

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No.43

March 1977

# 消防研究所報告

---

通 卷 43 号

1977年3月

---

## 目 次

### 研 究

- 液化ガス消火剤使用時の圧力変化による状態変化……………山鹿 修藏……(1)
- 火災と消火時に発生する水蒸気(第1報)
- 木材クリブの燃焼および噴霧注水で発生する水蒸気の濃度——
- ……………高橋 哲……(7)
- 鉛直下向きの噴流が固体水平面に衝突した後のひろがり……………佐藤 公雄……(13)

---

消 防 研 究 所

東 京 都 三 鷹 市

# REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 43    March 1977

– Contents –

## MEMOIR

### Phase Change of Liquefied Gas Type Extinguishing Agents

Due to Pressure Drop

..... Shuzo Yamashika ..... ( 1 )

### The Steam Generated by Fire and Extinguishing

– I. The Steam from The Combustion of Crib and from

Extinguishing with Water Spray –

..... Satoshi Takahashi ..... ( 7 )

### An Experimental Study on the Concentration

Distribution of the Radial Wall Jet on Horizontal Plane

..... Kimio Sato ..... (13)

---

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

# Errata

(正誤表)

Report of Fire Research Institute of Japan, Serial No.43 (March 1977)

(消防研究所報告 通巻43号, 1977年3月)

Page	Line	Wrong	Correct
Overleaf of front cover	8	Five	Fire
"	12	Experimental	Experimental
14	Top of <b>Table 1</b>	$V_0$	$u_0$
"	"	$(P_0 - P_a) / P_a$	$(\rho_0 - \rho_a) / \rho_a$
16	Eq. (7)	$2\sqrt{k_3 x(x+x_1)}$	$\sqrt{2k_3 x(x+x_1)}$
"	3 above <b>Fig. 5</b>	$X_1 = H/2$	$x_1 = H/2$
19	Bottom	$= 2.5 \frac{d}{x+H/4} \exp\{\dots\dots\}$	$= 2.5 \frac{d}{x+H/4} \left(\frac{\rho_a}{\rho_0}\right)^{\frac{1}{2}} \exp\{\dots\dots\}$

# 液化ガス消火剤使用時の圧力変化による状態変化

山鹿修蔵

(昭和51年11月20日受理)

## 1. まえがき

ガス系消火剤を用いる消火設備は、消火剤を輸送する動力源としてガスの圧力を用いるため、元圧の変化を重視しなくてはならない。この点水ポンプを使用する消火設備と大いに異なる。筆者はさきに消火剤ではない別のガスを圧力源とする場合について、その元圧の変化について論じたが<sup>1)</sup>ここでは消火剤と圧力源のガスが同一の場合について論じることとする。

二酸化炭素、ハロン1301、およびハロン1211は常温常圧において気体である。したがってこれらのガスを消火剤として使用するために貯蔵する時は液化ガスとして高压容器に置いて置く。しかもハロンにおいては、それを放出するための元圧としてそのものの蒸気圧では不足する場合もあるので、窒素ガスにより加圧される。しかし窒素ガスはハロンに対し比較的良く溶解するので、逆に圧力が低下するにしがたい泡として出て

来る。その結果これらの液化ガス系の消火剤は、貯蔵容器中においては温度変化を受けて気相と液相との密度が変化し全圧が変化する。また使用時には放出にともない内圧変化を生じ、管内流動によっても圧力損失を受けて圧力が低下するので、気相と液相の密度や温度が変化する。

この種の研究は、すでに一部の人々によって行われている。すなわち二酸化炭素の管内流動については、Hesson<sup>2)</sup>や長田ら<sup>3)</sup>が、ノズル噴流についてはHesson<sup>4)</sup>が、またハロン1301の管内流動についてはWilliamson<sup>5)</sup>が行っている。しかし高压容器の元圧について論じたものはない。ここでは、高压容器と配管を含めて、その圧力、温度の変化を実験により確認するとともに、物性値を用いた理論計算値と比較して論ずることとする。

## 2. 実験方法

実験は二酸化炭素と窒素で加圧したハロン1301について行った。高压容器は70 dm<sup>3</sup>のものを用い、二酸化炭素は45kg充填、ハロン1301は50kg充填しこれに窒素ガスを圧入して20°Cにおいて4.21MPaに加圧した。

重量および流量を計るために歪計をつけた台秤の上に高压容器を載せ、容器からフレキシブルチューブを経て約30mのJIS G 3454 STPG のスケジュール80の鋼管、太さ15 Aに接続した。管の末端には、耐圧ガラス管を取り付けて内部を観測できるようにした。末尾には流量調節用の絞り（ノズル）を取り付けた。配管の様子は、Fig 1 に示す通りである。

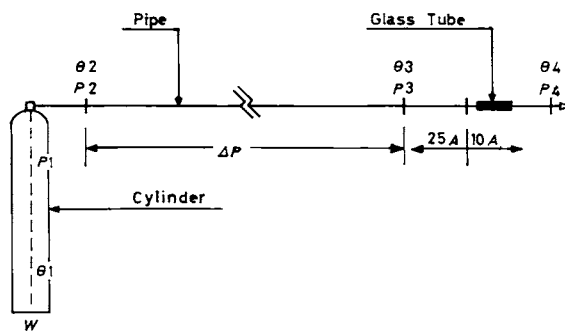


Fig. 1 Schematic view of experimental apparatus.

高压容器のサイフォン管の底部より20cmの位置、配管の入口と出口およびノズルの計4ヶ所に銅コンスタンタン熱電対を付けて温度を、高压容器の肩の部分、配管の入口と出口およびノズルの計4ヶ所に圧力測定器を取り付けて圧力をそれぞれ測定した。測定位置の

名称を容器に近い順に1, 2, 3, 4とする。2と3との圧力測定点には別に差圧計をそう入して差圧を測った。

以上の測定出力をまとめて自動平衡記録計にに入れて記録し、以下の解析を行った。

### 3. 結果と考察



A



B



C

配管の末端に取り付けた耐圧ガラス管を通して観測した結果、内部は乳濁した液状であった。その様子をFig. 2に示す。これはこまかい気泡を含んだ液体であると推定できる。

記録の結果をFig. 3とFig. 4に示す。高压容器内の液相部がほぼなくなるまでは、ほぼ一定の重量減少速度であるので流量もまたほぼ一定であって、差圧の変化から見て流量の変化は10%以内である。元圧の減少の影響はそれ程大きく表われていない。

各測定点の圧力の変化は、わずかに元圧の減少に伴わない減少している。しかしノズル圧は元圧の変化程には変動せず、途中の配管内圧力損失と流量の変化で互に補完し合っているわけである。

各測定点における温度の変化は、以上に述べた圧力や流量の変化に比べて著るしい。その様子は一成分系である二酸化炭素と、二成分系であるハロン1301とではいささか異なるので分けて考察する。

二酸化炭素は高压容器中では、その温度により定まる蒸気圧を示し、密度も自然に定まるので、充填化に応じた容積の液相と気相とに分かれて存在する。しかし一旦消火に使用するために液相が出て行き出すと、この平衡状態は崩れ、減少した液相の容積に見合うだけの気相を補完するために、液相から気相への変化すなわち蒸発が起こる。しこうしてこの際潜熱を要するので温度が下がり従って蒸気圧が下がる。この様子を計算して図示したのがFig. 5の実線であり、測定点はFig. 3のB, Cの相当する時刻のもの組合せを示している。

Fig. 2 Photographs of bubbly liquid in the pipe.

A: Empty glass pipe. B: Carbon dioxide.

C: Halon 1301.

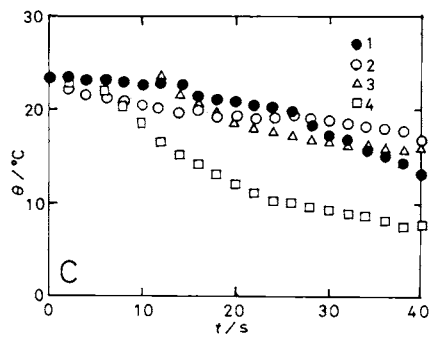
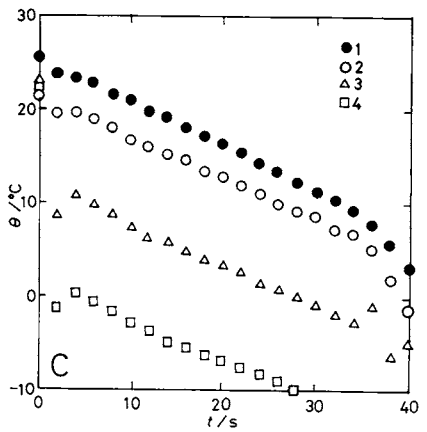
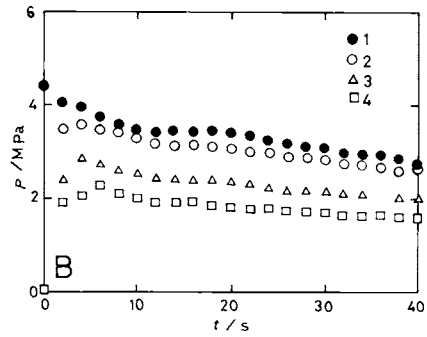
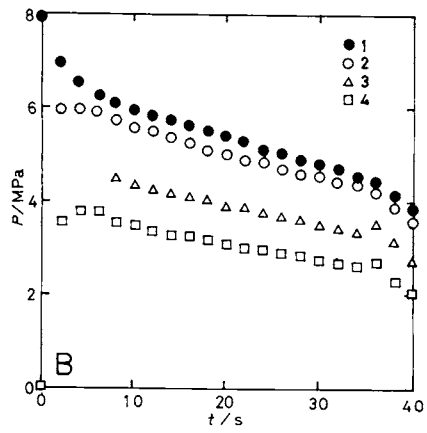
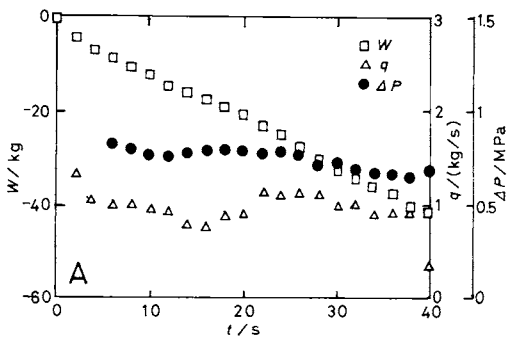
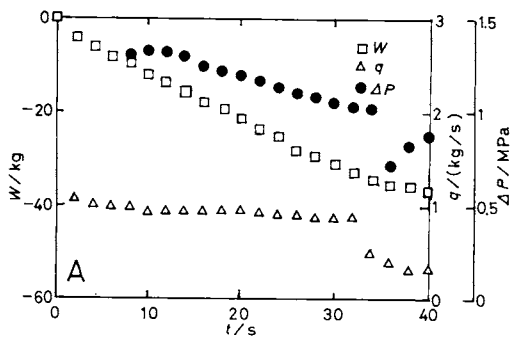


Fig. 3 Variation of various quantities with time.

A: Weight, flow rate and pressure difference.

B: Pressure C: Temperature.

- 1: In cylinder
- 2: In pipe of upper stream
- 3: In pipe at down stream
- 4: At nozzle

Fig. 4 Variation of various quantities with time.

A: Weight, flow rate and pressure difference.

B: Pressure C: Temperature.

- 1: In cylinder
- 2: In pipe at upper stream
- 3: In pipe at down stream
- 4: At nozzle

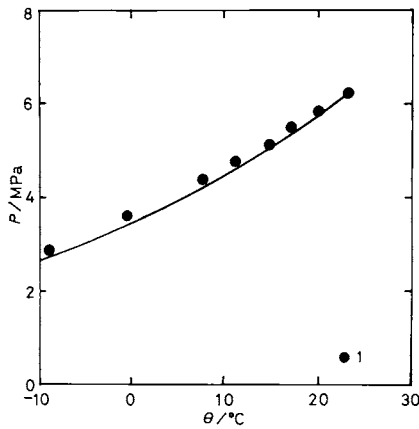


Fig. 5 Relation between temperature and pressure for carbon dioxide in the cylinder.

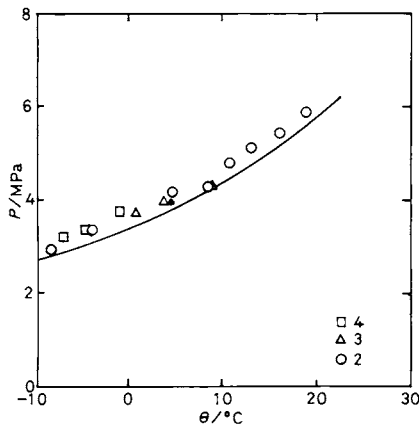


Fig. 6 Relation between temperature and pressure for carbon dioxide in the pipe.

容器からでた二酸化炭素の液相は、圧力の減少に伴わない気相を含むようになるとともに、上記と同様の温度低下が起こる。Fig. 6はこの様子を図示したものである。

以上述べた二酸化炭素の温度と圧力の関係は、Fig. 3から時間という要素を取り除いた事になり、Fig. 5とFig. 6との実線は一致し、すなわち二酸化炭素の温度蒸気圧曲線に他ならない。実験値も良くその線に乗っている。しかしハロン1301の場合には、幾分様子が異って来る。

ハロン1301を高圧容器に入れ、窒素で4.21MPaに加圧したのから液相が流出したとすると、Fig. 7の20°C

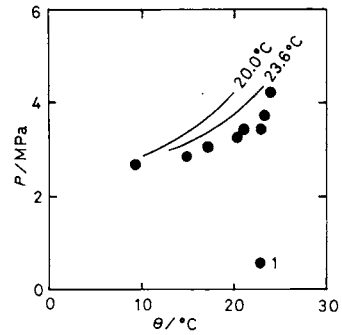


Fig. 7 Relation between temperature and pressure for halon 1301 in the cylinder.

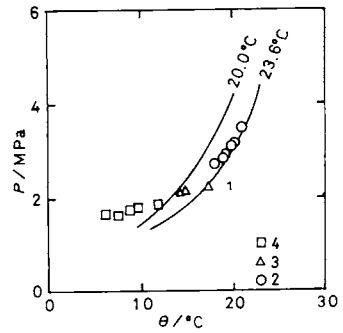


Fig. 8 Relation between temperature and pressure for halon 1301 in the pipe.

の実線のように温度と圧力は変化する筈である。これは気相の増加の際にハロン1301の蒸発潜熱の他に液相のハロン1301に溶解していた窒素の泡出も考慮されている。ところがこの実験例の場合のように20°Cで4.21MPaに加圧されていたものが23.6°Cになると4.37MPa（実験値4.35MPa）になって、放出後の圧力低下も図の23.6°Cの実線のように変化するように計算された。また測定値もその実線に近い所にある。すなわちハロン1301の場合には、単純な温度蒸気圧曲線では表わせないで、溶解度をからめた二成分系の平衡となるわけである。

配管中を流れる場合も同様でFig. 8のような結果になった。

このようにハロン1301の場合には、二成分系の平衡で考えねばならないので、二酸化炭素の場合のように単純に考える訳にはゆかないが、図に示したように計算で予測することはもちろん可能である。

#### 4. 結 論

液化ガス消火剤を使用する際の圧力の変化による状態変化について実験を行ない、計算と突合せた結果、次のような結論を得た。

液化ガス消火剤を使用する場合の元圧の変化は、流量に大きな変化を与えない。適当な時期の元圧を取って設計して置けば、要求される性能を十分満足するこ

とが出来る。

一成分系である二酸化炭素の場合には、温度と圧力の関係は当然乍ら温度蒸気圧の関係に一致した。しかし二成分系となる窒素加圧したハロン1301の場合には、液相も気相も二成分系で成分比（それぞれ溶解度と分圧蒸気圧）を考慮せねばならないので複雑となる。

#### 使 用 記 号

$P$ : 圧力 Pressure (M Pa)  
 $\Delta P$ : 差圧 Pressure Difference (M Pa)  
 $q$ : 流量 Flow Rate (kg/s)  
 $t$ : 時間 Time (s)  
 $W$ : 重量 Weight (kg)  
 $\theta$ : 温度 Temperature ( $^{\circ}$ C)

#### 引 用 文 献

- 1) 山鹿：消防研究所報告，第37号，9-14 (1973).
- 2) Hesson, J. C.: *Unpublished M. S. thesis, Ill. Inst. Tech.* (1953).
- 3) 長田，吉田：船舶技術研究所報告，第10巻，第1号，43-55 (1972).
- 4) Hesson, J. C., Peck, R. E.: *A. I. Ch. E. Journal* 4 207-10 (1958).
- 5) Williamson, H. V.: *Fire Tech.* 12 5-17 (1976).



---

## **Phase Change of Liquefied Gas Type Extinguishing Agents Due to Pressure Drop**

(Abstract)

By Shuzo Yamashika

(Received November 20, 1976)

Since the liquefied gas type extinguishing agents, such as carbon dioxide and halon 1301, are gases in normal condition, they are stored in a cylinder after being compressed and liquefied. Therefore, these extinguishing agents vaporize and bubble, when the pressure is reduced on its application. Then, they become a mixture of liquid and gas in the cylinder, and the mixture flows in a pipe of extinguishing system. In this study, the phase change of liquefied gas extinguishing agents due to pressure drop when they are using is clarified both in experiments and calculations.

# 火災と消火時に発生する水蒸気（第1報）

## ——木材クリブの燃焼および噴霧注水で発生する水蒸気の濃度——

高橋 哲

（昭和51年11月24日受理）

### 1. はじめに

火災時に発生するガスに関しては種々研究されているが、火災で発生する水蒸気および消火注水に際し蒸発する水蒸気についてはほとんど関心が払われていない。

水蒸気は有毒ガスとはいえないかも知れないが、生体に対する熱作用は大きく、熱傷をはじめとする有害な作用は無視できないようにみえる。

湿度の影響については、現在のところ、労働環境下

における研究は多いが、より高温多湿の、人体生理上の限界的条件についてはほとんど研究がなく、火災条件下のものについては皆無に等しい。

本稿には、人体に及ぼす熱作用の影響に関する基礎資料とするため、木材クリブを火災モデルとして使用し、その燃焼および噴霧消火時の、発生水蒸気の濃度について測定した結果について述べる。

### 2. 実験

高温ガス中の水蒸気を捕集するため、内径4mmの銅管3.5mを、Fig. 1に示すように、その中心部の3mの部分直径0.12mのラセン状に巻いたものをトラップとして使用した。これをドライアイス—アルコールで $-79^{\circ}\text{C}$ に冷却し、吸引ガス中の水分を凍結させた。次いで捕集した水をエタノールで洗い出し、洗浄液中の水分量をガスクロマトグラフで分析定量した。

水蒸気の捕集は、各捕集点につき、除湿ガスにして約1,000mlを90秒間かけて行った。

燃料にはすべて2.5cm×2.5cmの木口をもつ杉角材を使用し、クリブの組立方法は2.5cm等間隔の方形配列に統一した。

クリブの燃焼自体で発生する水蒸気濃度は、長さ22.5cmの棒を5段5列および7段5列に積んだ場合について、クリブの上端面中心部からサンプリングを行い測定した。同時に空気の過剰度をみるため、同一点付

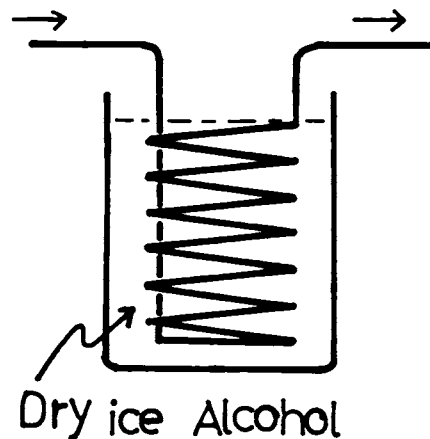


Fig. 1 Scheme of water vapour trap

This is made of copper tube 4 mm in diameter and three meters long at spiral part.

近から銅管を通してガスを吸引空冷し、ベックマン777型酸素濃度計で酸素濃度の測定も行った。

消火実験には、縦、横、高さが各々1 m、壁の厚さ0.1m、壁面に床面上から幅、高さが各々0.5mの開口部をもつコンクリート製の部屋模型を使用した。その内部で5段9列（1辺45cm）のクリブ2個を横に並べて燃焼させ、これに扇形噴霧ノズルで、噴霧の長径がクリブの上面に平行になる角度に注水した。

サンプリングは、開口部と反対側の壁の天井面から10cm下部に小孔を穿ち、これを通して行った。

燃焼、消火中の重量変化は、天井中央の小孔を通して、燃料を乗せた金鋼張りの鉄枠を吊るし、外部の荷重変換器で測定した。

ガス温度の測定には、クロメル-アルメル熱電対を使用し、天井中央下10cmおよび開口部上端の下方10cmの位置で行った。

### 3. 実験結果と考察

#### 3.1 木材の燃焼で発生する水蒸気

クリブの組立て段数および含水率を変えた場合の数例について水蒸気濃度、および5段5列の代表1例については酸素濃度および重量変化も測定し、時間経過との関係をFig. 2に示した。

含水率により水蒸気濃度が相違するのは頷けるが、組立て段数によっても差異が認められた。実験例は少ないが段数が高い程濃度は高くなる。この理由として、図の酸素濃度曲線にみられるように、クリブ上層部では下層部に比べて酸素がほとんど存在しない状態で加熱される、すなわち乾留のために、一層含水量の多い酸化を伴わない熱分解反応が進行し、この結果、全体の水蒸気濃度が高くなるような機構が考えられる。

一方、同じ配列、同じ含水率でも、クリブによって重量差があり、発生水蒸気濃度に相違が認められた。

クリブには、心材と辺材の混合した普通のものを使用した。必材は密度が高く、これに偏ったものが重量が大きくなったと考えられ、発生水蒸気も多い結果となった。

さらに、含水率の高いものでは、点火直後に多量に放出されているが、これは吸着水によるものであろう。

含水率13%位の普通のものでは、発炎燃焼の時間後半、重量で見ると60%減位（発炎燃焼は全重の約80%を占める）にピークを持つほぼ山型の分布を呈することが多い。これは点火の仕方—全底面同時着火か偏心的着火か—によっても形状が異なってくるようである。

水蒸気濃度は空気過剰率にも依存するわけであるが、空気過剰率は酸素濃度からみて、初期を除き発炎燃焼のほとんど全過程で1以下であり、残留炭素の燃焼に移行する過程で比較的急速に増加してくる。したがって、Fig. 2の水蒸気濃度において、特に水と関係のある発炎燃焼部分では、過剰の空気による希釈作用はな

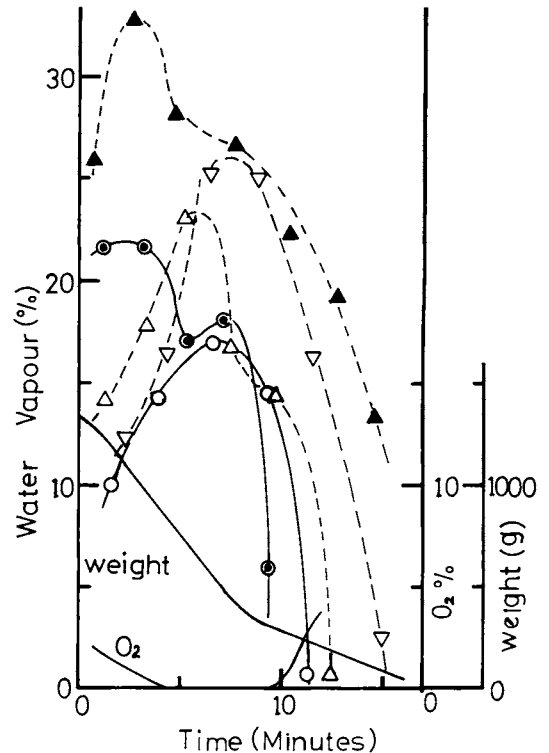


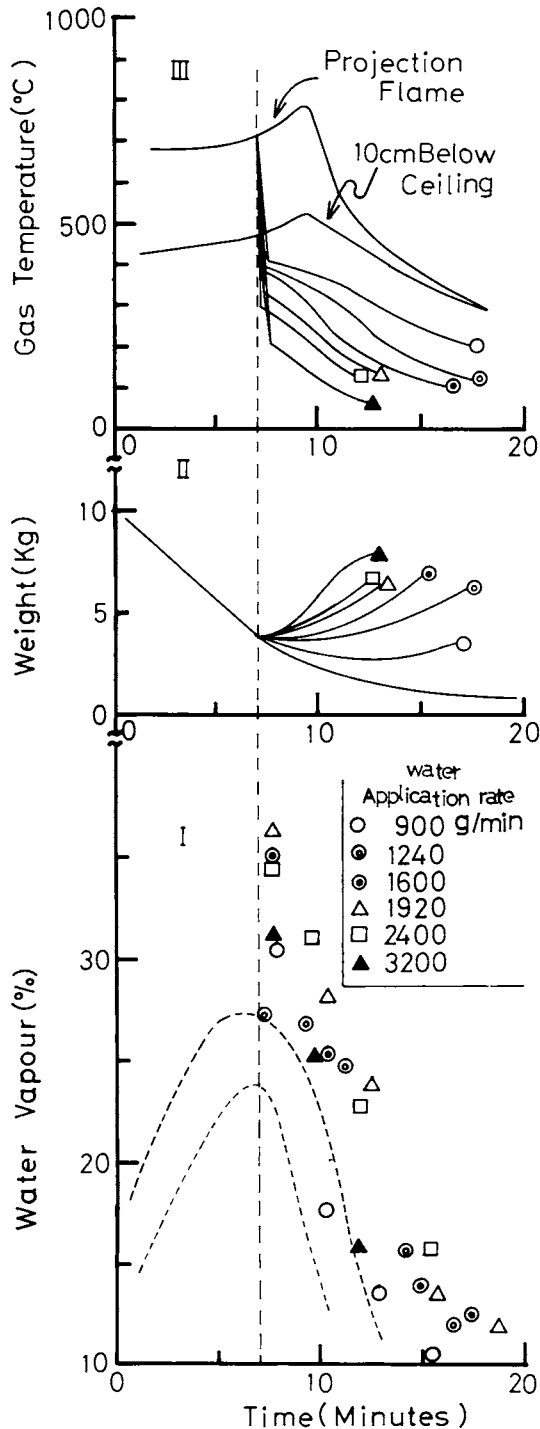
Fig. 2 Water vapour, oxygen concentration and weight loss of crib as a function of burning time.

- 5-5 (12.7) 1327g    △ 7-5 (12.7) 1772g
- ◎ 5-5 (12.2) 1410g    ▽ 7-5 (12.2) 1859g
- ▲ 7-5 (15.8) 1869g

The geometry of cribs are expressed by n-N, where n is the number of layers, N is the number of sticks per layer. All crib element is 2.5 cm in thickness and 22.5 cm long.

The number in parenthesis is initial crib water content in %. The wood used is all Japanese cedar.

Oxygen concentration and weight loss were measured only when the geometry was 5-5 (12.7).



かったと考えられる。

### 3. 2 消火で発生する水蒸気

模型実験の結果をFig. 3に示す。

コンクリート室内で5段9列のクリブ2個を横に並べて数回にわたり燃焼させ、水蒸気濃度を測定したブランクテストの結果、Fig. 3-Iの点線で囲まれた範囲に分布していた。これには、燃焼そのものから発生する水の外に、コンクリートから放出された水も多少は含まれるであろうが、Fig. 2の同じ5段のものとは比べてみると、この程度の短時間の加熱では、さほど多くはないと推測できる。

注水は重量が60%減じた時を見計らって行ったが、60%減に至る時間は、各回毎に多少前後する。Fig. 3には平均をとって点火後7分の時点で60%減に一致するよう時間をずらし、注水後の諸現象の変化が対比できるようにした。

Fig. 3-Iをみると、注水率の増大に伴って発生水蒸気濃度は高くなるが、ある率付近で最大となった後、再び低減する現象が認められる。この実験では、クリブの燃焼速度990g/minに対して注水率が2,000g/min位で最大となった。

点線で囲まれた部分にみられるように、木材の燃焼で発生した水蒸気に幾分かバラツキがあるにもかかわらず、注水によっては一定の傾向を示した事実は、ここで蒸発する水蒸気量が燃焼によってもたらされるも

Fig. 3 Water vapour concentration, weight and temperature history by extinguishing in model concrete house.

The fuel used were two units of cribs, each geometry was 5-9 and 45 cm square, which were set side by side on weighing frame in the house.

Water was applied with even flat spray nozzle when 60% of weight reduced, about 7 minutes after ignition and when the combustion rate of crib was 990 g/min.

The area surrounded by mountainous dotted line in I show water vapour distribution under a few times of blank tests.

The non-symbolized line in II and III show weight and temperature history when no water was applied.

In III, the gas temperature of emerging flame and that of 10 cm below ceiling coincided closely after applied water, so in this figure, the temperature after this point represent the both of them.

のを相対的にしのいでいるためと考えられる。

消火時間中に蒸発した水量および蒸発率について、Fig. 3 からある程度仮定計算できるが、厳密には消火中の燃焼速度を求める方法が確立されていないで、推測の域を出ない。

発生ガスの温度には、Fig. 3-III に示したように、吹出口と天井下では大きな開きがある。これは、天井面下ではまだ不完全燃焼炎の段階にあり、しかも壁面の冷却作用が利いているためと思われる。

これに対し、注水した場合には、両者の差はほとんど示す必要がない程一致したので、Fig. 3-III には各実験毎に一本の曲線で代表的に示した。この現象は一寸興味ある事実で、理由は、燃焼が小規模に抑圧されて不完全燃焼炎の影響が少なくなり、しかも注水前の燃焼過程で熱せられた壁面温度が、注水で発生したガスの温度に接近しているため、冷却作用が利かなくなったためではないかと考えられる。

### 3. 3 安全性について

水蒸気の熱作用に関する研究はごく限られているが、Fineberg等<sup>1)</sup>は、水蒸気-空気系のガスで犬を使って実験し、解剖学的見地から、この種ガスの吸入は肺水腫を起こし、血中酸素濃度の低下を招き、ひどい時には泡状の水腫性液体を吐出しながら死亡するといっている。同時に、皮膚を焼く程の高温の空気でも、乾燥し

ていれば気道で冷却されて肺泡に損傷を与えることなく吸入できるが、水蒸気を含む空気では肺の深部まで熱傷を起こすと説明している。

火災ガスに相当する場合として、ガスの温度、水蒸気量および煙（綿煙）の相互作用について、Stone等<sup>2)</sup>のラットを使った恐らくは唯一の実験例には、水蒸気や煙の存在が顕著な生理作用を及ぼすことが示されている。

また労働環境方面<sup>3,4)</sup>では、作業強度に応じた許容温度としてオックスフォードインデックスWD(°C)なるものを使用し、乾球温度D(°C)に15%、湿球温度W(°C)に85%のウエイトを置いて論じている。

$$WD=0.15D+0.85W$$

この値が50°Cを起えると、ほとんどの強度の作業に数分と耐えられれないと言われるが、仮に50°C飽和空気を考えるとWD=50に相当し、この時の水蒸気圧は92.5mmHg、空気中容量比で12.2%に相当する。この程度の水蒸濃度および温度条件にはFig. 3 からみて、通常のビル火災等の閉鎖的条件下では容易に遭遇すると考えられる。しかしクリティカルな意味での安全性については今後の研究に待たれる。

火災ガスの場合には、さらに酸素欠乏、有機質蒸気、高炭酸ガス濃度、一酸化炭素等の悪条件が付加するから、それ等を含めて、人体に対する生理作用を専門的立場からさらに追究する要がある。

## 4. むすび

木材の燃焼と噴霧消火時に発生する水蒸気濃度の測定を行った。

その結果、クリブをモデルとした燃焼によって

- ① 気乾状態では、水蒸気濃度は、点火後の時間経過に対して、ほぼ山型の発生曲線を呈する。
- ② クリブの積上げ段数が高い方が、より発生水蒸気濃度が高くなる。

また、コンクリート製模型室中の消火によって

- ① 発生水蒸気濃度が最大となるような注水率が存在

し、かつ常に、燃焼によってもたらされる濃度よりかなり高くなる。

- ② 室内と吹出口のガス温度の差がほとんど認められなくなる。

等のことがわかった。

しかし今回の実験結果は限られた例についての定性的なものであるので、今後より系統的实验を行ない、またその現象の裏付けについて考察をすすめる予定である。

---

### References

- 1) CHARLES FINEBERG, BERNARD J. MILLER and FRANK F. ALLBRITTEN; Thermal Burns of the Respiratory Tract; 98, p318 (1954)
- 2) H. HARLAN STONE, DONALD W. RHAME, JOHN D. CORBITT, KENNA S. GIVEN and J. D. MARTIN; Respiratory Burns; Annals of Surgery 165, No. 2, p157 (1967)
- 3) 三浦豊彦, 高温環境への適応と馴化, 労働科学 43, 7, p373 (1967)
- 4) 三浦豊彦, 温度と健康, 労働科学, 47, 1, p1 (1971)

# The Steam Generated by Fire and Extinguishing —I. The Steam from The Combustion of Crib and from Extinguishing with Water Spray—

(Abstract)

By Satoshi Takahashi

(Received November 24, 1976)

Little attentions has been paid on the water vapour generated by fire and extinguishing which may cause hypoxia, heat burn and heat stress of residents as well as fire men, although much attentions has been paid on toxic gases.

The author aims to clarify the concentration and amount of water which will be liberated by combustion of wood and also evaporated by extinguishing.

As the first step, in this paper, the water concentration in the combustion gas was measured by using small wood cribs as a model.

It is obvious that the water liberated depends on initial moisture content, besides it has becomes clear that the water liberated is not consistent through combustion process, but generally shows mountaineous distribution in which the maximum concentration appears at the latter middle part of flammable combustion zone.

The other tests, conducted was applying even flat water spray on burning crib in a model concrete house, showed remarkable increase of the concentration, and it was found there was an application rate at which the maximum concentration appears.

The gas temperature at the opening and that of 10 cm below ceiling coincided very closely after applying water, although there was distinguishing difference between them when no water applied.

Because these extinguishing tests are rather qualitative, the numerical relations should be obtained by another small model tests, the author will follow these tests.

The physiological effect based on these data should be asked on another investigation.

# 鉛直下向きの噴流が固体水平面に 衝突した後のひろがり

佐藤公雄

(昭和51年11月29日受理)

## 1. 緒言

石油タンクのベントから放出される石油蒸気や装置・配管等の故障箇所から噴出する可燃性ガスの広がりを予想することは防災上重要なことである。これら大気中に噴出した可燃性ガスは空気を巻き込みうすくなり徐々に爆発下限界以下の濃度となる。この時風があればより早くうすくなる。可燃性ガスが漏洩した時風がない方が引火爆発をする範囲は広がる。このため無風時に大気中に放出されたガスの濃度を予測することは重要である。無風時に地面の影響のない大気中へ放出されたガスの濃度分布に関する実験的研究は既に行なわれており、<sup>2,3,4)</sup> 濃度分布を推定する式も与え

られている。<sup>4,5)</sup>しかし地面に衝突した後のガスの濃度についての実験的研究はいくつかあるが、地面上のガスの濃度を推定する式を与える研究は見あたらない。それ故に無風時にノズルから鉛直下方に放出されたガスの地面に衝突した後の濃度分布を推測するための実験的研究を行なった。実際規模の実験を行なうことは設備・装置上の問題があり、またとくに可燃性ガスを用いることは安全上の問題がある。一般にノズルから放出された流体の挙動は、流体の種類よりは放出流体と周囲流体の密度差、放出口出口でのレノズル数に依存するため、この研究では液体を用いて実験を行なった。

## 2. 実験

実験装置は次の通りである。幅、長さ共に2m、深さ1mの亚克力樹脂製の水槽の中央部の適当な高さに鉛直下向きにガラス製の放出管を取り付けた。この管の放出口径は0.2~1.0cmとし、その長さは各々口径の30倍以上とした。放出管の肉厚は0.2~0.3cmで、放出口の2~3cm上からガラス管の外側をなめらかに削り放出口の肉厚は0.02~0.03cmとした。そしてそのガラス管の他端は軟質塩ビ管を通し、流量計、ポンプ、流量調節弁そして放出液貯蔵タンクへ連絡した。なお流量計は浮子式のもの、ポンプは遠心ポンプを使用した。水槽内には深さ90cm程度水を入れ、その水は塩酸により適当な濃度の酸性液とした。放出流体は水酸化ナトリウム溶液とした。なお両液とも1/50,000の割合でフェノールフタレインを混入させた。フェノールフタレインにより赤桃色に着色されたアルカリ性液体がノズルより酸性液体中に放出されると、その両者が混合し中和点になったところで、その色が消失する。この色の消失により二流体の混合比がわかり、放出流

体の初濃度に対する割合を求めることができる。たとえばA規定のアルカリ溶液をB規定の酸性溶液中に放出すれば放出液が初濃度の $B/A$ までうすまると中和点となり色が消える。なおほとんどの実験では放出液を1規定のアルカリ溶液( $\rho_0=1.04$ )とし周囲液体の塩酸濃度を変化させた。周囲液体の密度 $\rho_a$ は $1.00\text{g}/\text{cm}^3$ であった。またいくつかの実験では、食塩を加えることにより放出流体および周囲流体の密度を変化させ、密度差による影響を調べた。

流速が小さくかつ流れの厚みが小さいため適当な流速計がなく速度分布を測定することはできなかった。それ故、考察の一助にするため、いくつかの実験では放出口から各測定点までの放出液の到達所要時間を測定した。放出開始直後の非定常の時と、それ以後の定常の時では流れの様子が異なるため、到達所要時間を測定する時は、真水中へ食塩水( $\rho_0=1.04$ )を約20秒開放出し定常になったところで、放出液をアルカリ液に切り換えその先端の到達時間をもって放出液の到達



所要時間とした。なおすべての実験条件はTable 1に示した。

Table 1 Experimental conditions

No.	$d$	$H$	$V_0$	$(P_0 - P_a)/P_a$	Symbols in Figs. 5, 7 and 9
1	0.2	20	450	0.04	×
2	0.2	40	450	0.04	▽
3	0.2	40	180	0.04	△
4	0.3	20	200	0.04	+
5	0.3	20	80	0.04	○
6	0.3	40	200	0.04	□
7	0.3	40	80	0.04	◇
8	1.0	20	32	0.04	◆
9	1.0	20	18	0.04	●
10	1.0	40	32	0.04	▲
11	1.0	40	18	0.04	■
12	0.2	20	450	0.00	
13	0.2	20	450	0.11	
14	0.2	20	450	0.19	

### 3. 結果

ノズルより放出された流体は周囲の流体を巻き込み希釈され、円推状に広がり降下する。そして固体表面上に到達するとそこではねかえるようにわずかに上昇した後、徐々に表面をはうように下降し、放射状に広がる。そしてその後、衝突点近くから徐々に定常状態になる。Fig. 1にその様子の1例を示す。これは実験

番号No.10 (Table1参照)の結果で各曲線の濃度 3.0%の包絡線を示し、付記した数値は放出開始後からの経過時間(sec)である。これら濃度曲線により各濃度の定常値を求め、濃度分布曲線を作った。その一例をFig. 2に示す。これは実験番号No. 1の結果で付記した数値は濃度(%)を示す。

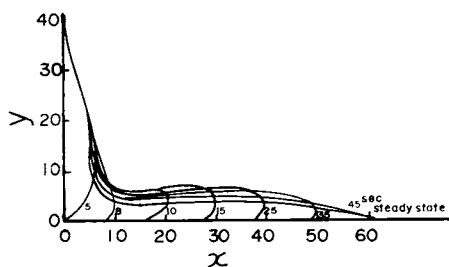


Fig. 1 Variation of 3%-concentration profile with time (No. 10 in Table 1)

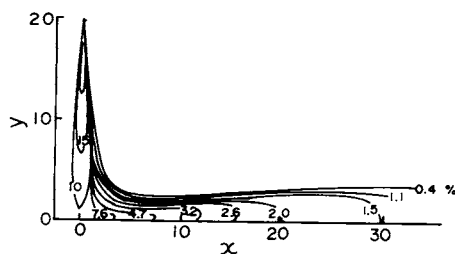


Fig. 2 Concentration profiles in steady state (No. 1 in Table 1)

### 4. 考察

固体表面への噴流の衝突については、主に工学的観点よりいくつかの研究がなされている<sup>6,7,8,9,10,11</sup>。そのうちのあるもの<sup>6,10</sup>によれば、このような流れの場は

次のようにわけられている。(Fig. 3参照)

- I “自由噴流領域” これは衝突による影響を受ける点より上流の領域

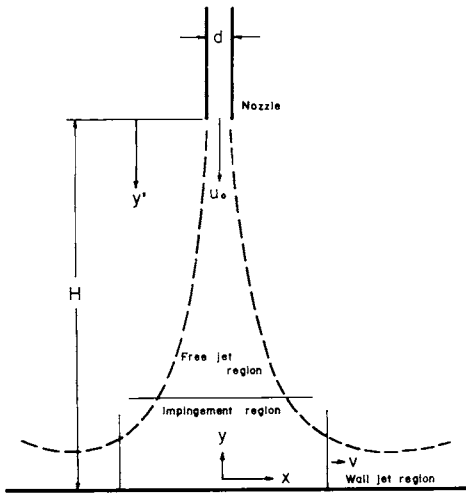


Fig. 3 Schematic diagram defining some of the symbols used

- II “衝突領域” これは衝突表面と噴流の相互作用により流れの方向を変える領域
- III “壁流領域” 衝突の影響がなくなり表面に沿って放射状に広がる領域

これらの三つの領域は別々に考えられているが、独立して存在するわけではない。

#### 4-1 自由噴流領域

自由噴流領域での濃度分布はガスについてばかりでなく、液体についても既に多くの研究がなされ、その濃度分布は次式で与えられる<sup>5)</sup>

$$\frac{C(y', x)}{C_0} = k_1 \frac{d}{y'} \left( \frac{\rho(y', 0)}{\rho_0} \right)^{\frac{1}{2}} \exp \left\{ - \left( k_2 \frac{x}{y'} \right)^2 \right\} \quad (1)$$

(1)式の誘導に用いられたように、放出ガスの運動量は巻き込まれた空気と分担されと考えると運動量保存の法則より速度は次式で近似できる。

$$\frac{u_{y', 0}}{u_0} = k_1 \frac{d}{y'} \left( \frac{\rho_0}{\rho(y', 0)} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

自由噴流領域での実測値と(1)式より  $k_1$  を求め、レイノルズ数 (Re数) との関係を図 4 に示した。この図で下方の実線は文献値<sup>5)</sup> によるものである。両者の違いは、 $k_1$  を文献値では濃度の時間的平均値より求めているのに対して、筆者の実験方法では各点での正確な時間的平均値が測定できないため、それより幾分大きい濃度値より求めたことによると思われる。

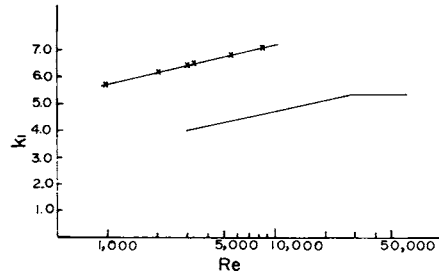


Fig. 4 Variation of  $k_1$  with Reynolds number at nozzle exit. (The lower solid line is based on a literature 5)

#### 4-2 衝突領域

固体表面に衝突する噴流は、衝突点付近で固体表面がない場合よりわずかに高い濃度を示す。この表面に衝突した噴流は、衝突点付近では半径方向ばかりでなく回転運動をもった複雑な流れのため、その正確な濃度分布を知ることは非常に困難である。しかし、この領域はせまく、自由噴流から壁流への遷移領域とも考えられるから、この領域での濃度は自由噴流および壁流の濃度より外挿で求めれば良い。

#### 4-3 壁流領域での濃度分布

平面に衝突した噴流は流れの方向をかえ、平面に沿って周囲に広がる。その流れは速度分布および濃度分布がそれぞれ自己相似性をもつ完全な壁流へとしだいに移行する。自由噴流領域と同様壁流領域においても静圧は一定であるから、衝突、および壁面との摩擦による運動量の損失がないと仮定すれば運動量保存の式より次式が成り立つ。

$$\int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} x \rho(x, y) \{v(x, y)\}^2 dy d\omega = \pi d^2 \rho_0 v_0^2 \quad (3)$$

また、物質保存の式より次式が成り立つ。

$$\int_0^{2\pi} \int_0^{\infty} x v(x, y) \cdot C(x, y) dy d\omega = \pi d^2 u_0 c_0 \quad (4)$$

壁流は周囲の流体を巻き込み、その厚み  $(\bar{y}(x))$  は徐々に大きくなる。この  $y$  と  $x$  は一次関係と考えられる<sup>7)</sup> この壁流のみかけ上の放出源 (仮想放出源) は自由噴流の衝突点ではない。この仮想放出源が衝突点から  $x_1$  離れたところにあると仮定すれば次式が与えられる。

$$\bar{y}(x) = k_3 (x + x_1) \quad (5)$$

壁流は周囲流体との境界領域で速度および濃度勾配が大きく、壁流内ではそれらの勾配が小さいから、壁

流内では鉛直方向の速度および濃度分布がなく、速度および濃度は一定であると仮定し、それらをそれぞれ  $\bar{v}(x)$ ,  $\bar{c}(x)$  とすると、(3), (4), (5)式より次式が与えられる。

$$\frac{\bar{v}(x)}{u_0} = \frac{d}{\sqrt{2k_3x(x+x_1)}} \left(\frac{\rho_a}{\rho_o}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

$$\frac{\bar{C}(x)}{C_o} = \frac{d}{2\sqrt{k_3x(x+x_1)}} \left(\frac{\rho_a}{\rho_o}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (7)$$

ただし壁流領域では、噴出流体は周囲の流体により十分希釈されていると考えられるから  $\rho(x, y) = \rho_o$  とした。

衝突点から十分離れたところの壁流を考えれば、(7)式は次式で近似できる。

$$\frac{\bar{C}_x}{C_o} = \frac{d}{\sqrt{2k_3(x+\frac{x_1}{2})}} \left(\frac{\rho_a}{\rho_o}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (7')$$

また壁がないと仮定して、衝突点 ( $y' = H$ ) での自由噴流の濃度  $C_H$  は(1)式より次式で与えられる。

$$\frac{C_H}{C_o} = k_1 \frac{d}{H} \left(\frac{\rho_a}{\rho_o}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (1')$$

(1), (7')式より (7')

$$\frac{\bar{C}(x)}{C_H} = \frac{H}{k_1 \sqrt{2k_3(x+\frac{x_1}{2})}} = \frac{1}{\sqrt{2k_3} (X+\frac{X_1}{2})} \quad (8)$$

(8)式で  $k_3$ ,  $X_1$  が決まれば任意の点での  $\bar{C}(x)/C_H$  を求めることができる。

各実験の  $X$  面での最大濃度  $C(X)_{max}$  を  $C(X)$  とし適当な  $X_1$  を求める。

$X_1 = H/2$  の時、すべての実測値が(8)式に最もよく適合する。(Fig. 5 参照) この時  $1/\sqrt{2k_3}$  は 2.5 である。よって(8)式より

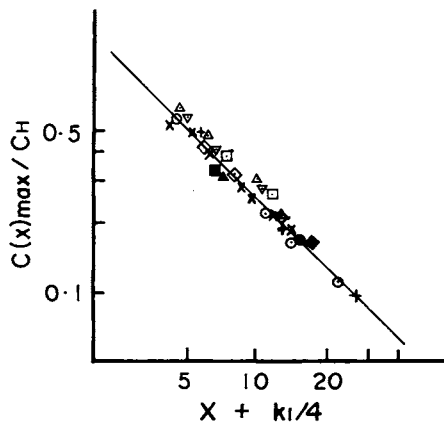


Fig. 5 Variation of maximum concentration with  $X$ .

$$\frac{C(X)_{max}}{C_H} = \frac{2.5}{X + \frac{H}{4}} \quad (9)$$

壁流においてはその濃度分布は自己相似性をもつから、

$$\frac{C(x)}{C(x)_{max}} = f\left(\frac{Y}{X+X_1}\right) = f\left(\frac{Y}{X+k_1/2}\right)$$

とおける。

Fig. 6 に No. 1 の実験の  $C(X)/C(X)_{max}$  と  $Y/(X+k_1/2)$  の関係を示す。

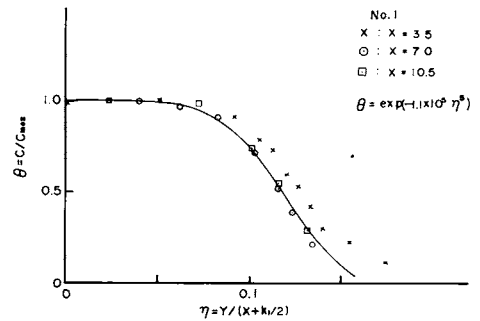


Fig. 6 Variation of concentration with  $Y$  (No. 1 in Table 1)

これより相似性は  $X = 3.5$  付近から始まり、次式で表わせる。

$$\frac{C(x)}{C(x)_{max}} = \exp\left\{-1.1 \times 10^5 \left(\frac{Y}{X+k_1/2}\right)^5\right\} \quad (10)$$

Fig. 7 にすべての実験の  $X = k_1/2$  での  $C(X)/C_H$  と  $Y$  との関係を示す。なおこの図で曲線は  $C(X)_{max} = C_H/2$  と仮定した時の(10)式を示す。

これよりすべての実験で壁流の鉛直方向の濃度分布は(9)式で近似されることがわかる。また(9)式に  $X = k_1/2$  を代入すると  $k_1 = 5.8 \sim 7$  であるので  $C(X)_{max}/C_H$  は近似的に 0.5 となり Fig. 7 とよく一致する。

(9), (10)式より

$$\frac{C(X, Y)}{C_H} = \frac{2.5}{X+k_1/4} \exp\left\{-1.1 \times 10^5 \left(\frac{Y}{X+\frac{H}{2}}\right)^5\right\} \quad (11)$$

(1)' および(11)式より

$$\frac{C(x, y)}{C_o} = \frac{2.5d}{x+H/4} \left(\frac{\rho_a}{\rho_o}\right)^{\frac{1}{2}} \times \exp\left\{-1.1 \times 10^5 \left(\frac{k_1 y}{x+H/2}\right)^5\right\} \quad (12)$$

なお、 $\rho(y', 0) = \rho_o$  とした。

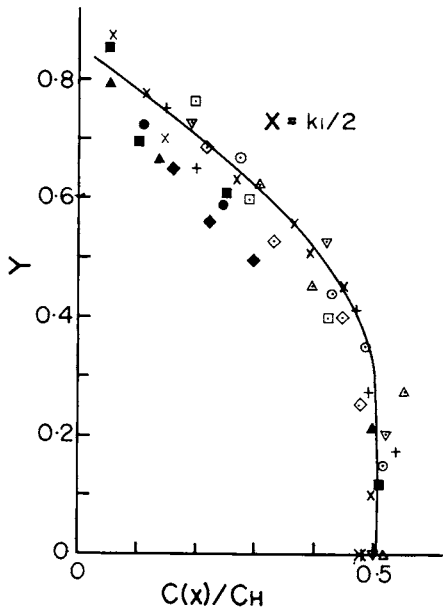


Fig. 7 Variation of concentration with  $Y$  at  $X = k_1/2$

#### 4-4 放出流体の密度と壁流の厚さ

放出流体の密度の違いによる壁流の厚みの変化を調べるため、No. 1の実験と同じ条件で、周囲および放出流体の密度をかえ実験を行なった。壁面から最高密度の $1/2$ の濃度を示す面までの無次元距離 $Y_{1/2}$ と流体の密度との関係をFig. 8に示す。これより放出流体と周囲

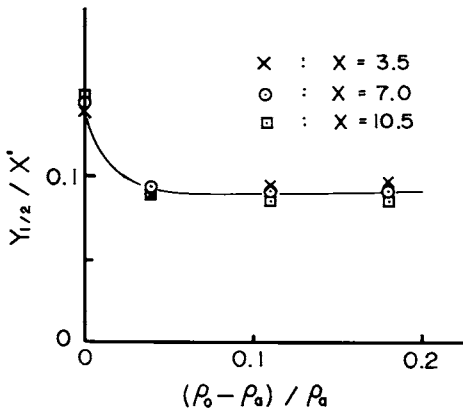


Fig. 8 Variation of wall-jet thickness with jet-liquid density

流体の密度差が小さい所では密度差の影響が大きいが、密度差が0.04以上ではほとんどその影響を受けない。

#### 4-5 壁流領域での速度分布

壁流領域での速度分布を測定することができなかったため、各点へ到達するのに要する時間を測定した。流速と到達距離の関係は次式で与えられる。

$$\frac{dX}{d(t)} = \overline{V(X)} \quad (13)$$

(2), (5)および(6)より

$$\frac{\overline{V(X)}}{V_H} = \frac{2.5}{X + \frac{k_1}{4}} \quad (14)$$

(13)および(14)式より

$$\frac{X^2}{2} + \frac{k_1}{4}X + c = 2.5V_H t \quad (15)$$

この流れの初期条件として、壁流が始まる点 $k_1/2$ を出発点とすれば  $C = -k_1^2/4$

$$\therefore \left(X + \frac{k_1}{4}\right)^2 = 5V_H t + \frac{9}{16}k_1^2 \quad (16)$$

Fig. 9に実験結果と(16)式の関係を示した。これより $v_H$ が小さい時は(16)式と実験値が良く一致するが $v_H$ が大きくなると両者の差が大きくなるのがわかる。これは $V_H$ が大きい時は衝突や壁面との摩擦で運動量が完全

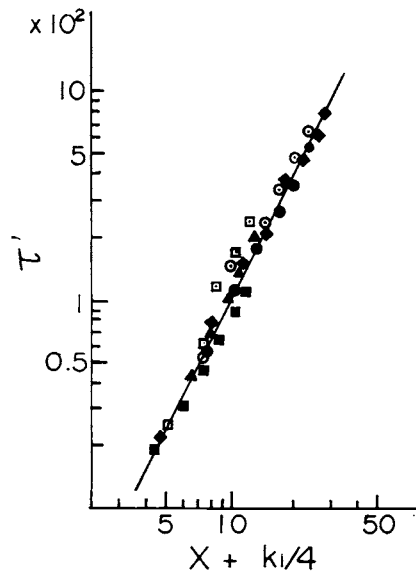


Fig. 9 Variation of  $\tau'$

に保存されないためと考えられるが、さらに詳細な実験を行ない検討を加えねばならない。

## 5. まとめ

平面に衝突する噴流では壁流は噴出軸から $3.5H/k_1$ 離れたところから始まる。これは今まで行なわれた実験結果<sup>7)</sup>とも良く一致している。壁流の仮想放出源は衝突点より反対側に $H/2$ 離れていると考えられる。

壁流の定常時の濃度分布は次式で与えられる。

$$\frac{C(x,y)}{C_0} = 2.5 \frac{d}{x + \frac{H}{4}} \left( \frac{\rho_a}{\rho_0} \right)^{\frac{1}{2}} \times \exp \left\{ -1.1 \times 10^5 \left( \frac{k_1 y}{x + \frac{H}{2}} \right)^5 \right\}$$

なお、放出開始時の壁流領域の濃度は $x$ 方向では定常時とほとんど変わらないが、 $y$ 方向では非常に異なり、その厚みは定常に比べ約2倍くらいとなる。

おわりに、この報告をまとめるにあたり、御助言下さった消防研究所熊野陽平所長に感謝いたします。

### Notation

$C_0$	initial concentration of jet liquid [-]	$x$	distance from jet axis [cm]
$C_H$	calculated concentration on the jet axis at $y'=H$ by Eq. (1)	$x_1$	distance from impingement point to image source of wall jet [cm]
$C(x)$	apparent concentration at any station along the wall	$X$	dimensionless distance ( $=k_1 x/H$ ) [-]
$C(x)_{max}$	maximum concentration at any station along the wall [-]	$X'$	dimensionless distance ( $=X + k_1/2$ ) [-]
$d$	nozzle diameter [cm]	$X_1$	dimensionless distance ( $=k_1 x_1/H$ ) [-]
$H$	height of nozzle above ground board [cm]	$y$	distance perpendicular to wall [cm]
$k_1$	constant depending on Reynolds number [-]	$y'$	distance from jet nozzle in flow direction [cm]
$k_2, k_3$	constant [-]	$y(x)$	apparent thickness of wall jet
$t$	time [sec]	$Y$	dimensionless distance ( $=k_1 y/H$ ) [-]
$u_0$	jet velocity at nozzle [cm/sec]	$Y_{1/2}$	dimensionless half-value width of wall jet concentration [-]
$u_H$	calculated velocity on the jet axis at $y'=H$ by Eq. (2) [ $\text{cm}\cdot\text{sec}^{-1}$ ]	$\rho$	density [ $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ]
$U_H$	$k_1 u/H$ [ $\text{s}^{-1}$ ]	$\rho_a$	density of ambient liquid [ $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ]
$v$	velocity in $x$ direction [ $\text{cm}\cdot\text{sec}^{-1}$ ]	$\rho_0$	density of jet liquid [ $\text{g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ]
$v(x)$	apparent velocity at any station along the wall [ $\text{cm}\cdot\text{sec}^{-1}$ ]	$\tau$	time that wall jet require to reach any station from a point ( $X=k_1/2$ ) along the wall [sec]
$V(x)$	( $=k_1 v(x)/H$ ) [ $\text{sec}^{-1}$ ]	$\tau$	( $=5V_H\tau + 9k^2/16$ ) [-]
		$\omega$	angle in cylindrical coordinate

### 参 考 文 献

- Hinge, J. O., and vonder Hegge Zijnen, B. G. *Appl. Sci. Res.*, Hague (1949) A1 435
- Kristmadson, D., and Danckwerts, P. V. *Chemical Engineering Science*, 16 267 (1961)
- Becker, H. A., Hattel, H. C., and Williams, G. C., *J. Fluid Meck* 30 285 (1967)
- 上原陽一, 佐藤公雄, *安全工学*, 10, (2) 85 (1971)
- Long, V. D., *Second Symposium on Chemical Hazards*, 6 (1963)
- M. Poreh, Y. G. Tsuei, *Israel Journal of Technology* 3, No. 1, p.7 (1965)
- Tani, I. and Komatsu, Y., *Eleventh International Congress of Applied Mechanics*, Munch, p.632, (1966) 1964 Springer Berlin
- Wintrich H., *VDI-Berichte Nr. 121* p.272 (1969)
- Fletcher, B., *J. Fluid Mech.* 30, 1, p.1 (1971)
- C. duP. Donalds on and R. S. Snedeker, *J. Fluid Mech.*, 45, 2 p.281 (1971)
- L. J. S. Bradbury, *Aeronautical Quarterly*, May, p141 (1972)

# An Experimental Study on the Concentration Distribution of the Radial Wall Jet on Horizontal Plane

(Abstract)

By Kimio Sato

(Received November 29, 1976)

An experimental study using a hydrodynamic analogue model was conducted to investigate the concentration distribution of the gaseous wall jet on the horizontal plane that would be produced by a downward vertical jet of inflammable gases or vapours impinging on the ground surface.

The inflammable gases (or vapours) were simulated by alkaline solution, containing principally 1 normal of sodium hydroxide and coloured by 20ppm of phenolphthalein. This solution was discharged downward through a glass-nozzle immersed in a pool of dilute hydrochloric acid, the concentration of which was varied within the range less than the fraction of normal and added also with 20ppm of phenolphthalein. Quantitative determination of concentration profiles for the discharged alkaline solution was made by tracing the envelopes of the red-coloured clouds for various concentrations of the ambient acid solution.

The analysis of the experimental results shows that, with the steady state of a turbulent radial wall jet on the horizontal plane, the concentration profiles in any vertical section including the jet axis ( $y$ -axis) may be approximated by those of a linearly diluting virtual flow from an image source retreated horizontally from the jet axis by half the nozzle height  $H$ , and thus the time average concentration  $C(x,y)$  at an arbitrary point may be expressed in terms of the initial concentration  $C_0$ , the nozzle diameter  $d$ , a constant  $k_1$  dependent on Reynolds' number, and  $H$ , by:

$$\frac{C(x,y)}{C_0} = 2.5 \frac{d}{x+H/4} \exp \left\{ -1.1 \times 10^5 \left( \frac{k_1 y}{x+H/2} \right)^5 \right\}$$

---

消防研究所報告

通 卷 43 号

昭和52年3月31日発行

編 集  
発 行

自治省 消防庁 消防研究所

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

---