| di-t-butyl peroxide | BuPO | 98% |
| t-butyl cumyl peroxide | BuC | 94% |
| t-butyl hydroperoxide | BuH | 70% in water |
| cumen hydroperoxide | CmH | 80% in aromatic compound |
| 2,5-dimethyl2,5-di-(t-butylperoxy) hexane | HexBu | 95% |
| di-benzoylperoxide | BPO | 100% |

### 2.6 試料

試料は，あらかじめカップ法によって加熱速度1,200 kcal/hで行った予備実験から分解圧力が変化する（ピーク数が2であった。）試料を選んだ。これらは市販のもので，化学名，略称，濃度，希釈剤を**Table 1**に示す。試料は5gとし，カップ法ではカップごとに，直接加熱法では試料の比重を基にシリンジで一定容量を圧力容量に注入し重量換算した。

### 2.7 実験

圧力容器に試料を入れ，蓋をボルトで締めた後，ガスを抜くために取りつけたニードルバルブを締めた。4段階の加熱速度が一定して得られるように，バーナーのガス流量と空気流量をあらかじめ調整した後，ハンドルを固定し，加熱速度ごとにバーナーを交換した。

圧力ヘッド，動ひずみ測定器，データレコーダーが安定し，ガス流量計のフロートが振動しなくなってからバーナーに着火し，データレコーダーに圧力ヘッドの電圧を増幅した出力を入力した。バーナーに着火してから動ひずみ測定器の電圧指示メーターが，試料が分解したことを示す振れがあるまでの時間を測定した。得られた記憶をペンレコーダーに記録させ，パラメーターを解析した。加熱を開始してからピークが現われるまでの時間推移及び波形は，データレコーダーの記憶の出力速度を変えて求めた。

加熱を開始してからピークが現われるまでの時間は，圧力容器の温度に影響されるので，実験を終了するごとに圧力容器を水冷し，水を抜きとってから熱が平衡するまで約1時間放置した。

### 2.8 圧力容器及びカップのクリーニング

圧力容器底部はそれぞれの実験終了後にアセトンで残さを拭き取った。残さを完全に除去できないときはクレンザーに石英粉を混ぜたもので磨いた。

カップはプレスされてきたものをアセトンで洗滌し，乾燥後使用した。カップは実験ごとに取替えた。

## 3. 実験結果

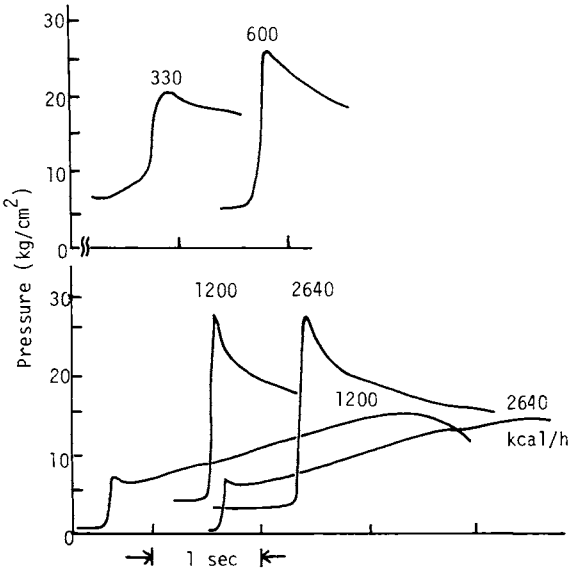
### 3.1 加熱速度と分解圧力変化のパラメーター

加熱速度を変えることによって分解圧力がどのように変化するか，またこの圧力曲線を基に危険性を評価するに必要なパラメーターを得るために実験を行った。

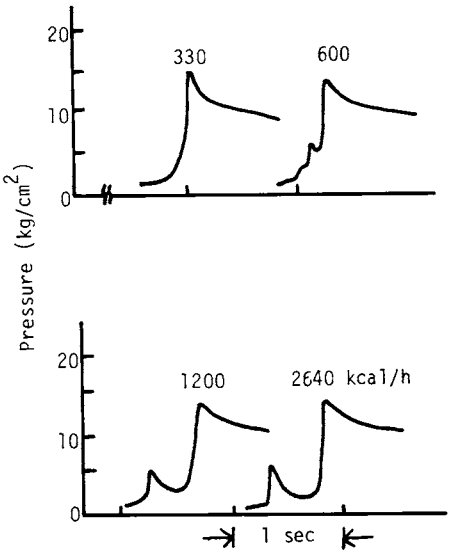
カップ法では**Fig. 3**の圧力曲線になった。これを基にして得られた分解圧力変化の値を**Table 2-1, Table 2-2**に示す。分解が激しいBPOの分解圧力曲線を，分解が比較的おだやかな本実験の試料のものと比較するために**Fig. 4**に示した。これは圧力ヘッドからの信号をオッシロスコープに増幅して入れ，写真撮影したものである。**Table 3**は直接加熱法により加燃速度1,200 kcal/h，2,640kcal/hで比較的分解の激しいBuC,HexBuについて圧力曲線を基にして得られた分解圧力の変化の値を示したもので，試料の分解の現象がカップ法と違うのではないか，また適切に危険性を評価するためには，加熱速度がいくらでなければならないかを検討するために行った実験結果である。

直接加熱法により試料を加熱速度1,200kcal/hで分解して得られた分解圧力曲線は**Fig. 5**になった。**Table 4**にはカップ法と直接加熱法との加熱速度1,200kcal/hおける圧力曲線を基にして得られた分解圧力変化を示し，後欄で検討する危険性評価のために，圧力上昇速度と文献から得られたオリフィス径とを比較してある。**Table 5**には危険性を評価するための別の方法として最大圧力上昇速度及び(到達圧力)×(最大圧力上昇速度)の値を示し検討することにした。

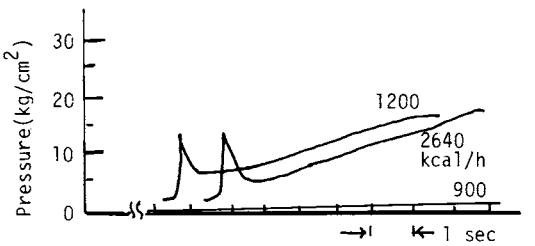
圧力曲線から求めたパラメーターは，それぞれの表で同じで，$T$は加熱を開始してから鋭いピークが現われるまでの時間(分′，秒″)，$p$はピークが現われる直前の圧力(kg/cm²)，$\dot{P}$は最大圧力上昇速度(kg/cm²・sec)，



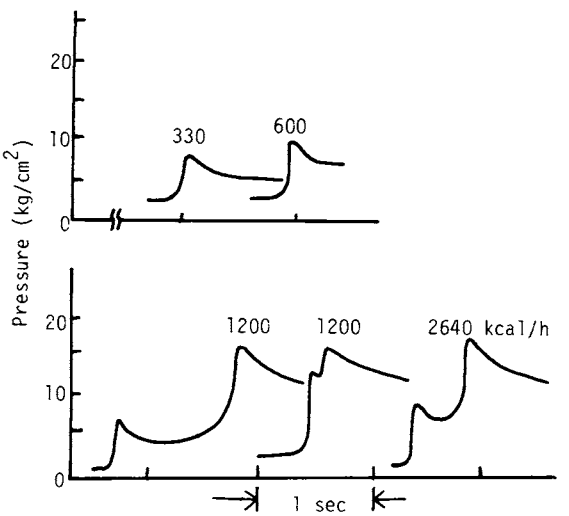

(a) Curves of BuPO



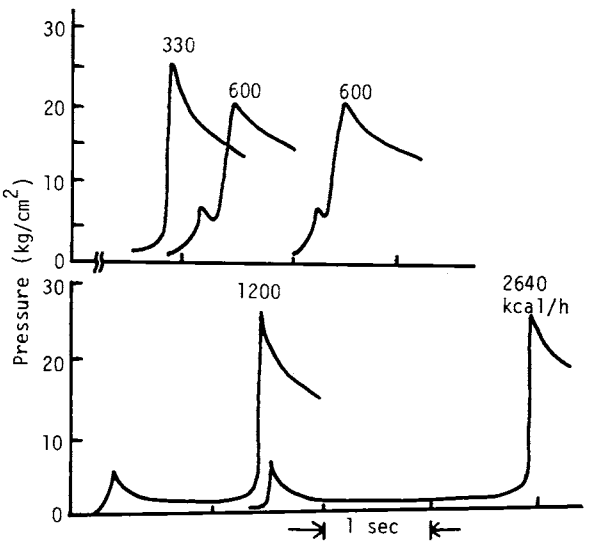

(b) curves of BuC




(c) Curves of BuH




(d) Curves of CmH




(e) Curves of HexBu

**Fig. 3** Relation between heating rates and pressure behaviors in case of use of aluminum cup.

$P$は到達圧力(kg/cm²)である。添付符号$C$はカップ法の値であることを，$D$は直接加熱法の値であることを示す。数字1は最初のピークの値，2は二番目のピークの値であることを示す。ダッシュ(－)はピーク数が1のみ($P_{c_2}$, $\dot{P}_{c_2}$がないこと。)であることを示す。スター(＊)は鋭いピークが現われない場合で，加熱を開始してから経過した時間を$T$とし，この時間までの$p$，$P$，$\dot{P}$の値を示す。$i$はピークの順を概括した符号で1又は2である。$t$はピークの立ち上りから頂部に至るまでに経過した時間を示す。$\phi$は後欄で検討する評

**Table 2-1** Numerical data from pressure rise curves obtained at heating rates of 4 stages in case of use of Aluminum cup

(sample 5 g)

| | heating rate (kcal/h) | $T$ (min·sec) | $p$ (kg/cm²) | $P_{c1}$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{c1}$ (kg/cm²·sec) | $P_{c2}$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{c2}$ (kg/cm²·sec) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| BuPo | 330 | 17.00 | 6.2 | 20.0 | 0.8 | – | – |
| | | 12.49 | 6.2 | 20.6 | 0.9 | – | – |
| | 600 | 10.00 | 5.4 | 24.6 | 3.7 | – | – |
| | | 9.00 | 6.2 | 26.0 | 2.1 | – | – |
| | | 8.30 | 5.4 | 26.0 | 3.0 | – | – |
| | 1200 | 2.36 | 0.4 | 7.8 | 1.4 | 15.0 | 0.04 |
| | | 2.28 | 0.4 | 7.0 | 1.0 | 14.4 | 0.04 |
| | | 5.24 | 5.0 | 30.4 | 7.7 | – | – |
| | | 5.13 | 4.2 | 28.3 | 7.2 | – | – |
| | | 5.14 | 4.6 | 28.7 | 7.7 | – | – |
| | 2640 | 1.53 | 0.2 | 7.0 | 2.4 | 15.6 | 0.16 |
| | | 1.50 | 0.6 | 8.0 | 1.9 | 16.4 | 0.05 |
| | | 2.59 | 3.6 | 30.3 | 6.7 | – | – |
| BuC | 330 | 5.20 | 1.2 | 16.0 | 3.7 | – | – |
| | | 4.50 | 1.2 | 14.9 | 2.1 | – | – |
| | | 5.06 | 1.2 | 14.9 | 3.0 | – | – |
| | 600 | 4.22 | 0.4 | 15.9 | 3.4 | – | – |
| | | 4.28 | 0.4 | 5.8 | 1.0 | 14.1 | 1.7 |
| | | 4.30 | 0.4 | 5.8 | 0.5 | 13.2 | 1.4 |
| | 1200 | 3.10 | 0.4 | 5.4 | 1.0 | 14.1 | 2.1 |
| | | 2.58 | 0.4 | 7.1 | 4.3 | 14.1 | 2.3 |
| | | 3.10 | 0.4 | 6.2 | 2.5 | 14.1 | 2.2 |
| | 2640 | 2.19 | 0.4 | 7.1 | 5.1 | 15.4 | 5.2 |
| | | 2.46 | 0.4 | 6.0 | 2.8 | 14.6 | 5.0 |
| BuH | 330 | – | – | – | – | – | – |
| | | – | – | – | – | – | – |
| | 600 | *11.00 | 0 | 9.1 | 0.02 | – | – |
| | | *13.12 | 0 | 9.1 | 0.02 | – | – |
| | 1200 | 4.07 | 1.7 | 13.3 | 4.2 | 17.0 | 0.06 |
| | | 4.09 | 1.7 | 13.9 | 5.8 | 17.6 | 0.03 |
| | | 3.43 | 1.7 | 13.7 | 6.1 | 20.3 | 0.03 |
| | 2640 | 3.23 | 2.9 | 19.8 | 5.9 | 26.3 | 0.01 |
| | | 2.46 | 1.7 | 13.7 | 0.6 | 17.9 | 0.03 |

**Table 2-1** continue

| | heating rate (kcal/h) | $T$ (min·sec) | $p$ (kg/cm²) | $P_{c1}$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{c1}$ (kg/cm²·sec) | $P_{c2}$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{c2}$ (kg/cm²·sec) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| CmH | 330 | 7.32 | 2.9 | 8.7 | 0.5 | – | – |
| | 600 | 5.30 | 3.3 | 11.6 | 3.5 | – | – |
| | | 4.41 | 2.9 | 9.7 | 1.1 | – | – |
| | | 4.49 | 2.9 | 10.4 | 1.7 | – | – |
| | 1200 | 4.04 | 1.2 | 13.7 | 1.7 | 17.0 | 1.3 |
| | | 4.14 | 4.2 | 14.8 | 2.2 | 16.2 | 0.9 |
| | | 4.20 | 3.3 | 7.9 | 0.7 | 17.0 | 0.9 |
| | | 4.06 | 1.2 | 7.9 | 1.6 | 16.6 | 0.8 |
| | 2640 | 2.55 | 1.7 | 9.6 | 1.2 | 17.9 | 1.2 |
| | | 2.44 | 2.1 | 10.6 | 1.0 | 17.0 | 1.3 |
| HexBu | 330 | 5.54 | 1.2 | 7.3 | 0.7 | 20.8 | 1.7 |
| | | 4.59 | 1.7 | 25.8 | 5.2 | – | – |
| | | 5.14 | 1.7 | 25.8 | 5.2 | – | – |
| | 600 | 4.03 | 1.2 | 7.1 | 0.8 | 20.8 | 3.0 |
| | | 3.53 | 0 | 7.3 | 0.7 | 21.2 | 1.5 |
| | | 4.50 | 1.2 | 3.3 | 0.4 | 20.2 | 5.3 |
| | 1200 | 2.48 | 0.4 | 5.8 | 1.1 | 24.9 | 5.9 |
| | | 2.56 | 0.4 | 6.0 | 1.3 | 28.3 | 5.6 |
| | | 2.45 | 0.4 | 5.4 | 0.8 | 24.5 | 6.3 |
| | 2640 | 2.19 | 0.4 | 6.7 | 2.2 | 24.9 | 7.3 |
| | | 3.35 | 0.4 | 7.1 | 5.4 | 24.9 | 6.2 |

Notes: $T$; Time during decomposition started after heating. $p$; Pressure at decomposition started.
$P_{c1}$; Pressure reached at first peak. $\dot{P}_{c1}$; Rate of pressure rise at the first peak.
$P_{c2}$; Pressure reached at the second peak. $\dot{P}_{c2}$; Rate of pressure rise at the second peak.
–; only one peak. *; Runs were continued to time of $T$.

**Table 2-2** Additive numerical data of BuH

| | heating rate (kcal/h) | *$T$ (min·sec) | $p$ (kg/cm²) | $P_{c1}$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{c1}$ (kg/cm²·sec) |
|---|---|---|---|---|---|
| BuH | 600 | at 11.00 | 0 | 9.1 | 0.02 |
| | | at 13.12 | 0 | 9.1 | 0.02 |
| | 900 | at 12.30 | 0 | 13.3 | 0.02 |
| | | at 14.00 | 0 | 14.1 | 0.02 |
| | 1050 | at 13.00 | 0 | 13.0 | 0.03 |
| | | at 13.30 | 0 | 13.2 | 0.03 |

Notes: Abbreviation are the same as **Table 2-1**.
Heating rates can be obtained by extrapolating the curves in **Fig 2**.

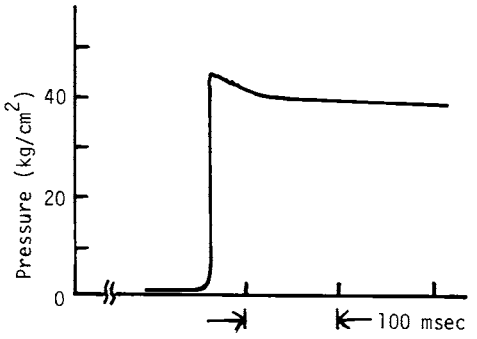



**Fig. 4**　Pressure behavior of BPO in case of use of aluminum cup.

価方法の検討のために文献から得にオリフィス径で，実験から得た圧力上昇速度，到達圧力と比較するために **Table 4** 及び **Table 5** に対照させた。砂裂板を用いカップ法により得られたオリフィス径が $\phi_1$[4]，直接加熱法により得られた値が $\phi_2$[5] である。

### 3.2　カップ内における試料の挙動の観察

カップ法で，分解圧力曲線にピーク数が1になるときと2になるときがあるのは，試料の分解挙動がカップ内と圧力容器底部に関係があると考えた。そこで，**2.3** に述べた容器と方法により加燃の経過に従って容器内を目視観察した。その結果，カップ内の気泡の発生点，分解が進行する状態，ガスが発生する状態，容器底部における試料の状態を観察することができた。

試料の分解は一次反応である[4]ので，密閉式圧力容器内では発生する気体の圧力によって分解反応が速くなると推定されるが，カップ内外における試料の状態の変化は，密閉式圧力容器内に起きる現象の参考になる。

### 3.3　加熱速度と分解圧力変化との関係

試料の分解圧力変化及び危険性評価のためのパラメーターの変化を次に示す。

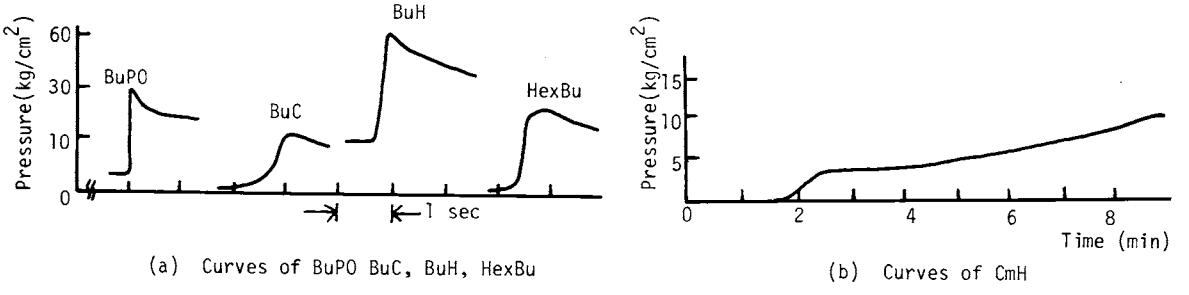
1）BuPOについてみると，ピーク数が1のときと2のときがある。$P_c$ は加熱速度が大きくなると高くなり，600kcal/h以上で一定になる。$\dot{P}_c$ も大きくなるが1,200 kcal/h以上で一定になる。加熱速度が大きくなると $\dot{P}_{c_1}$ は大きくなる。$P_{c_2}$ は $P_{c_1}$ より高く，加熱速度が大きくなっても $\dot{P}_{c_2}$ は変化しない。加熱速度が600kcal/hのとき，$P_c$ は約29.0kg/cm²，$\dot{P}_c$ は約7.5×10²kg/cm²·sec である。加熱速度が1,200kcal/hのとき，$P_{c_1}$ は約7.4kg/cm² $\dot{P}_{c_1}$ は約1.2×10²kg/cm·secである。ピーク数が1になるときの $p$ は2になるときより高く，$T$ は長くなる。

**Table 3**　Values at 1200 kcal/h and 2640 kcal/h of heating rates in case of direct heating

(sample 5 g)

| | heating rate (kcal/h) | $T$ (min·sec) | $p$ (kg/cm²) | $P_D$ (kg/cm²) | $\dot{P}_{Dmax}\times10^2$ (kg/cm²·sec) |
|---|---|---|---|---|---|
| BuC | 1200 | 3.05 | 2.4 | 14.0 | 0.6 |
| | 2640 | 2.01 | 0.6 | 15.5 | 0.8 |
| HexBu | 1200 | 2.50 | 2.4 | 16.0 | 1.4 |
| | 2640 | 1.58 | 1.8 | 21.0 | 2.0 |

Notes:　Abbreviation are the same as **Table 2-1**.




(a)　Curves of BuPO BuC, BuH, HexBu　　(b)　Curves of CmH

**Fig. 5**　Pressure behaviors in case of direct heating at 1200 kcal/h.

2）BuCについてみると加熱速度が330kcal/hでピーク数が1になり，600kcal/hでピーク数が1になるときと2になるときがあり，1,200kcal/h以上でピーク数が2になる。$P_c$は加熱速度が大きくなっても一定であり，$\dot{P}_c$も一定である。$P_{c_1}$は加熱速度が大きくなるとやや高くなる。$\dot{P}_{c_1}$は加熱速度が大きくなるとやや大きくなるが，バラツキがある。$P_{c_2}$は加熱速度が大きくなってもほぼ一定である。$P_{c_2}$は$P_{c_1}$より高いが，$P_c$より低い。$\dot{P}_{c_1}$及び$\dot{P}_{c_2}$は加熱速度が大きくなると大きくなり同じ加熱速度では，ほぼ同じ値である。加熱速度が600kcal/hのとき，$P_c$は約15.4kg/cm²，$\dot{P}_c$は約$3.6\times10^2$ kg/cm²・secである。加熱速度が2,640kcal/hのとき，$P_{c_2}$は約15.0 kg/cm²，$\dot{P}_{c_2}$は約$5.1\times10^2$kg/cm²・secである。$\dot{P}_{c_2}$が$\dot{P}_c$より大きな値になっている。ピーク数が1になるときの$p$はピーク数が2になるときより高い。$T$はピーク数が1になるときと2になるときとは大きな差がない。

3）BuHについてみると**Table 2-2**に示すように加熱速度が1,050kcal/hまでは鋭いピークのない圧力曲線が得られた。1,200kcal/h以上でピーク数が2の圧力曲線が得られた。加熱速度が大きくなると$P_{c_1}$は高くなり，$\dot{P}_{c_1}$はほぼ一定になる。加熱速度が1,200kcal/hのとき，$P_{c_1}$は約13.6kg/cm²，$\dot{P}_{c_1}$は約$5.3\times10^2$kg/cm²・secであり，2,640kcal/hのとき$P_c$は16.6kg/cm²，$\dot{P}_{c_1}$は5.9kg/cm²・secである。

4）CmHについてみると加熱速度が600kcal/hまではピーク数が1で，これより加熱速度が大きくなるとピーク数が2になった。加熱速度が330kcal/hのとき3回の実験でピークが現われたり現われなかったりして，同じ圧力曲線が得られなかった。**Fig. 3(d)**の圧力曲線及び**Table 2-1**のパラメーターは，ピークが現われたときのみの曲線及び値である。$P_c$は加熱速度が大きくなると高くなり，$\dot{P}_c$も大きくなる。$\dot{P}_{c1}$は加熱速度が大きくなると低くなり，$\dot{P}_{c1}$も小さくなる。$P_{c_2}$は加熱速度が大きくなると高くなり，$\dot{P}_{c_2}$も大きくなる。加熱

**Table 4** Numerical data from pressure rise curve obtained at heating rate 1200 kcal/h

(sample 5 g)

| | use of Aluminum cup | | | | | | | | $\phi_1$ (mm) |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $P_1$ (kg/cm²) | $t_1\times10^{-2}$ (sec) | $P_1/t_1\times10^2$ (kg/cm²·sec) | $\dot{P}_{1max}\times10^2$ (kg/cm²·sec) | $P_2$ (kg/cm²) | $t_2\times10^{-2}$ (sec) | $P_2/t_2\times10^2$ (kg/cm²·sec) | $\dot{P}_{2max}\times10^2$ (kg/cm²·sec) | |
| BuPo | 6.9 | 6.8 | 1.0 | 1.4 | negligible | | | | < 0.7 |
| | 6.8 | 7.6 | 0.9 | 1.0 | | | | | |
| | 23.9 | 8.2 | 2.9 | 7.2 | – | – | – | – | |
| | 24.5 | 9.5 | 2.6 | 7.7 | – | – | – | – | |
| | 25.5 | 9.4 | 2.7 | 7.7 | – | – | – | – | |
| BuC | 5.1 | 5.1 | 1.0 | 1.0 | 11.4 | 16.6 | 0.7 | 2.1 | < 0.7 |
| | 4.2 | 5.8 | 0.7 | 4.3 | 10.9 | 12.8 | 0.9 | 2.3 | |
| | 3.4 | 5.4 | 0.6 | 2.5 | 10.1 | 10.5 | 1.0 | 2.2 | |
| BuH | 15.4 | 5.1 | 3.0 | 5.8 | – | – | – | – | 1.5 |
| | 17.8 | 4.9 | 3.6 | 6.1 | – | – | – | – | |
| | 14.4 | 5.7 | 2.5 | 4.2 | – | – | – | – | |
| CmH | 6.7 | 12.7 | 0.5 | 1.7 | 9.0 | 13.3 | 0.7 | 1.3 | < 0.7 |
| | 10.7 | 8.2 | 1.3 | 2.2 | – | – | – | – | |
| | 10.5 | 10.0 | 1.1 | 1.1 | – | – | – | – | |
| | 6.7 | 9.4 | 0.7 | 1.6 | 9.0 | 12.8 | 0.7 | 0.8 | |
| HexBu | 3.8 | 6.3 | 0.6 | 0.8 | 20.2 | 4.5 | 4.4 | 6.3 | 2.0 |
| | 4.2 | 5.1 | 0.8 | 1.3 | 19.3 | 4.1 | 4.8 | 5.6 | |
| | 4.2 | 8.7 | 0.5 | 1.1 | 20.7 | 6.1 | 3.4 | 5.9 | |

continue

(sample 5 g)

| | direct heating | | | | $\phi_2$ (mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| | $P_D$ (kg/cm²) | $t\times10^{-2}$ (sec) | $P_D/t\times10^2$ (kg/cm²·sec) | $P_{Dmax}\times10^2$ (kg/cm²·sec) | |
| BuPo | 21.8 | 9.7 | 2.2 | 7.5 | 1.0 |
| | 23.3 | 9.9 | 2.4 | 6.6 | |
| | 22.7 | 10.6 | 2.0 | 6.8 | |
| | 21.5 | 9.2 | 2.7 | 6.0 | |
| | 21.5 | 10.4 | 2.1 | 5.4 | |
| BuC | 13.1 | 42.8 | 0.3 | 0.6 | 1.4 |
| | 14.0 | 36.8 | 0.4 | 0.6 | |
| | 13.1 | 38.3 | 0.3 | 0.6 | |
| | 13.8 | 33.6 | 0.4 | 0.7 | |
| | 13.2 | 37.0 | 0.4 | 0.6 | |
| BuH | 29.5 | 25.0 | 1.2 | 2.3 | < 1.5 |
| | 34.4 | 23.9 | 1.4 | 2.6 | |
| | 31.9 | 28.1 | 1.1 | 2.3 | |
| CmH | no sharp peak | | | | 1.0 |
| HexBu | 17.6 | 31.3 | 0.6 | 1.3 | 1.8 |
| | 15.9 | 33.3 | 0.5 | 1.3 | |
| | 15.3 | 43.8 | 0.4 | 1.5 | |
| | 15.9 | 44.7 | 0.4 | 1.5 | |

Notes: Abbreviation are the same as **Table 2-1**.
$\phi$ are orifice diameter from references.
$\phi_1$ are measured in case of Aluminum cup and
$\phi_2$ in case of direct heating.

速度が600kcal/hのとき，$P_c$は約10.5kg/cm²，$\dot{P}_c$は約2.1×10²kg/cm²·secである。加熱速度が1,200kcal/hのとき，$P_{c_1}$は約10.3kg/cm²，$\dot{P}_{c_1}$は約1.5×10²kg/cm²·secである。ピーク数が1になるときの$p$は2になるときより高く，$T$は長くなる。**Fig. 3(d)**にみるように分解圧力上昇の型の変化が加熱速度に大きく影響をうけるのが，他の試料に比べて顕著である。

5）HexBuについてみると加燃速度が330kcal/hでピーク数が1又は2になる。これより加熱速度が大きくなるとピーク数が2になる。$P_{c_1}$は加熱速度が大きくなるとピーク数が2になる。$P_{c_1}$は加燃速度が大きくなると一旦低くなり，再び高くなって一定になる。$\dot{P}_{c_1}$は大きくなる。$P_{c_2}$は加燃速度が大きくなると高くなり，$\dot{P}_{c_2}$も大きくなる。加熱速度600kcal/hのとき，$P_c$は約25.8kg/cm²，$\dot{P}_c$は約5.2×10²kg/cm²·secである。加熱速度が1,200kcal/hのとき，$P_{c_2}$は約25.9kg/cm²，$\dot{P}_{c_2}$は約5.9×10²kg/cm²·secである。ピーク数が1になるときの$p$は2になるときより高く，$T$は大きな差がない。

BuPOの$P_c$，$\dot{P}_c$と$P_{c_1}$，$\dot{P}_{c_1}$に大きな差があるほかは，他の試料の大きい加熱速度における$P_c$と$P_{c_2}$及び$\dot{P}_c$と$\dot{P}_{c_2}$に大きな差がない。BuHにはピーク数が1の場合がない。ピーク数が1になるときの$p$は2になるときより高い。試料によって$T$が異なる。

直接加熱法により加熱速度1,200kcal/hで分解圧力上昇の型を調べた結果，**Fig. 5**のようにCmHに鋭いピークがないほかは，全ての試料についてピーク数が1であった。加熱速度2,640kcal/hのときのBuC及びHexBuの圧力曲線もピーク数が1であった。

Table 5 Values of $\dot{P}_{max} \times P$ at heating rate of 1200 kcal/h and $\phi$

(sample 5 g)

| | direct heating | use of Aluminum cup | | $\phi_1$ (mm) | $\phi_2$ (mm) |
|---|---|---|---|---|---|
| | $\dot{P}_{Dmax} \times P_D \times 10^2$ $(kg/cm^2)^2/sec$ | $\dot{P}_{c1max} \times P_{c1} \times 10^2$ $(kg/cm^2)^2/sec$ | $\dot{P}_{c2max} \times P_{c2} \times 10^2$ $(kg/cm^2)^2/sec$ | | |
| BuPo | 163.5<br>157.1<br>154.4<br>129.0<br>116.1 | 9.7<br>6.8<br>172.1<br>188.7<br>196.4 | negligible<br>–<br>–<br>– | < 0.7 | 1.0 |
| BuC | 7.8<br>8.4<br>7.8 | 5.1<br>18.1<br>8.5 | 23.9<br>25.1<br>22.2 | < 0.7 | 1.4 |
| BuH | 67.9<br>89.4<br>73.4 | 89.3<br>108.6<br>60.5 | negligible | 1.5 | < 1.5 |
| CmH | no sharp peak | 11.4<br>23.5<br>11.6<br>10.7 | 11.7<br>–<br>–<br>7.2 | < 0.7 | 1.0 |
| HexBu | 22.9<br>20.1<br>22.9 | 3.0<br>5.5<br>4.6 | 127.9<br>108.1<br>122.1 | 2.0 | 1.8 |

Notes: Abbreviation are the same at **Table 2-1**.
$\phi$ are orifice diameter from references.
$\phi_1$ are measured in case of Aluminum cup and $\phi_2$, in case of direct heating.

### 3.4 容器中における試料の挙動の観察

カップに入れた試料を容器中に置き，加熱の経過に従って試料の挙動をミラーにより目視した結果は以下のとおりであった。

1) BuPOには，二つのパターンがある。一つは加熱開始後，早い時間に気泡が現われ分解が次第に激しくなる。泡状の試料がカップの縁まで上昇し，カップから流れ落ち，カップ内と容器底部で激しく分解する。他の場合は，加熱開始後，前の場合より長い経過時間後，突如大きな泡立ちがあり，一挙に試料がカップ内から飛散し，容器底部で激しく分解する。気泡が現われ容器底部に達し激しく分解するまでの時間は数秒に満たない。

2) BuCは加熱開始後，細かい泡立ちが起き，分解が次第に激しくなり試料は黄色に変化する。泡状の試料がカップの縁まで上昇しカップから流れ落ち，カップ内と容器底部で共に激しく分解する。カップは流れ落ちた試料の分解により泡に浮んだ状態になる。

3) BuHは加熱開始後，細かい気泡が現われ，分解が次第に激しくなる。試料の泡はカップ内に止まり，カップの中で上下する。この間の時間は約2分である。

4) CmHは加熱開始後，細かい泡が現われ，次第に激しくなり，試料は黄色に変化する。泡状の試料がカップから流れ落ち，カップ内と容器底部で共に激しく分解する。カップは流れ落ちた試料の分解により泡に浮んだ状態になる。この瞬間に容器内は黄色の気体で充満され中が見られなくなった。

5) HexBuは加熱開始後，細かい気泡が現われ，次第に激しくなる。泡状の試料がカップの縁まで上昇し，カップから流れ落ちた瞬間に容器内は白色の気体で充

満され中が見られなくなった。

## 4. 考　察

一般に分解ガスによって発生するエネルギーは，次式で表わされる。

$$VP=V\int_0^t \frac{dp}{dt}\cdot dt=V\int_0^P dp\ (\mathrm{kg\cdot cm})$$

ただし$V$は一定(235mℓ)で，$P$は$t$時間に圧力が0から$P$にまで増大するものとする。

エネルギー発生速度は$VP/t$(kg/cm²・sec)で表わされ，分解の激しさは$dp/dt$を比較すればよい。この値は分解圧力曲線の傾斜から求められ$(dp/dt)_{max}=\dot{P}_{max}$は最大傾斜を，$P/t=\dot{P}$は平均傾斜を表わしている。これらはいずれも圧力上昇速度であり，**Table 4**にみるように値は同じではないが，危険性を評価する値として相関性がある。$P/t$を採用する場合，分解圧力曲線がS字型であるために平均傾斜よりも，直線部分である最大傾斜$\dot{P}_{max}$の値の方が求めやすい。**Table 4**の$P_{ci_{max}}$, $P_{ci}/t$及び$\dot{P}_{d_{max}}$, $P_D/t$は加熱速度1,200kcal/hにおけるカップ法及び直接加熱法により得た値である。分解圧力変化曲線で$P$が$t$とともに同じ割合で増加するならば到達圧力に無関係に$\dot{P}_{max}$又は$P/t$の値が同じになるので，$P\times\dot{P}_{max}$の値で評価する方法がある[6),7)]。**Table 5**には加熱速度1,200kcal/hにおける供試試料の値を示し，$\phi$と併記し対照させ関係をみた。この結果，$\dot{P}_{max}$, $\dot{P}$及び$\phi$並びに$P\times\dot{P}_{max}$は危険性に応じて値が相互に関係がある。

### 4.1 カップ法による場合の分解圧力変化の検試

分解圧力曲線とミラー観察との結果から，カップ法において分解圧力上昇の型が変化するのは，次の理由によると考えられる。

有機過酸化物の分解は，加熱によって分解が始まり，一旦分解が始ると発熱し，発熱とともに分解速度が大きくなり，爆発的な分解に至る。この観点からカップ法において分解圧力上昇の型は，次に示す場合で決まる。

#### 4.1.1 ピーク数が1になる場合

1)　加熱速度と試料の分解が平衡する場合

試料の分解がある加熱速度で行われるとき，試料が分解する間，カップの内径及び深さが適当であって試料が流れ出ないでカップ内に止まるとき。

2)　試料の分解が逐次的に行われない場合

試料の分解が徐々に行われず，過熱状態のようになり，試料がカップ内から一挙に飛散し，圧力容器底部で分解する場合で，BuPOの$T$が長いようなとき。

3)　試料が分解しやすく分解速度が大きい場合

試料の分解がカップ内で行われ，一挙に分解する場合で，BPOのように圧力零から大きい圧力上昇があり，カップがねじれて変形するようなとき。

#### 4.1.2 ピーク数が2になる場合

分解がカップ内において進行し，激しくなるにつれ試料がカップから流れ出る。加熱時間－温度関係が**Fig. 2**に示すようになるので，試料がカップ内に止まっている時間と流れ出て圧力容器の底部に触れる時間との間に温度差があり，カップ内での分解と圧力容器底部での分解が競合するためにそれぞれにピークが現われる。$P_{ci}$, $\dot{P}_{ci}$は試料の分解のしやすさ，流れ出る量及び流れ出る瞬間のカップ内及び圧力容器底部の時間に対応する温度によって分解圧力に変化が起きる。

有機過酸化物の熱分解は一次反応であり，1分間に濃度が半分になる温度は，次のとおりである

BuPO；192℃，BuC　；182℃，BuH；255℃

CmH　；264℃，HexBu；181℃，

例えばBuPOについて考察すると次のようになる。BuPOの1分間に濃度が半分になる温度は，192℃である。加熱速度が1,200kcal/hのときの$T$を**Table 2-1**でみると約2分30秒である。**Fig. 2**からこの時のカップ内温度は約110℃[8),9)]である。カップ内で試料が分解し，これが激しくなってカップから流れ出たとすると圧力容器底部の温度は約180℃である。加熱を続けることによって圧力容器底部の温度が上昇するにつれ分解が進み，**Fig. 3(a)**の圧力曲線になる。

### 4.2 カップ法と直接加熱法との分解圧力上昇の型の関係

カップ法と直接加熱法による分解圧力曲線が，前者ではピークが1又は2になり，後者では1になった。この理由は次のように考えられる。

カップ内にある試料の厚さは6～11mmで円筒状と考えられる。直接加熱法によるとき，圧力容器内の試料の厚さは2～4mmの薄層である。CmHはカップ内では厚さが約10mm，圧力容器内では約4mmである。**Fig. 3**と**Fig. 5**を比較してみると**Fig. 5**のCmHには鋭いピークがなく，BuC及びHexBuは**Fig. 3**と比較してピークの立ち上り部及びピークの頂部が丸い。$T$は**Table 2-1**の値が**Table 3**値より長い。**Table 3**で加熱速度1,200kcal/hの$T$の値は2,640kcal/hのときより長く，

$p$ の値は低い。このことから次のことが言える。

1)　カップ内の試料が円筒状であって，分解反応がカップ内において進行するならば，試料が分解によって発熱し，反応は温度上昇によって加速されるために，試料が高い温度で分解されるのに対し，直接加熱法によるときは，試料が薄層で分解され**4.1.2**に述べた現象が起きないために，ピーク数が1になる。

2)　直接加熱法により，加熱速度を1,200kcal/hにとり試料重量を3～6 gに変化させて行った実験では，$T$の値は数秒も違わない。このことはカップ法と違って試料の分解が発熱によって加速されるのではない。

### 4.3　加熱経過時間，分解初期圧力，到達圧力の関係

加熱を開始してからピークが現われるまでの時間$T$は，試料の分解のしやすさや気化又は初期分解に要する時間と考えられる。**3.3**で$T$と$p$が加熱速度と関係があり，前節本文で直接加熱法でも同じであることを述べた。供試試料のほとんどが加熱速度が大きくなると$T$が短く$p$が低くなる。このことが分解圧力変化とどのような関係があるかを考察してみたい。

カップの表面積は圧力容器底部の表面積より小さく，**Fig. 2**にみるように加熱を開始してからある経過時間をみれば，カップ内試料の温度が圧力容器底部の温度より低いためにカップ法による$p$の値が，直接加熱法による値より低いと考えられる。**Table 2-1**及び**Table 3**にみるように$P_{ci}$, $\dot{P}_{ci}$の値は$P_D$, $\dot{P}_D$の値より大きい。**Fig. 3**と**Fig. 5**を比較してみると直接加熱法による分解圧力曲線では，ピークの立ち上り部及びピークの頂部は丸い。また同じ加熱速度で試料を3～6 gに変えても$T$は数秒の違いもない。これらのことから筆者はカップ法と直接加熱法との分解の違いを次のように推定する。

カップ法では圧力容器底部とカップ接触部近傍の試料が分解し，ガスが急速に発生して試料を激しく攪拌し分解を激しくするが又は試料をカップ内から飛び出させるかの現象が起きる。ここでの発生圧力は，加熱速度が大きくなるほど試料の気化又は初期分解を妨げ局部発熱分解を速やめる結果となり$p$の値は低くなる。

直接加熱法では試料が広い表面積で徐々に加熱されるために，気化又は初期分解をして高い$p$を示す。したがってガス中には未分解ガス物質が含まれる。この場合にはカップ法で起きる発熱分解ではなく，加熱分解に近い。このため$P_D$, $\dot{P}_D$は$P_{ci}$, $\dot{P}_{ci}$より小さい値になる。試料が薄層での加熱分解であるならば，加熱速度を大きくとれば$P_{ci}$, $\dot{P}_{ci}$に近い値が得られると考えられる。試料が気化又初期分解をした気体は圧力容器全体が高い温度にならなければ分解しないと考えられる。

### 4.4　危険性評価の検討

密閉式圧力容器試験器により，5種の有機過酸化物の分解圧力変化を調べ，ミラー観察によって試料の分解時における挙動を観察した結果から，危険性評価について次のことが言える。

1)　有機過酸化物の危険性を評価するためには，値が最も大きい値になる方法が望ましい。従ってカップ法によりピーク数が1のときの到達圧力及び圧力上昇速度を採用するのが適切である。

筆者は爆発性が低い試料を選び，これらが加熱中にカップ内と圧力容器底部とで分解し，ピーク数が2の分解圧力変化を示すことを知った。有機過酸化物はそれぞれに分解のしやすさや激しさが異なり，カップ内での分解の挙動が様々であろう。

試料がカップ内に保持され分解し又はカップ内での分解が激しくなって流れ出た試料が高温の圧力容器底部に接触して分解をするカップ法は，加熱開始から試料を継続して加熱し，圧力容器底部の温度が徐々に上昇する直接加熱法と異なる。

2)　あらゆる有機過酸化物について，ピーク数が1になる一の加熱速度を求めることは困難である。中川は圧力上昇速度の平方根値とオリフィス径が比例関係にあることを報告している。この報告では主としてピーク数が1のときの値によって，この関係が求められており，かなりのバラッキがみられる。**Table 2-1**及び**3.3**に述べた加熱速度と分解圧力変化との関係において，ピーク数が2であっても最大の$\dot{P}_{ci}$の値が得られる加熱条件では，$\sqrt{\dot{P}_c}$と$\sqrt{\dot{P}_{ci}}$とは大きな差がなく，従ってカップ法では加熱速度が1,200kcal/h以上で得られた値によって危険性を評価して差し支えないと考えられる。

3)　直接加熱法は**4.2**及び**4.3**で述べたようにカップ法と異なる。**Table 3**でみるように加熱速度が2,640 kcal/hで$P_D$及び$\dot{P}_D$の値が大きくなるので，少なくとも2,640kcal/hで試験をしなければならないと考えられる。

4)　**4**本文で述べたように，危険性の評価は既知のオリフィス径と比較し，$\dot{P}_{max}$, $\dot{P}$又は$P\times\dot{P}_{max}$の値によって行うことができる。

5)　熱分解爆発の危険性は急激な発熱分解による圧

力上昇と考えられる。**Fig. 6** に示すBuHのように気相で分解し圧力上昇をする有機過酸化物は，これらが倉庫や運搬時に惹起する爆発危険と異なる。この現象は密閉式圧力容器試験器では分解圧力曲線を分析することによって出来るが，破裂板を使用して評価をするときには，加熱を開始してから破裂板が破れるまでの時間が長いときに，この現象が疑える。

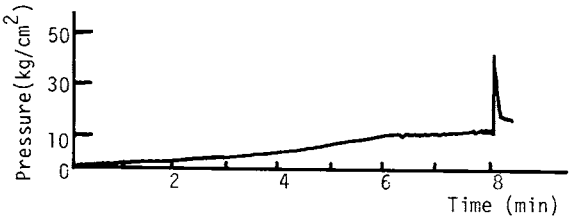



**Fig. 6**　Pressure behaviors of BuH after heating to sharp peak in case of direct heating at 1200 kcal/h.

## 5. 総　括

市販の有機過酸化物について，加熱速度と分解圧力変化を，アルミニウムカップに入れ圧力容器の中に置いた場合と試料を直接に圧力容器に入れた場合について実験を行った。

実験には圧力ヘッドを取り付けた密閉式圧力容器を用いた。

また，カップ内に試料を入れ，容器内に置いた場合に試料がどのように分解するかをミラーで観察した。

これらの実験によって，a）分解圧力が変行する理由，b）それぞれの方法の違い，c）危険性の評価方法について検討した。

これらの実験及び考察から次のことがわかった。

1）　筆者の用いた実験装置，試料の種類及び実験条件で分解圧力が変化するのは，試料がカップ内で分解をしてカップから流れ落ち，カップ内と圧力容器底部で分解するためである。試料の分解のしやすさ及び激しさによって，カップ内における試料の分解挙動が変化する。

2）　カップの諸元は，有機過酸化物の分解をカップ内に止め又はカップから試料が流れ出るとき，カップ内に試料が保有される時間が圧力容器底部の温度を律し，到達圧力及び圧力上昇速度の値に関係する。

3）　カップを用いる方法と試料を直接に加熱する方法との違いは，前者が分解時における発熱速度に関係するのに対し，後者は外部からの加熱速度に関係する。従って熱分解による爆発危険性を測定するにはカップを用いる方法が望ましい。

4）　直接に試料を加熱する方法ではピーク数が1になるが，試料の気化物質が到達圧力及び圧力上昇速度に影響を与えるので，加熱速度を大きくとらなければ適切な危険性評価値が得られない。

5）　筆者が用いた試料及び実験条件では，危険性を評価するには，カップを用いる方法では加熱速度が1,200kcal/h以上，直接に試料を加熱する方法では2,640 kcal/h 以上が必要である。

6）　密閉式圧力容器による分解圧力変化から求めた危険性の評価方法は，破裂板を用いオリフィス径で求めた危険性の評価方法と矛盾しない。

本稿を発表するにあたり，試料の提供及びご助言をいただきました化薬ヌーリー株式会社及び資料を提供いただきました有機過酸化物工業会に厚くお礼を申し上げます。

## 引用文献

1）吉田忠雄編著：化学薬品の安全，p. 139～146，(1982)
2）日本海事検定協会：船舶輸送される未知物質の危険の評価のための試験方法，p. 23，(1985)
3）中川　登：安全工学，**18**，p. 14～21，(1979)
4）化薬ヌーリー株式会社：有機過酸化物，p. 8～22，(1985)
5）日本油脂株式会社：有機過酸化物，p. 14～24，(1985)
6）Seminer：Test Methods for Organic Peroxides, NL-5，(1985)
7）安全工学協会編：安全工学便覧，p. 472，(1980)
8）小方芳郎著：有機過酸化物の化学，p. 159，(1973)
9）Daniel Swern：Organic Peroxides，**1**，p. 42 & p. 106，(1973)

# Study on Relation of Pressure Behaviors to Heating Rates by Closed Type Pressure Vessel and Possible Hazard Evaluation of Organic Peroxides

(Abstract)

Kohtaro Kakita

(Received November 28, 1985)
(Revised May 14, 1986)

Experimental investigation as to relation of pressure behavior to heating rates was made by using a closed type pressure vessel with a strain gauge type pressure transducer in which Aluminum cup sample container was set.

Five organic peroxides were selected considering pressure behaviors of heat decomposition in preliminary experiments of twelve samples.

Experimental investigation was also made without Aluminum cup in this pressure vessel. It was concluded as results of experiments that there exists optimum heating rate for the hazard evaluation of thermal decomposition.

With mirrors and a scope, pressure behaviors of samples were observed and some information was obtained. The discussions could make clear the reason why pressure-time curve had one or two peaks. The author concluded that measurements by these different methods had some characteristics for hazard evaluation of peroxides.

# コーン型燃焼性試験法(ISO/DTR 5657)による じゅうたんの着火性

箭内　英治

(昭和61年5月19日受理)

コーン型着火性試験法(ISO/DTR 5657)により市販の16種類のじゅうたん試料について，着火性を測定したところ，じゅうたんの着火性は表面物質に大きく依存することが分かった。また，防炎処理したじゅうたんは，未処理のものに比べて着火時間が短くなる可能性が大きいことが分かった。

一方，じゅうたん試料の防火安全上の着火性評価は，試料の限界放射量，着火温度よりある程度可能と考えられるが，酸素指数値や消防法の45°燃焼試験の結果との相関関係は得られなかった。このことからじゅうたんについての火災初期の危険性を評価するためには，着火性の試験の他に燃焼伝ぱ性などの試験が必要であることが分かった。

## 1. はじめに

現在，じゅうたん等床敷物の燃焼性試験には，JIS L-1901のB法(45°法)，B′法(水平法，アメリカのPill Testと同等)および消防法の45°エアーミックスバーナー法が，日本では利用されている。この他，英国では，ホットナット法が，また，オランダでは，シガレットヒーター法が利用されているが，いずれの試験法も，小火源を想定しての燃焼伝ぱ性（ここでは，火炎伝ぱ性と無炎燃焼による伝ぱ性の両方を意味する。）を測定する方法である。すなわち，火災の出火期を対象とした試験法である。

しかし，近年，じゅうたん等床敷物の利用増加に伴って，建物構造内でのじゅうたんの役割が，単に内装材としてだけでなく，建築材料としての防火性能が要求されるようになった。[1] この観点から，じゅうたん等床敷物に対しても，大火源を想定しての燃焼性を測定する試験法が見られるようになった。この試験法として，ISO/TC92(建築材料)で検討している着火性試験法がある。

本報では，この着火性試験法により，市販の16種類のじゅうたんについて試験を行い，パイルの素材の違いによる着火性の違いを調べた。また，着火の数学モデルとして，最も単純な半無限の一次元熱伝導モデルを考え，これによって導かれる限界放射量($t\to\infty$で着火する放射量）や限界着火温度($t\to\infty$で着火する表面温度）をじゅうたん試料に対して求めた。そして，これらの値と酸素指数値や消防法45°エアーミックスバーナー法の結果との関係を求め，この着火性試験法が火災の出火期を対象とした試験法として適用できるかの可能性についても調べた。

## 2. 実験方法

### 2.1 試　料

実験に用いたじゅうたん試料は，**Table 1** に示すように，パイルの素材がアクリル，ポリプロピレン，ポリエステル，羊毛等の単一素材のものと，これらを混紡したものを合わせて16種類である。この他に，防炎性の効果を見るために，ろ紙（東洋ろ紙K.K製，No.24）とこれにリン酸－アンモニウム(和光純薬K.K製，特級)の異なる濃度で処理したろ紙2種類について試験を行った。これらの試料は，試験を行う前に，50±2℃の電気恒温槽で24時間乾燥させ，その後，デシケーター中で2時間以上放冷して，温度および湿度の条件を一

**Table 1** Specimens.

| Sample No. | Pile materials | Pile form | Pile length |
|---|---|---|---|
| 1 | Polypropylene 100% | Tuft (loop) | 4 (mm) |
| 2 | Polypropylene 100% | Needlepunch | 1 |
| 3 | Acrylic 100% | Tuft | 6 |
| 4 | Acrylic 100% (F.R) | Tuft | 7.5 |
| 5 | Acrylic 100% (F.R) | Tuft (loop) | 5 |
| 6 | Nylon 100% | Shaggy | 6 ~ 15 |
| 7 | Nylon 100% (F.R) | Tuft | 6 |
| 8 | Wool 100% | Tuft | 7 |
| 9 | Polyester 100% | Tuft | 10 |
| 10 | Wool 50% + Rayon 50% | Tuft | 5 |
| 11 | Polyester 50% + Aclylic 50% | Tuft (loop) | 4 |
| 12 | Polypropylene 50% + Nylon 50% | Tuft (loop) | 4.5 |
| 13 | Nylon 50% + Polyester 50% | Tuft | 3 ~ 7 |
| 14 | Wool 50% + Acrylic 50% | Tuft | 7 |
| 15 | Acrylic 75% + Vinylon 25% | Tuft (loop) | 3.5 |
| 16 | Polyester 65% + Modacrylic 35% | Tuft | 8.5 |
| 17 | Untreated filter paper (No. 24) | | 1 (thickness) |
| 18 | Filter paper treated with $NH_4H_2PO_4$ (5.4 wt%) | | 1 (thickness) |
| 19 | Filter paper treated with $NH_4H_2PO_4$ (12.8 wt%) | | 1 (thickness) |

F.R : fire retardant

定にした。

### 2.2 実験装置

この着火性試験装置の構成は，コーン型の放射加熱炉，試料を水平に一定の圧力で加圧して保持する試料片保持部，パイロットフレームを4秒に1回の割合で試料面上10mmの位置に近づける駆動機構等からなる本体とそれらをコントロールする制御部および放射量を測定する放射計から成っている。装置は，東洋精機 K.K 製で，その概要を **Fig. 1** に示す。

### 2.3 試験方法

試験操作は，以下の手順で行った。

i ) 試験体の代りに調整板を入れて，あらかじめ測定しようとする放射量（約1～5 W/cm²）が試験体表面で得られるように，加熱炉を設定する。

ii ) 基板（165×165×6mm）のパーライト板をアルミフォイルで包み，その上に，**2.1** で調整した試料（165×165mm）を置き，中心に140mm φの穴を開けたアルミフォイルで試料表面が穴の開いた方にくるように，また，穴が試料の中心にくるように，基板と試料の両方を包み込む。

iii ) 仕切板を調整板の上にセットし，調整板の代りに

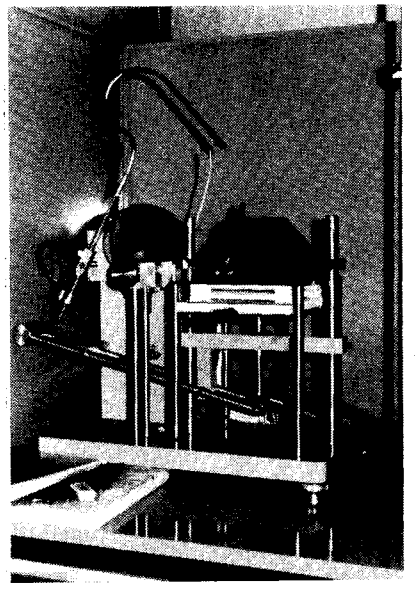


**Fig. 1** Cone type ignitability apparatus.

ii ) で作製した試験体を入れ替える。

iv ) 素早く仕切板を取り除き，スタートボタンを押し，パイロットフレームを4秒毎に1回の周期で試料面

上10mmの位置に1秒間停止させるように駆動機構を動作させると同時にタイマーも動作させる。

v）試験体から発生する可燃性ガスがパイロットフレームにより着火して継続して燃える時点でタイマーを停止させ，着火時間を測定する。

vi）同試料について，ii)からv)の操作を3回以上行う。

vii）放射量の設定値を変えて，ii)からvi)の操作をくり返す。

## 3. 結果と解釈

**Fig. 2**は，パイルの素材が単一のもののみの着火時間と放射量の関係である。放射量が2～5W/cm²の範囲では，着火時間は，ポリエステル≧ナイロン＞アクリル≧ポリプロピレン＞ウールの順であった。しかし，放射量が1.5W/cm²以下になると，ウールの着火時間は，急激に上昇しアクリルやポリプロピレンよりも長くなった。すなわち，火災初期のような小火源において，ウールは，アクリルやポリプロピレンに比較して着火しづらいものであるが，火災の拡大期や盛火期などの大きな放射量を受ける時期になると着火危険性が大きくなることを示している。

**Fig. 3～Fig. 6**は，パイルの素材としてポリプロピレン，アクリル，ナイロン，ポリエステルに他のパイル素材を混紡したものを含めて，それぞれについて着火時間と放射量の関係を示した。パイルの素材が同じであれば，パイルの長さ，形体，バッキング等の物理的パラメーターが多少異なっても，着火性は，ほぼ同一の傾向を示した。この事は着火性が表面物質（パイルの素材）に大きく依存することを示している。さらに，**Fig. 3**中のポリプロピレンにナイロンを混紡したものが，ポリプロピレン単一のものに比べて，着火時間が長くなる傾向を示していることや，**Fig. 5**中のナイロンにポリプロピレンを混紡したものが，ナイロン単一のものに比べ，着火時間が短くなる傾向を示していることからも明らかである。しかし，**Fig. 4**および**Fig.6**中の，アクリルにポリエステルを混紡したものがアクリル単一のものとほとんど着火時間が変わらないことや(試料No.11) **Fig. 5**および**Fig. 6**中のナイロンにポリエステルを混紡したものがナイロン単一のものに比べ，着火時間が短くなる傾向を示し(試料No.13)，上述の関

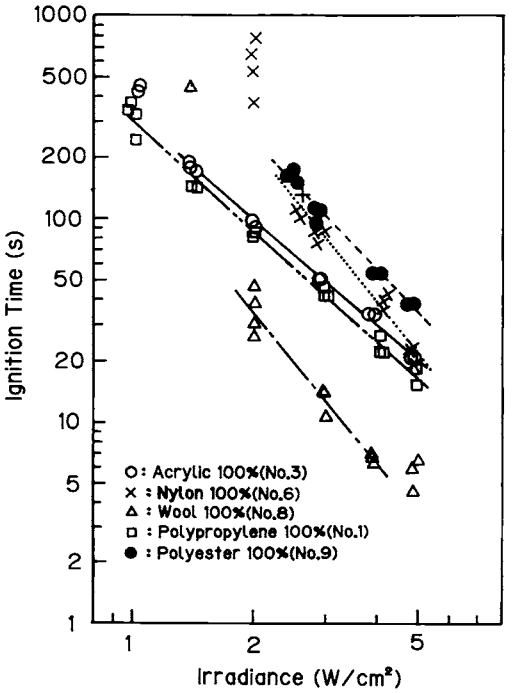



**Fig. 2**　Relation between the irradiance and the ignition time for the carpets with single pile materials only.

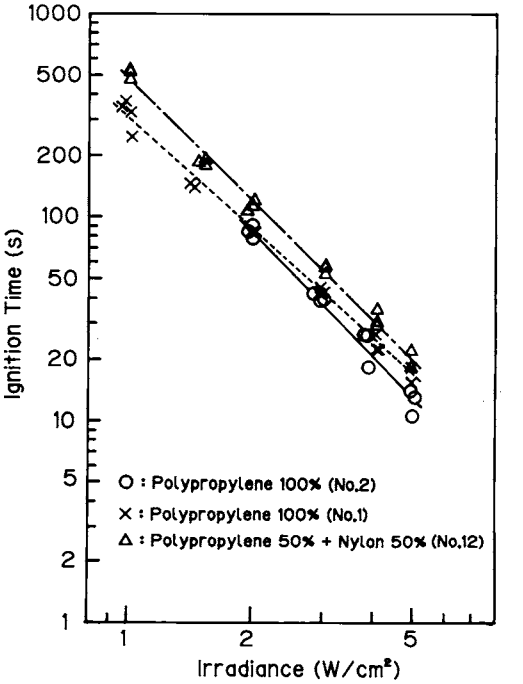



**Fig. 3**　Relation between the irradiance and the ignition time for two kinds of polypropylene carpets and other mixed spinning carpet with polypropylene and nylon.

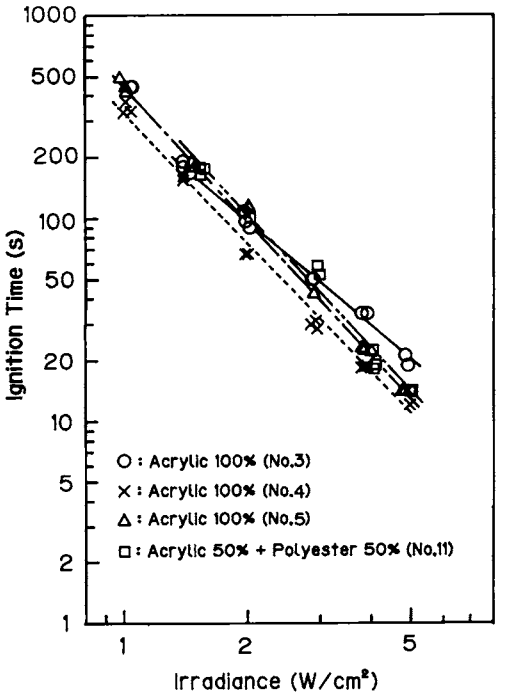



**Fig. 4** Relation between the irradiance and the ignition time for three kinds of acrylic carpets and other mixed spinning carpets with acrylic and polyester.

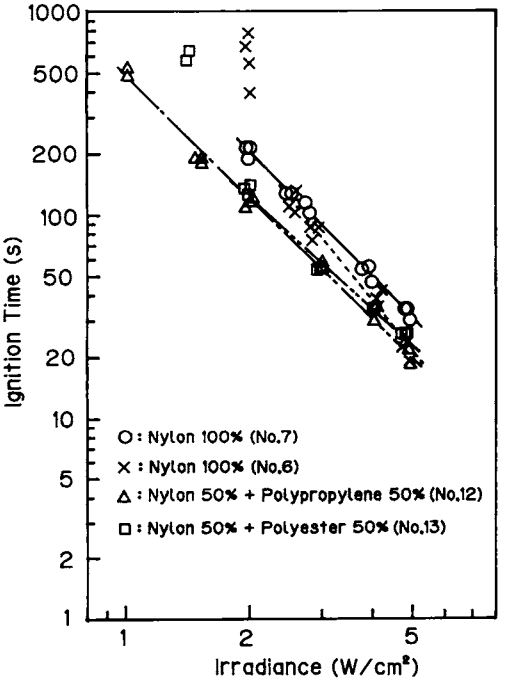



**Fig. 5** Relation between the irradiance and the ignition time for two kinds of nylon carpets and other mixed spinning carpets with nylon and polypropylene or polyester.

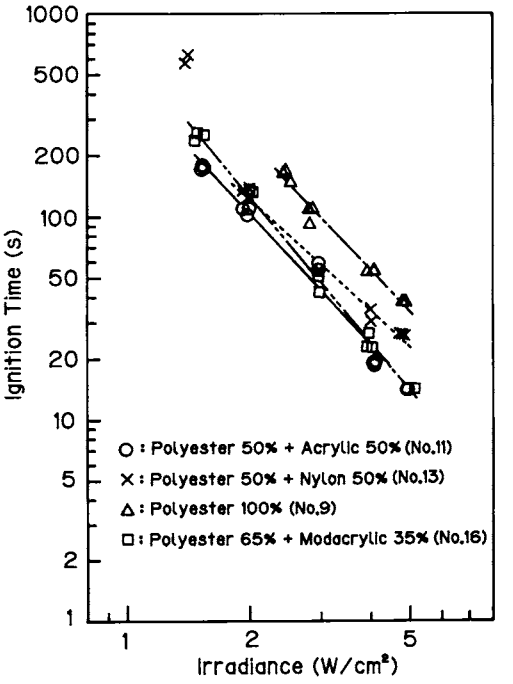



**Fig. 6** Relation between the irradiance and the ignition time for polyester carpet and other mixed spinning carpets with polyester and acrylic or modacrylic or nylon.

係に適合しなかった。この理由については，詳しい検討を行っていないが，パイルの密度や高さ，バッキングの性状の違いによるものと思われる。

**Fig. 7** は着火時間に与える防炎の効果を見るために，ろ紙をリン酸－アンモニウムで処理したもの2種類と未処理ろ紙について，着火時間と放射量の関係をプロットしたものである。明らかに防炎処理したものは，未処理のものに比べ着火時間が短くなる傾向を示した。

それでは，なぜ防炎処理したものが未処理のものに比べ着火時間を短くするかは，次のように定性的に説明することができる．すなわち，パイロットフレームが存在するので，着火させるに十分なエネルギーは，存在する。そのため，材料から発生した可燃性ガスが空気と混合してできる可燃性混合気が爆発限界（爆発下限界）に達した時に着火が起きると秋田[2]は述べている。また，防炎処理したものは，未処理のものに比べ熱分解開始温度を下げることが知られている。[3]

すなわち，熱分解開始温度より高い高温雰囲気中や高放射強度で加熱した時には，熱分解開始温度の低い防炎処理したものの方が，重量減少，言い換えると，分解ガスの発生が早めに起こる。したがって，未処理

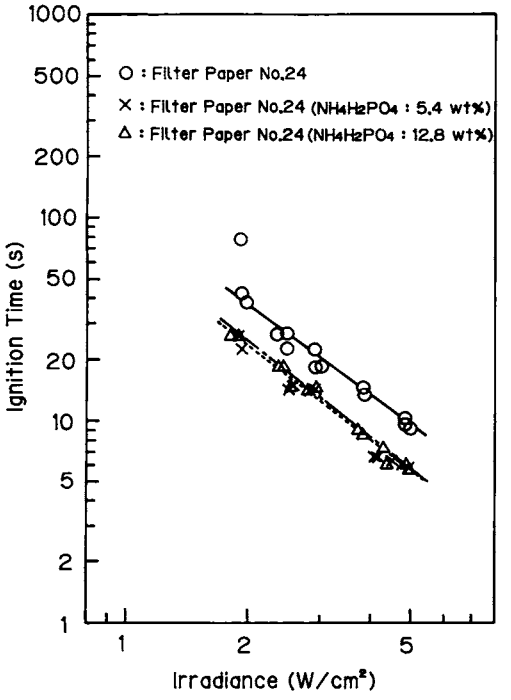



**Fig. 7**　Effect of ignition time due to flame retardance.

のものと防炎処理したものの熱分解ガスの着火に関係した可燃性成分に大きな差が見られないとすれば，また，防炎処理したものが未処理のものに比べ着火に関係した可燃性成分が少ないとしても，分解ガスの発生量がそれを上回れば，結果的に，防炎処理したものの方が可燃性混合気の組成を爆発下限界に短い時間で達することになる。したがって，一般的に防炎処理したものの方が，未処理のものに比べ着火時間が短くなると考えられる。

## 4.　理論的考察

着火あるいは発火の現象は，熱伝達や熱分解などの物理化学的過程が相互に関係し合う複雑な現象であるが，工学的な扱いでは，現象を単純化して，材料表面が熱せられてある一定の温度（着火温度）に達すると，着火が起ると考えるのが常用手段とされている。[4] そこで，この考えに基づいて，着火の数学モデルに最も単純な一次元の半無限熱伝導式を適用することにする。ただし，以下の仮定を設ける。

i）熱的に厚い物質で，均質である。

ii）熱伝導率，密度，比熱等の物理的性状は，一様で温度によって変化しない。

iii）熱分解エネルギーは，無視でき，熱分解ガスによる内部対流も無視する。

iv）被加熱表面からの放射量は，入射量に比べ無視できる。

v）材料表面の冷却は，ニュートンの冷却法則による。

vi）材料の表面が一定温度（着火温度）に達した時，着火が起こる。すなわち，材料から発生した可燃性ガスが空気と混合して爆発下限界の可燃性混合気を形成する温度を着火温度とする。

この半無限一次元熱伝導方定式の近似解は，秋田[2]により既に与えられている。それによると，

$$T_{ig}-T_0=\frac{2I}{h}\cdot\frac{\beta}{\sqrt{\pi}} \qquad \beta<0.1 \tag{1}$$

$$T_{ig}-T_0=\frac{I}{h}\left[1-\frac{1}{\sqrt{\pi\cdot\beta}}\right] \qquad \beta>1.4 \tag{2}$$

$$\beta=\frac{h\sqrt{t_{ig}}}{\sqrt{K\rho C_p}} \tag{3}$$

ここに，$T_{ig}$：着火温度，$T_0$：周囲の温度，$h$：熱伝達率，$K$：熱伝導率，$\rho$：密度，$C_p$：定圧比熱，$t_{ig}$：着火時間，$I$：放射熱強度

そこで，これらの式を実験データーに適用すればよいわけであるが防火安全評価上重要な意味をもつものは，材料に着火を生じさせる限界の放射強度$I_{cr}$や限界の着火温度$T_{ig\cdot cr}$を求めることである。すなわち，$t_{ig}\to\infty$における放射強度や着火温度を求めることに帰着する。ゆえに，(2)式を適用することになる。(2)式に(3)式を代入して，整理すると

$$\frac{1}{\sqrt{t_{ig}}}=\frac{h\sqrt{\pi}}{\sqrt{K\rho C_p}}\left[1-\frac{h(T_{ig}-T_0)}{I}\right] \tag{4}$$

$$t_{ig}\to\infty\text{のとき，}\ I_{cr}=h(T_{ig\cdot cr}-T_0) \tag{5}$$

したがって，$1/\sqrt{t_{ig}}$と$1/I$を直交座標系にプロットしたときの$1/I$軸の切片から，$I_{cr}$が求まることになる。このプロットの例を**Fig. 8**に示す。$1/\sqrt{t_{ig}}$が大きい方では，直線からずれるが，これは，(4)式がもともと$\beta>1.4$のとき，すなわち，$t_{ig}$が大きいときに成り立つ近似式であるからである。

次に，$T_{ig.cr}$を求めるために，熱的に不活性なパーライト板の表面温度の時間変化を約1～4 W/cm²の放射強度に対して求めた。そのグラフを**Fig. 9**に示す。そして，この結果を(4)式の着火時間の代りに時間$t$を，さらに，着火温度の代りに表面温度$T_s$を入れかえた式に適用して，$1/\sqrt{t}$と$(T_s-T_0)/I$をプロットし，$1/\sqrt{t}\to 0$における$(T_s-T_0)/I$軸の切片から各放射強度にお

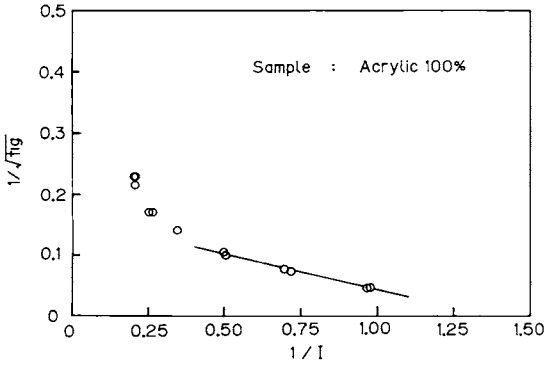



**Fig. 8**　$1/\sqrt{t_{ig}}$ vs. $1/I$ plots.

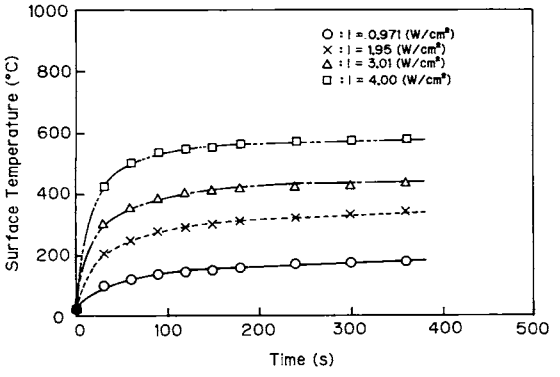



**Fig. 9**　Surface temperature vs. time curves for gypsume board in the irradiance levels of about 1–4 W/cm².

ける時間を無限に外そうした時の表面温度 $T_{s,t\to\infty}$ を求めた。放射強度と $T_{s,t\to\infty}$ の関係を **Fig. 10** に示す。ここで，仮定から，$T_{ig.cr}=T_{s,t\to\infty}$ であるから，**Fig. 10** を利用して，各じゅうたん試料に対して，$1/\sqrt{t_{ig}}$ と $1/I$ のプロットから求めた $I_{cr}$ から逆に $T_{ig.cr}$ を求めることができる。このようにして求めた $I_{cr}$，$T_{ig.cr}$ を酸素指数値と消防法45°燃焼試験の結果と共に **Table 2** に示す。

ところで，$I_{cr}$，$T_{ig.cr}$ の値の信頼性を確かめるために，アクリル，ポリプロピレン，ポリエステル，ナイロン，ウール各100%のじゅうたんに対して，$I_{cr}$ と $T_{ig.cr}$ から(5)式を用いて，熱伝達率 $h$ を求め，さらに，(4)式の $1/\sqrt{t_{ig}}$ と $1/I$ のプロットの傾き $=h\sqrt{\pi}\cdot I_{cr}/\sqrt{K\rho C_p}$ から，各物質に対する $K\rho C_p$ を求めた。その結果を，Quintiere[5]の結果と繊維および化繊便覧やプラスチックハンドブックから得た $K$，$\rho$，$C_p$ の値を用いて得た $K\rho C_p$ の値を比較して **Table 3** に示す。これをみると，Quintiere らの結果に比較して，ウールの値が約 1/7 程度の値になっているが，文献値から推定した値とは，

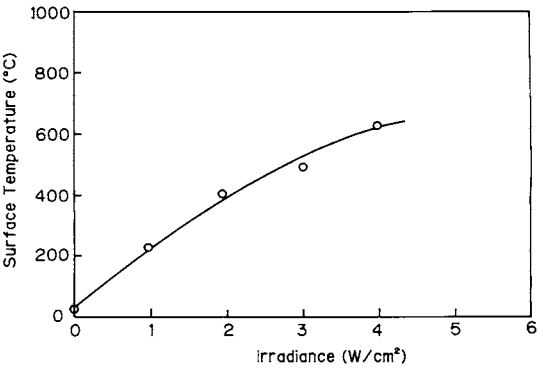



**Fig. 10**　$(T_S\text{-}T_O)/I$ vs. limited surface temperature curve for gypsum board.

かなり良い一致を示している。

まったく同一の物質で比較しているわけでなく，また，比較する物質の数も少なく，さらに，実験方法も異なるので十分な考察はできないが，ここで得た結果がかなり粗い仮定を用いていることを考え合わせると，この程度の食い違いは，むしろ当然と言える。

最後に，$I_{cr}$ と酸素指数値の関係を **Fig. 11** に，また，$I_{cr}$ と消防法45°燃焼試験の結果の比較は，**Table 2** に示してある。**Fig. 11** および **Table 2** からもわかるように，明確な関係は得られなかった。これは，酸素指数法や消防法45°燃焼試験法は，燃焼伝ぱ性を測定しているのに対し，ここでの着火性試験法は，着火性を測定しているためであり，燃焼伝ぱ性と着火性は，全く異なる燃焼特性であると言える。したがって，着火性のデータのみから，火災初期の危険性を評価しようとするのは問題で，燃焼伝ぱ性などを考慮する必要があるのは言うまでもない。

## 5. 結　論

本研究の結論は，以下のように要約することができる。

1）じゅうたんの着火性は，表面物質(パイルの素材)に大きく依存し，高放射領域（2 W/cm²以上）の着火時間は，ポリエステル，ナイロン，アクリル，ポリプロピレン，ウールの順に短かくなった。しかし，低放射領域（1.5W/cm²以下）の着火時間は，ナイロン，ポリエステル，ウール，アクリル，ポリプロピレンの順に短かくなった。

2）防炎処理したろ紙での着火試験の結果から防炎処理したじゅうたんは，未処理のものに比べて着火時

**Table 2** Comparison of limited irradiance and limited ignition temperature obtained in cone type ignitability method, oxygen index and results obtained by the 45 degree flammability test method for carpets.

| Sample No. | Pile materials | OI value | F/S | $I_{cr}$ | $T_{ig.cr}$ |
|---|---|---|---|---|---|
| 1 | Polypropylene 100% | 21.0 | 0/6 | 0.65 | 163 |
| 2 | Polypropylene 100% | 21.5 | 2/6 | – | – |
| 3 | Acrylic 100% | 22.0 | 2/6 | 0.73 | 179 |
| 4 | Acrylic 100% (F.R) | 26.0 | 0/6 | 0.67 | 167 |
| 5 | Acrylic 100% (F.R) | 26.5 | 0/6 | 0.67 | 167 |
| 6 | Nylon 100% | 24.0 | 2/9 | 1.69 | 343 |
| 7 | Nylon 100% (F.R) | 23.0 | 0/6 | 1.12 | 250 |
| 8 | Wool 100% | 25.0 | 0/6 | 1.28 | 277 |
| 9 | Polyester 100% | 24.0 | 0/6 | 1.63 | 334 |
| 10 | Wool 50% + Rayon 50% | 23.5 | 0/6 | 1.29 | 254 |
| 11 | Polyester 50% + Acrylic 50% | 26.0 | 0/6 | 0.95 | 220 |
| 12 | Polypropylene 50% + Nylon 50% | 22.0 | 0/6 | 0.70 | 173 |
| 13 | Nylon 50% + Polyester 50% | 22.0 | 1/9 | 1.18 | 261 |
| 14 | Wool 50% + Acrylic 50% | 25.5 | 0/6 | 0.66 | 165 |
| 15 | Acrylic 75% + Vinylon 25% | 25.5 | 0/6 | 1.66 | 338 |
| 16 | Polyester 65% + Modacrylic 35% | 24.0 | 0/6 | 0.89 | 209 |
| 17 | Untreated F.P | 18.5 | 6/6 | 1.25 | 248 |
| 18 | F.P ($NH_4H_2PO_4$ : 5.4 wt%) | 28.9 | 0/6 | 0.96 | 222 |
| 19 | F.P ($NH_4H_2PO_4$ : 12.8 wt%) | 43.1 | 0/6 | 0.84 | 200 |

F/S: Ratio of number of carpet specimens which failed in the 45 degree flammability test to total number of carpet specimens tested.

$I_{cr}$: Limited irradiance (W/cm$^2$) [Irradiance at which the carpet ignites at $t \to \infty$.]

$T_{ig.cr}$: Limited ignition temperature (°C)
[Surface temperature at which the carpet ignites when it is irradiated at $I_{cr}$.]

F.R: Fire retardant　　F.P: Filter paper

**Table 3** Comparison of $K\rho C_p$ values obtained in this experiment, quintiere and literatures of (6) ~ (10) for polypropylene, acrylic, nylon and wool carpets.

| Materials | Results by this experiment | | | Results by Quintiere | | | Values obtained by literatures (6) ~ (10) | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $I_{cr}$ | $T_{ig.cr}$ | $K\rho C_p$ | $I_{cr}$ | $T_{ig.cr}$ | $K\rho C_p$ | $T_{ig}$ | $K$ (× 10$^4$) | $\rho$ | $C_p$ | $K\rho C_p$ |
| Polypropylene 100% | 0.65 | 163 | 0.0027 | – | – | – | – | 11.8 | 0.91 | 1.93 | 0.0021 |
| Acrylic 100% | 0.73 | 179 | 0.0027 | 1.1 | 300 | 0.0042 | – | 17.5 | 1.17 | 1.26 | 0.0026 |
| Polyester 100% | 1.69 | 334 | 0.0017 | – | – | – | – | 11.8 | 0.91 | 1.26 ~ 2.35 | 0.0037 ~ 0.0068 |
| Nylon 100% | 1.69 | 343 | 0.0012 | – | – | – | 421 | 24.6 | 1.14 | 1.44 | 0.0040 |
| Wool 100% | 1.28 | 277 | 0.00035 | 1.6 | 435 | 0.0025 | 200 | 5.4 | 0.33 | 1.37 | 0.00024 |

$I_{cr}$ : Limited irradiance (W/cm$^2$) [Irradiance at which the carpet ignites at $t \to \infty$.]

$T_{ig.cr}$ : Limited ignition temperature (°C) [Surface temperature at which the carpet ignites when it is irradiated at $I_{cr}$.]

$K$ : Thermal conductivity (W/cm.K)　　$\rho$ : Density (g/cm$^3$)　　$C_p$ : Specific heat (W.s/g.K)

Unit of $K\rho C_p$ : (W.s/cm$^2$.K)$^2$ s

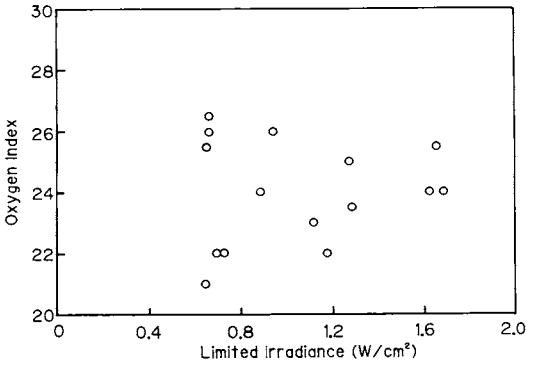



**Fig. 11**　Relation between limited irradiance and oxygen index for carpets.

間が短かくなる可能性が大きいことを定性的な着火機構により推察した。

3）着火の数学モデルとして，半無限の一次元熱伝導モデルを考え，これをじゅうたんの着火性データに適用して，限界放射量，着火温度を求めた結果，これらの値により防火安全上の着火性評価ができる可能性を示した。

4）酸素指数値や消防法45°燃焼試験の結果とここで行った着火性データとの相関関係は，得られなかった。このことから，じゅうたんについての火災初期の危険性を試験するためには着火性の試験の他に燃焼伝ぱ性などの試験が必要であることが判明した。

## 参考文献

1）中小企業庁，工業技術院繊維高分子研究所："敷物類の燃焼性に関する研究"，P. 19（1983）

2）秋田一雄：消防研究所報告，**9**，No.1～2，（1959）

3）箭内英治，斉藤　直：消防研究所報告，**50**，8（1980）

4）日本火災学会学術委員会："出火拡大現象と制御システムのモデリング"，P. 42（1986）

5）J.G.Quintiere and M.Harkleroad："New Concepts for Measuring Flame Spread Properties"，NBSIR 84-2943，（1984）

6）C.J.Hirado："Flammability Handbook for Plastics"，P. 39（1969）

7）日本機械学会："伝熱工学資料（改訂第2版）"，P. 259（1966）

8）牧，小田坂編："プラスチックフォームハンドブック"，日刊工業新聞社，P. 17（1973）

9）繊維学会編："化繊便覧"，丸善株式会社，P. 117（1965）

10）繊維学会編："繊維便覧(原料編)"，丸善株式会社，P. 197，P. 256（1968）

# Ignitability of Carpets using Cone Type Flammability Test Method (ISO/DTR 5657)

(Abstract)

Eiji Yanai

(Received May 19, 1986)

Ignitability of 16 commercially available carpets were measured using Cone Type Flammability Test Method (ISO/DTR 5657).

The results obtained are summarized as follows;

(1) Ignitability of the carpets depended on their surface materials. It was found that the ignition time of the carpets is decreased in order of polyester, nylon, acrylic, polypropylene and wool in the irradiance more than 2 $W/cm^2$, but decreased in order of nylon, polyester, wool, acrylic and polypropylene in the irradiance less than 1.5 $W/cm^2$.

(2) The experimented results suggested that the ignition time of flame retardant carpets is generally shorter than untreated ones.

(3) They also suggested that the limited irradiance and the limited ignition temperature of carpets can be used to evaluate their ignitability in fire prevention.

(4) The clear relationship between the ignitability and the oxygen index or the results of the 45 degree flammability test for carpets has not been obtained. Therefore it was found that in order to evaluate the hazard of fire in its first stage, the flammability characteristics of carpets such as flame propagation as well as their ignitability need to be examined.

# 腐食疲労き裂長さとピットの大きさに関する研究

山田　實・亀井　浅道

（昭和61年5月28日受理）

疲労き裂長さの分布特性は材料の寿命を評価する上で重要な因子のひとつである。本報では石油タンクの底板等に使われている高張力鋼（HT60）を用いて，水道水中で平面曲げ疲労試験を行ない，試験片表面上に発生するき裂及びピットの寸法の分布特性を実験的に調べたものである。

## 1. 緒　言

平滑材の腐食疲労において発生するき裂の特徴は，大気中と比較して破断までの全サイクル数（これを疲労寿命と呼ぶ）に対する発生までの負荷サイクル数の比が著しく短いこと，[1] 発生するき裂の密度が高いこと，き裂のほとんどが腐食ピットを有していること，き裂の先端が溶解によって鈍化していること等があげられる。この疲労き裂は発生，成長，合体を繰り返して最終的破断に至るため，き裂長さの分布特性が疲労寿命を決定づける1つの因子であると考えられる。

最近の研究では，腐食疲労き裂の長さの分布は正規分布，[2] ワイブル分布[3]等に従うという説が提案されており，その分布特性は材料，環境，負荷方式の影響を受けやすいとされている。

本報は石油タンクのアニュラー板等に使われている高張力鋼HT60を用いて平面曲げ疲労試験を水道水中で行ない，試験片表面上に発生したき裂とピットの寸法の分布特性を実験的に調べたものである。

## 2. 試験片及び実験方法

試験片形状を **Fig. 1** に示す。材質は60kgf級高張力鋼HT60でその化学成分及び機械的性質をそれぞれ **Table 1** 及び **Table 2** に示す。試験片表面はエメリー紙の1500番まで研磨した後，アルミナ粉末でバフ研磨し鏡面に仕上げた。

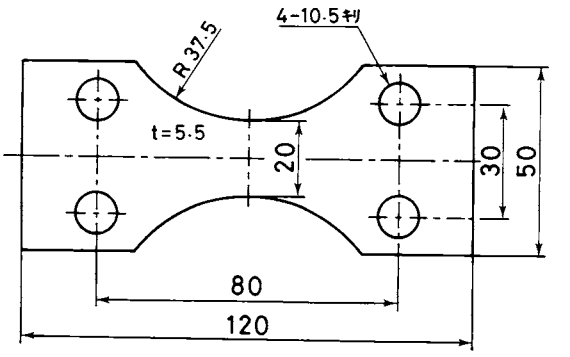



**Fig. 1**　Geometry of plane bending corrosion fatigue specimen.

疲労試験には繰り返し速度2000rpmの平面曲げ疲労試験機を用いた。腐食液は液温を25±2℃にコントロールした水道水で，バブリングにより酸素を飽和状態にした。腐食液の溶存酸素濃度は7.50ppmであり導電率は259 μS/cmであった。流速の影響を小さくするために試験片中央部をガーゼで巻き，その上から腐食液

**Table 1**　Chemical composition

Wt. %

| C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr | Cu | Mo | V | Ti |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 0.103 | 0.204 | 0.948 | 0.0190 | 0.0050 | 0.0050 | 0.020 | <0.010 | <0.010 | <0.010 | 0.100 |

**Table 2** Mechanical properties

| $\sigma_Y$ (kgf/mm$^2$) | $\sigma_B$ (kgf/mm$^2$) | E.L. (%) |
|---|---|---|
| 56.6 | 65.2 | 30 |

を0.5ℓ/minの割合で滴下した。腐食液は全容量が30ℓであり，試験中に生ずる液中のさびを除去するため3μmのフィルターを通しながら循環させて用いた。

所定の繰り返し荷重サイクルを負荷させたのち，試験片は真空デジケータ内で乾燥させた。試験片表面の腐食生成物を取り除くため，3%HCℓ水溶液中で超音波洗浄を行なった。試験片表面中央部の12×12mmの領域内について全てのき裂とピットの寸法を金属顕微鏡を用いて測定し記録した。

## 3. 実験結果及び考察

### 3.1 S－N線図

本供試材の大気中及び水中におけるS－N線図を**Fig. 2**に示す。水中では大気中の疲労限（$\Delta\sigma_a$=29.0kgf/mm$^2$）以下でも破壊が起こっており，図に示すように$\Delta\sigma_a$－log N表示すると応力振幅$\Delta\sigma_a$=14kgf/mm$^2$を境にそれぞれの領域で直線関係で近似される。高い応力振幅では試験時間が短くなるため相対的に力学的な効果が大きくなり，逆に低い応力振幅では腐食の影響が強くなることに起因して，この折れ曲りが生じてくるものと考えられる。[1)]

ここでは大気中の疲労限以下の応力振幅として$\Delta\sigma_a$=16，20，22kgf/mm$^2$を選び所定のサイクル数を与えたのち試験片を試験機から取り外し，き裂長さとピットの寸法(深さと直径)を測定した。繰り返し数比$N_w/N_{wf}$（$N_w$=水中での繰り返し数，$N_{wf}$=水中での破断までの繰り返し数）として，0.2，0.5，0.8を設定した。なお，試験片は**Fig. 2**の＊印に対応する試験条件に対してそれぞれ1本，合計9本用いた。

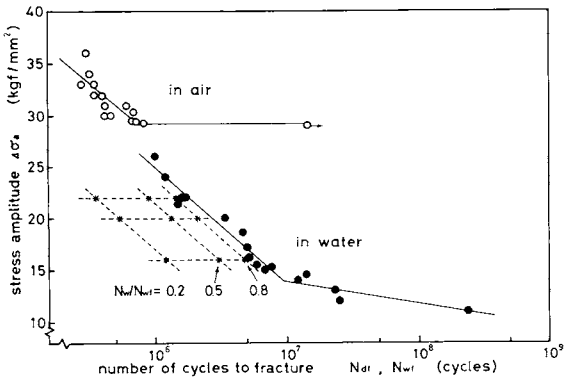
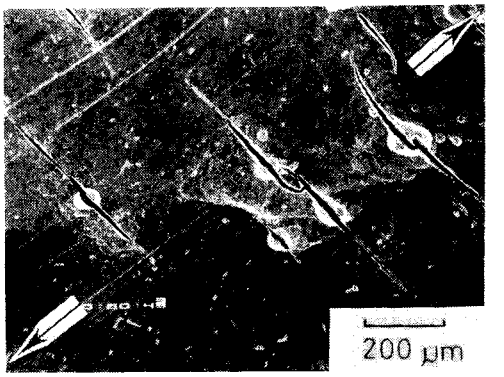


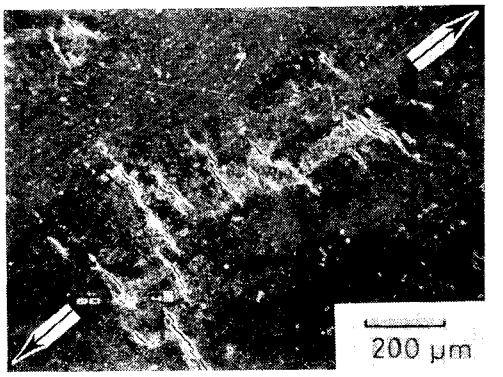

**Fig. 2** S-N curve of plane bending fatigue in dry air and in water.

### 3.2 き裂長さの分布

試験片表面に発生したき裂の一例を**Fig.3(a),(b)**に示す。**Fig. 3(a)**はピットを持つき裂とそれらが合体したき裂であり，**Fig. 3(b)**はピットを持たないき裂である。




(a) crack with pit and connected crack




(b) crack without pit

**Fig. 3** Corrosion fatigue cracks ($\Delta\sigma_a$ = 22 kgf/mm$^2$, $N_w/N_{wf}$ = 0.5); Arrows represent stress direction.

き裂長さ2$a$を100μmごとにクラス分けを行ない，各クラスにおけるき裂の個数を調べた結果を**Table 3 (a), (b), (c)**に示す。$cwp$はピットを持つき裂，$cwop$はピットを持たないき裂，$cc$は$cwp$と$cwp$との合体き裂をそれぞれ意味しており，$cwp$の数は$cc$の数を含んでいる。また，$c$は$cwp$と$cwop$を合わせたものである。繰り返し数比$N_w/N_{wf}$が0.2($\Delta\sigma_a$=16kgf/mm$^2$の場合は0.16）の場合，ほとんど全てのき裂にピットが存在することがわかる。

**Table 3** Measured elngths of corrosion fatigue crack for HT60 steel

(a) $\Delta\sigma_a$ = 16 kgf/mm²

| $N_w/N_{wf}$ / 2a (μm) | 0.16 | | | 0.5 | | | 0.8 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* |
| < 100 | 0 | 0 | 0 | 1 | 1 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| < 200 | 1 | 1 | 0 | 8 | 6 | 2 | 28 | 2 | 26 |
| < 300 | 3 | 3 | 0 | 17 | 8 | 9 | 64 | 10 | 54 |
| < 400 | 4 | 4 | 0 | 34 | 10 (2) | 24 | 28 | 13 (5) | 15 |
| < 500 | 10 | 10 (1) | 0 | 26 | 17 (3) | 9 | 24 | 9 (2) | 15 |
| < 600 | 2 | 2 (1) | 0 | 19 | 13 (5) | 6 | 9 | 6 (2) | 3 |
| < 700 | 1 | 1 | 0 | 9 | 8 (3) | 1 | 11 | 8 (6) | 3 |
| < 800 | | | | 15 | 12 (3) | 3 | 12 | 10 (2) | 2 |
| < 900 | | | | 9 | 9 (6) | 0 | 12 | 11 (1) | 1 |
| < 1000 | | | | 10 | 10 (1) | 0 | 6 | 6 (0) | 0 |
| < 1100 | | | | 3 | 2 (1) | 1 | 10 | 8 (3) | 2 |
| < 1200 | | | | 3 | 3 (1) | 0 | 5 | 5 (2) | 0 |
| < 1300 | | | | 3 | 3 (2) | 0 | 7 | 7 (2) | 0 |
| < 1400 | | | | 3 | 2 (2) | 1 | 3 | 3 (0) | 0 |
| < 1500 | | | | 1 | 1 (1) | 0 | 1 | 1 (0) | 0 |
| < 1600 | | | | | | | 1 | 1 (1) | 0 |
| Total number | 21 | 21 (2) | 0 | 161 | 105 (30) | 56 | 221 | 100 (26) | 121 |

(b) $\Delta\sigma_a$ = 20 kgf/mm²

| $N_w/N_{wf}$ / 2a (μm) | 0.2 | | | 0.5 | | | 0.8 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* | *c* | *cwp* (*cc*) | *cwop* |
| < 100 | 8 | 8 | 0 | 1 | 1 | 0 | 5 | 4 | 1 |
| < 200 | 21 | 21 (2) | 0 | 14 | 8 (1) | 6 | 12 | 4 | 8 |
| < 300 | 53 | 53 (9) | 0 | 34 | 29 (4) | 5 | 21 | 10 | 11 |
| < 400 | 80 | 80 (24) | 0 | 32 | 28 (11) | 4 | 29 | 16 (4) | 13 |
| < 500 | 25 | 25 (7) | 0 | 26 | 24 (5) | 2 | 20 | 17 (4) | 3 |
| < 600 | 18 | 18 (11) | 0 | 26 | 24 (10) | 2 | 35 | 32 (7) | 3 |
| < 700 | 4 | 4 (4) | 0 | 28 | 27 (7) | 1 | 24 | 24 (7) | 0 |
| < 800 | 1 | 1 (1) | 0 | 15 | 15 (3) | 0 | 24 | 24 (7) | 0 |
| < 900 | | | | 9 | 9 (4) | 0 | 24 | 24 (11) | 0 |
| < 1000 | | | | | | | 15 | 15 (6) | 0 |
| < 1100 | | | | | | | 11 | 11 (2) | 0 |
| < 1200 | | | | | | | 9 | 9 (6) | 0 |
| < 1300 | | | | | | | 2 | 2 (0) | 0 |
| < 1400 | | | | | | | 1 | 1 (1) | 0 |
| Total number | 210 | 210 (58) | 0 | 185 | 165 (45) | 20 | 232 | 193 (55) | 39 |

(c) $\Delta\sigma_a$ = 22 kgf/mm²

| $N_w/N_{wf}$ / 2a (μm) | 0.2 | | | 0.5 | | | 0.8 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | c | cwp (cc) | cwop | c | cwp (cc) | cwop | c | cwp (cc) | cwop |
| < 100 | 31 | 31 (3) | 0 | 17 | 14 | 3 | 0 | 0 | 0 |
| < 200 | 35 | 33 (9) | 2 | 65 | 31 (3) | 34 | 7 | 4 | 3 |
| < 300 | 43 | 43 (5) | 0 | 46 | 27 (9) | 19 | 5 | 0 | 5 |
| < 400 | 27 | 27 (7) | 0 | 46 | 40 (13) | 6 | 9 | 4 | 5 |
| < 500 | 9 | 9 (2) | 0 | 63 | 61 (26) | 2 | 4 | 3 (1) | 1 |
| < 600 | | | | 49 | 48 (20) | 1 | 4 | 4 (0) | 0 |
| < 700 | | | | 35 | 35 (12) | 0 | 10 | 10 (2) | 0 |
| < 800 | | | | 27 | 26 (13) | 1 | 20 | 20 (3) | 0 |
| < 900 | | | | 14 | 14 (6) | 0 | 17 | 17 (2) | 0 |
| < 1000 | | | | 5 | 5 (1) | 0 | 18 | 18 (4) | 0 |
| < 1100 | | | | 1 | 1 (1) | 0 | 11 | 11 (5) | 0 |
| < 1200 | | | | 2 | 2 (1) | 0 | 18 | 18 (7) | 0 |
| < 1300 | | | | | | | 7 | 7 (2) | 0 |
| < 1400 | | | | | | | 8 | 8 (5) | 0 |
| < 1500 | | | | | | | 1 | 1 (0) | 0 |
| < 1600 | | | | | | | 7 | 7 (4) | 0 |
| < 1700 | | | | | | | 2 | 2 (0) | 0 |
| < 1800 | | | | | | | 2 | 2 (1) | 0 |
| < 1900 | | | | | | | 1 | 1 (1) | 0 |
| < 2000 | | | | | | | 3 | 3 (1) | 0 |
| < 2100 | | | | | | | 0 | 0 | 0 |
| < 2200 | | | | | | | 0 | 0 | 0 |
| < 2300 | | | | | | | 0 | 0 | 0 |
| < 2400 | | | | | | | 2 | 2 (1) | 0 |
| < 2500 | | | | | | | 1 | 1 (0) | 0 |
| < 2600 | | | | | | | 2 | 2 (2) | 0 |
| Total number | 145 | 143 (26) | 2 | 370 | 304 (105) | 66 | 159 | 145 (41) | 14 |

き裂長さが正規分布に従うと仮定してみる。**Table 3** から平均値と分散を求めて正規分布関数を決定し，この関数に対して得られたデータの$\chi^2$検定を行なうとその結果は **Table 4** のようになる。○印は検定の結果有意水準1％で正規分布に従うとする仮説が棄却できないことを，＊印はそれが棄却されることを示す。また－印は発生数が少ないため検定不可能であることを意味している。ピットの大きさの分布については後述する。

**Table 4** より *cwop* が検定不可能な場合，すなわち，*cwop* の発生個数が少なく *c* の分布が *cwp* の分布に等しくなる場合を除いて，*c* の分布は正規分布に従わないが、*cwp* の分布はほとんど正規分布に従うことが分かる。**Fig. 4** に $\Delta\sigma_a$=22kgf/mm², $N_w/N_{wf}$=0.5の場合のヒストグラムを示す。図中の実線は正規分布を示しており，*cwp* がそれによく一致している。*cwop* は *cwp* に比較して短いものが多く，平均値は210μm *cwp* のそれ(460μm)の半分以下である。以上のことより *cwop* が試験片の疲労寿命に寄与する度合は小さいと考えられる。

一方，**Fig. 3(a)** に示される様な合体き裂の平均長さは524μm($\Delta\sigma_a$=22kgf/mm², $N_w/N_{wf}$=0.5の場合)であり *cwp* に比べて50μm以上も長い。そのため疲労寿命に大きく影響を及ぼすと考えられる。[6] **Fig.5** に合体き裂数比 $n_{cc}/n_{cwp}$(合体したき裂数/ピットを持つき裂数)と繰り返し数比の関係を示す。合体き裂数比はある繰り返し数比まで増加するが，その後 $N_w/N_{wf}$=0.8では

**Table 4** Chi-square distribution goodness of fit test for normal distribution

(significance level 1%)

| Stress $\Delta\sigma_a$ (kgf/mm²) | Cycle ratio $N_w/N_{wf}$ | Cracks | | | | Pits | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | *c* | *cwp* | *cwop* | *cc* | *h* | *d* |
| 16 | 0.16 | ○ | ○ | – | – | ○ | ○ |
| | 0.5 | * | ○ | * | ○ | ○ | ○ |
| | 0.8 | * | ○ | * | ○ | ○ | ○ |
| 20 | 0.2 | ○ | ○ | – | ○ | ○ | ○ |
| | 0.5 | * | ○ | ○ | ○ | ○ | ○ |
| | 0.8 | ○ | ○ | ○ | ○ | ○ | ○ |
| 22 | 0.2 | ○ | ○ | – | ○ | ○ | ○ |
| | 0.5 | * | ○ | * | ○ | ○ | * |
| | 0.8 | * | * | ○ | * | ○ | * |
| 0 | $T_w$ = 6 hr. | | | | | ○ | ○ |

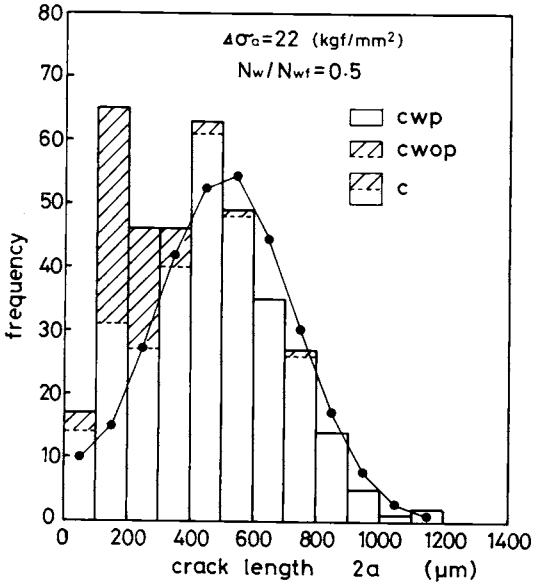



**Fig. 4** Crack length histogram ($\Delta\sigma_a$ = 22 kgf/mm², $N_w/N_{wf}$ = 0.5).

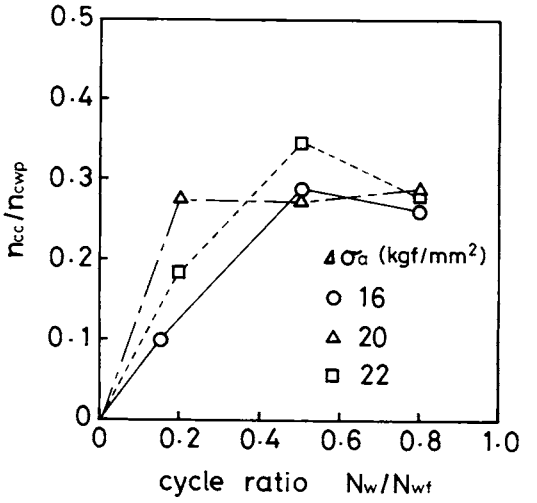



**Fig. 5** Relation between (number of connected crack)/(number of crack with pit) and cycle ratio.

応力振幅に関係なく $n_{cc}/n_{cwp}$=0.3と一定値になる。これはピットを持つき裂の発生数と新しい合体き裂数の割合が一定であることを示している。

ピットを持つき裂の長さの分布を正規確率紙にプロットしたものを**Fig. 6(a)**～**(c)**に示す（正規確率紙では累積確率が50%に対応する値が平均値を表わしており，直線の勾配が標準偏差の逆数に比例する）。**Fig. 6(c)**の場合，1500$\mu$m未満の長さのき裂だけをとってみるとその分布は正規分布に従っているが，1500$\mu$m以上の長さのものを含めると正規分布から大きくはずれてしまう。これは1500$\mu$m以上のき裂の半数が合体き裂となっていることによるものである。

平均き裂長さ $2\bar{a}$，最大き裂長さ $2a_{max}$ および標準偏差 $\sigma_{2a}$ と繰り返し数比のそれぞれの関係を**Fig. 7(a)**～**(c)**に示す。これらは片対数紙上でほぼ直線関係が成立し，応力振幅依存性は小さく，一定の帯状領域の内に納まる傾向がある[2)]。

次に試験片表面のき裂観察領域（12×12mm）を9つの小領域（4×4mm）に区分し，その小領域内の最大き

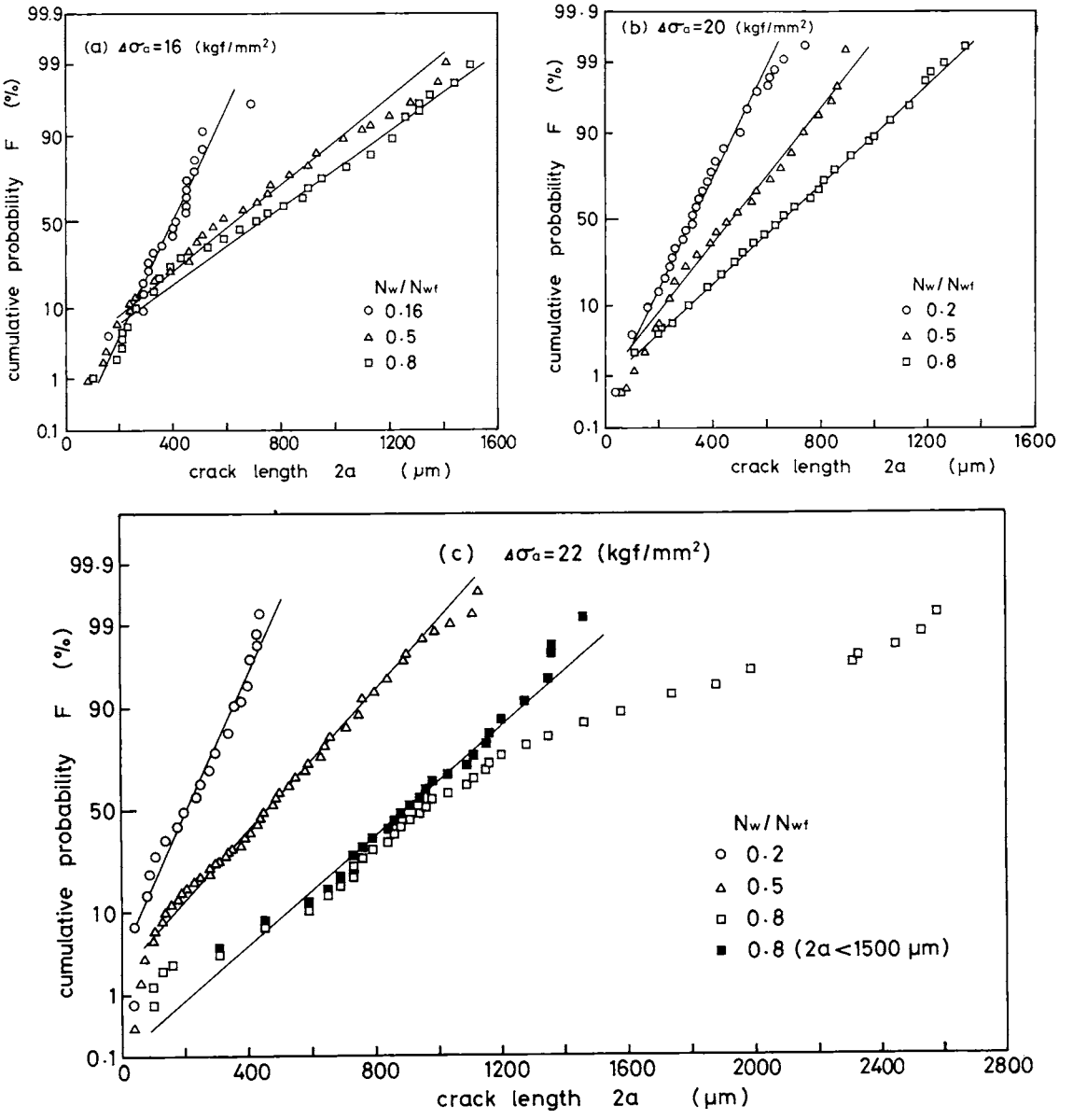



**Fig. 6**　Normal distribution of crack length

裂長さに極値統計解析[4]が適用できるか否かを検討する。最大き裂長さを極値確率紙にプロットした結果を**Fig. 8(a)～(c)**に示す。図中の直線はデータを線型不偏推定子法(Minimum Variance LinearUnbiased Estimator：MVLUE法)[5]により推定した分布パラメータを持つ2重指数分布である。**Fig. 8(a)**において直線がデータに対してやや左側（き裂長さが短い方）へ片寄っている。これは測定個所が9に対して得られたデータが7（残りの2個所ではき裂が観察されなかった）であるため，MVLUE法により求められた位置パラメータ$\lambda$の値が目視による値より小さく推定されるためである。[5]

二重指数分布の累積分布関数$F_I(x)$は次式で与えられる。[4]

$$F_I(x) = \exp\left[-e^{-(x-\lambda)/\alpha}\right] \tag{1}$$

ここに，

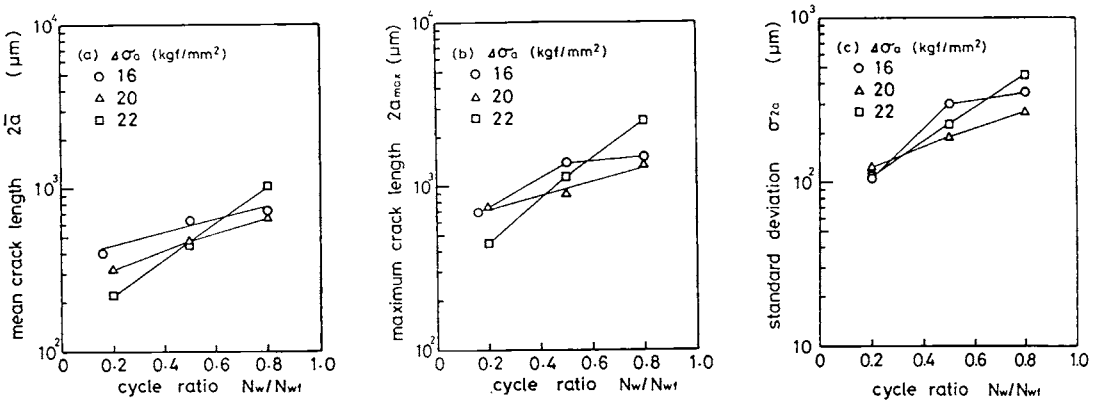



**Fig. 7** Relation between mean $2\bar{a}$, maximum $2a_{max}$ and standard deviation $\sigma_{2a}$ for crack length distribution and cycle ratio $N_w/N_{wf}$.

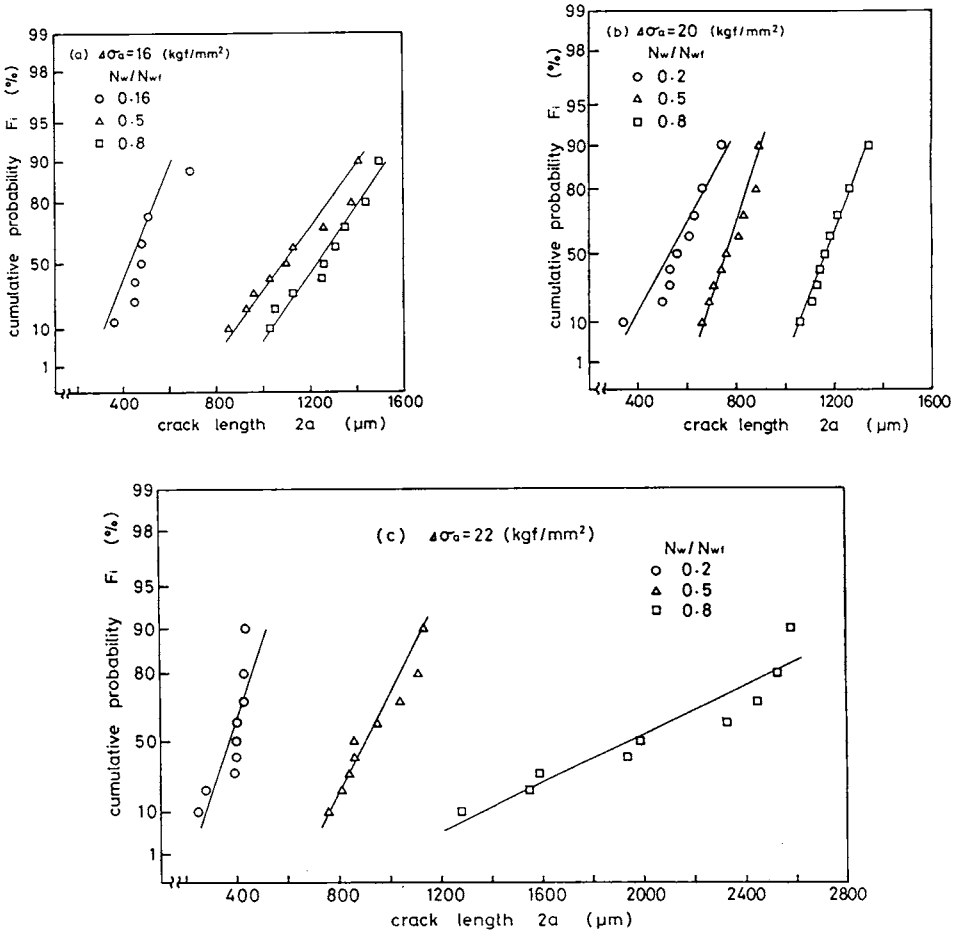



**Fig. 8** Doubly exponential distribution of maximum crack length in subregion (4 x 4 mm).

$\lambda$：位置パラメータ［＝最頻値］

$\alpha$：尺度パラメータ［$=\sqrt{6}\,\sigma/\pi$］

**Fig. 8(a)～(b)**に示す計測値の分布は$\chi^2$検定の結果，有意水準1％で(1)式の2重指数分布を棄却できないことがわかった。

### 3.3　ピットの直径及び深さの分布

**Fig. 3(a)**に示されるピットを模式的に示すと**Fig. 9**のようになる。試験片表面ではピットはほぼ円形と見なせる。[7] ピットの直径$h$及び深さ$d$の分布を調べてみるとき裂長さの分布と同様に正規分布に従う（**Table 4**参照）。$\Delta\sigma_a=16$kgf/mm$^2$の場合$N_w/N_{wf}=0.16$，0.8での直径及び深さの分布をそれぞれ**Fig. 10**及び**Fig. 11**に示す。$N_w/N_{wf}=0.5$の場合はこれらの中間の様相を呈する。**Fig. 11**からわかるように$N_w/N_{wf}$が0.16から0.8へと大きくなっても直線の勾配，すなわち標準偏差は変化しない。同様のことが他の応力振幅でも云える。ピットの直径と深さについてそれらの平均値，最大値及び標準偏差と繰り返し数$N_w$の関係を**Fig. 12**及び**Fig. 13**に示す。これらの図より，ピットの寸法は応力振幅の影響をほとんど受けないことがわかる。繰り返し数と共に寸法の増大が認められるがこれは浸漬時間の効果が主要因であろう。

**Fig. 14**にピットの直径と深さの関係を示す。図中の直線は最小二乗法により求めた関係式$d=0.531h$を示している。この時の相関係数は0.950であった。以上の

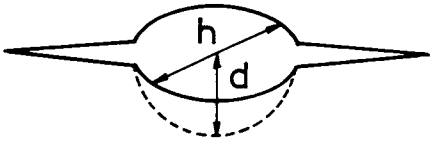



**Fig. 9**　Schematics of crack with pit occurred on specimen surface.

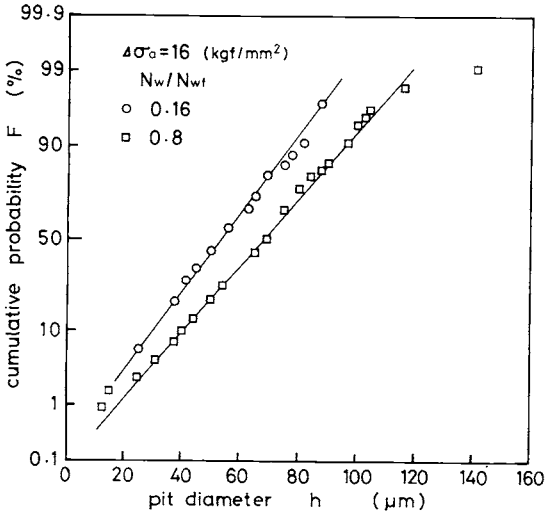



**Fig. 10**　Normal distribution of pit diameter ($\Delta\sigma_a$ = 16 kgf/mm$^2$).

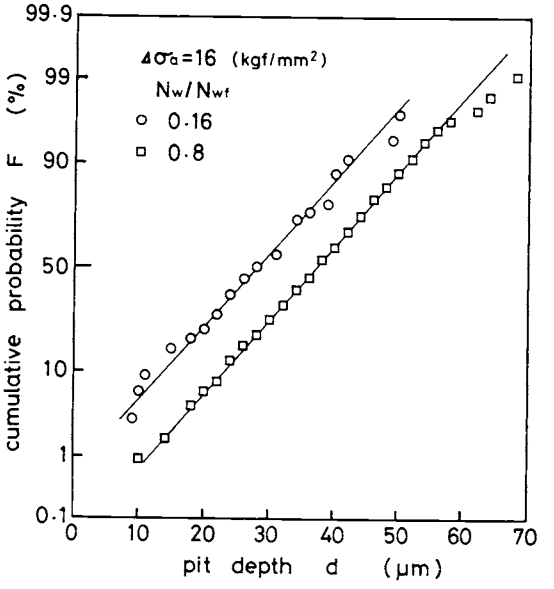



**Fig. 11**　Normal distribution of pit depth ($\Delta\sigma_a$ = 16 kgf/mm$^2$).

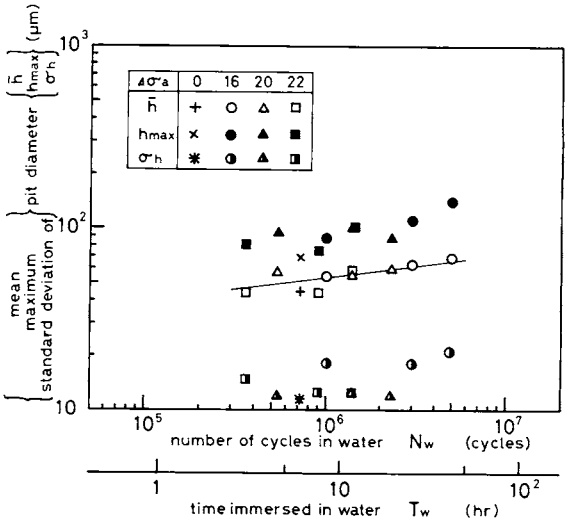



**Fig. 12**　Relation between mean $\bar{h}$, maximum $h_{max}$ and standard deviation $\sigma_h$ for pit diameter distribution and cycles ratio $N_w/N_{wf}$.

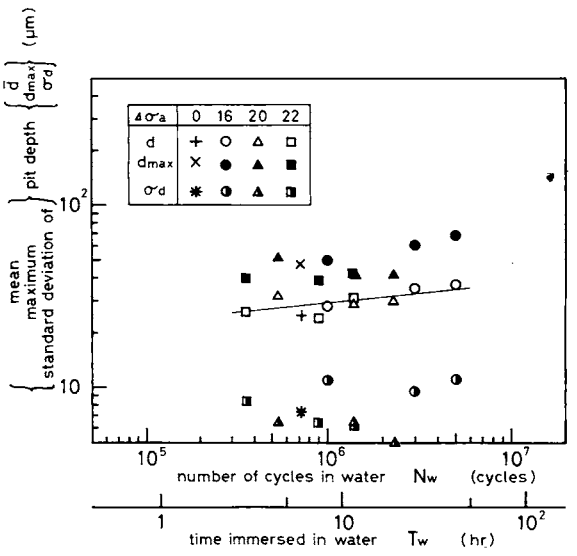



**Fig. 13**　Relation between mean $\bar{d}$, maximum $d_{max}$ and standard deviation $\sigma_d$ for pit depth distribution and cycle ratio $N_w/N_{wf}$.

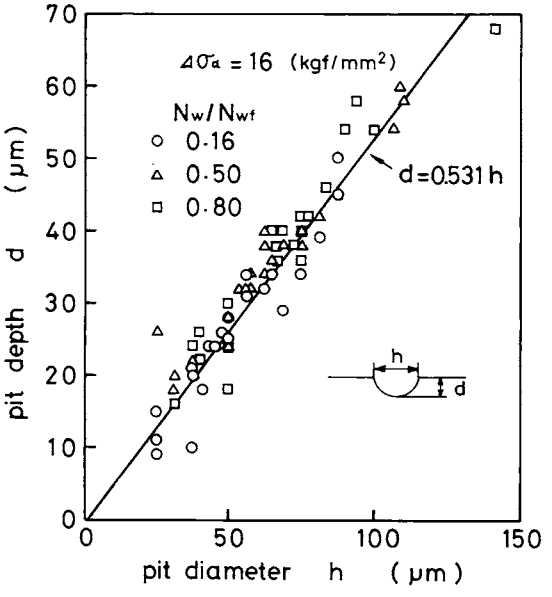



**Fig. 14**　Relation between pit diameter $h$ and depth $d$.

ことより測定されたピットの断面形状はほぼ半円形であることがわかる。$\Delta\sigma_a$=20kgf/mm² の場合の$N_w/N_{wf}$=0.5でのピットの断面の一例を**Fig. 15**に示す。著者らはピットのき裂方向の直径とそれに垂直な方向の直径を測定し，ピットが円形であることをすでに報告している[7]。上述の結果とを合わせると，ピットはほぼ半球

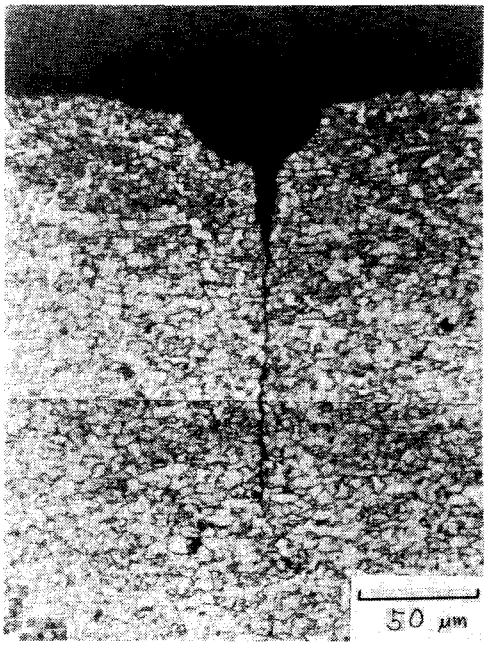



**Fig. 15**　Cross section of a crack with pit.

とみなすことができる。

## 4. 結　論

高張力鋼HT60の平面曲げ腐食疲労で発生するき裂及びピットについてそれらの寸法を測定し，その分布の繰り返し負荷回数と繰り返し応力振幅の依存性を実験的に調べた。その結果，次の結論を得た。

(1)　発生するき裂は腐食ピットを持つものと持たないものとに明瞭に区別される。

(2)　ピットを持つき裂の長さの分布は正規分布に従う。ピットを持たないき裂の長さの分布は正規分布に従う場合とそうでない場合とがあることが認められた。両者を合わせた分布は正規分布に従わない。

(3)　(合体したき裂数)/(ピットを持つき裂数) は繰り返し数比が0.8で一定となり，この値は繰り返し応力振幅には無関係である。

(4)　ある領域内における最大き裂長さはその部分領域である複数の小領域におけるデータを極値解析することにより推定できる。

(5)　腐食ピットの直径及び深さの分布は正規分布に従う。

## 参考文献

1）亀井浅道，秋山信司：日本機械学会講演論文集，**820-2**，176（1982）
2）北川英夫，中曽根祐司：同上，804-7，106(1980)
3）戸梶恵郎，安藤善司，杉本幹哉，中野典彦：材料，**30**，15（1981）
4）F.J. Gumbel（河田竜夫，岩井重久，加瀬滋男監訳）〝極値統計学〟生産技術センタ新社（1978）
5）腐食防食協会編　〝装置材料の寿命予測入門〟丸善（1983）
6）石原外美，塩沢和章，宮尾嘉寿：日本機械学会論文集(A編)，**50**，1123（1984）；同 **50**，1133(1980)
7）亀井浅道，山田實：日本機械学会第929回講演会前刷集，457（1984）

# Statistical Analysis of Crack Length and Pit Dimension in Corrosion Fatigue Test

(Abstract)

Minoru Yamada and Asamichi Kamei

(Received May 28, 1986)

The corrosion fatigue test was made by using smooth specimens of HT60 steel under the plane bending in water, and the distributions of crack length, pit diameter and depth for some cycle ratios were examined.

Some of the important results are summarized as follows;

(1) There are two types of cracks. One is crack with pit and the other is crack without pit.

(2) The lengths of crack with pit have the normal distribution at each cycle ratios $N_W/N_{Wf}$ ($N_W$ = number of cycles in water; $N_{Wf}$ = number of cycles to fracture in water) = 0.2, 0.5, 0.8. The length of crack without pit doesn't take it.

(3) The ratio $n_{CC}/n_{CWP}$ ($n_{CC}$ = number of connected crack; $n_{CWP}$ = number of crack with pit) gets the fixed value (=0.3) at the cycle ratio $N_W/N_{Wf}$ = 0.8, and is independent of applied stress amplitude.

(4) The maximum length of cracks in each subregion of the observed area has the doubly exponential distribution.

# 2.7m角防油堤火災火炎中のガス組成

古積　博

（昭和61年5月28日受理）

2.7m角防油堤を使って，燃料をヘプタンとした時の防油堤火災について，主に火炎のガス組成をガスクロマトグラフを使って分析して，その燃焼性状を調べた。屋根のないタンク4基を防油堤内に入れ，両者を共に燃焼させた時，及びタンクを含まない防油堤火災について比較を行い，前者の方が，火炎への空気流入量がやや少ないにもかかわらず，燃焼反応が良く行われることがわかった。

## 1. まえがき

防油堤火災について湯本[1]は4基のタンクを含む防油堤火災について空気流入量，燃焼速度，放射熱，火炎形状等からタンクが存在した場合にどのような影響があるか調べ，タンクが有る場合には，フレームマージングが起る事，タンクが無い場合に比べて流入空気量は減るが燃焼速度は大きくなることを報告した。

本報では，湯本[1]に引き続き，主として火炎のガス組成について，防油堤に4基のタンクを置き，タンクを含む防油堤内全面でヘプタンが燃焼した場合，及びタンクが無く，防油堤内空地部全面でヘプタンが燃焼した場合について，実験的に比較検討した。

## 2. 実　験

実験は湯本[1]同様に，2.7m角の鋼製防油堤に直径0.8mの鋼製の屋根のないタンク4基を入れて，タンク及び防油堤内に水を張り，その上にヘプタンを入れて燃焼させた場合（以下，「タンクの有る場合」と言う。），タンクを除いた防油堤内全面でヘプタンを燃焼させた場合（以下，「タンクの無い場合」と言う。）について実験を行った（**Fig. 1**）。なお実験はタンク有りが4回，タンク無しについては3回行った。初期フリーボード長さは防油堤では7cm，タンクでは3cmとし，また，ヘプタンの液量は定常燃焼が5分程度続くようにした。

火炎のガスは，これまで[2]と同様に，タンク中心軸に沿って，3～6個所の火炎のガスをそれぞれ同時に採取し，5台のガスクロマトグラフによって分析した。酸素，二酸化炭素，一酸化炭素については，このほか，それぞれの専用の濃度計により連続分析も行った。ガス採取プローブは内径10mmのステンレス管を使い，配管途中にはスス除去用のグラスウールを詰めたガラス円筒を設け，また，水，ヘプタン等の高沸点成分も出来るだけ採取するように途中の配管は，80℃程度に保温した。

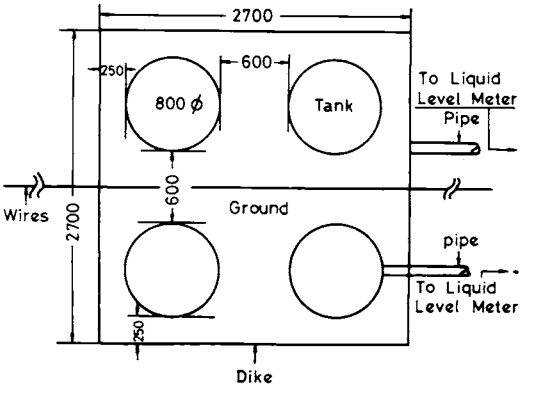



**Fig. 1**　Arrangement of a dike and 4 tanks.

## 3. 結果と考察

### 3.1 火炎内ガス組成

分析した化学種は，炭素数が7以下の炭化水素，水，

**Table 1** Gas compositions along the flame axis. (an example)
(Mass Fraction)

| Height (cm) | Dike fire with 4 open tank fires | | | | | Dike fire without tank | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 217 | 161 | 214 | 260 | 444 | 117 | 161 | 214 | 260 | 444 |
| $C_7H_{16}$ | trace | 0 | 0 | trace | 0 | trace | trace | trace | trace | trace |
| $O_2$ | 0.06 | 0.03 | 0.11 | 0.06 | 0.17 | 0.06 | 0.09 | 0.01 | 0.17 | 0.13 |
| $N_2$ | 0.69 | 0.70 | 0.72 | 0.72 | 0.75 | 0.65 | 0.67 | 0.65 | 0.74 | 0.74 |
| CO | 0.04 | 0.03 | 0.01 | 0.02 | 0 | 0.19 | 0.09 | 0.07 | 0.01 | 0.01 |
| $CO_2$ | 0.13 | 0.16 | 0.11 | 0.14 | 0.06 | 0.04 | 0.08 | 0.17 | 0.05 | 0.08 |
| $H_2$ | trace | trace | trace | trace | trace | 0.01 | 0.01 | trace | trace | trace |
| $CH_4$ | trace | trace | trace | trace | 0 | trace | trace | trace | trace | trace |
| $C_2H_4$ | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | trace | trace | 0 | trace | 0 |
| $C_3H_6$ | trace | 0 | trace | trace | 0 | trace | trace | trace | trace | trace |
| $C_4H_8$ | trace | 0 | 0 | trace | 0 | trace | trace | trace | trace | trace |
| $C_5H_{10}$ | trace | 0 | trace | trace | 0 | trace | trace | 0 | trace | trace |
| $C_6H_{12}$ | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| $C_6H_6$ | trace | trace | 0 | trace | 0 | trace | trace | trace | trace | trace |
| *$H_2O$ | 0.07 | 0.08 | 0.05 | 0.07 | 0.03 | 0.03 | 0.05 | 0.09 | 0.03 | 0.04 |

*: calculated
trace: under 0.0049
Height: Height between dike rim and sampling point

永久ガスで，分析結果（Mass Fraction）の代表例を**Table 1**に示した。水の濃度は，Alger ら[3]の方法によって，水以外の化学種の結果から計算した。ガス濃度の合計は，測定誤差等のために，必ずしも1にならず，また，1を越えた場合には1になるように計算し直している。これまでの円筒タンクの結果[2,4]に比べると，ヘプタンの濃度の値が小さく，いずれもほとんど0に近い。その原因は，サンプリング配管の途中を保温したが，その温度がヘプタンの沸点より低かったために，途中で凝縮によって失なわれたためと考えられる。しかし，他の炭化水素，一酸化炭素，水素も少なく，二酸化炭素が多いことから反応が良く行われており，その結果，燃料のヘプタンが酸化されたとも考えられる。二酸化炭素の濃度 $C_{CO_2}$（Mass Fraction）はヘプタンの燃焼反応では次に示すように0.183が最大である。

$$C_7H_{16}+11(O_2+4N_2)\rightarrow 7CO_2+8H_2O+44N_2$$

$$C_{CO_2}=V_{CO_2}/(V_{CO_2}+V_{H_2O}+V_{N_2})$$
$$=7.44/(7.44+8.18+44.28)$$
$$=0.183$$

ここで $V_\alpha$ は化学種 $\alpha$ の化学式量である。

二酸化炭素濃度は燃焼の良し悪しと共に流入空気量でもって決まるが，実験結果はこれに近い値に達しており，特にタンク有りの場合には完全燃焼に近いことを示している。

### 3.1.1 酸素濃度

火炎中心軸上の酸素濃度を**Fig. 2**に示した。たて軸は，酸素濃度，横軸は無次元高さ $H/D$ である。ここで，

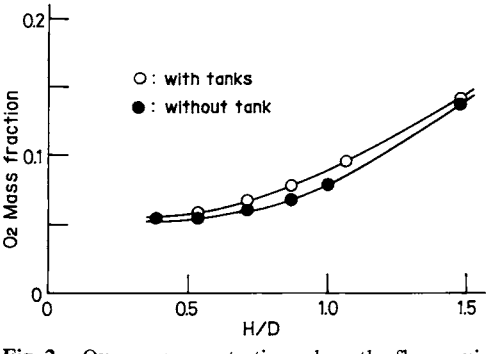



**Fig. 2** Oxygen concentrations along the flame axis.

$H$はガス採取点と防油堤上端との間の高低差，$D$は火炎直径で，防油堤と同一の面積を有する円筒タンクの直径を用いた。従って，防油堤の一辺を$W$とすると，

$$D=(2/\sqrt{\pi})W$$

で求めた。本防油堤の場合には，$D \fallingdotseq 3$ mとなった。中心軸上の酸素濃度はどの高さにおいてもタンク有りの方がやや高いが，両者に大きな差が見られなかった。

### 3.1.2　二酸化炭素濃度

火炎中心軸上の二酸化炭素濃度と無次元高さ$H/D$の関係を**Fig. 3**に示した。タンク無しの場合には，$H/D$が0.6～1.0付近に濃度のピークが現われた。しかし，タンク有りの場合には濃度のピークは最も低い測定点よりも低い位置にあるらしく，図には現われていない。大部分の燃焼反応が火炎低部で行われているものと考えられる。

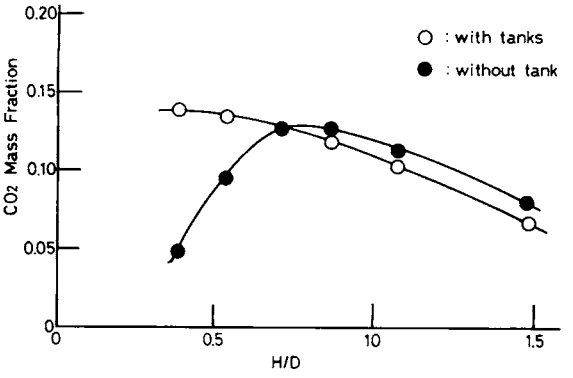



**Fig. 3**　Averaged $CO_2$ concentrations along the flame axis.

火炎内の反応の進行度を知るために，二酸化炭素濃度をヘプタンから生じるすべての反応生成物（すなわち，炭化水素，水，一酸化炭素，二酸化炭素）の濃度の総合で割った無次元の二酸化炭素濃度（$CO_2$*）と，無次元高さの関係を**Fig. 4**に示した。本実験ではススを分析していないため少なめの値になるが，配管途中でのもれ等のガス採取に伴う誤差の影響は相対値であるので相殺される。測定個所の高さが高い程無次元の二酸化炭素濃度は大きくなり，火炎への空気流入量によって燃焼反応が進んでいることがわかる。ヘプタンが完全燃焼した場合には，$CO_2$*は次のように最終的には0.681になる。

$$CO_2^* = V_{CO_2} / (V_{CO_2} + V_{H_2O})$$
$$= 7.44/(7.44+8.18) = 0.681$$

それぞれの高さでの$CO_2$*の値と上記の値（0.681）の

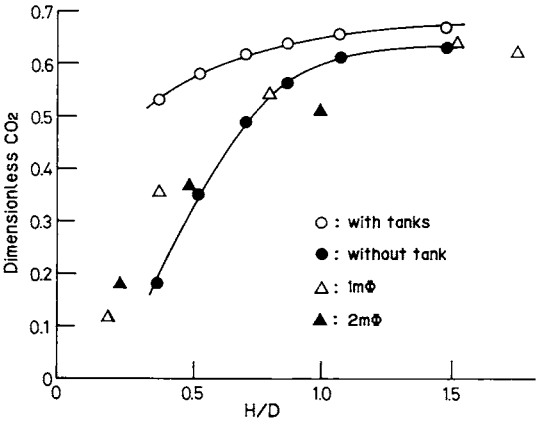



**Fig. 4**　Dimensionless $CO_2$ concentrations along the flame axis.

比（1/0.681）・$CO_2$*は反応完結度を示していると考えられる。参考のため図には湯本ら[2]の直径1m及び2mのタンク火災の結果ものせた。タンク有りの場合以外は互いに良く似た傾向を有している。タンク無しの場合，$H/D$が1の時，(1/0.681)・$CO_2$*は，0.73，$H/D$が2の時には0.98となる。目に見える炎の高さは，写真から$H/D=2.53$であるが，ガス組成から考えると，大部分の反応はかなり低い位置で終了していることがわかる。一方，タンク有りの場合，反応はより一層速く進行しており，$H/D$が1の時，すでに0.99以上になっている。99%燃焼点[5]は(1/0.681)・$CO_2$*=0.99の点と一致すると考えられるが，タンク有りでは$H/D=0.9$付近，また，タンク無し及び直径1m及び2mのタンク火炎では$H/D=2$付近にあることがわかる。これは，タンク有りでは火炎の合流が見られたが，そのために燃焼が促進されているためと考えられる。両者共に乱流火炎であるが，99%燃焼点はこのように低い位置にあり，層流火炎とはガス組成の点でも大きく異なる。[5]

### 3.1.3　一酸化炭素濃度

火炎軸上の一酸化炭素濃度と二酸化炭素濃度の比を**Fig. 5**に示した。タンク有りでは，小さな値になっているが，これはタンクの存在によって燃焼が良くなっていると考えられる。一方，タンク無しでは湯本ら[2]の直径1m及び2mのタンク火災の結果と比べても大きな値となっている。これは燃焼面積が大きくなる程，空気流入量が減って反応状態が悪くなることに起因していると考えられる。

### 3.2　空気流入量，火炎内温度，及び周囲への放射熱

**Fig. 6**に湯本[1]に従って火炎温度，気流速度から別に

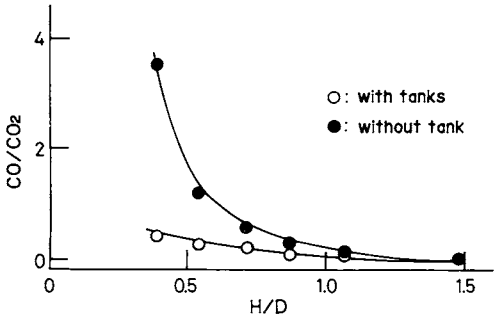



**Fig. 5**　$CO/CO_2$ ratio along the flame axis.

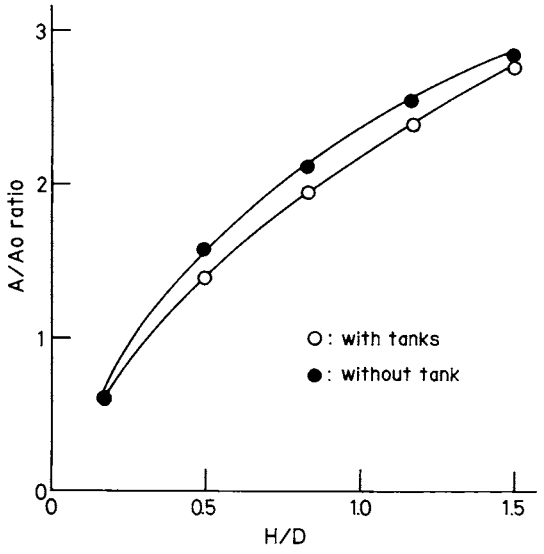



**Fig. 6**　Dimensionless mass air entrainment based on Top hat profile assumption.
(A: Mass air entrainment, Ao: Mass air for stoichiometric combustion of heptane)

求めた無次元の空気流入量 $A/A_0$ を示した。ここに，$A$ は中心軸上の各点の気流速度と温度から得た流入空気量，$A_0$ は総重量燃焼速度をもとに得た完全燃焼に必要な理論空気量である。同じ無次元高さ $H/D$ においてはタンク有りの方がやや流入空気量が少ないことがわかる。また，その99%燃焼点は，$A/A_0$ が2付近にあるが，タンク無しでは $A/A_0$ は3以上になっており，タンク有りは流入空気量はやや少ないが，火炎内で反応は良く行われていることがわかる。これは，火炎内部で，空気と燃料の混合が良く行われていることを想像させる。

**Fig. 7** に湯本[1]に従って別に求めた火炎中心軸上の温度を示した。湯本[1]同様に放射による熱損失等による

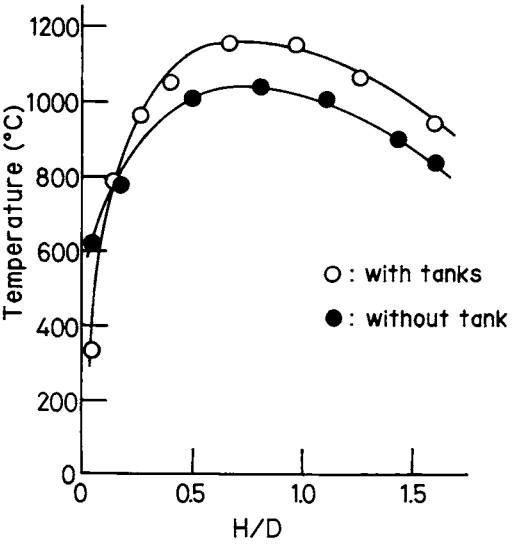



**Fig. 7**　Temperature profiles along the flame axis.

誤差は無視している。タンク有りの方が，ほとんどすべての高さで温度が高くなっている。

周囲への放射熱は，湯本[1]のように，両者の間でほとんど差が見られない。また，**Fig. 8** に別にナローアングル放射計を使って炎を高さ方向に適当に分割した場合の炎の各部分の放射発散度を示した。ピークの位置はほとんど変らないが，タンク有りの方が鋭いピークになっている。

ガス分析の結果から，タンク有りの方が燃焼反応が良く行われ，火炎温度も高いにもかかわらず，このように周囲への総放射熱はほとんど同じである。これは，

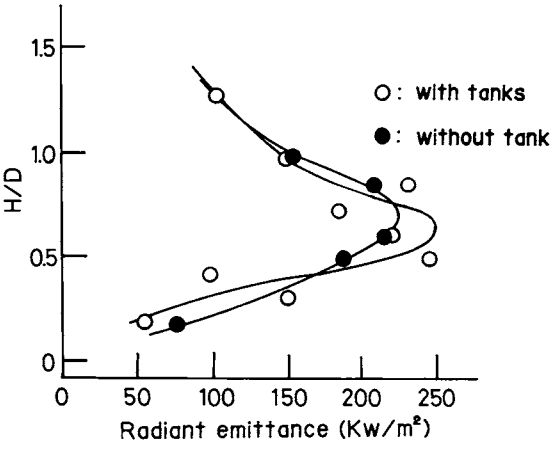



**Fig. 8**　Radiant emittance measured by narrow angle radiometers.

火炎内の反応で生じた熱が，下方（燃料面及び防油堤内のタンク）及び上方へ移動しているためと考えられる。下方への熱移動が大きいことは，火炎内にタンクがあって，その燃焼速度が単一のタンク火災の場合よりも大きいことから想像でき，また，上方への熱移動（主に対流熱伝達による）が起きていることは，プルーム域の温度と気流の質量速度が測定されていないが，測定した最も高い位置（$H/D=1.60$）の温度と質量速度がタンク有りの方でやや高い値を示していることからも裏付けられる。

## 4. まとめ

湯本[2]に引き続き，4基の屋根なしのタンクの火災を含む防油堤火災，及びタンクが無い場合の防油堤のみの火災について，主として火炎のガス組成から，その燃焼性状について比較検討を行い，以下のことがわかった。

1）タンク有りの方が，火炎中心軸上の酸素濃度はやや高く，また，二酸化炭素，一酸化炭素の濃度は共に低い。

2）無次元二酸化炭素濃度はタンク有りの方が高く，また，$CO/CO_2$比は低い。これはタンク有りにおいて，燃焼反応が良く行われていることを示している。また，99%燃焼点は$H/D=0.9$付近にあり，この位置で，大部分の燃焼反応が行われていることを示している。

3）タンク有りの火炎高さが低いこと，火炎温度が高いことからも上記の結果は裏付けられる。また，流入空気量のデータ（$A/A_0$）から，タンク有りではやや少ない空気量ではあるが燃焼は良く行われていることが示された。

本報告の実験部分は，湯本[1]の実験と並行して行われたもので，援助を頂いた危険物研究室長の湯本太郎博士に感謝します。

## 参考文献

1）湯本太郎：消防研究所報告，No. 61，p. 9（1986）
2）湯本太郎，古積　博：消防研究所報告，No. 55，p. 71（1983）
3）Alger, R. S., Corlett, R. C., Gordon, A. S., & Williams, F. A.：Fire Technology, **15**, No. 2, p. 142（1979）
4）Yumoto, T., Koseki, H.：Fire Science and Technology, **2**, No. 2, p. 91（1982）
5）Beer, J. M., Chigier, N. A. 著（田中良一訳）：燃焼の空気力学（日本熱エネルギー技術協会，1976）

# Gas Composition in Flame of 2.7 m Square Dike Fires

(Abstract)

Hiroshi Koseki

(Received May 28, 1986)

An experimental study was made to explore the burning characteristics of 2.7 m square dike fires, through measuring gas composition of flames. Two sorts of dike fires experiments were performed, one was under dike fire with 4 open top tanks fires and the other without tank. The experimental conditions were the same as Yumoto's.

The following results were obtained by comparison with these experiments:

(1) In the former the concentration of $O_2$ was less, and CO and $CO_2$ were more than these in the latter.

(2) In the former the dimensionless concentration of CO was greater, and $CO/CO_2$ ratio was smaller, than these in the latter. These results suggested that the burning were made better in the flame of the former. The major parts of the combustion reactions proceeded rapidly below dimensionless height $H/D$=0.9 in the former.

(3) The results concerned on the flame height and the temperature were consistent with view expressed above (2). The ratio of air entrainments $A/A_0$ also suggested that the burning in the former were made better in spite of poor air entrainment.

# 炭化水素火炎から発生するススと放射熱

古積　博

（昭和61年5月28日受理）

家具熱量計を用いて，直径が0.3m，0.6m及び1mのタンクでのヘプタン，トルエン火炎からのスス発生量，放射熱量及び発熱量を測定し，これらの相関性を得た。タンクからの放射熱は，特にトルエンの場合には，タンクが大きい程ススによって輝炎部がしゃへいされることによる影響により従来の予測からずれるが，ススの発生量で補正すると良く合うことがわかった。

## 1. まえがき

大部分の液体燃料は液面燃焼する際に多量の黒煙を発生する。火炎内で生じる高温度のススは，一般的には炎からの放射熱を増す役割を演じているが[1]大規模な火災においては火炎から周囲への放射をさえぎり，上方への熱移動を増加させる働きもしている。そして，同一燃料においては，タンク直径が大きい程，このス層の厚さは厚くなり，輝炎からの放射をさえぎる効果は大きくなる。

本研究では，上記の効果を実験的に調べるために，家具熱量計(Furniture calorimeter)内で，煙を余り生じない炭化水素の代表としてヘプタンを，また煙を多く生じる炭化水素の代表としてトルエンを直径0.3m，0.6m及び1mのタンク内で燃焼させ，発熱量を測定すると共に，発生するススの量，及び火炎から周囲への放射熱を測定し，両者の関係を調べた。

## 2. 実　験

用いた家具熱量計は，Babrauskas[2,3]によって開発されたもので，もともとは家具の燃焼性状を測定するものである。本研究では家具の代りに鋼製タンクを置き水を張り，その上にヘプタンまたはトルエンを厚さ約2～3cmとなるように注ぎ，液面からタンク上縁までの距離（フリーボード）を3cmとして燃焼させ発生するガス，煙をフードを通して排気ダクトに集め，その中のガス，煙（スス）の分析を行った。ガスのうち酸素は磁気力式の濃度計，二酸化炭素及び一酸化炭素は赤外線方式の濃度計で測定した。これら測定器に導く前にススを除くためのフィルター及び水を除くためのドライアイスで冷却したトラップを設置した。ススの量は煙道途中に付置した0.5mWのHe-Neレーザーの減光率から求めた。また，受光部には光電子増倍管を使った。レーザーの光路内をススが通過すると，受光計の受光率は低下する。そこで，燃焼前の受光計の出力を$I_0$，燃焼中の出力を$I$とすると，光学的密度$d$は，$d=-\log(I/I_0)$で与えられる。また，$d$は，Seader[4]によってスス濃度$C_S$と次のような関係があることが示されている。

$$d/L_0=(\mathrm{POD})\cdot C_S \qquad (1)$$

ここで$L_0$は光路長，PODはSeaderら[5]によって定義された粒子光学的密度で，燃焼によって生じる黒煙中のススの場合，POD＝33,000cm²/gである。

また，煙道中にピトー管及びK型熱電対を挿入し，圧力及び温度を測定して煙道を通過する気流の質量速度を求めた。これらの値はデータロガーを通して，10秒ごとに測定してコンピューターに記録した。周囲への放射熱は，タンク中心に向いて$L/D$が1.5から7.0までの適当な位置に設置した放射計で測定した。なお，$D$はタンク直径(m)，$L$はタンクの中心と放射計までの距離(m)である。

家具熱量計は，火災の大きさに応じて2種類の大き

さ（フード開口部：2.64m×1.73m及び4.88m×3.66m）のものを使用した(**Fig. 1**)。なお，直径0.3mのタンク以外は，燃焼中油面レベルは下がるにまかせた。0.3mタンクでは，このタンクから離れた位置に水の入った0.6mタンクを置き，0.3mタンクと連通管でつなぎ，燃焼で消費した燃料にほぼ相当する水を0.6mタンクに供給することで，油面をほぼ一定に保った。燃焼中にフード外へ逃げる若干のガス及び煙は無視した。

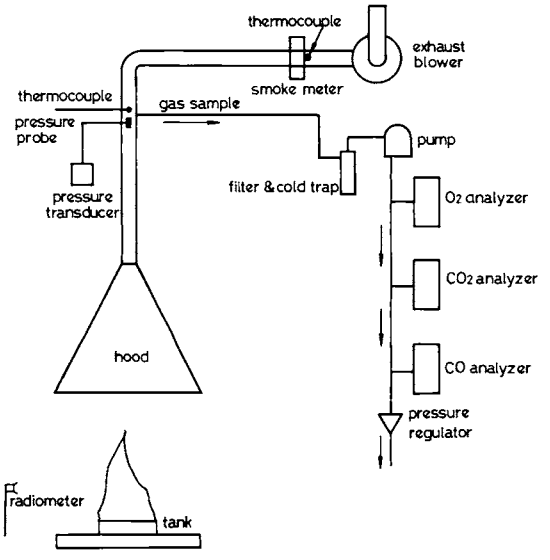



**Fig. 1**　Schematic illustration of the experimental apparatus.

## 3. 結果と考察

### 3.1 火炎からの発熱量

家具熱量計は，本来は試料の発熱量 $Q$(kW) を排ガス中の酸素，二酸化炭素及び一酸化炭素の濃度及び煙道を通る気流の速度から，次のParkerの式[2,6]によって求める装置である。

$$Q=(H_c/r_0)(32/28.97)\{(m_a\cdot X^{\circ}_{O_2})/[1+(\alpha-1)\phi]\}\cdot\{\phi-0.34[(1-\phi)/2](X_{CO}/X_{O_2})\} \quad (2)$$

$$\phi=[X^{\circ}_{O_2}-X_{O_2}/(1-X_{CO_2}-X_{CO})]/\{X^{\circ}_{O_2}[1-X_{O_2}/(1-X_{CO_2}-X_{CO})]\}$$

ここで，$X$はガスのモル分率を，肩字°は周囲を，$m_a$は煙道内の気流速度(kg/s)，$\alpha$は化学膨張係数[4]で，$\alpha\approx1.1$，$H_c$は燃焼熱(kJ/kg)，また$r_0$は化学量論比である。

**Fig. 2**は，0.6mタンクのヘプタン火炎の廃ガスの分析から得た燃焼による発熱量の時間変化の一例である。点火約2分後にほぼ定常的な燃焼状態に達した。

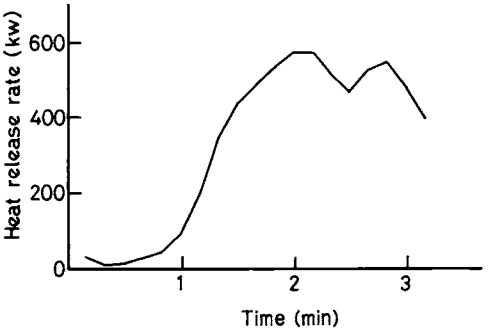



**Fig. 2**　Example of time history of heat release rate obtained from furniture calorimeter. (Heptane, 0.6 m tank fire)

**Fig. 3**に定常状態における家具燃量計から得た発熱量の平均値とタンク直径の関係を示す。図には別に測定した燃焼速度に燃焼熱を乗じて完全燃焼したと仮定した場合の発熱量ものせた。図中，丸印はヘプタン，三角印はトルエン，また，黒丸，黒三角は燃焼速度に燃焼熱を乗じた発熱量を表し，白丸，白三角は家具熱量計から得た発熱量を表す。ヘプタンの場合，両者の

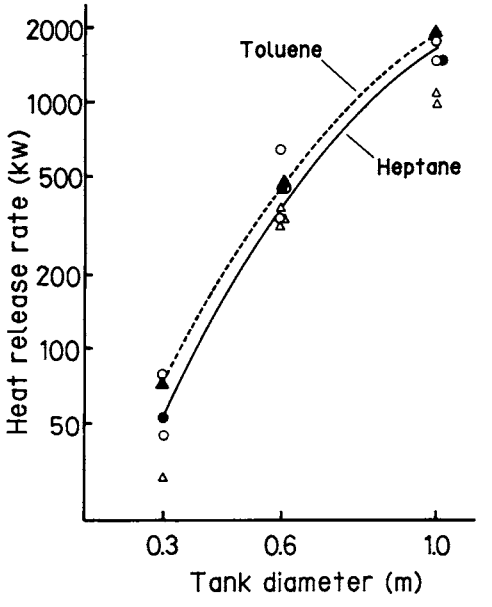



**Fig. 3**　Relationship between heat release rate and tank diameter.
Open symbols show the data based on furniture calorimeter, solid symbols show the data based on burning rate.

求め方が全く異なるにもかかわらず，大きな差異は認められなかった。トルエンの場合には，両者の結果に大きな差が見られ，Parkerの式を使った場合では，30～40%程度少なめに出た。これはParkerの式は燃焼反応の結果，試料が二酸化炭素と水と一酸化炭素だけになることを考えていて，低級炭化水素までで止まった反応や，ススになった反応については考慮していないと共に，後者の方法は重量減少分がすべて完全燃焼するとしているため両者の間に大きな差が生じたと考えられる。

### 3.2　火災から発生するススの量

**Fig. 4**に0.6mタンクのヘプタン炎のススの発生量の時間変化の例を示した。ススの発生量は，後述する単位時間に火炎単位表面積当たりに発生するススの量で表わしている。

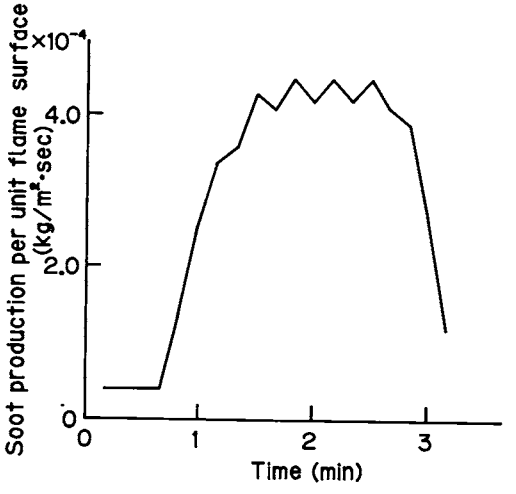



**Fig. 4**　Example of time history of soot production. (Heptane, 0.6 m tank fire)

**Fig. 5**に定常燃焼時に発生するススの量とタンク直径の関係を示した。この結果からいずれの大きさのタンクでも，発生するススの量はトルエンの方がヘプタンの10倍以上になっていること，両者共にタンクが大きくなると急激に増えていることがわかる。また，燃料のススへの変換率は，ヘプタンでは1%未満であるが，トルエンでは10%以上に達した。

ススの発生量を火炎表面積で割ると火炎単位表面積当たりの単位時間に発生するススの量を求めることが出来る。ここで炎の形は円筒状とし，その高さはThomas[7]の式から求めた。データが十分でないが，トルエンの

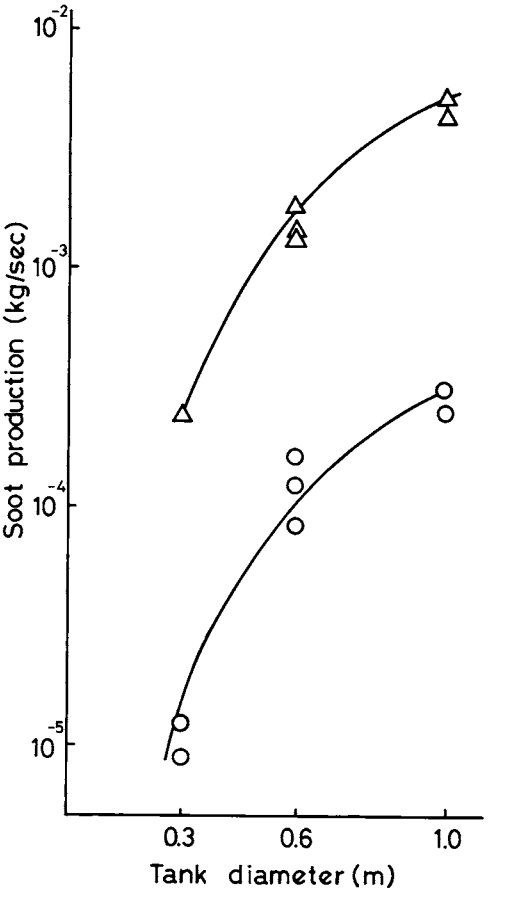



**Fig. 5**　Relationship between soot production and tank diameter.

本実験の範囲では，ススの発生量 $m$ (kg/m²·sec)とタンク直径 $D$ (m)の間では，次式が成り立つ。

$$m = A \cdot \exp(B \cdot D) \tag{3}$$

$A$と$B$は燃料によって決る定数と考えられ，トルエンでは，$A=3.5\times10^{-5}$ (kg/m²·sec)，$B=0.1m^{-1}$となる(**Fig. 6**)。ヘプタンでは，データのばらつきもあって$A$，$B$の値は求められなかった。

### 3.3　火炎からの放射熱

タンク周囲に設置した放射計による0.3mタンク火災からの放射熱の例を**Fig. 7**に示した。図から$L/D$($L$：タンクの中心と放射計の間の距離(m))が大きくなると，放射熱は$L/D$のほぼ2乗に逆比例して減少している。トルエンはヘプタンよりも燃焼速度が大きいこと，放射率が大きいことにより，トルエンの方がヘプタンよりも大きな値になっている。また，この大きさのタンクではススによる揮炎部のしゃへい効果も少ない。

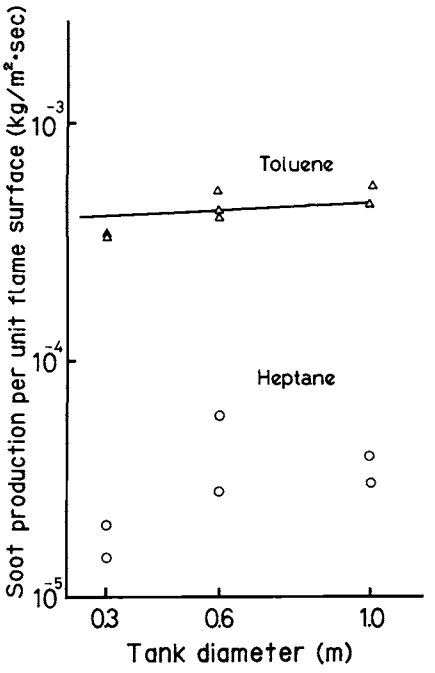



**Fig. 6**　Relationship between soot production per unit flame surface and tank diameter.

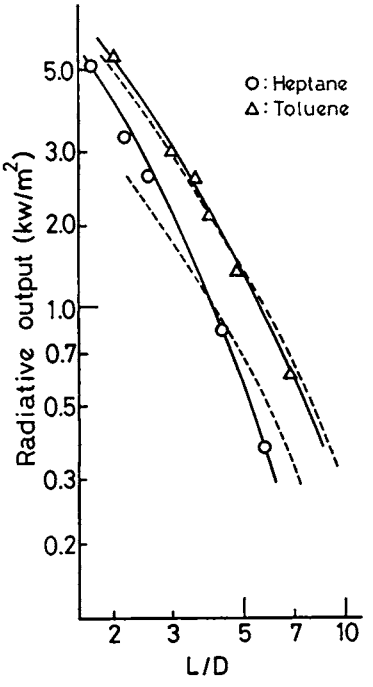



**Fig. 7**　Radiative outputs from 0.3 m tank fire. Dotted lines are calculated by Eq. (5). (D: Tank diameter, L: Distance between center of tank and radiometer)

火炎に面した任意の点での放射受熱量$E$は湯本[8]によれば，

$$E=\phi\cdot\sigma\cdot\varepsilon\cdot T_f^4=\phi\cdot R_f \tag{4}$$

で与えられる。ここで，$\phi$は形態係数で火炎をThomasの式で求めた長さの円筒として求めた。$\varepsilon$は放射率，$\sigma$はStefan-Bolfzmann定数，$T_f$は火炎の平均温度，また，$R_f$は放射発散度である。しかし，(4)式の$R_f$は，$\varepsilon=1$となるような規模の火災実験から求めているため，本研究のような小規模火災では(4)式を用いて計算した結果は実験値より大目に出る。そこで，

$$E=\phi\cdot R_f' \tag{5}$$

$$R_f'=R_f\cdot(\varepsilon_D/\varepsilon_\infty) \tag{6}$$

$$\varepsilon_D=1-\exp(-K\cdot L')$$

として計算し直した。ここに，$K$は炎の不透明係数で，それぞれの信頼できる値が報告されていないので火災性状の似ているガソリン，ベンゼンについてのRasbash[9]による値をそれぞれ，ヘプタン，トルエンに用いて計算した。また，$L'$は火炎の代表厚さで，タンク直径$D$を採用した。この結果，タンク直径が0.3mの場合，$\varepsilon_D$はヘプタンでは0.45，トルエンでは0.69となった。このようにして得た値を同図に点線で示した。特に，トルエンは実測値と良く合った。

次に$L/D$が5及び7の点での放射受熱量とタンク直径の関係を**Fig. 8**に示した。従来，$L/D$が同一の地点においては，放射受熱量$E$はタンク直径に関係なく一定であるとする相似則が提案されている[10]が，この実験範囲のような小規模タンクでは放射率の違いによって，また，非常に規模の大きなタンクではススのしゃへい効果によって減少するために相似則が成り立たない可能性が出てくる。そこで，後者の効果による減少率を$n$とおくと，(6)式は，

$$E=\phi\cdot R_f'\cdot n \tag{7}$$

となる。$n$は(3)式の$m$と逆比例の関係にあると考えられるので，

$$n=k\cdot m^{-1}=k\cdot A\cdot\exp(-B\cdot D)$$

が成り立ち，(7)式は，

$$E=\phi\cdot R_f'\cdot k\cdot A\cdot\exp(-B\cdot D)$$

となる。$k$は比例定数である。トルエンの場合，仮に$k\cdot A=1$として，それぞれの放射受熱量を計算して，同図に点線で示したが，実測値と数%の誤差範囲で良く合うことがわかった。

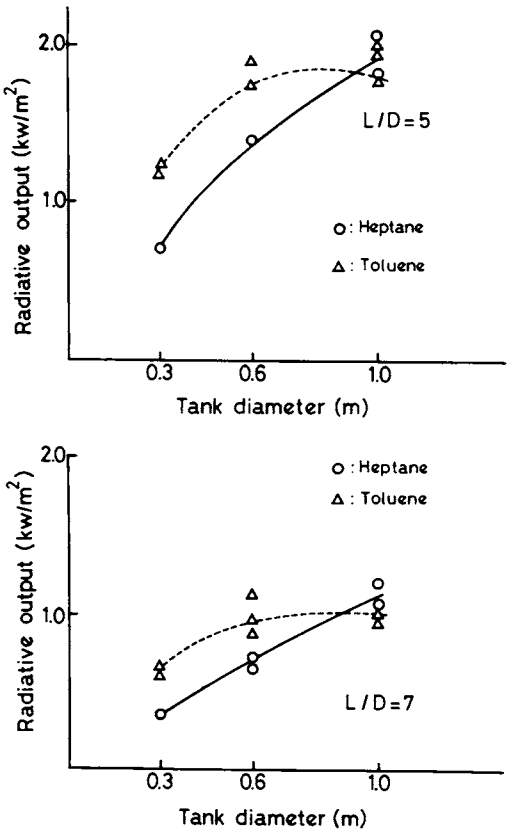



**Fig. 8** Relationship between radiative outputs and tank diameter.
Dotted lines for toluene are calculated by Eq. (8).

## 4. 結・論

家具熱量計を用いて，直径0.3～1mタンクのヘプタン及びトルエン火災からの発熱量，スス発生量及び放射熱を測定し，次のような結論を得た。

1）ヘプタンの場合，燃焼速度から得られた発熱量と家具熱量計による結果から得られた発熱量に大きな差はないが，トルエンの場合，大きく異なった。

2）トルエンは，ススの発生量が大きく，10%以上がススに変換している。一方，ヘプタンでは，1%未満である。トルエンの場合，ススの火炎単位表面積当たり，単位時間に発生するススの量$m$は，タンク直径$D$との間で，

$$m=A\cdot\exp(B\cdot D)$$

の関係が成り立つ。$A$，$B$は燃料によって決まる定数である。

3）火炎からの放射受熱量$E$は，火炎の放射率$\varepsilon_D$，ススのしゃへい効果$m^{-1}$を考慮して，

$$E=\phi\cdot R_f'\cdot k\cdot A\cdot\exp(-B\cdot D)$$

$$R_f'=R_f\cdot(\varepsilon_D/\varepsilon_\infty)$$

で表わされる。ここで，$\phi$は形態係数，$k$は比例定数である。

## あとがき

おわりに，この実験からスス発生量と放射熱の間には強い相関があることがわかった。

## 参考文献

1）Sibulkin, M.：Combustion Science and Technology **7** p. 141（1973）
2）Babrauskas, V.：Lawson, J., Walton, W., Twilley, W.：NBS IR 82-2604（1982）
3）Lawson, J., Walton, W., Twilley, W.：NBS IR 83-2787（1983）
4）Seader, J., Einhorn, I.：16th International Symposium of Combustion Institute p. 1423（1976）
5）Seader, J., Chien, W. P.：J. Fire & Flammability **6** p. 294（1974）
6）Parker, W. J.：NBS IR 81-2427-1
7）Thomas P. H.：9th International Symposium of Combustion Institute p. 844（1962）
8）湯本太郎：安全工学 **10**(3) p. 143（1971）
9）Rasbash, D.：Fuel **35** p. 94（1956）
10）Emori, R. I., Saito, K.：Combustion Science and Technology **31** p. 217（1983）

# Soot and Heat Radiation from Hydrocarbon Pool Fires

(Abstract)

Hiroshi Koseki

(Received May 28, 1986)

In order to know amounts of soots, radiative outputs and heat release rate from hydrocarbon pool fires, furniture calorimeters of NBS/CFR were used. Heptane and toluene were burned on 3 different size tanks (0.3 m, 0.6 m and 1 m in diameter).

The Results are summarized as followed:

(1) In heptane fires, heat release rate obtained from gaseous data and Parker's equation was consistent with that obtained from burning rate and heat of combustion, but not toluene fires because of imcombustity of toluene.

(2) Soot from toluene fires was over 10 times as much as that from heptane fires in the same size tank during the tests. About 10% of toluene was converted to soot during steady state burning.

(3) Radiative output ($E$) from toluene 30 cm tank fire, at any place facing the fire, has good agreement between experimental and calculated results by $E = \phi R_f(\epsilon_D/\epsilon_\infty)$. Here $R_f$ is radiant emittance, $\epsilon_D$ the emissivity, $\epsilon_\infty$ the emissivity of infinite diameter fire, and $\phi$ the angle factor.

(4) In larger tanks, the above equation changes to $E = \phi R_f(\epsilon_D/\epsilon_\infty)\cdot k\cdot A\cdot \exp(-BD)$. Here $D$ is tank diameter, $A,B,K$, are constant. Especially for toluene fire there is good agreement between experimental and calculated results.

(5) From (3) and (4), not every radiative output follows the scaling law proposed before, due to emissivity changing in small tanks, and soot block effect in larger tanks.

# 救急車台数に関する一計算法

寒河江幸平

（昭和61年5月29日受理）

救急車の必要台数の計算に，担当面積を加味するため，Kolesar等のかけつけ距離に関する平方根法を利用する新しい計算法を試みた。平方根法とは，1件当たりの平均かけつけ距離が，台数の密度の平方根の逆数に比例するという法則である。密度は台数を担当面積で除したもので近似してよいので，平方根法を用いれば，台数の計算に担当面積が導入できる。この方法を埼玉県下の消防本部と広島市の場合に応用し，それぞれの地域における救急車の必要数について考察した。

## 1. はじめに

わが国では，救急車台数について，「消防力の基準」[1]で保有すべき台数を示している。この基準は，担当人口の多募に応じて定められている。これによると，担当人口が等しい二つの地域があって，それぞれの担当面積が異なっていても，救急車台数は同じくなる。しかし，担当面積の大きい地域では，平均的に1件当たりのかけつけ距離は，担当面積の小さい地域より大きくなる。人間の生命に関わることを扱う救急活動において，そのことは重大である。消防力の基準のうち，救急車の配置基準については，担当区域の広さの考慮や出動実態に基づいて，基準を見直すことが望ましい旨指摘されている[2]。

ここでは，救急車台数の算定に，担当面積を加味すべく，Kolesar等の消防車のかけつけ距離に関する平方根法[3]を利用した新しい一計算法を試みた。平方根法とは，1件当たりのかけつけ距離が平均的に台数の密度の平方根の逆数に比例するという法則である。平方根法は，単なる経験則ではなく，ポアソン過程という確率過程の一概念を用いた理論則でもある。その法則のわが国への適用の可否については，議論の余地を残しているが，担当面積を導入できるので利用した。

その方法は，1件当たりの平均かけつけ距離を示す平方根法の公式に人口を乗じて救急車台数を計算するものである。救急車出場件数は人口に比例すると考えてよく，1件当たりの平均かけつけ距離に人口を乗ずれば，目安としてのかけつけ距離が算出され，その目安の数値が一定値以下になるようにすれば救急車台数が算出できよう。その方法と，経年的な人口推移を考慮して，埼玉県と広島市に応用した結果とを以下に述べる。

## 2. Kolesar 等の平方根法について

担当地域の中に，救急車がランダムに配置されていると考える。すなわち，一様乱数のような互いの数値に関連性のないものでもって，救急車の位置が決定されているものとする。このような全く関連性のない点を確率的に扱うものとしてポアソン過程がある。ポアソン過程は，空間的あるいは時間的に全く関連のないことがらを扱う確率過程の概念である。

いま，担当地域の任意の点から$n$番目に近い救急車の位置までの距離$R_n$が$r$以上である確率は(1)式のようになる。ただし，$n$は0，1，2，……等の非負の整数で，救急車はランダムに配置されているとする。

$$P\{R_n > r\} = \sum_{j=0}^{n-1} \frac{\exp(-\pi\rho r^2)(\rho\pi r^2)^j}{j!} \qquad (1)$$

$$(r \geqq 0,\ n = 0, 1, 2, \cdots\cdots)$$

$P\{R_n > r\}$は，距離が$r$以上である確率，$\rho$は台数の密度，$\pi$は円周率である。

(1)式より，$R_n$ の平均値 $ER_n$ を計算すると，次の(2)式になる。

$$ER_n=\frac{1}{2\sqrt{\rho}}\sum_{j=0}^{n-1}t_j \tag{2}$$

ここで $\{t_j\}$ は，$t_0=1$，$t_j=((2j-1)/2j)t_{j-1}$ $(j=1,2,\cdots\cdots)$ を満足する数列である。$\rho$ は台数の密度で，近似的に，担当面積 $A$ で台数を $N$ を除したものとしてよい。

(2)より，一般に救急車のかけつけ距離の平均値は，以下の(3)式によって表わしてもよいことがわかる。

$$R=k\sqrt{\frac{A}{N}} \tag{3}$$

ここで，$R$ は一件当たりの平均かけつけ距離，$A$ は担当面積，$N$ は救急車台数，$k$ は比例定数である。

すなわち，一件当たりのかけつけ距離が，台数の密度の平方根の逆数に比例するものである。Kolesar 等はこの他にもう一つの理論を展開して同様の結果を得ている。さらに経験的にもこの理論の妥当性をも検証している。

## 3. 救急車台数への平方根法の利用

救急車出場要請は全くランダムに起こると考えられる。ということは，救急車出場件数はおおむね，担当人口に比例するものと考えてよい。また平方根法より一件当たりのかけつけ距離は，平均的に救急車の密度の平方根の逆数に比例する。よって，次の(4)式または(5)式の $S$ は，救急車出場によるトータルなかけつけ距離をはかる目安の数値と考えてよいであろう。

$$S=\frac{K}{10{,}000}\sqrt{\frac{A}{N}} \tag{4}$$

$$S=\frac{K}{10{,}000N}\sqrt{\frac{A}{N}} \tag{5}$$

ここで，$S$ はかけつけ距離に対する目安の数値，$K$ は担当人口，$A$ は担当面積，$N$ は救急車台数を示すパラメタである。

平方根法に現われる比例定数 $k$ は，人口を示すパラメタ $K$ に吸収されるものとして，(4)式または(5)式を考えた。

(4)式または(5)式において，1台当たりのかけつけ距離には，おのづから限界があるという考えに基づいて $S$ が予め定められた一定値を越えないように，最も小さな $N$ を求めれば，救急車の必要台数を求めることができる。

## 4. 埼玉県と広島市の場合に対する応用例

ここでは，埼玉県と広島市について，人口と面積を[4,5,6,7,8]考慮して，3節の(5)式を用いた計算結果を示す。(5)式を用いたのは，(4)式より(5)式の方で $S$ の値が小さくなり，比較的目安とするしきい値が設定しやすいことと，台数の効果が強く反映されるためである。

**Table 1** に1979年の埼玉県下の消防本部の担当人口，担当面積，救急車台数とそれらのデータに基づく $S$ の値，さらに $S$ が18以下になる救急車台数を示した。消防本部等の名称は字数の都合で略したものもある。Yoshikawaは吉川・松伏消防組合の略であり，Sakadoは坂戸・鶴ヶ島消防組合の略等である。

**Table 2** に1983年の埼玉県下の消防本部の **Table 1** と同様の結果を示した。

**Table 3** は広島市の1970年以降の計算結果である。

## 5. 考　察

1979年の埼玉県下の救急車保有の実情を **Table 1** でみると，3節の(5)式を用いた $S$ の値が20以下になるのは，47消防本部中37本部である。$S$ が18以下のは，33本部である。$S$ が15以下のは24本部である。さらに $S$ が12以下なのは15本部である。

一方，1983年の同県下の実情は **Table 2** から，$S$ が20以下なのは，49消防本部中41本部である。$S$ が18以下なのは，同じく41本部である。$S$ が15以下なのは37本部である。さらに $S$ が12以下のは32本部である。1979年の $S$ の値20，18，15，12に対して，それらの数値以下の消防本部数の割合は，79%，70%，51%，32%である。1983年では，それぞれ，84%，84，76%，65%となり，1979年から1983年にかけて，埼玉県下の救急車台数が改善されつつあることがわかる。

川口市を例にとってみると，1979年では，$S$ の値が15以上だったが，1983年になると救急車を増設したため，$S$ の値が12以下になっている。浦和市では，1979年で $S$ の値が18以上だったのに，1983年では救急車数の増加により，$S$ の値が12以下になっている。大宮市では，1979年，1983年の両年で $S$ の値が18以上で，川口，浦和両市より大きい。大宮市は，川口市や浦和市と同程度の人口を有するが，担当面積が両市より若干大きいのに，救急車数が少ないためと思われる。

**Table 3** でみる広島市については，1970年で，$S$ の値を18に設定するともう3台増設する必要があるが，

**Table 1** The calculated values of the numbers of ambulances in Saitama Prefecture 1979

| Fire Department | Population | Area ($km^2$) | Number of Ambulances | Value $S$ | Number satisfying the condition such that $S \leqq 18$ |
|---|---|---|---|---|---|
| Kawaguchi | 354.691 | 56 | 6 | 18.1 | 7 |
| Urawa | 343.832 | 71 | 6 | 19.7 | 7 |
| Omiya | 340.311 | 89 | 5 | 28.7 | 7 |
| Gyoda | 69.662 | 61 | 3 | 10.5 | 3 |
| Tokorozawa | 215.477 | 72 | 5 | 16.4 | 5 |
| Hanno | 57.914 | 134 | 2 | 23.7 | 3 |
| Iwatsuki | 90.000 | 50 | 3 | 12.2 | 3 |
| Kasukabe | 141.804 | 38 | 3 | 16.8 | 3 |
| Sayama | 115.189 | 50 | 3 | 15.7 | 3 |
| Hanyu | 47.995 | 59 | 3 | 7.1 | 2 |
| Ageo | 155.725 | 44 | 3 | 19.9 | 4 |
| Yono | 70.916 | 8 | 3 | 3.9 | 2 |
| Soka | 175.705 | 28 | 3 | 17.9 | 3 |
| Koshigaya | 207.575 | 60 | 4 | 20.1 | 5 |
| Warabi | 71.914 | 5 | 3 | 3.1 | 1 |
| Toda | 76.673 | 18 | 3 | 6.3 | 2 |
| Iruma | 93.267 | 45 | 2 | 22.0 | 3 |
| Hatogaya | 57.115 | 6 | 1 | 14.0 | 1 |
| Asaka | 86.283 | 18 | 2 | 12.9 | 2 |
| Shiki | 46.504 | 9 | 2 | 4.9 | 1 |
| Wako | 47.368 | 12 | 2 | 5.8 | 1 |
| Niiza | 112.596 | 23 | 4 | 6.7 | 3 |
| Okegawa | 52.269 | 25 | 1 | 26.1 | 2 |
| Kitamoto | 49.228 | 20 | 1 | 22.0 | 2 |
| Yashio | 57.444 | 18 | 2 | 8.6 | 2 |
| Misato | 91.147 | 30 | 2 | 17.7 | 2 |
| Hasuda | 42.466 | 27 | 2 | 7.8 | 2 |
| Hidaka | 37.719 | 47 | 1 | 25.9 | 2 |
| Shiraoka | 30.049 | 25 | 2 | 5.3 | 1 |
| Satte | 47.332 | 36 | 1 | 28.4 | 2 |
| Sugito | 32.064 | 30 | 1 | 17.6 | 1 |
| Showa | 29.143 | 29 | 1 | 15.7 | 1 |
| Yorii | 47.953 | 102 | 2 | 17.1 | 2 |
| Irumatobu | 192.296 | 50 | 5 | 12.2 | 4 |
| Chichibu | 126.663 | 893 | 8 | 16.7 | 8 |
| Ogawa | 57.635 | 183 | 4 | 9.7 | 3 |
| Yoshikawa | 52.031 | 48 | 2 | 12.7 | 2 |
| Fukaya | 95.505 | 100 | 3 | 18.4 | 4 |
| Kumagaya | 172.784 | 160 | 4 | 27.3 | 6 |
| Kodama | 112.954 | 200 | 5 | 14.3 | 5 |
| Sakado | 89.386 | 59 | 3 | 13.2 | 3 |
| Higashimatsuyama | 83.315 | 134 | 4 | 12.1 | 4 |
| Kawagoe | 257.598 | 151 | 6 | 21.5 | 7 |
| Kazo | 85.005 | 133 | 5 | 8.8 | 4 |
| Kuki | 108.698 | 82 | 6 | 6.7 | 4 |
| Kounosu | 82.018 | 68 | 3 | 13.0 | 3 |
| Nishiiruma | 34.236 | 29 | 2 | 9.4 | 2 |

**Table 2** The calculated values of the numbers of ambulances in Saitama Prefecture 1983

| Fire Department | Population | Area ($km^2$) | Number of Ambulances | Value $S$ | Number satisfying the condition such that $S \leqq 18$ |
|---|---|---|---|---|---|
| Kawaguchi | 379.360 | 56 | 9 | 10.5 | 7 |
| Urawa | 358.185 | 71 | 9 | 11.2 | 7 |
| Omiya | 354.084 | 89 | 7 | 18.0 | 7 |
| Gyoda | 73.205 | 61 | 4 | 7.1 | 3 |
| Tokorozawa | 236.476 | 72 | 6 | 13.7 | 5 |
| Hanno | 61.179 | 134 | 2 | 25.0 | 3 |
| Iwatsuki | 94.696 | 50 | 3 | 12.9 | 3 |
| Kasukabe | 155.555 | 38 | 5 | 8.6 | 4 |
| Sayama | 124.029 | 50 | 5 | 7.8 | 3 |
| Hanyu | 48.488 | 59 | 3 | 7.2 | 2 |
| Ageo | 166.243 | 46 | 3 | 21.7 | 4 |
| Yono | 72.326 | 8 | 2 | 7.2 | 2 |
| Soka | 186.618 | 28 | 4 | 12.3 | 4 |
| Koshigaya | 223.241 | 60 | 5 | 15.5 | 5 |
| Warabi | 70.876 | 5 | 3 | 3.1 | 1 |
| Toda | 78.435 | 18 | 4 | 4.2 | 2 |
| Iruma | 104.034 | 45 | 2 | 24.7 | 3 |
| Hatogaya | 55.950 | 6 | 2 | 4.8 | 1 |
| Asaka | 90.088 | 18 | 3 | 7.4 | 2 |
| Shiki | 50.925 | 9 | 3 | 2.9 | 1 |
| Wako | 49.713 | 12 | 2 | 6.1 | 1 |
| Niiza | 119.309 | 23 | 4 | 7.2 | 3 |
| Okegawa | 55.747 | 25 | 1 | 27.9 | 2 |
| Kitamoto | 50.888 | 20 | 1 | 22.8 | 2 |
| Yashio | 62.734 | 18 | 2 | 9.4 | 2 |
| Misato | 98.223 | 30 | 3 | 10.4 | 3 |
| Hasuda | 45.594 | 27 | 2 | 8.4 | 2 |
| Ina | 21.005 | 15 | 1 | 8.1 | 1 |
| Hidaka | 43.219 | 47 | 2 | 10.5 | 2 |
| Miyashiro | 29.537 | 16 | 1 | 11.8 | 1 |
| Shiraoka | 31.624 | 25 | 2 | 5.6 | 1 |
| Satte | 49.704 | 36 | 2 | 10.5 | 2 |
| Sugito | 34.546 | 30 | 2 | 6.7 | 2 |
| Showa | 32.358 | 29 | 2 | 6.2 | 1 |
| Yorii | 49.909 | 102 | 3 | 9.7 | 2 |
| Kuki | 114.920 | 82 | 6 | 7.1 | 4 |
| Chichibu | 124.301 | 893 | 6 | 25.3 | 8 |
| Irumatobu | 202.036 | 50 | 4 | 17.9 | 4 |
| Ogawa | 58.960 | 183 | 4 | 10.0 | 3 |
| Yoshikawa | 57.356 | 48 | 2 | 14.0 | 2 |
| Kodama | 114.831 | 200 | 7 | 8.8 | 5 |
| Kumagaya | 178.610 | 160 | 5 | 20.2 | 6 |
| Higashimatsuyama | 89.291 | 134 | 4 | 12.9 | 4 |
| Sakado | 113.177 | 59 | 4 | 10.9 | 3 |
| Kawagoe | 276.707 | 151 | 6 | 23.1 | 8 |
| Kazo | 86.506 | 133 | 4 | 12.5 | 4 |
| Kounosu | 86.854 | 67 | 4 | 8.9 | 3 |
| Nishiiruma | 52.859 | 100 | 3 | 10.2 | 3 |
| Fukaya | 99.491 | 100 | 3 | 19.1 | 4 |

**Table 3** The calculated values of the numbers of ambulances in Hiroshima City

| Year | Population | Area (km²) | Number of Ambulances | Value $S$ | Number of Ambulances satisfying the condition below | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | $S \leqq 20$ | $S \leqq 18$ | $S \leqq 15$ |
| 1970 | 558014 | 87 | 7 | 28.1 | 9 | 10 | 11 |
| 1971 | 574924 | 262 | 10 | 29.4 | 13 | 14 | 16 |
| 1972 | 672845 | 397 | 14 | 25.4 | 17 | 18 | 20 |
| 1973 | 740340 | 578 | 17 | 25.4 | 20 | 22 | 25 |
| 1974 | 772226 | 578 | 19 | 22.4 | 21 | 22 | 25 |
| 1975 | 783497 | 571 | 20 | 20.9 | 21 | 23 | 25 |
| 1976 | 791637 | 572 | 22 | 18.3 | 22 | 23 | 26 |
| 1977 | 800227 | 572 | 22 | 18.5 | 22 | 23 | 26 |
| 1978 | 807008 | 576 | 21 | 20.1 | 22 | 23 | 26 |
| 1979 | 815556 | 577 | 26 | 14.8 | 22 | 23 | 26 |
| 1980 | 826919 | 578 | 26 | 15.0 | 22 | 24 | 26 |
| 1981 | 837636 | 578 | 26 | 15.2 | 22 | 24 | 27 |
| 1982 | 845470 | 583 | 28 | 13.8 | 22 | 24 | 27 |
| 1983 | 854200 | 583 | 28 | 13.9 | 22 | 24 | 27 |
| 1984 | 949041 | 643 | 31 | 13.9 | 25 | 27 | 30 |

翌年にはそれを達成している。しかし，1971年には人口と面積の増加により，$S$を18に設定するともう4台必要になる。1972年にはその差が解消されているが，さらに人口と面積が増加して，$S$を18にすると，台数が不足となった。1983年では，$S$の値は15以下となり大いに改善されている。1984年には，五日市町が広島市に合併されて，人口と面積，救急車台数が増加したが，依然$S$の値は15以下である。

消防力の基準から，最低3台は救急車が必要と思われる東京都を除く関東6県の人口10万以上，約15万までの消防組合34組合について，人口，面積，救急車台数を調べてみると，34組合合計で人口は約416万人，担当面積9,770km²，救急車台数175台である。それらのデータから計算した$S$の値は平均17.8である。よって，3節の(5)式に基づく$S$の値が18以上だったら救急車台数は関東6県の平均以下，$S$の値が18以下だったら関東6県の平均以上である。

上の平均値からすると，1983年では，埼玉県下49消防本部中41本部で，救急車台数は関東6県の平均以上である。広島市の現状も平均値を上回る。

## 6. まとめ

消防力の基準で定められている救急車台数の計算に担当面積を導入する一方法について述べてきた。消防力の基準のうち，救急車配置基準については，担当区域の広さの考慮や出動実態に基づいた基準の見直しをすることが望ましい旨，指摘されているが，ここでは，Kolesar等の消防車のかけつけ距離に対する平方根法を利用して，救急車台数を求めるのに，従来の基準としての人口に，担当面積を加えた救急車台数算定の方法を試みたものである。

## 参考文献


1)「消防力の基準」 第十二条の七　消防庁告示第2号（1961）
2) (財)消防科学総合センター 「地域におけるモデル消防力に関する研究開発報告書」(1985)
3) P. Kolesar & E. H. Blum Management Science **19**, No. 12 August (1973)
4) 消防庁総務課編 「消防要覧」(1979)
5) 消防庁総務課編 「消防要覧」(1984)
6) 埼玉県 「消防年報昭和54年度版」(1980)
7) 埼玉県 「消防年報昭和58年度版」(1984)
8) 広島市消防局 「消防年報昭和59年度版」(1985)

# A Method for Deciding the Number of Ambulances

(Abstract)

Kohei Sagae

(Received May 29, 1986)

A new method for deciding the number of ambulances was proposed by using the square root law for the response distance.

It is obvious that the dispatched number of ambulances is proportional to the population of the area. According to Kolesar etc. the average response distance is proportional to the inverse of the square root of the density of ambulances in the area. So if the value $S$ is given in the following equation (1), the number of ambulances will be decided.

$$S = \frac{K}{10000N}\sqrt{\frac{A}{N}} \qquad \text{..... (1)}$$

Here K shows the population, N the number of ambulances and A the area respectively.

Applying the equation (1) to Saitama Prefecture and Hiroshima City, the number of ambulances was discussed based on the criteria of the value $S$.

# 盛砂基礎上の静的荷重を受けたタンクアニュラー部模型の変形と接地圧

吉原　浩

（1985年11月30日　受理）
（1986年5月30日再受理）

盛砂基礎上に置かれた石油タンクのアニュラー部に，側板上方から集中荷重が加えられた場合について，アニュラー板の板厚がタンクアニュラー板の変形，接地圧及び盛砂基礎中の土圧分布に及ぼす影響を調べることを目的として，タンクアニュラー部模型を用いた載荷実験を行った。

側板部上方から載荷すると，アニュラー板は中心側部分で浮き上がる変形形状を示した。この浮き上がりにより，アニュラー板と盛砂基礎の接触面積は，荷重の増加に伴って必ずしも増大しない場合があり，このような現象は，アニュラー板と盛砂基礎の剛性比が$1\times10^{-3}$程度以下から出現することが推定された。

## 1. 緒　言

石油タンクの側板と底板（アニュラー板を含む）との隅角部には，応力が集中することが知られている。この隅角部に，更に各種の要因により応力が集中し底板が破断に至った例としては，わが国では1974年三菱石油水島製油所において発生した油流失事故[1]，1978年宮城県沖地震における東北石油仙台製油所の例[2]等が知られている。このように底板の破断は，大規模な油の流失をもたらす危険性があるため，側板と底板との隅角部の挙動に関して，これまで多くの研究が行なわれてきているが，それらの多くはタンク基礎を剛とみなしたものであった。タンク基礎を剛と考えずにタンク基礎と底板の挙動を取扱った例としては，理論的研究として，弾性基礎上におかれた底板の微小変形に関するもの[3]，タンク基礎の非線形な応力－歪関係を考慮した例[4),5]等があげられる。実験的な研究例としては，盛砂基礎上に置かれたアニュラー部模型に載荷し，アニュラー板の沈下量を求め，数値計算結果との比較が行なわれた例[5]があるにすぎない。

わが国においては，石油タンクは海岸付近の埋め立てによる人工造成地に建設されることが多い。このような地盤上の盛砂の上に設置されたタンクについては，タンク底板の変形が他の形式のタンクに比較して大となるおそれがあり，盛砂基礎とタンク底板の相互作用をとくに考慮する必要がある。

本報では，やわらかな盛砂基礎上に置いたタンクアニュラー部模型の静的載荷試験を行い，タンクの側板に集中荷重が働く場合について検討を行った結果を報告する。

## 2. 実験方法

### 2.1 盛砂基礎

盛砂基礎は，**Fig. 1**に示す鋼製の土槽(1.2mL×0.8mW×0.6mH)中に砂を均一となるように作成した。砂は市販されている硅砂の粒度を調整して使用した。調整後の砂の粒度試験結果は**Fig. 2**のとおりであり，極端な粗粒や細粒分の除かれた比較的粒径のそろった砂である。盛砂基礎は，仕上げ厚さが10cmとなるよう電動式ランマーを走らせ作成した。同一条件で作成した盛砂基礎で，作成の翌日，砂置換法による現場密度の測定（JIS A 1214）を，深さ0，20，40cmで各4点計

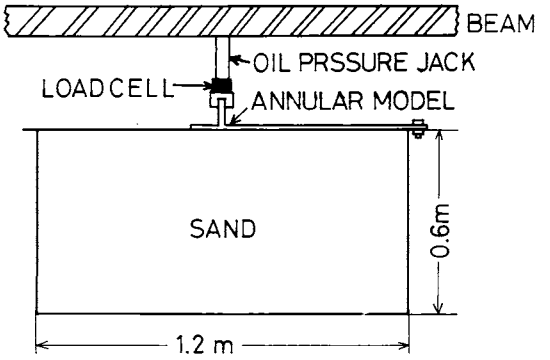



**Fig. 1**　Schematic diagram of foundation, annular plate and loading devices.

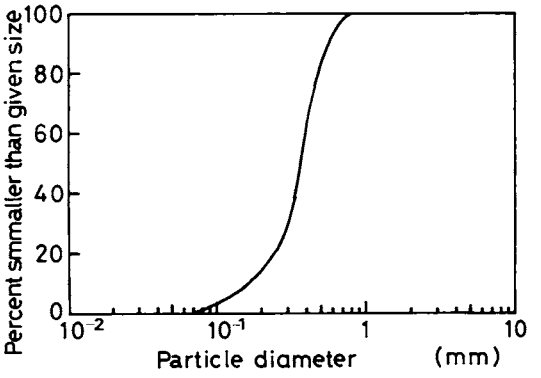



**Fig. 2**　Grading curve of used sand.

12点行ったところ，乾燥密度は1.55～1.59，含水比は7.7～8.3%の範囲であった。このことから，試験に用いた盛砂基礎は，ほぼ均一に作成されていると考える。地盤係数$K_{30}$は，道路の平板載荷試験（JIS A 1215)により求めた結果，8.2kg/cm³となった。荷重・沈下量曲線を**Fig. 3**に示す。沈下量が0.4 cm程度から，沈下量と荷重の関係は線形範囲からややはずれるが，以下の議論では0.5cmの沈下量から求めた地盤定数を用いる。実タンクの側板直下を砕石リングで補強した場合，地盤係数$K_{30}$は20kg/cm³以上であることが必要とされる。[6] よって，実験に用いた盛砂基礎の地盤係数は，実タンクの1/3程度に相当するやわらかなものといえる。

盛砂基礎は，一回の載荷試験毎に作成した。砂は繰り返して使用し，含水比はまき出し時に8～10%の範囲内に調整した。この範囲では，過剰な重力水が含まれないことが確かめられており，調整時と実験時の水分の移動は，前述の現場密度の測定結果から，最大2%程度であった。

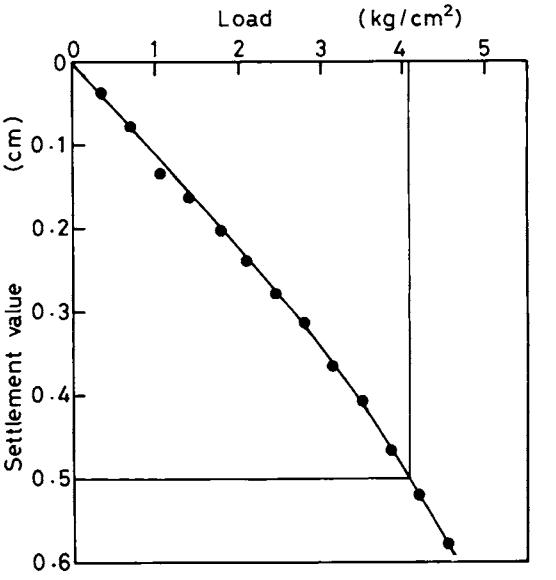
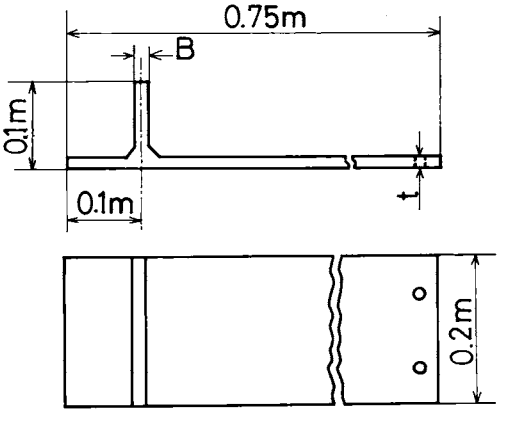



**Fig. 3**　Comparison of load and settlement value of used sand by Method of Plate Load Test on Soil for Road.

## 2.2　タンクアニュラー部模型

普通鋼（SS41）を用いて，**Fig. 4**に示す形状の模型を作成した。側板の厚さはアニュラー板のおおむね2倍とし，3種類の模型を用いた。端部**Fig. 1**に示すようにボルトで固定した。実際のタンクとはこの点で異




| | Bmm | t mm |
|---|---|---|
| Model Ⅰ | 12.0 | 6.0 |
| Model Ⅱ | 9.0 | 4.5 |
| Model Ⅲ | 6.0 | 3.2 |

**Fig. 4**　Schematic diagram of annular plate model.

なるが，基礎上の実タンク底板の変形は底板と側板との接合部付近に限られ，タンク中心では基礎と底板は変形せず接していること，模型の中心側端部を固定しないと基礎からの浮き上がりが大きくなり，実際のタンク底板の挙動とかけはなれることから，アニュラー模型の中心側端部を固定した。3種類の模型の板厚は**Fig. 4**に示すとおりである。模型Ⅰは直径30m，高さ12mの浮屋根式タンクにほぼ相当する。模型Ⅱ及びⅢは，アニュラー板の板厚の影響を調べるための模型Ⅰの薄型モデルである。

### 2.3　載荷方法

油圧ジャッキにより，アニュラー部模型の上方から**Fig. 1**に示すように載荷した。載荷荷重（以下荷重という）は，おおよそ250kgfづつ段階的に増加させた。荷重の計測はロードセルをジャッキと模型の間に挿入して行った。模型の幅は20cmであるので，250kgfの荷重はタンク側板円周方向の長さ1cmあたり12.5kgに相当する。荷重は，手動式油圧ポンプでコントロールし，1～2秒以内に所定の荷重まで増加させた。各載荷段階では，載荷後1分間側板上部の変位を一定に保持した。

タンクの地震時における側板最下部の設計上想定する座屈応力度[6)] $\sigma_k$は，

$$\sigma_k=\frac{N}{A}+\frac{M}{Z} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (1)$$

ここで　$A$：側板最下部のタンクの周の断面積

$N$：側板に作用する鉛直方向の荷重

$M$：$N$に設計水平震度（$Kh$）及び$N$の重心高さを乗じた値

$Z$：側板最下部のタンクの周の断面係数

である。ここで仮に地域区分を$A$，第4種地盤上にあるものとし，貯液の比重を1.0，液深を10.8mとすると$Kh$は0.24となり，$\sigma_k$は約$1.3\times10^2$kg/cm$^2$となる。この値は模型Ⅰに$3.1\times10^3$kgfの荷重を与えることに相当する。この場合文献6)に述べられているように，設計鉛直深度$Kv$を$Kh$の1/2とし，スロッシングによる振動圧を無視すると，アニュラー板表面に働く液圧は約1.2kgf/cm$^2$となる。今回の実験では，アニュラー板に働く液圧の影響については考慮していないが，上に述べたように側板最下部に働く荷重はアニュラー板に働く荷重に比較してはるかに大きいので，今回用いた載荷方法を第一次近似として用いた。

### 2.4　測定方法

各載荷段階において，土中土圧，アニュラー板表面の歪，アニュラー板表面の変位を測定した。センサーによる計測位置を**Fig. 5**に示す。土中土圧の測定は70cm×50cm×0.6cmの鋼板に壁面型土圧計（50mm$\phi$）を受感面が鋼板の上面に一致するように3点取り付けたものを用いた。埋設深度は10cm，20cm，30cmと変え，受感面の中心はアニュラー板の中心線直下とした。アニュラー板上面の歪は，歪ゲージにより，アニュラー板表面及び側板部の変位は，差動トランス型変位計（6点）により測定した。

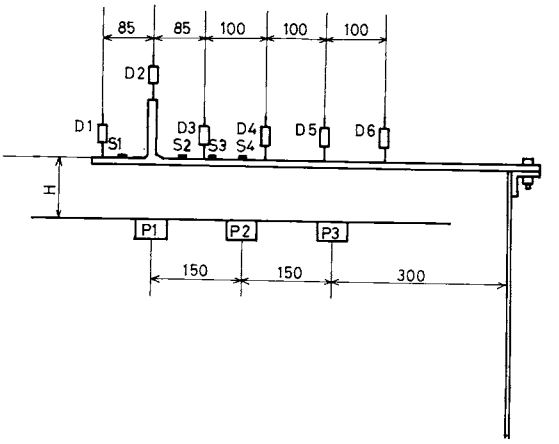



**Fig. 5**　Schematic diagram of measurement system. D1-D6: Displacement cells, S1-S4: Strain gauges, P1-P3: Earth pressure cells, H: Depth of earth pressure cells (H=100, 200, 300 mm).

## 3.　実験結果及び考察

### 3.1　アニュラー板表面の変位

実験は，Ⅰ～Ⅲの各模型について土圧計の埋設深度を10，20，30cmの3通り，計9回行った。土圧計の埋設深度によるアニュラー板の変形状態の違いを調べるため，モデルⅠについてアニュラー板上面の歪を**Fig. 6**に示す。変形の形態は類似しているが，絶対値に差が認められる。

載荷時における荷重$Q$をパラメータとし，沈下量と固定端からの距離の関係を**Fig. 7**に示す。土圧計の深さは20cmである。沈下量は側板の位置で最も大きい。アニュラー板が最も薄い模型Ⅲではタンク内側が浮き上がること，荷重が増大すると基礎との接触面積が減少することが認められる。アニュラー板が厚い模型Ⅰでは，側板直下と，アニュラー板の先端付近における沈

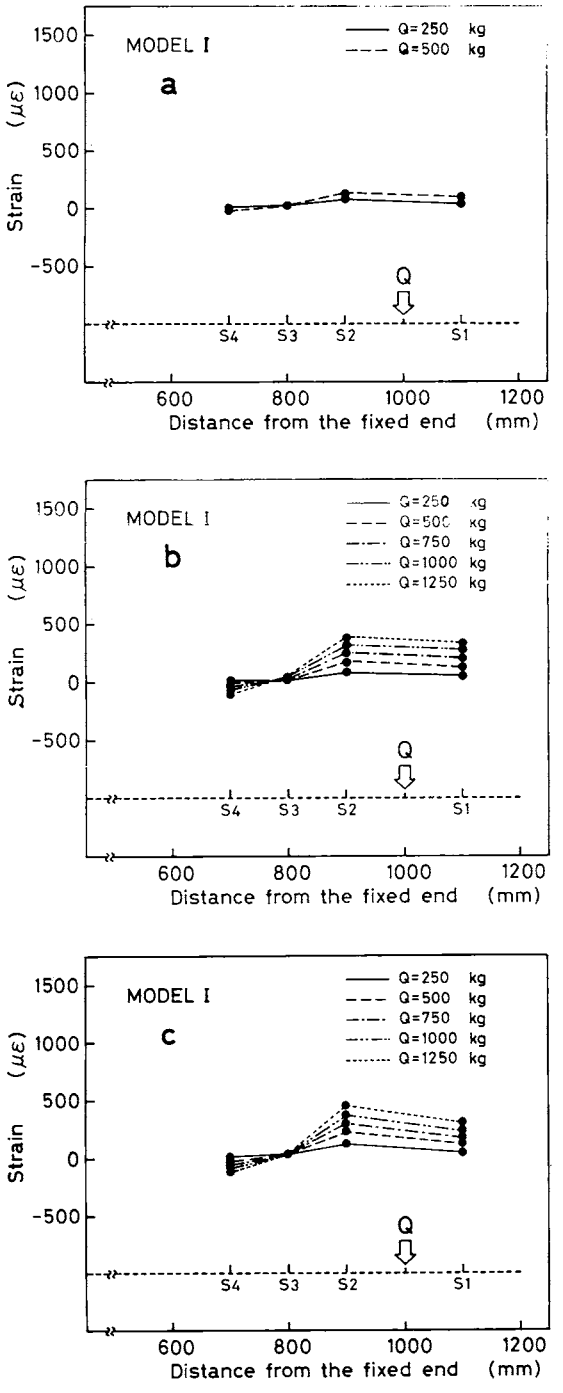



**Fig. 6** Relation between strain and distance from fixed end.
Annular model is I.
Depth of earth pressure cells are 0.1 m (a), 0.2 m (b), 0.3 m (c).

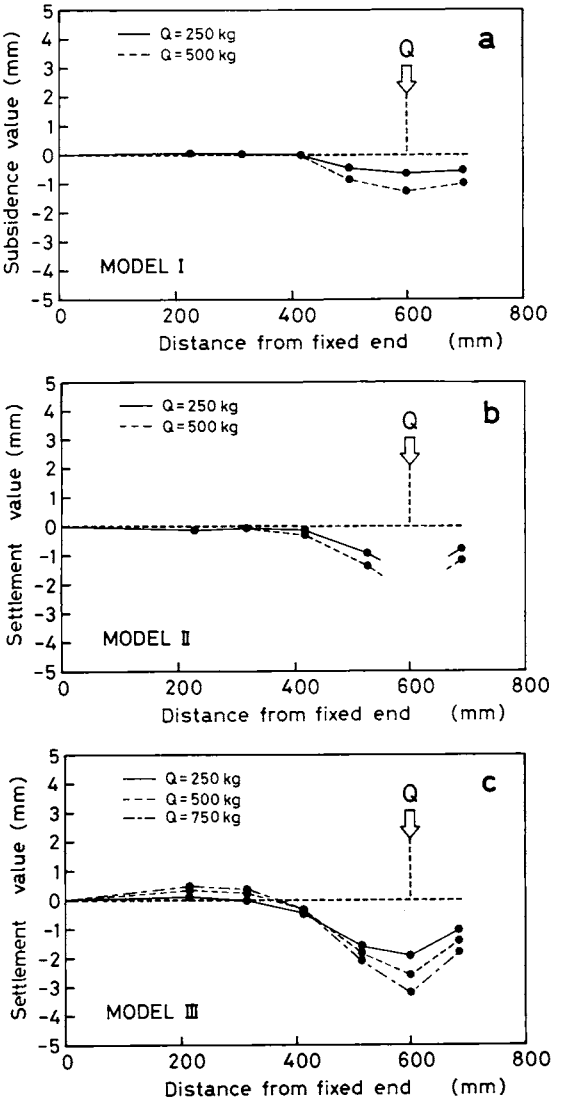



**Fig. 7** Relation between settlement value and distance from fixed end.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

下量の差は小さい。模型Ⅰ，Ⅱでは，タンク内側でアニュラー板の浮き上がりは顕著には現れない。

### 3.2 アニュラー板上面の歪

土圧計の埋設深度30cmにおける模型Ⅰ～Ⅲのアニュラー板上面の歪を **Fig.** 8に示す。ここでは圧縮を正として表わす。アニュラー板は，タンク内側の中心側では引っ張りであり，上方に凸の変形状態であることを，側板部付近では下方に凸の変形をしていることがわかる。これは，アニュラー板の変位計測結果とも一致し

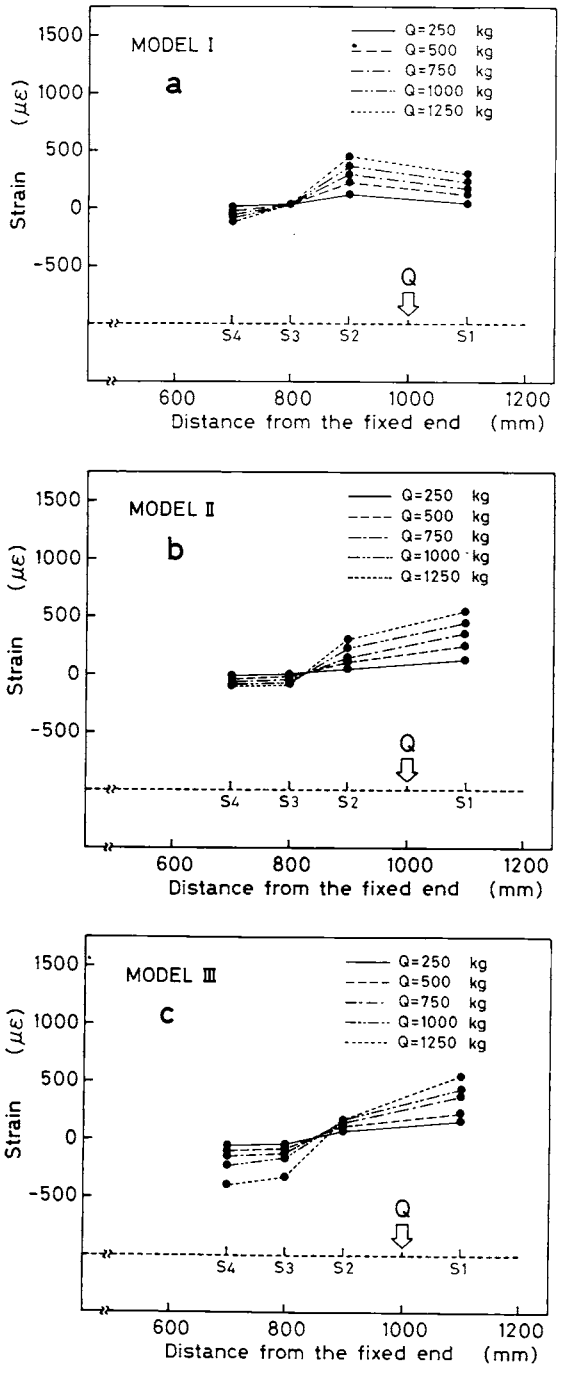



**Fig. 8**　Relation between strain and distance from the fixed end.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

ている。また，アニュラー板が薄いほど圧縮領域は小さくなるといえる。アニュラー板の歪量は，側板付近の$S_1$及び$S_2$における計測結果からわかるように，同一荷重に対してアニュラー板が薄いほど大となるとは必ずしもいえない。

### 3.3　土中土圧

アニュラー板の接地圧は，直接測定することが困難であるため，土中土圧から推定することを目的とし，土中土圧の測定を試みた。ここではセンサーの数に制限があったため土圧の測定は，異なる深度では同時に測定しなかった。アニュラー部模型について，埋設深度および載荷荷重$Q$と載荷前に対する鉛直方向の土圧の増加分（以下土圧という）の関係を**Fig. 9**に示す。ただし，計測値は土圧計Ｐ１に対するものである。側板の直下（Ｐ１）では，埋設深度が小さいほど土圧が大であること，アニュラー板が薄く剛性が小さな模型で，より大きな土圧が発生していることがわかる。また，側板中心から15cm内側（Ｐ２）における埋設深度，載荷荷重と土圧の関係を**Fig. 10**に示す。$Q$≒250, 500 kgの場合には埋設深度が20cmのときに最大となり，深度が小さくなると土圧が小さくなる結果が，模型Ｉ及びIIIについて得られた。これらの理由として，アニュラー板と基礎との接触面積の変化に対応していると考えられる。側板の中心から内側30cm（Ｐ３）では，土圧はいずれの場合もほとんど零である（**Fig. 11**）。

地盤を均一で半無限な弾性体と理想化して考えた場合，等分布荷重を受ける長方形面が地表にある場合に，等分布荷重$q$を受ける長方形面（**Fig. 12-a**）の隅角直下，深さ$z$の点$N$における鉛直応力$\sigma_z$は，長方形面の辺長が$L=mz$，$W=nz$のとき，次式で表される[7]。

$$\sigma_z=(q/4\pi)[2mn\sqrt{m^2+n^2+1}(m^2+n^2+2)/\{m^2+n^2+m^2n^2+1)(m^2+n^2+1)\}+\tan^{-1}\{2mn\sqrt{m^2+n^2+1}/(m^2+n^2+m^2n^2+1)\}] \quad \cdots\cdots (2)$$

この方法から，等分布荷重を受ける長方形面が，任意点に与える$\sigma_z$が求められる。**Fig. 12-b**に例を示すと，長方形HIFGに荷重$q$が働いた場合のＢ点直下における$\sigma_z$の増加（以下$\sigma_{z\cdot HIFG}$のように表す）は，

$$\sigma_{z\cdot HIFG}=\sigma_{z\cdot ACFG}-\sigma_{z\cdot ACDH}-\sigma_{z\cdot BCEF}+\sigma_{z\cdot BCDI} \quad \cdots (3)$$

となる。アニュラー板載荷時における土圧計埋設位置の$\sigma_z$を，微小な長方形に働く$q$の和として計算した値を**Fig. 13**の□で示す。ここで，アニュラー板の沈下量測定点間の沈下量は直線近似した値とし，$q$は沈下量

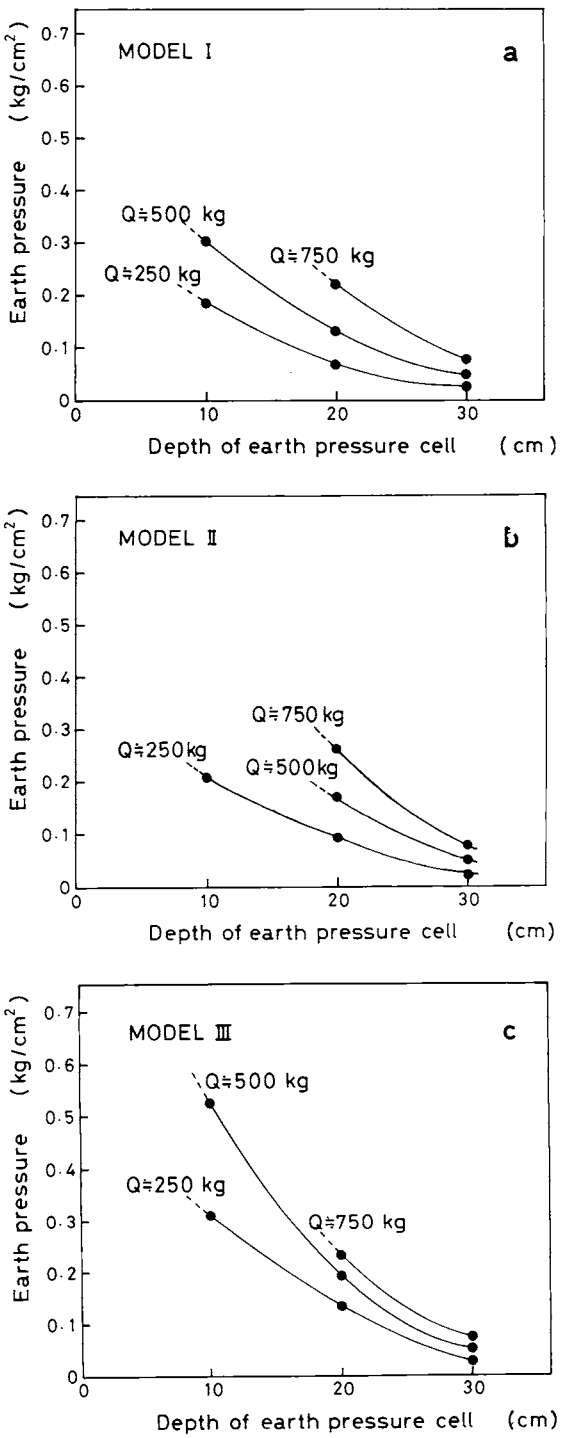



**Fig. 9** Relation between earth pressure at P1 and depth of earth pressure cell.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

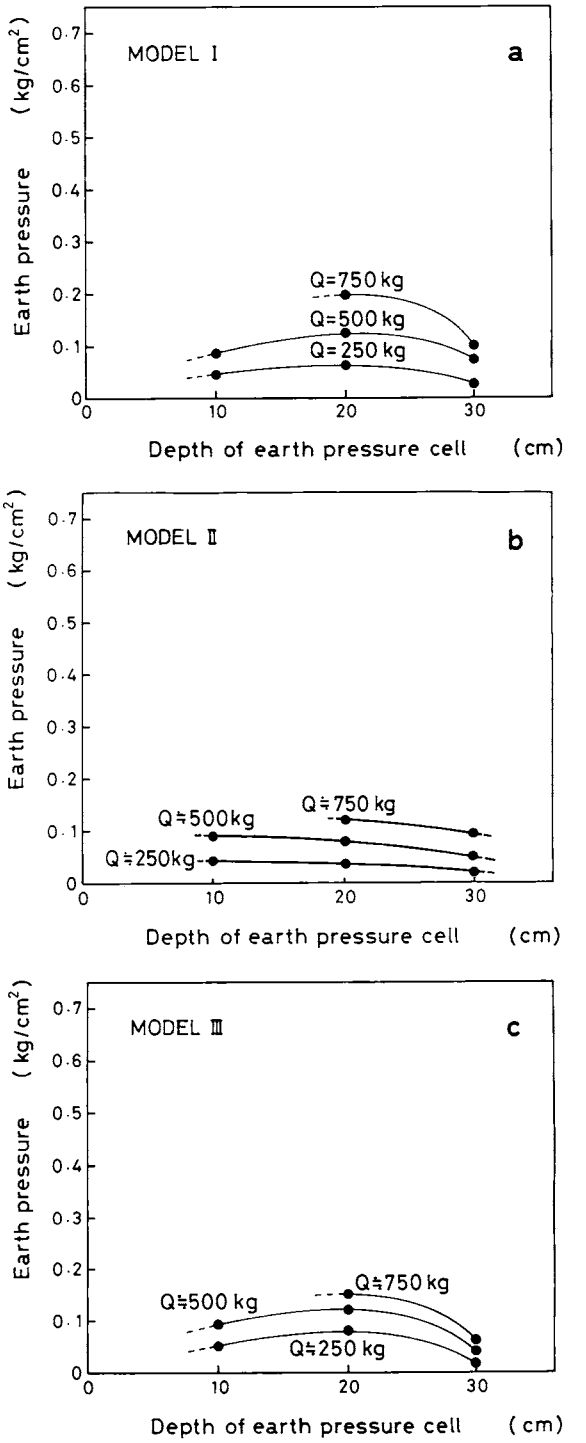



**Fig. 10** Relation between earth pressure at P2 and depth of earth pressure cell.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

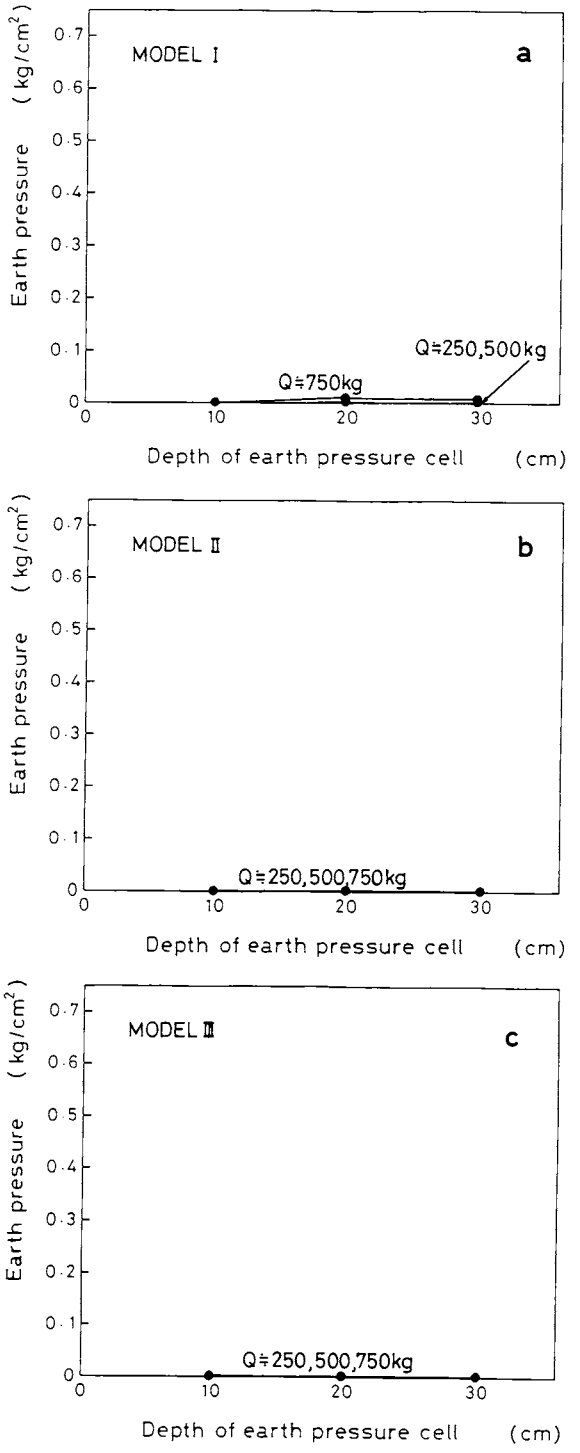



**Fig. 11** Relation between earth pressure at P3 and depth of earth pressure cell.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

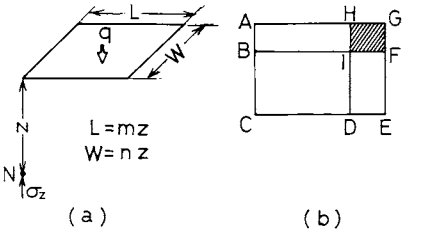



**Fig. 12** Diagram of estimation of under ground vertical stress.
(a) Under ground vertical stress of uniform loaded rectangular plate.
(b) Division method.

と地盤係数の積として求めた。側板直下のアニュラー板に働く接地圧を，地盤係数と沈下量の積として求めた値を■印で示す。土中土圧の計算値は，測定値と等しいか若干大きい傾向が認められる。また，土中土圧の測定値を外挿して得られる側板直下の接地圧は，沈下量と地盤係数の積と比べると，各モデルでほぼ一致し，この計測法による土中土圧の妥当性を示していると考えられる。

アニュラー板と盛砂基礎の接触面積が，荷重の増加により必ずしも増加しないことは，タンクの安全性を考えるうえで重要であると考えられる。模型IIIでは，接触面積が減少さえしている。このことは，アニュラー板と基礎の剛性比によっては，荷重の増加と接触面積の減少が相乗作用となり，基礎の破壊をもたらす可能性を示唆している。板厚の影響を考慮するため，剛性比で整理してみる。たわみ性長方形板と基礎との剛性比$K_r$は次式[8]で表される。

$$K_r=\frac{E_p}{12E_s}\left(\frac{H}{L}\right)^3 \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (4)$$

ここで$E_p$：長方形板の弾性係数，$E_s$：基礎の地盤定数，$H$：長方形板の厚さ，$L$：長方形板の長さである。模型IIとIIIの間で荷重の増大による接触領域の違いが現われるため，模型IIとIIIについて$E_p=2.1\times10^6$kg/cm$^2$，$L=70$cmとし$K_r$を求めると，それぞれ$1.7\times10^{-3}$，$5.7\times10^{-3}$となる。よって，$K_r$が$10^{-3}$のオーダーから，荷重の増加に伴い接触面積が減少するような変形挙動が生じるものと推定される。

## 4. 結　言

模型盛砂基礎上のタンクアニュラー部模型の載荷実験により，タンクアニュラー部及び基礎の挙動について以下のことがわかった。

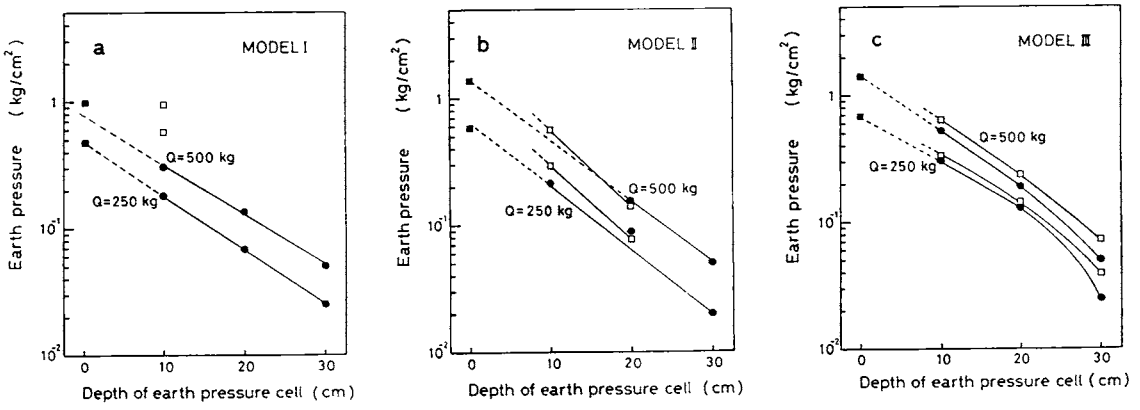



**Fig. 13**　Relation between earth pressure and depth of earth pressure cell.
●: observed, □: calculated, ■: derived from settlement value.
(a) Model I, (b) Model II, (c) Model III.

1）載荷時におけるアニュラー板の沈下量は，側板直下で最も大きく，側板から中心に向うに従い減少し，浮き上がりが生じる場合がある。

2）アニュラー板と基礎の接触面積は，荷重の増大に伴い減少することがある。これは，アニュラー板と基礎の剛性比がおおよそ1×$10^{-3}$のオーダーから出現する。

今回の報告は，タンクアニュラー板と基礎の接触問題について，静的な荷重状態での記述にとどまった。今後の問題として，より大型の模型による基礎中の土圧分布の把握，基礎の弾塑性を考慮した解析等を行ってゆきたい。

## 参考文献

1）三菱石油水島製油所タンク事故原因調査委員会：三菱石油水島製油所タンク事故原因調査報告書（1975）

2）消防庁危険物技術基準委員会：1978年宮城県沖地震東北石油仙台製油所石油タンク破損原因調査報告書（1979）

3）河野和間：鋼製円筒タンク底隅角部の応力解析，その1：底隅角部アニュラープレート解析式の実用化と静液圧時アニュラープレートの応力計算式の提案，日本建築学会論文報告集，**245**，53（1976）

4）土木学会：屋外貯蔵タンク本体と基礎を一体とした振動解析を用いたタンク本体の安定性の検討及び基礎に作用する荷重条件の把握に関する調査報告書（1982）

5）岡本隆他：石油タンク盛土基礎の地震時安定性，土木学会講演概要集，767（1983）

6）自治省告示：危険物の規制に関する技術上の基準の細目を定める告示，第99号（1974）

7）Terzaghi, K："*Theoretical Soil Mechanics*", John Wiley & Sons.（1943）

8）土質工学会編：土と基礎実用数式・図表の解説，土質工学会（1973）

# Deformation of Statically Loaded Annular Plate and Contact Pressure of Oil Storage Tank Set on Sand Foundation

(Abstract)

Hiroshi Yoshihara

(Received November 30, 1985)
(Revised May 30, 1986)

An experimental study was made to investigate the interaction between the annular plate and the foundation. Annular plate models set on sand foundation were loaded at tank shell position. Observation were made on strain, settlement of annular plate and earth pressure, in the sand foundation. Results are as follows,

(1) The maximum settlement of annular plate occurrs at tank shell position, and with the distance from shell plate, the quantity of settlement decreases and the annular plate lifts up more.

(2) If the ratio of rigidity of annular plate and foundation becomes to under $1 \times 10^{-3}$ figures, the increase of load produces the decrease of contact area.

# 液体窒素による液化ガス火災の消火

山本　勲・佐藤　公雄・山鹿　修蔵

（昭和61年5月30日受理）

LNG（液化天然ガス）のような液化ガスが，漏洩し，局所的に火災になった万一の場合を想定し，液体窒素で消火実験を行った。燃料は，LNG，液化ブタン，また比較対象としてn-ヘプタン，メタノール，の4種類を用いた。

結果は，液体窒素の放射率が大きければ消火時間が短くなり，逆に小さければ長くなって，ある所で限界がきて消火しなくなる一般的傾向があることがわかった。この限界放射率及び消火剤の放射率と消火時間の関係については従来からの理論でほぼ説明できることがわかった。

## 1.　まえがき

LNG（液化天然ガス）のような液化ガスの貯蔵施設において，その内容物が漏洩した場合には，まず漏洩を止めることが肝要である。液化ガスが大量に液状に漏洩した場合は，防液堤内のピットに集められて局所化が計られ，万一火災になった場合でも，このピット内の燃焼にとどまるよう措置されている。この時の消火方法としては，高膨張泡で覆って消火ないしは火災の抑制をすることが一般に考えられている。

またこのような火災はガス系の消火剤を加えて酸素濃度を低下させて消火することもできる。LNG等の液化ガスの消火実験についてはすでに山鹿，佐藤が液化炭酸及び消火粉末で行っている。[1] 今回は前回に習って液体窒素を消火剤として，液化ガスが液状にたまった場合の局所放出方式による消火を行った場合について，液化ガスとともに通常の消防法別表の第4類の危険物についても行い，消火剤の放出率に対する消火時間を計測し，解析したのでその結果について報告する。液体窒素を消火剤として用いることはKlueg[2]によって航空機のエンジン火災に対して実験された例があるが，一般にはまだ実用に供されていない。著者らは先に行った液化炭酸のデータと比較し，今後の開発の参考とするために液体窒素を用いた消火実験を行った。

## 2.　実験方法

消火実験は可燃性液体が局限された面積で燃焼している場合に用いる **Fig. 1** に示す局所放出方式の固定消火設備で行った。固定消火設備から放出した液体窒素の量の計測は，液体窒素の貯蔵容器を鋼製の台の上に載せて重量変換器を通じて重量を継続的に計測し，時間との関連記録から重量変化すなわち放射率を求め

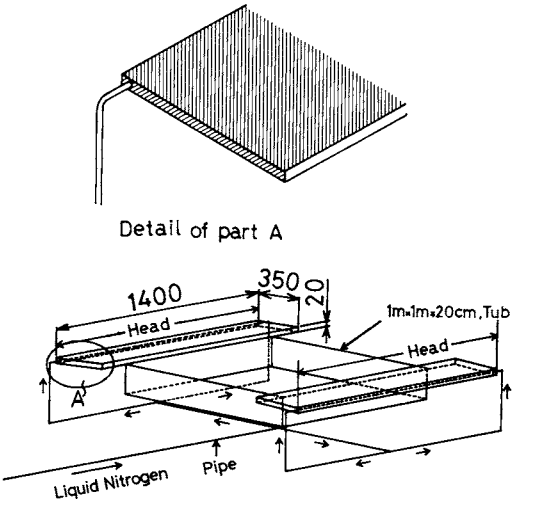



**Fig. 1**　Arrangement of fire extinguishing experiment.

た。

実験装置の寸法の決定に際しては文献1に習っている。液体窒素は，**Fig. 1**に示すように燃焼皿の左右両側に設けた箱型スリット状の放出口の中に配管を設置し，この配管に穴をあけ，水平に放出できるようにした。穴は配管の5cm間隔ごとに直径1.5mm又は2.0mmの穴をあけた。この箱型スリット状の放出口による液体窒素の吹き出し幅は，1.4mと1.1mの2つの条件下について行ったので後でこれを考慮しなければならない。液体窒素の放出率の調節は，貯蔵容器側の液放出バルブの開き具合を調節することにより行った。

配管類は液体窒素の低温脆性を考慮してJIS G3459（配管用ステンレス鋼鋼管）を用いた。窒素容器から固定消火設備までの配管は外径21.7mm(15A)厚さ2.1mmのものを用い，固定消火設備の配管は外径17.3mm(10A)厚さ2.0mmの鋼管で作った。液体窒素は495ℓの高圧容器に約340kg充填したものを用いた。

燃焼皿はJIS G4304（熱間圧延ステンレス鋼板）のSUS304で作った厚さ3mm，深さ200mm，1辺の内法の長さ1,000mmの正方形のものである。皿の縁は地面上400mmになるように置いた。

消火実験対象として用いた液化ガスと可燃性液体は，次の4種類で，いずれもエネルギー源として多く用いられるものである。すなわち液化ガスの代表として使用の増加して来たLNG(液化天然ガス)及びLPG（液化石油ガス）のうちの液化ブタン，また比較のため危険物第4類の代表として第1石油類のノルマルヘプタン及びアルコール類のメタノールを用いた。ノルマルヘプタン及びメタノールは200ℓの鋼製ドラム缶に入ったJIS K0505(n-ヘプタン)及びJIS K1501（メタノール）をそのまま燃焼皿に移して用いた。LNGは175ℓの液化ガス用の断熱容器から，あらかじめ液体窒素が溜るくらい充分冷却した燃焼皿にステンレス鋼パイプを通じて移した。液化ブタンは，市販の高圧ガス容器に充填されたJIS K2240（液化石油ガス）の2種4号の液化ブタンを常圧での沸点以下に冷却して，容器の液相からLNGと同様にあらかじめ液体窒素で冷却した燃焼皿にステンレス鋼パイプを通じて移した。液の深さはいずれも20mmとした。

燃焼皿に燃料を満たしたのちは直ちに点火し，点火後60sを経て液体窒素を容器から放出し，液体窒素が配管を満たして定常的に穴から放出し始めた時から完全に炎のなくなった時までの時間をもって消火時間とした。

## 3. 結果と考察

実験を観察した結果，穴から放出された液体窒素はすぐガス化してスリット状の放出口から，窒素ガスが水平に出ており，液状では放出されていなかった。消火の様子の一例を**Fig. 2**に示す。液体窒素が放出されると，放出口付近に白い霧状のものが現れた。これは，窒素の低温のため空気中の水蒸気が凝縮し細かい水滴となったものと考えられる。更に放出を続けることによって，この白霧が炎の全部を覆い消火に至った。また消火に至らないこともあったが，これは白霧が炎のほとんどを覆うが，どうしても一部に炎が残った場合である。また，消火後の燃料の液中に温度計を適当な深さに差し込みその液温を測定したところ，n-ヘプタン（引火点－5℃）及びメタノール（引火点11℃）においてはこれらの引火点より充分高いことを確認した。液化ブタンにおいてはほとんど沸点（－0.5℃）に近かった。これらのことより液体窒素による冷却効果はあまり期待できないものと考えられる。

**Fig. 2**　Extinguishment of n-heptane fire by liquid nitrogen.

実験の結果得られた液体窒素の放射率と消火時間との関係について可燃物の種類との組合せごとに**Fig. 3**に示す。○印は，吹き出し幅1.4mについて，□印は，吹き出し幅1.1mについてのデータを示している。**Fig. 3**を見ると吹き出し幅の違いによる影響はあまり見られない。また，穴の放出口径1.5mmと2.0mmの差の影響もあまり見られなかった。いずれも放射率が大きければ消火時間が短くなり，逆に小さければ長くなって，ある所で限界がきて消火しなくなる一般的傾向がある。ガス系消火設備においてはこの限界放射率が特に重要な因子となる。

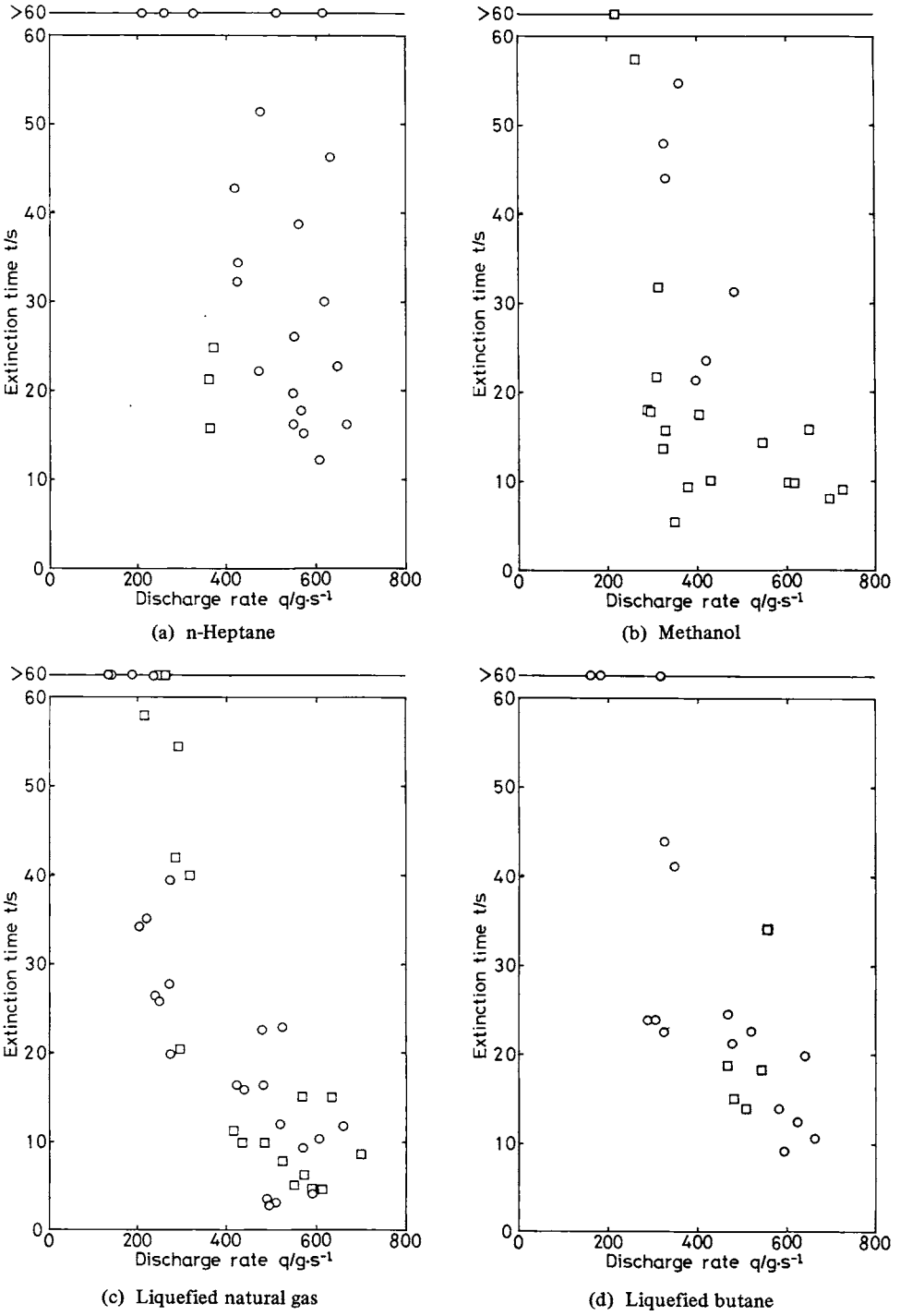



**Fig. 3** Relation between extinction time and discharge rate of liquid nitrogen.
○: discharge width, / ·4 m
□: discharge width, / ·/ m

山鹿の従来からの消火剤の放射率と消火時間との関係理論に従えば,[1),3)]

$$t_e=\frac{-V}{Q}\ln\left(1-\frac{q_c}{q}\right) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (1)$$

または

$$q_c=q\left\{1-\exp\left(-\frac{Q}{V}t_e\right)\right\} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (1)'$$

一方，炎に向かって火炎が継続して燃焼するに必要なだけの空気の流入があると見なし，消火する為にはその流入空気中に消炎濃度になるだけの消火剤を必要とすると考えることができる。

$$q_c=\frac{C_eQ}{1-C_e} \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots (2)$$

ここで，$t_e$は消火時間(s)，$V$は消火したい領域の体積(m³)，$Q$は消火したい領域に入って来る空気の流量(m³/s)，$q_c$は消火剤の限界放射率(g/s)，$q$は消火剤の放射率(g/s)，$C_e$は消炎濃度(%)である。

文献1に行った同一条件下の燃焼皿中の可燃物の燃焼速度及びこれから求めた必要空気流入量を，**Table 1**に示す。ここで言う必要空気流入量とは，燃焼している可燃物を丁度完全燃焼させるに必要な空気量のことで，可燃物の燃焼速度から化学量論組成に基づいて計算した空気の流入速度である。また消炎濃度もすでに測定してあるので[4)]**Table 1**に示した。$V$は文献1に習って仮定として，燃焼皿の周囲に200㎜の余裕を持たせ，かつ高さは炎の推定高さ3,000㎜を以ってすることとし，$V=1.4^2\times 3=5.88$m³として計算した。

これらにより，**Fig. 3**の各データの$q-t_e$の組合せについて，(1)′式を用いて計算し，それぞれ$q_c$を求めた。得られた結果は各可燃物ごとに平均し標準偏差を求めた。その結果を**Table 2**に示す。

一方，理論限界放射率は**Table 1**の値を用いて(2)式で計算した。この結果を**Table 1**の最下段に示す。実験に用いた消火装置の場合の放出口は，1.4m又は1.1mにわたって付いておりこの範囲に消火剤が噴出するので，この分についてそれぞれ理論限界放射率の値を1.4倍および1.1倍割り増して比較しなければならない。この割り増しをした値を**Table 3**に示す。

**Table 3**の理論限界放射率の値と，**Table 2**の実験結果のまとめを比較すると，上段のノズル幅1.1mについてはほぼ一致している。下段のノズル幅1.4mについては，n-ヘプタン，LNGの理論限界放射率の値は実

**Table 1** Burning rates observed from 1 m² tub, basic data for analysis and theoretical critical discharge rates of liquid nitrogen

| Combustibles | *n*-Heptane | Methanol | Liquefied Natural Gas | Liquefied Butane |
|---|---|---|---|---|
| Burning Rate (kg/min)[1)] | 2.97 | 1.24 | 3.14 | 4.08 |
| Density at 20°C | 0.68 | 0.79 | | |
| Density at Boiling Point | | | 0.42 | 0.60 |
| Burning Rate (mm/min)[1)] | 4.37 | 1.57 | 7.48 | 6.80 |
| Stoichiometric Air Flow Rate at 20°C Corresponding to Burning Rate (m³/s) | 0.621 | 0.111 | 0.746 | 0.869 |
| Nitrogen Concentration for Flame Extinguishment[4)] (%) | 28 | 38 | 21 | 31 |
| Theoretical critical discharge rates of liquid nitrogen (g/s) | 282 | 79 | 232 | 455 |

**Table 2** Critical discharge rates obtained from experimental results

| Combustibles | | *n*-Heptane | Methanol | Liquefied Natural Gas | Liquefied Butane |
|---|---|---|---|---|---|
| Discharge rates of liquid nitrogen | (Head: 1.1 m wide) (g/s) | 365±5 | 106±37 | 328±90 | 472±54 |
| Discharge rates of liquid nitrogen | (Head: 1.4 m wide) (g/s) | 491±70 | 186±39 | 312±118 | 419±105 |

**Table 3** Theoretical critical discharge rates adjusted for these experiments

| Combustibles | | *n*-Heptane | Methanol | Liquefied Natural Gas | Liquefied Butane |
|---|---|---|---|---|---|
| Discharge rates of liquid nitrogen | (Head: 1.1 m wide) (g/s)*1 | 310 | 87 | 255 | 501 |
| Discharge rates of liquid nitrogen | (Head: 1.4 m wide) (g/s)*2 | 395 | 111 | 325 | 637 |

*1 $\times \frac{1100}{1000}$ ,　*2 $\times \frac{1400}{1000}$

**Table 4** Critical discharge rates of extinguishing by liquid carbon dioxide[1)]

| Combustibles | | *n*-Heptane | Methanol | Liquefied Natural Gas | Liquefied Butane |
|---|---|---|---|---|---|
| Discharge rates of liquid carbon dioxide | (Head: 1.4 m wide) (g/s) | 329±80 | 48±17 | 225±74 | 430±146 |

験結果の平均値に対して相違は2割以内でありほぼ一致していると言える。しかしメタノールの理論限界放射率の値は実験結果の平均値の約0.6倍であり，ブタンの場合は約1.5倍となっており必ずしも一致しているとは言えない。このように燃料によって実験値に対して理論値が大きくなったり小さくなる理由ははっきりせず今後検討する必要がある。

文献1で行った液化炭酸でノズル幅1.4mでの結果を**Tgble 4**に示す。これと**Table 2**下段の液体窒素での値を比較すると，液体窒素の量の方がかなり多く必要としている。これらの燃料において窒素は二酸化炭素に比べて消炎濃度が1.4～1.6倍であるので[4)]容積で示したガス量はそれに応じた量を必要とする。一方，窒素の分子量は二酸化炭素のそれの1/1.57であるので同じ容積にたいして必要とする重量としては1/1.57でよい。これらのことを勘案すると必要とする理論限界放射率は，ちょうど同じぐらいの重量となると推測されるが，実際は，液体窒素の方がそれ以上必要としており，消火効果は液化炭酸より液体窒素の方が弱いと考えられる。

## 4. 結　論

LNGのような液化ガスの液状での火災も通常の可燃性液体の火災も液化炭酸で消火するのと同じ様に液体窒素で消火できた。またその時の消火剤の放射率と消火時間の関係，及び限界放射率については従来からの山鹿の理論[1),3)]でほぼ説明できることがわかった。n-ヘプタン，メタノール等の液体燃料の火災は，消炎濃度と燃焼速度がわかれば，消火剤の放射率に対する消火の可否及び消火時間が推定できるので，液体窒素を大量に保有している施設においてはこの実験結果より消火設備を設計することができる。LNG，ブタン等の液化ガス施設においても，消火することが適切である場合は液体燃料火災と同様この実験結果が利用できる。

液体窒素による消火は液化炭酸によるものに比べて放射量が多く要る等の欠点はあるが，この実験は特殊な用途に用いる必要がある時の参考になると信ずる。

## 引用文献

1）山鹿修蔵・佐藤公雄：消防研究所報告55号1-7 (March 1983)
2）E.P.Klueg：Fire Technology **5**, 197-202 (1969)
3）山鹿修蔵：消防研究所報告32号 31-36(Dec. 1970)
4）山本　勲・佐藤公雄・山鹿修蔵：同上57号 41-47 (March 1984)

# Extinguishment of Liquefied Gas Fires by Liquid Nitrogen

(Abstract)

Isao Yamamoto, Kimio Sato and Shuzo Yamashika

(Received May 30, 1986)

If liquefied gas leaks in large quantity, in the worst case it may cause pool fires. This experiment is related to extinguishment the liquefied gas fires by liquid nitrogen.

The liquid nitrogen was discharged in combustion tub from both sides of it. A tub made of SUS304,1x1 $m^2$ in size was used. Combustibles were liquefied natural gas, liquefied butane, n-heptane and methanol. An extinction time and discharge rate of liquid nitrogen were measured.

The results of the experiment were summarized as follows.

The pool fires of liquefied gas can be extinguished as well as those of liquid combustibles. An extinction time became short as a discharge rate became large, whereas the extinction time became long as the discharge rate became small. Then the critical discharge rate can be taken as a point that it can not extinguish any longer. The relationship of critical discharge rate and discharge rate-extinction time were explained by the theory of previous reports.[1)3)]

# 放射性物質輸送容器モデルの輸送状態を考慮した火災実験

宮崎　早苗・島田　裕久

（昭和61年5月30日受理）

放射性物質輸送容器の耐火性については，一般に輸送容器のみの火災試験により安全性が検討されているが，実際の輸送に際しては，輸送容器はトラック又はトレーラの荷台の上に積載されるため，このような輸送状態を考慮して容器と荷台を摸擬したモデルを製作し，火災実験を行い，モデルの熱的挙動および周囲温度について調べ，輸送状態が輸送容器に及ぼす影響について検討を行った。

## 1.　はじめに

放射性物質および核燃料棒用の原料・核燃料物質等の輸送は年々増加する傾向にある。これらの輸送については，輸送物が公道を通過するため，万一輸送中に事故が発生すると，公衆に対する影響が大きいことが予想される。我が国では，放射性物質の輸送中の安全を確保するため，国際原子力機関（IAEA）の「放射性物質の安全輸送規則」に基づいて，法令，告示等が制定されている。これらの法規では，火災に対する試験条件として，800℃，30分間の火災環境においた後も輸送容器が健全であることが要求されている。

過去に単一の容器モデルの加熱実験を行い，輸送容器の耐火性について検討を行ってきたが，[1),2)] 実際の輸送にあたっては，輸送状態の影響も考慮した容器の安全性を考える必要がある。今回は簡単な輸送状態を想定し，摸擬架台を取り付けた状態で容器の炉内加熱実験およびオープンファイヤ加熱実験を行った。これらの実験結果から，模擬架台を取り付けた場合とそうでない場合との熱的影響について比較検討を行った。

## 2.　実験方法

輸送状態を考慮し，模擬架台を取り付けた場合の容器モデルの温度分布およびその周囲の温度環境から容器モデルに与える影響を調べるため，以下の方法で炉内加熱実験とオープンファイヤ加熱実験を行った。

### 2.1　供試容器モデル

供試容器モデルはステンレス鋼製（SUS304）で直径200mm，長さ400mmの円柱形である。輸送状態を模擬するために鋼板で縦490mm×横340mm×高さ90mmの箱（以下これを“模擬架台”という。）を製作し，その上に容器モデルを取り付けた。このモデルは，炉内加熱実験およびオープンファイヤ加熱実験に共通して使用した。

炉内加熱実験開始前に，容器モデル表面の熱吸収率をよくするため，容器モデルに艶消しの黒色塗料を塗布した。オープンファイヤ実験においても，容器モデルに艶消しの黒色塗料を塗布した。しかしモデル表面に煤が付くため，2回目以降は煤で黒くなったところは，特に塗料の塗布を行わなかった。

容器モデルの寸法，および熱電対取付用孔の位置，模擬架台の寸法を **Fig. 1** にそれぞれ示す。

### 2.2　炉内加熱実験

炉内加熱は，台車駆動方式の軽油を燃料とするセミマッフル炉（炉内寸法1.6m×1.6m×1.6m）を使用して行った。800℃の加熱の場合，この炉内の温度分布は，約70Kの不均一さを有している。

容器モデルは，炉外にある台車の中央の床から50cmの高さの模擬架台上に横置きに設置した。容器モデルを炉内に挿入するとき扉を開けるため，炉内温度が下がる。そのため，実験は加熱温度条件より50～100℃程度高めに予熱した後に行った。加熱方法は，炉外の台車とともに容器モデルを炉内に挿入し，加熱されて

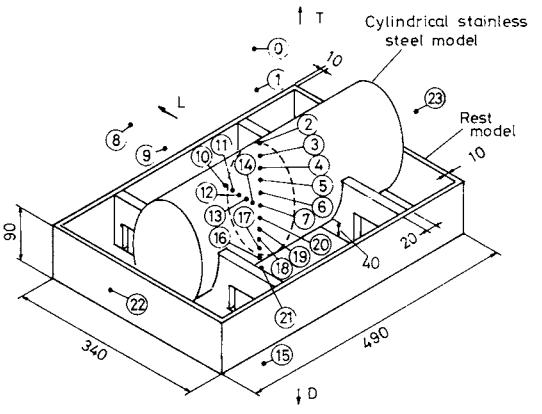



**Fig. 1**　Schematic of test model.
The points and the number in a circle indicate the locations of thermocouples.

いた炉内の台車と入れ替える方法で行った。炉内温度は，炉のバーナを調節し容器モデル周囲の温度がそれぞれ700℃(60分間)，800℃，900℃，950℃(各30分間)になるような加熱方法をとった。加熱終了後，容器モデルを炉外に取り出して自然冷却させた。

### 2.3　オープンファイヤ実験

オープンファイヤ実験は，風による火炎のゆらぎの影響を少なくするため，当研究所の屋内実験場内で行った。加熱に使用した燃料は，n-ヘプタン（発熱量約11,500kcal/kg）で，燃焼皿は縦，横，高さがそれぞれ1.2m×1.0m×0.25mを使用した。実際には，炉内加熱と同じ30分間の加熱を予定したが，屋内実験場の空間と安全を考慮し，30分以下にすることにした。加熱時間の調節は，燃料の量を約30～120ℓに変化させることにより行った。加熱時間は約5～14分間であった。模擬架台上の容器モデルの下面は，実験開始前に燃料の液面から，約1mの高さになるように設置した。炉内実験と同様に，加熱終了後，容器モデルを自然冷却させた。また風よけと危険防止のために，容器モデルの周りには，石綿板をスクリーンとして立てた。

### 2.4　温度測定

容器モデルの温度測定は，**Fig. 1**に示すように，容器モデルの内部に取り付けた直径1.6mmのシース型K（クロメル・アルメル）熱電対13本（③－⑦，⑪－⑭，⑰－⑳），容器モデルの外表面にはパッド付熱電対3本（②，⑩，⑯）を取り付けて行った。炉内加熱実験の場合の容器モデルの周囲温度測定は，炉壁温度および容器モデルから10cm，もしくは20cm離れた位置（⓪，①，⑧，⑨），模擬架台と容器モデルとの中間の位置（㉑）および壁温度測定用に直径3.2mmの同型の熱電対を計12本設定して行った。オープンファイヤ実験の周囲温度測定には，容器モデルの表面からそれぞれ10cm，30cm離れた位置に，同型の熱電対を8本設置して行った。オープンファイヤ実験時のこれら熱電対の取付け位置は，**Fig. 1**の⓪，①，⑧，⑨，⑮，㉑，㉒，㉓に示したとおりである。また，**Fig. 1**のT，L，Dは上方向(T方向)，側面方向(L方向)，下方向(D方向)を示す。

## 3.　実験結果と考察

### 3.1　模擬架台の影響について

#### 3.1.1　加熱実験の温度分布

炉内加熱実験結果の1例として，模擬架台付容器モデルについて800℃，30分間の加熱実験を行った場合のL方向における炉内加熱温度の時間変化および容器モデル各部の温度の時間変化を**Fig. 2**に示す。**Fig. 2**を，模擬架台が無い場合の結果[1)]と比較すると，この場合の温度上昇は同じような傾向を示した。これらの比較から，容器モデル内の温度上昇の傾向については，模擬架台の有無による顕著な差は認められなかった。

**Fig. 3**，**Fig. 4**は，模擬架台が有る場合のオープンファイヤ加熱実験における各部温度の時間変化を示したもので，加熱時間は14分である。**Fig. 3**は容器モデルのL方向の，**Fig. 4**はT方向の温度の時間変化を示したものである。**Fig. 3**の測定位置⑫の温度は，異常に低いが，これは熱電対の断線により，測定が不可能となったためである。容器モデル内のL方向とT方向

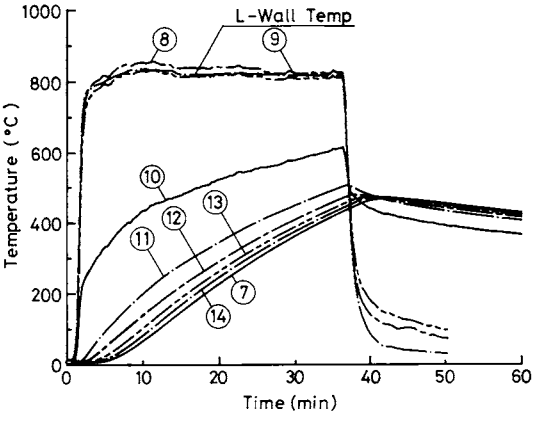



**Fig. 2**　Temperature change with time on furnace test with rest. (800°C, 30 min. L direction)

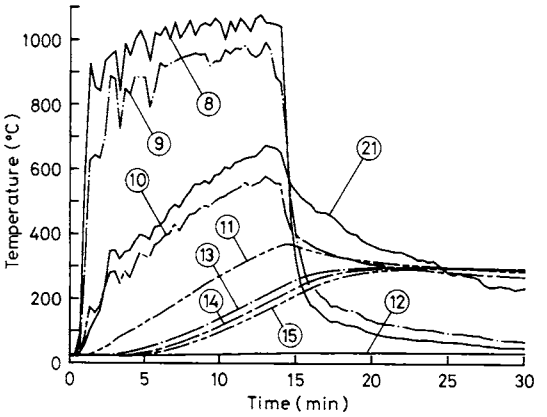



**Fig. 3**　Temperature change with time on open fire test with rest. (L direction)

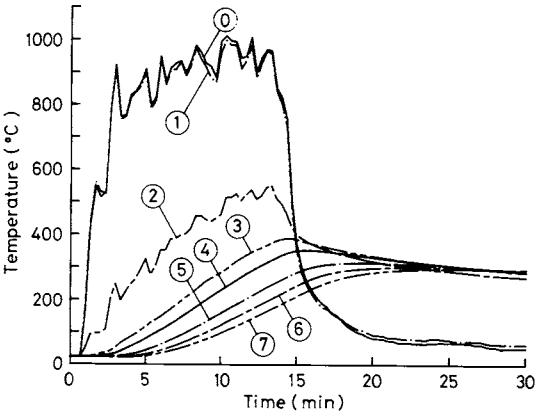



**Fig. 4**　Temperature change with time on open fire test with rest. (T direction)

の各測定点の温度上昇を比較すると，両方向ともほぼ同じ傾向を示している。それぞれの平均加熱温度を3～13分間で調べると，T方向の①，L方向の⑨，D方向の⑮で，それぞれ897℃，918℃，1010℃であった。模擬架台と容器モデルとの中間の温度㉑は，時間と共に徐々に増加を示しているが周囲の加熱温度よりも，約400～600℃程度低くなった。

**Fig. 5**は，模擬架台が無い場合のオープンファイヤ加熱実験のL方向の温度の時間変化である。時間軸は異なるが，**Fig. 3**のL方向の温度上昇の曲線と比べると，**Fig. 5**の方が容器モデル内部の温度が少し低い。この時の燃焼皿の大きさは，**Fig. 3**，**Fig. 4**と同じである。

点火開始直後の加熱温度は，炎が安定していたため，

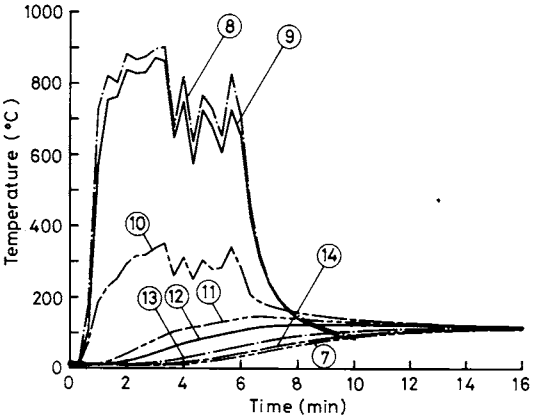



**Fig. 5**　Temperature change with time on open fire test without rest. (L direction)

約800～900℃となっている。しかし，その後は炎の揺れが大きく，グラフから，加熱実験時間(3～6分)におけるL方向のおおよその加熱温度は約700℃，T方向の加熱温度は約550℃と低くなった。そのため後半のモデル内の温度上昇が低くなったものと思われる。

### 3.1.2　容器モデル表面温度履歴

**Fig. 6**は，炉内加熱実験において，加熱条件900℃のときの容器モデルの表面温度の時間変化を示したものである。この図では，模擬架台がある場合には，無い場合と比較して，L方向，T方向の表面温度が高くなった。この現象は，700℃，800℃のときも同じようにあらわれている。これは，架台が有ることによる容器モデル周囲の気流の変動，あるいは模擬架台の放射に

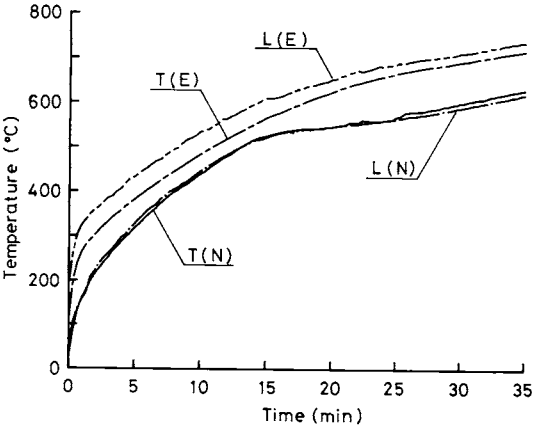



**Fig. 6**　Temperature change of left side surface (L) and upper side surface (T) with time on furnace test. E means test with rest and N means test without rest.

より表面への入熱量が大きくなったものと予想される。また**Fig. 6**から模擬架台の有る場合では，L方向とT方向の表面温度には約50K程度の温度差が生じており，L方向の表面温度の方がT方向の表面温度に比べて大きいことが示されている。一方模擬架台が無い場合では，T方向およびL方向の表面温度上昇には，僅かな差は有るものの，ほぼ同じような傾向を示した。このように，均一加熱が行われる炉内加熱で，T方向，L方向の容器モデル表面温度に差が生じる理由としては，模擬架台が容器モデル周囲の気流を乱すこと，あるいは模擬架台からの放射が各方向の表面温度上昇に影響を与えているものと思われる。

**Fig. 7**は，オープンファイヤ実験において，容器モデルの各方向の表面温度の時間変化を示したものである。グラフには，模擬架台の無い場合の実験では8分間，模擬架台が有る場合は16分間の時間変化が示してある。**Fig. 7**から，模擬架台がない場合では，L方向の表面温度はやや高い傾向であったが，L，D方向はほぼ同じように表面が加熱されたものと思われる。しかし模擬架台が有る場合の容器モデル表面温度をみると，L，T方向では，ほぼ同じような傾向を示しているが，D方向の表面温度は，L，T方向よりもかなり低く約300Kの温度差が生じていることが分かる。このことからオープンファイヤ実験では，模擬架台は下方向からの炎をさえぎるため，特にD方向の表面温度が上昇しないことが分かる。

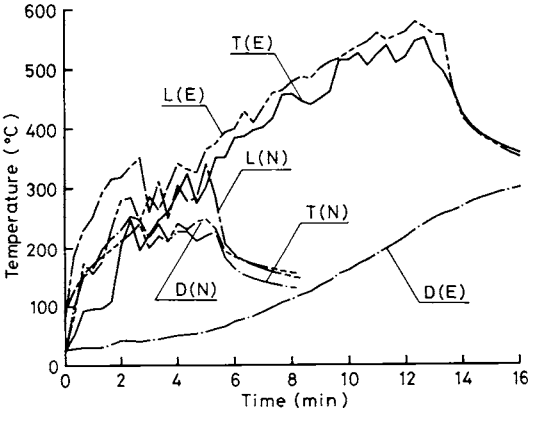



**Fig. 7**　Temperature change of left side surface (L), upper side surface (T) and downside surface (D) with time on open fire test. E means test with rest and N means test without rest.

### 3.1.3　容器モデルの温度分布

**Fig. 8**は，800℃の加熱温度条件の炉内加熱実験において，模擬架台の有る場合と無い場合の容器モデル内のL方向とT方向の温度分布を10分おきにプロットし，比較したものである。縦軸は温度，横軸は加熱表面からの距離である。L，T方向についての温度分布は(a)と(b)，(c)と(d)を比較すると，グラフからは大きな違いは生じてはいないように思われる。しかし，(a)，(c)の比較から架台が有ることによって，モデル内の温度分布が影響を受け，特に加熱表面付近の温度勾配に対して影響が大であること，また模擬架台が容器モデル内部の温度分布に及ぼす影響は小さいことがわかる。

**Fig. 9**は，オープンファイヤ実験のT，L，D方向について，加熱実験開始から5分後の容器モデル各部の温度分布を示したものである。

容器モデルのT方向，L方向の温度分布を比べると，容器モデルの加熱表面に近いところでは，架台の有る場合の方が高くなっている。これは，炉内加熱実験のときに現われた現象と同じものと考えられる。しかし，D方向の表面温度は，架台の無い場合に比べて，約200K低いことから架台の有る場合には，容器モデルのD方向の表面温度は，かなり低く抑えられていたものと推測される。

### 3.1.4　模擬架台による不均一加熱

**Fig. 10**は，800℃および900℃の30分間の炉内加熱実験で，模擬架台の有無によって，容器モデル内部の温度分布がどのような変化をするかを温度差の時間変化で示したものである。温度差は容器モデルの中心から60cm離れたところのT方向の温度測定点④から，L方向の測定点⑫の温度を引いた値である。**Fig. 10**から模擬架台がない場合では，800℃加熱，900℃加熱ともその温度差は，約25K以下にとどまっている。しかし，模擬架台が有る場合には，容器モデルが不均一に加熱され，その温度差は800℃で約45K，900℃の時には，約60Kまで達した。この温度差は模擬架台が無い場合の約2倍以上である。また加熱温度が高くなると，その温度差も大きくなることがわかる。**Fig. 10**では，70分間について，温度差の時間変化を示しているが，その温度差は，模擬架台が無い場合には，加熱終了後しだいに0に近づいていった。しかし模擬架台が有る場合には，加熱終了後温度差の符号が逆転することが示された。このことは，模擬架台は加熱時に，L方向の内部の温度上昇を抑えるが，冷却時には冷却を遅らせ

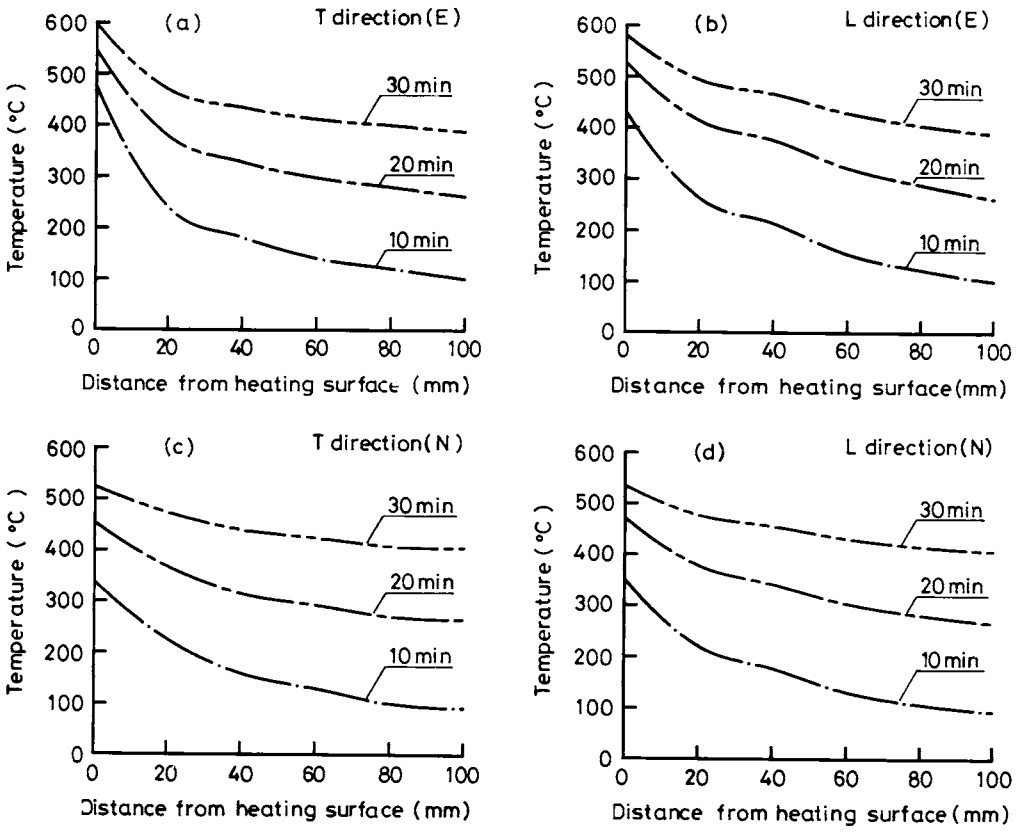



**Fig. 8** Temperature distribution along the horizontal radius (L direction) and along the vertical radius (T direction) every 10 minutes on furnace test. E means test with rest and N means test without rest.

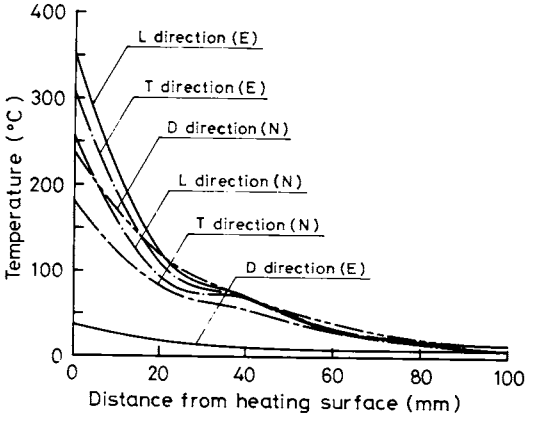



**Fig. 9** Temperature distribution of model after 5 minutes on open fire test. E means test with rest and N means test without rest.

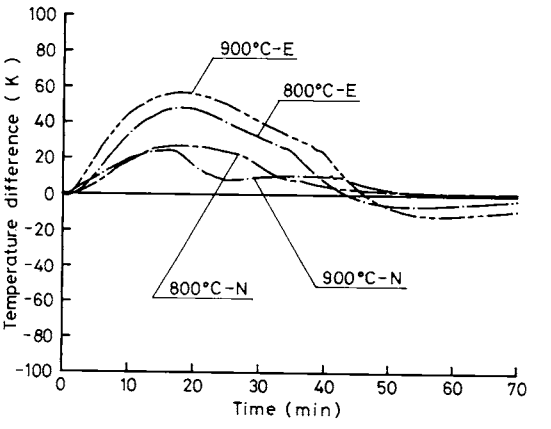



**Fig. 10** Temperature difference between point ④ and ⑫ with time on furnace test. E means test with rest and N means test without rest.

ることがわかる。これは，模擬架台の熱容量によるものと考えられる。この実験結果から，一様加熱と考えられる炉内加熱でも，方向別に加熱条件が違うため，容器モデル内部にわずかではあるが，温度差が生じることがわかる。さらに模擬架台が存在する場合は，温度分布の不均一さが架台が無い場合と比べてより顕著になることがわかる。

**Fig. 11** は，オープンファイヤ実験における容器モデ内の温度差を示したものである。各L，T，D方向について，容器モデルの中心から，それぞれ80cm離れた場所の測定点③，⑪，⑱の温度差の時間変化を示したものである。**Fig. 11** の加熱時間は，架台がない場合は約5分間程度，架台の有る場合では約13分間である。実験時間が異なるため，2つのグラフについて，実験開始から5分間までの現象を比較すると，5分後の模擬架台の有る場合のL，T方向③，⑪と，D方向⑱との温度差は約80Kである。5分後では架台の無い場合は，約20Kであり，架台の有る場合と比べて，大きな温度差が生じていることがわかる。③，⑪，⑱の測定点は，加熱面に近いためその温度差も大きく，13分間の架台の有る場合の実験では，その差は約200Kまで達した。一点鎖線で示されている温度差Tt-Tl(有)は小さいが，これはT，L方向は架台による影響が，D方向よりも少ないためと考えられる。また，模擬架台は特にD方向との温度差を大きくすることがあきらかになった。

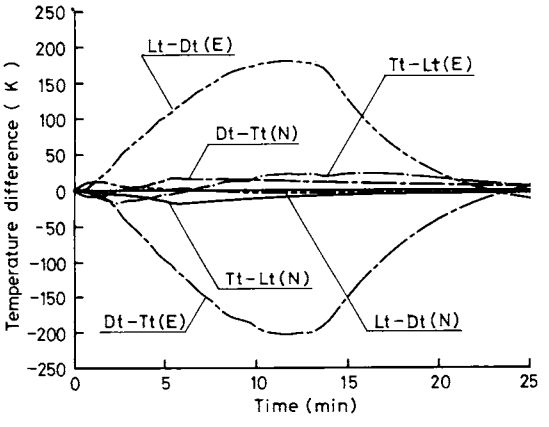



**Fig. 11** Change of temperature differences between point③ and ⑪, ⑪ and ⑱, ③ and ⑱ with time on open fire test.
Tt, Lt and Dt means the temperature of T, L and D direction respectively. E means test with rest, N means test without rest and t means temperature.

### 3.1.5 中心温度の比較

炉内加熱では，模擬架台が容器モデルの中心部の温度にどのような影響を与えるかを調べるために，今回の実験結果と前回の実験結果（模擬架台無し）[1),2)]の比較をおこなった。**Fig. 12** は，炉内加熱温度が，それぞれ700℃，800℃，900℃のときの，容器モデル中心の温度上昇の時間変化である。架台の有無にかかわらず，700℃，800℃，900℃と加熱温度条件が高くなるにつれて容器モデルの中心温度が上昇していることがわかる。また，模擬架台を取り付けた場合の値は，架台がない場合と比べると低いことが分かった。しかし，模擬架台が無い場合で加熱温度条件が800℃のときの中心部の温度上昇が，模擬架台が有る場合の加熱条件900℃のそれを上回ることはなかった。このことから炉内加熱では，模擬架台はモデル中心部の温度を極度に抑える効果はないものと思われる。

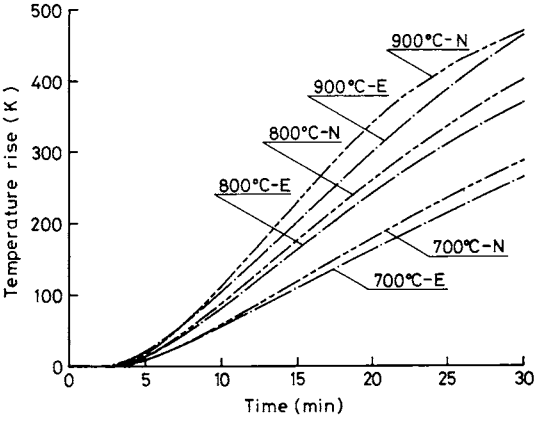



**Fig. 12** Temperature rise at the center of model with time on 700°C, 800°C, 900°C furnace test.
E means test with rest and N means test without rest.

**Fig. 13** は，オープンファイヤ加熱実験における，架台の有無による容器モデル中心部の温度の時間変化を示す。各実験の容器モデルの中心部の温度上昇の平均値を使って描いたもので，加熱時間は架台の無い場合は約6分，架台の有る場合は約12分である。加熱開始から，6分までの温度上昇を比較すると，架台の有無により中心温度の差が，約5K程度違うことがわかった。**Fig. 4**，**Fig. 5** から架台が無い場合の周囲温度は架台の有る場合と比べて低いが，中心部の温度上昇は，架台の無い場合の方がやや高く，炉内加熱と同様で架台は中心部の温度上昇を押さえることがわかった。

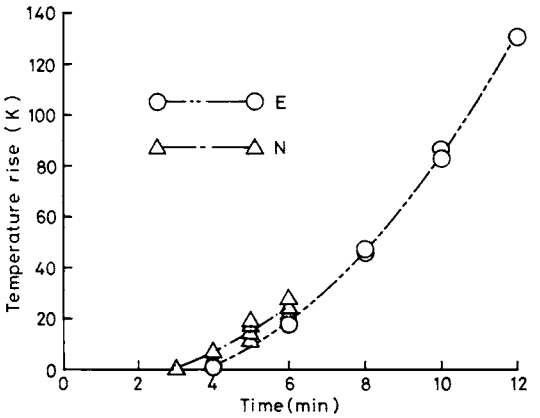



**Fig. 13**　Temperature rise at the center of model with time on open fire test.
E means test with rest and N means test without rest.

### 3.2　平均熱伝達率

熱伝達率を求めるにあたっては，測定温度から容器モデルの熱量 $Q_i$ を計算で求め，つぎに受熱量の時間変化 $q_i = Q_i - Q_{i-1}$（$i$：時刻を示す。）を熱流束とした。最後に容器モデルから10cm離れたところの加熱温度と容器モデル表面温度との温度差で熱流束を割って熱伝達率 $H$ を求めた[1]。**Fig. 14**は，炉内加熱実験のＬ方向において，熱流束 $q$ と熱伝達率 $H$ の経時変化をプロットしたものである。**Fig. 14**で，熱流束 $q$ は，時間と共に，右下がりの傾向を示しているが，熱伝達率 $H$ は，やや右下がりではあるが，ほぼ一定しているものとみなされる。データ数が少なく，また，加熱が変動しているため，熱伝達率の変動がかなり大きい場合も生じたが，以下ここでは，熱伝達率 $H$ の値を平均して平均熱伝達率とした。また，**Fig. 14**から，加熱温度が高いと，平均熱伝達率も大きくなることがわかった。**Fig. 15**は，炉内加熱実験に模擬架台が有る場合の，平均加熱温度と，平均の熱伝達率との関係を方向別にグラフにしたものである。**Fig. 15**では，平均熱伝達率は，Ｌ方向がＴ方向よりも高い傾向を示した。比較のために，模擬架台が無いときの平均熱伝達率[1]を同図に破線で示す。Ｔ方向よりもＬ方向の方が平均熱伝達率が高くなった理由の一つとしては，炉内のバーナの場所による影響ではないかと考えられる。

**Fig. 16**は，**Fig. 15**と同様な方法で，模擬架台の有る場合の，Ｔ方向，Ｌ方向の炎の平均温度と，平均熱伝達率との関係を示したものである。**Fig. 16**から，Ｌ，

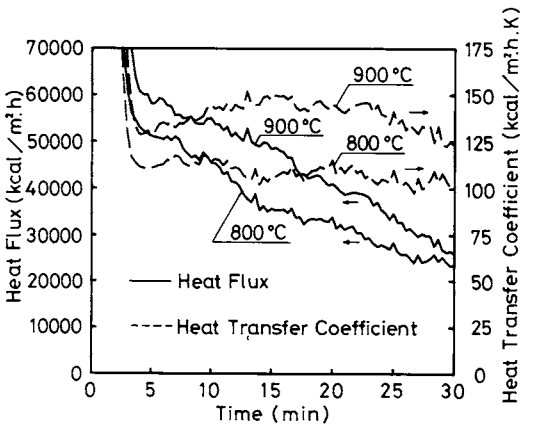



**Fig. 14**　Change of heat flux and heat transfer coefficient with time on furnace test with rest. (L direction)

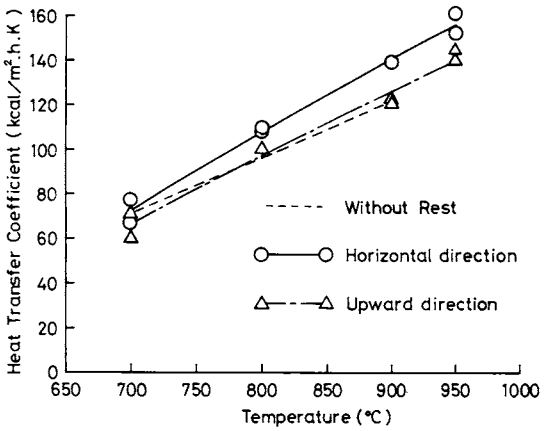



**Fig. 15**　Relationship between heat transfer coefficient and average temperature on furnace test.

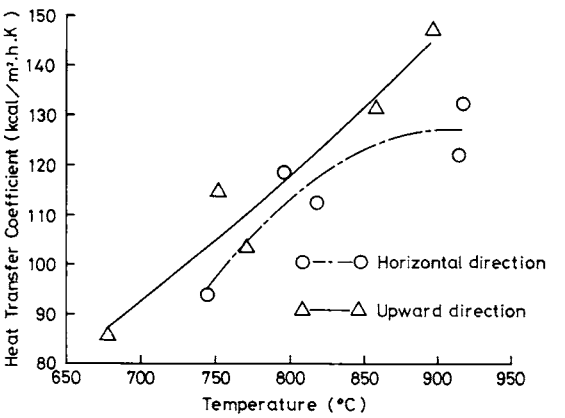



**Fig. 16**　Relationship between heat transfer coefficient and average temperature on open fire test with the rest.

T方向とも平均熱伝達率は，炎平均均温度の上昇に伴って大きくなっており，T方向の平均熱伝達率の値は，L方向に比べて高い。この理由としては，L方向においては，炎が模擬架台によって外側に押しだされ，拡散されることによって，T方向よりも炎の包込みが悪いため，熱伝達率が低くなったためではないかと考えられる。

## 4. あとがき

模擬架台を取付けたときの炉内加熱実験結果と，オープンファイヤ実験結果を比較すると次のようになる。

(1) 炉内加熱実験と，オープンファイヤ実験では，模擬架台が無い場合では，容器モデルの側面と上部の表面温度がほぼ等しいが，模擬架台が存在するとわずかではあるが，側面が高くなった。

(2) 炉内加熱実験においては，模擬架台の存在は，直接的な影響が少ないと思われる容器モデル側面においても，上部表面においても，その表面近くの温度勾配を大きくする効果を示した。オープンファイヤ実験においても，模擬架台の有る場合は，表面の温度勾配は，大きくなった。

(3) 模擬架台は，容器モデルの内部温度上昇を抑えるだけでなく，模擬架台が無い場合と比べて，著しく温度分布を不均一にすることがわかった。

(4) 炉内加熱実験およびオープンファイヤ実験においては，平均熱伝達率（炉内加熱実験ではT，L方向，オープンファイヤ実験ではT方向）は温度とともに上昇し，炉内では700～950℃において，70～140kcal/m²·h·K となった。しかしオープンファイヤ加熱実験では側面方向の平均熱伝達率は，炎の温度が高い場合の実験のときには，右下がりのような傾向となった。

上記の結果から，トラックの荷台等に固縛された輸送容器が火災に遭遇した場合，容器のみの火災時よりも，容器下側の加熱温度は他の方向より下回ること，容器内部の温度分布は，不均一になることがわかった。1985年版の放射性物質輸送規則の耐火試験の項に規定されている燃焼皿の大きさと比較すると，相対的に今回の皿は小さいので、今後は燃焼皿を大きくした，長時間加熱の影響について調べる必要がある。

## 参考文献

1）宮崎早苗，島田裕久：消防研究所報告，No. 60, p. 47～52（1985）

2）島田裕久，宮崎早苗，川崎正士：放射性物質輸送容器の耐火性に関する研究，昭和59年度原子力試験研究成果報告書（第25集）16-1～16-4（1984）

# Fire Test of Container for Radioactive Materials under the Condition of Transportation State

(Abstract)

Sanae Miyazaki and Hirohisa Shimada

(Received May 30, 1986)

To secure the safe transportation of container for radioactive materials, furnace and open fire test for the thermal test of container are provided. Therefore, we have carried out furnace and open fire test using test model simulating a transportation state.

Test model used in this test is made of stainless steel with diameter of 200 mm and length of 400 mm, and is set on the rest as in the case of transportation state. From the data on temperature measurement, some interesting results are obtained as follows.

Near the surface of model, the temperature gradient in the direction perpendicular to the surface of model with the rest is greater than that without the rest. The temperature rise at the center of the model with the rest is less than that without the rest. In the experiment, temperature distributions are measured in the three radial directions. The temperature differences among three distributions in the model with rest are greater than that without rest.

On the other hand, in the furnace test, the heat transfer coefficient on the surface of test model with the rest is 90-140 kcal/m$^2$h·K for the range of furnace temperature from 700 to 950°C and this value is almost equal to the value without the rest.

消 防 研 究 所 報 告

**通 巻 62 号**

昭和61年 9 月30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)