REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No.48 September 1979

消防研究所報告

通 巻 48 号 1979年9月

目 次

研 究

水溶性液体火災に対する各種泡消火剤の消火能力の評価……星野 誠，林 幸司……(1)

燃焼域の周辺気流の観測……山下 邦博……(27)

レーザーシュリーレン法による衝撃波速度の測定……長谷川 和俊……(35)

消 防 研 究 所
東 京 都 三 鷹 市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No.48 September 1979

– Contents –

MEMOIR

Evaluation of Abilities of Fire-Fighting Foam Agents to Extinguish Polar-Type Flammable Liquids ····· Makoto Hoshino and Koji Hayashi ····· (1)

Experimental Study of Air Flow around Fire in the Open ····· Kunihiro Yamashita ····· (27)

A Laser-schlieren System for the Measurement of Shock-Wave Velocity ····· Kazutoshi Hasegawa ····· (35)

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

水溶性液体火災に対する各種泡消火剤の消火能力の評価

星野　誠，林　幸司

（昭和54年5月31日受理）

1．緒　言

我が国では，危険物第4類中のアルコール，ケトンなどのいわゆる水溶性液体タンク火災に対しては，主に水溶性液体火災用泡消火剤（以下泡消火剤と略）が使用されている。現在，その大部分はたんぱく加水分解物に水不溶性の金属石けんを加えたたんぱく系泡消火剤で占められている。このものは，火災現場で水と混合後2～3分以内に使用しないときは，水流中に沈澱を生じ，この結果，著しく消火効果を減ずる。また燃焼液面へ泡を注入する際，きわめて静かに液面に泡をのせないと，泡の消滅が速くて効果が減退するなど使用上の欠点が多いと言われている。最近，それらの短所を克服した，フッ素，シリコーン系などの合成界面活性剤を基剤とする新しい泡消火剤が相ついで開発されている。しかし，これらの泡消火剤の性能に関して公表された研究報告はきわめて少ない[1]。そこで，従来のたんぱく系泡消火剤を含め，これらの新規に開発された泡消火剤について，大・小規模消火実験と物理・化学的試験を行い，その消火性能，再燃性能，および物理・化学的性質を調べることにした。また，これにより，現行泡消火剤規格（自治省令第26号）から適用除外されている水溶性液体用泡消火剤規格原案作成に役立つ基礎資料を得たので，ここに報告する。

2．実験方法と測定事項

2.1　燃焼容器

大規模消火実験用には**Fig.1**で示すような1辺1.5m角の2重壁タンクとその内側の1重壁タンクを用いた。なお，このタンクは別報[2),3)]ですでに使用されたものである。小規模消火実験用には**Fig.2**で示すような70.7cm×70.7cm×40cm^{H}の燃焼容器を用いた。

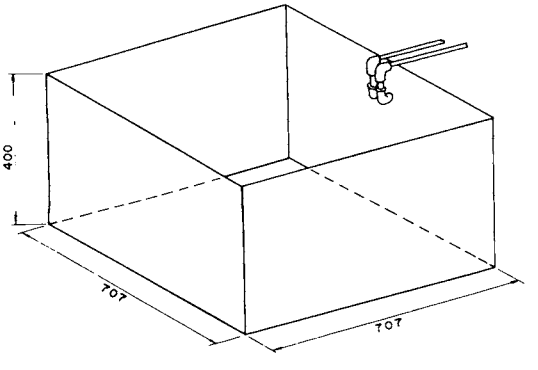

Fig. 2 Square pan for small scale tests

2.2　燃料

1級メタノール(JISK 8891)，1級アセトン(JISK 8034）を用いた。

2.3　泡ノズル

大規模消火実験用には米国連邦規格ノズル（Fed. Spec. O-F-555C）を用いた。このノズルは，放水圧力7.0kg/cm²のとき泡水溶液放水量が22.7ℓ/minとなるよう設計されているが，今回の実験では，泡水溶液供給量が10ℓ/min・m²(22.5ℓ/min）となるよう放水圧力を調整した。小規模消火実験用には**Fig.3**で示すような試作ノズル2本を用いた。このノズルは，別報[4)]ですでに使用されたもので，放水圧力7.0kg/cm²のとき泡水溶液放水量が1.25ℓ/minとなるよう設計されている。

2.4　泡放出口

大・小規模消火実験用泡ノズルの先端に，**Fig.4**，**Fig.5**で示すようなLまたはU字形の泡放出口（フオ

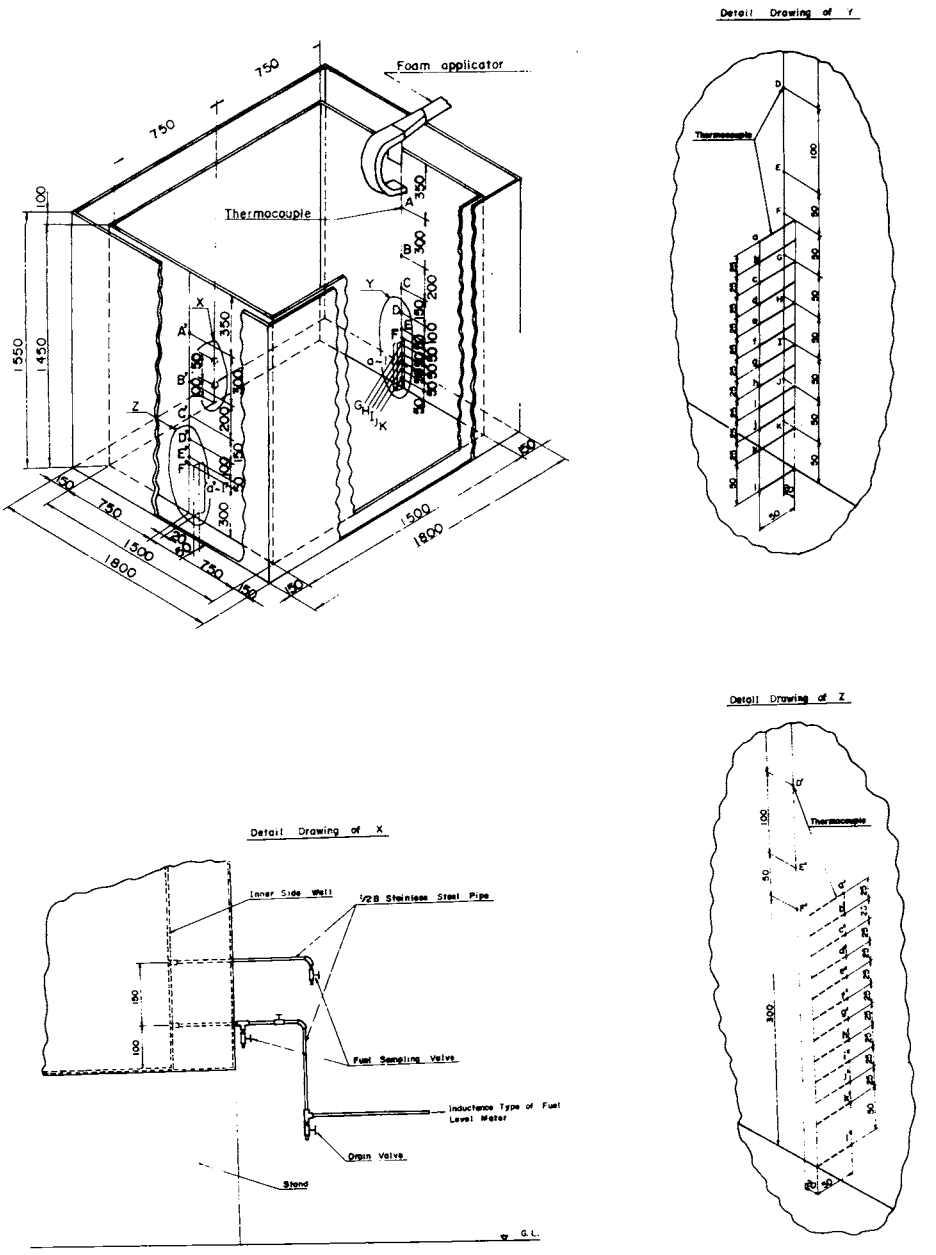

Fig. 1 Double-sidewall tank for large scale tests

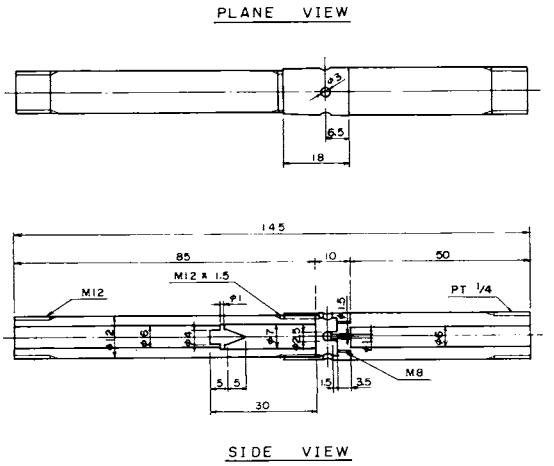

Fig. 3 Small scale foam nozzle for extinguishing tests of square pan fires (0.5 m²)

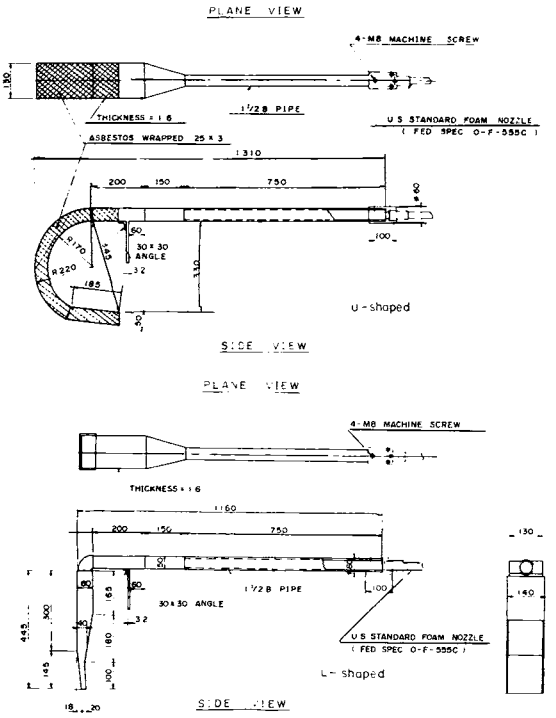

Fig. 4 Foam applicators for extinguishing tests of square tank fires (2.25 m²)

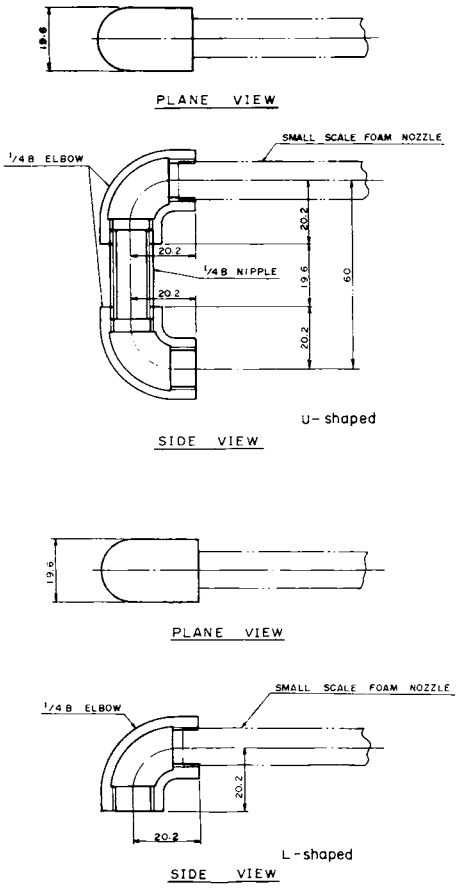

Fig. 5 Foam applicators for extinguishing tests of square pan fires (0.5 m²)

ーム・アプリケーター）を取付けた。

2.5 泡消火剤

合成界面活性剤泡消火剤（以下合成泡消火剤と略）は，アメリカのナショナル・フォーム社製**AER-O-WATER-PSL**改良品**A**，住友３Ｍ社製ライトウオーター**FC-3035**(FC-600改良品)**B**，純国産品**C**，たんぱく泡消火剤は，非金属石けん型改良品**D**，従来の金属石けん型品**E**を用いた。それらの泡消火剤は，すべて６％型で，国産かまたは外国品を国内で改良したものである。また，それらはすべて国内泡消火剤メーカーにより提供されており，金属石けん型たんぱく泡消火剤**E**を除いては，すべてプレミックスと淡・海水の併用が可能な新規開発製品である。

2.6 タンク壁温度，燃料温度の測定

30分間予燃中と消火開始以後の２重壁タンク内壁，燃料の温度変化を調べた。タンク内壁用シース型ＣＡ熱電対には助川電気工業社製T-40-4000DK8B10EXA,

燃料用シース型CA熱電対には同社製T−40−4000BK 9B10EXA を用いた。これらの熱電対は小松エレクトロニクス社製ZC−114/ZB−40型冷接点補償器を介して，横河電気製作所製3851−04型小型多点温度記録装置につないだ。**Fig.1**に各熱電対の設置箇所を示す。

2.7 燃料の厚みの測定

タンク内の燃料の厚み，燃料量，燃焼速度の測定には総合計装社製TAF−1型フロート式液面計を用いた。**Fig.1**に2重壁タンク内壁に取付けた燃料導入管と液面計との接続方法を示す。

2.8 燃料中の水分量の測定

消火開始後のメタノール，アセトン中の水分量変化を調べた。**Fig.1**に燃料サンプル採取口の位置を示す。水分量の測定には三菱化成工業社製CA−02型ディジタル微量水分測定装置を用いた。

2.9 表面張力の測定

20℃における各泡消火剤の表面張力を調べた。表面張力計には協和科学社製ESB−Ⅳ型を用いた。

2.10 引火点の測定

メタノール，アセトンの水希釈時における引火点を調べた。引火点の測定には石油製品引火点試験方法，(タグ密閉式，JISK 2539) に準じて行った。

2.11 粘度の測定

自治省令規格第6条の方法(JISK 2283)により，20℃〜−5℃における各泡消火剤の粘度を調べた。この方法で測定不可能な場合には，東京計器社製BM型ブルックフィールド回転粘度計を用いた。

2.12 使用温度範囲の測定

低温時における泡消火剤の使用可能温度範囲を調べた。その方法としてはピックアップ管付泡ノズルを使用して，20℃〜−5℃の泡原液を吸引し，得られる泡水溶液濃度を測定した。泡ノズルは前述**2.3**の米国連邦ノズルを用い，ピックアップ管はこのノズルに指定されているものを用いた。**Fig.6**にピックアップ方法を示す。この時の放水圧力7.0kg/cm²は米国連邦規格(Fed. Spec. O−F−555C)で規定されている値を用いた。なお，泡水溶液濃度(vol%)は泡消火剤の吸引量(ℓ/min)から求めた。

2.13 消火実験方法

2.13.1 0.5m²小規模消火実験

70.7cm×70.7cm×40cm^{H}の燃焼容器内に毎回メタノール,またはアセトンを深さ15cm(75ℓ)入れ,着火後5分間予燃し，消火を開始した。消火方法は，2本の試作泡ノズルとLまたはU字形泡放出口(前述2.4)を使用し，**Fig.2**に示すように泡と泡とを燃焼容器の壁面にそって流下させるいわゆる側壁面流下方式によった。[4] 泡水溶液はあらかじめ所定の濃度にうすめるプレミックス方式で調製し，2台の耐圧容器に入れた。つぎに，これらの容器を圧縮空気(7.0±0.1kg/cm²)で同時に加圧することにより，泡水溶液を等量ずつ，したがって合計して5ℓ/min・m²の供給率になるように送り出し，2本の試作泡ノズルを通して発泡させた。泡水溶液は消火するまで供給しつづけ，消火した場合にはさらに泡の再燃性能を調べるため，泡の供給は停止せず，消火後もさらに泡の供給を続けた(後述)。なお，消火実験の直前に，室温，燃料温度，泡水溶液温度，泡の膨張率と25%ドレネジ時間を，泡供給終了15分後（耐火性試験直前）に再び燃料温度の測定を行った。

2.13.2 2.25m²大規模消火実験

1.5m角1重壁タンク，同2重壁タンク内に毎回メタノール,またはアセトンを深さ26.7cm(600ℓ)，または，53.4cm(1200ℓ)入れた。この結果，着火開始前のフリーボードの高さ*1)はそれぞれ118.3cm，91.6cmになった。つぎに着火後30分間予燃し，消火を開始した。消火方法は，米国連邦ノズルとLまたはU字形泡放出口を使用し，**Fig.1**に示すように泡をタンク壁面にそって流下させる方法によった。泡水溶液の調製方法は，金属石けん型たんぱく泡**E**は**Fig.7**で示すようなラインプロポーション方式，合成泡**C**はプレミックスとラインプロポーション方式，その他の泡はすべてプレミ

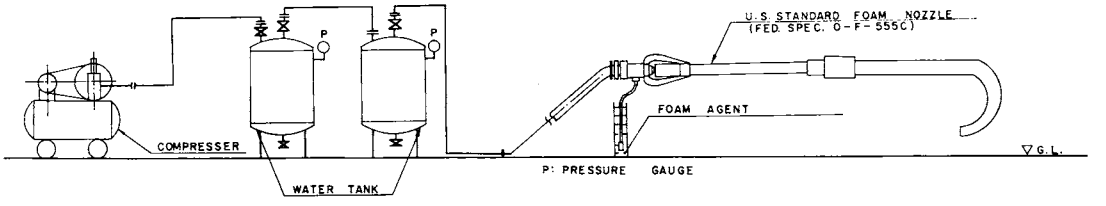

Fig. 6 Schematic diagram of a pick-up type proportioning device

＊1）燃焼容器の内壁の上辺のふちから燃料面までの距離。

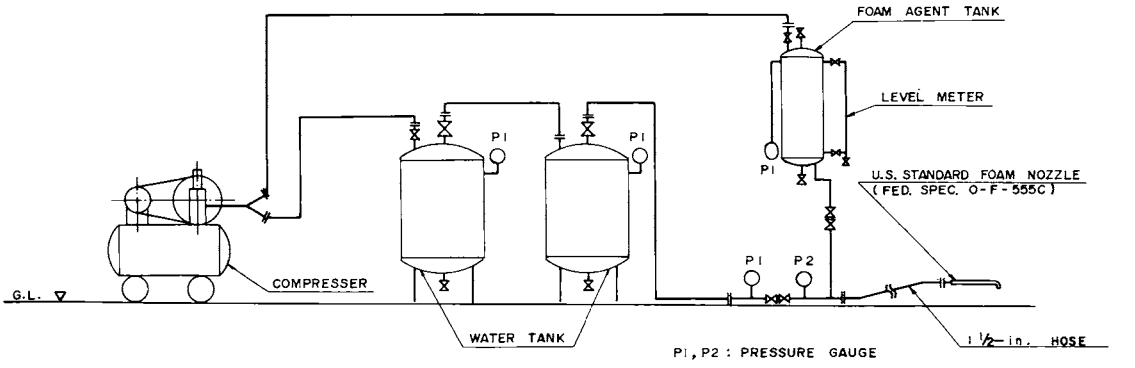

Fig. 7 Schematic diagram of a line proportioning device
1½ in. hose length: 20 m　　Transit time: 1 min 15 sec. ~ 1 min 20 sec.

ックス方式によった。泡水溶液の供給率は，プレミックス，ラインプロポーション方式いずれも10ℓ/min・m²であった。この時の放水圧力は，プレミックスの場合5.75kg/cm²，ラインプロポーションの場合4.9kg/cm²*2)であった。泡水溶液は消火するまで供給しつづけ，消火した場合には，1重壁タンクについては消火時点でただちに泡の供給は停止した。2重壁タンクについては消火後も泡の供給は停止せず，さらに1分間泡の供給を続けた。その後，泡の再燃性試験のうち，密封性試験のみを行った。なお，消火実験の直前に室温，燃料温度，泡水溶液温度，泡の膨張率と25%ドレネジ時間を，着火開始後はタンク壁温度，燃料温度，燃焼速度，燃料中の水分量の測定を行った。

2.14 再燃性試験

消火直後の高温のメタノール，アセトンに対する泡の再燃性を調べるため，今回の実験では消火後の泡供給時間は0または1分間とすることにした。ただし，小規模消火実験の場合，密封性試験で着火せず，耐火性試験で全面火災になった泡消火剤についてのみ，消火後の泡供給時間を最高5分間延長することにした。

2.14.1 密封性試験

小規模消火実験では，泡供給停止後2分，10分，大規模消火実験では，2分，10分，15分間放置した泡層の表面近くを全面にわたって，点火棒にガソリンを浸して着火した炎を近づけて，再着火の有無を調べた。

2.14.2 耐火性試験

2.14.1の密封性試験を行った後も全面火災に至らず，泡が燃料面を完全に覆っている場合には，小規模消火実験においてのみ，さらに泡供給停止15分後に，泡面の中央部に燃料面を1辺15cmの正方形となるように露出させ，まず露出した泡層の厚みと液温を測定し，つぎに5分間燃焼させた後の露出油面の広がりを測定した。

3. 結果と考察

3.1 0.5m²小規模消火実験

3.1.1 各種泡の消火性能

消火実験の結果をTable 1 に示す。泡消火剤の種類によって消火時間，発泡性能に著しい差が見られた。また泡放出口の形状がLまたはU字形によって，同一泡消火剤から得られる消火時間，発泡性能にも大きな差が見られた(後述)。金属石けん型たんぱく泡Eは，泡水溶液がプレミックスの場合，従来から言われているように消火性能はよくないとされて来たが，今回の実験でもメタノール，アセトンの消火のいずれも最低の消火性能を示した。一方，プレミックス可能な泡のうち，非希釈型合成泡A，Bはメタノール，アセトンの消火が最も速かった。また合成泡C，改良型たんぱく泡Dの消火性能は，これらの泡A，Bと従来のたんぱく泡Eとの中間に属していることがわかった。

3.1.2 各種泡の再燃性能

消火後のメタノール，アセトンに対する各種泡の再燃性能をTable 1 に示す。この結果，消火後の泡供給時間が1分の場合，泡供給停止15分後の耐火性試験を行うことが出来たのは改良型たんぱく泡Dのみであっ

＊2) Fig.7のP_2の圧力に相当する。

Table 1 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, burnback

Foam agent	Water used	Fuel used	Foam applicator	Properties of the foam		Application* rate per unit time and area (ℓ/min·m²)	Temperature of fuel		Temperature of foaming solution (°C)
				Expansion ratio	25% drainage time (min·sec)		Before burning (°C)	After extinguishing (°C)	
Synthetic-A	Fresh water	Methanol	L-shaped	5.3	13′12″	5.1	19.0	29.0	18.9
〃	Synthetic sea water	〃	〃	4.5	5′41″	5.1	21.5	31.0	19.9
〃	〃	〃	〃	4.9	5′38″	5.1	23.0	32.0	19.9
Light Water FC-3035	Fresh water	〃	〃	6.1	8′45″	5.0	17.0	29.0	18.1
〃	Synthetic sea water	〃	〃	5.7	5′25″	5.0	17.2	27.8	16.2
Synthetic-C	Fresh water	〃	〃	5.5	2′49″	5.0	16.0	38.9	17.6
〃	Synthetic sea water	〃	〃	4.8	<1′00″	5.1	18.0	40.9	19.2
〃	Fresh water	〃	U-shaped	4.5	3′27″	5.1	16.0	–	17.5
New type protein-D	〃	〃	L-shaped	6.0	4′20″	5.1	15.9	35.0	17.0
〃	Synthetic sea water	〃	〃	5.8	5′13″	5.0	16.3	35.1	16.1
〃	Fresh water	〃	U-shaped	5.2	5′05″	5.0	17.5	35.2	17.9
Conventional protein-E	〃	〃	L-shaped	4.9	<1′00″	5.1	23.4	41.2	20.4
〃	Synthetic sea water	〃	〃	4.7	1′07″	5.0	21.0	–	19.0
Synthetic-A	Fresh water	Acetone	〃	5.5	8′48″	5.1	24.5	31.1	22.0
〃	〃	〃	〃	4.6	14′34″	5.1	14.5	22.0	15.0
Light Water FC-3035	〃	〃	〃	6.0	8′53″	5.0	17.8	27.0	18.1
〃	〃	〃	〃	5.6	9′12″	5.1	15.2	24.5	16.5
Synthetic-C	〃	〃	〃	5.6	1′23″	5.1	23.1	46.1	20.9
〃	〃	〃	U-shaped	4.5	3′50″	5.0	13.5	–	15.0
New type protein-D	〃	〃	L-shaped	6.0	4′01″	5.0	16.9	43.0	17.6
〃	〃	〃	U-shaped	5.1	5′07″	5.0	14.6	38.0	14.6
Conventional protein-E	〃	〃	〃	4.7	2′55″	5.1	18.0	–	16.2

Synthetic-A: modified National Aero-Water PSL, USA
Light Water FC-3035: modified FC-600
Concentration of foam solution: 6 vol%; The foam solution was premixed.
Pan: 70.7cm sq., 40cm in depth; Fuel depth: 15cm, amount: 75ℓ; Preburn time: 5 min

resistance, and foaming properties of five foam agents. (Gentle application method)

Room temperature (°C)	Extinguishing time		Foam application period (min·sec)	Fuel vapor sealability and burnback resistance			
				Sealability test **		Burnback test ***	
	Total (min·sec)	Per unit area (min·sec/m²)		2 min after foam application	10 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	Burnback area (cm x cm)
21.1	2'17"	4'34"	3'17"	No ignition	No ignition	3.5	25 x 20
24.8	2'35"	5'10"	3'35"	"	"	4.5	Full fire
24.3	2'50"	5'40"	7'50"	"	"	8.5	22 x 22
18.2	2'18"	4'36"	3'18"	"	"	4.0	Full fire after about 20"
19.0	2'03"	4'06"	5'03"	"	"	7.0	Full fire after about 4'20"
19.0	11'31"	23'02"	12'31"	"	Full fire	–	–
20.0	10'30"	21'00"	11'30"	"	No ignition	1.0	27 x 27
16.0	9'20"	18'40"	10'20"	"	Full fire	–	–
15.4	11'20"	22'40"	12'20"	"	No ignition	6.0	22 x 24
16.2	9'07"	18'14"	10'07"	"	"	5.5	22 x 24
17.2	8'38"	17'16"	11'38"	"	"	5.0	20 x 24
25.9	19'23"	38'46"	20'23"	"	"	5.5	25 x 25
21.2	18'30"	37'00"	19'30"	Full fire	–	–	–
26.1	1'40"	3'20"	2'40"	No ignition	No ignition	4.0	Full fire
13.6	1'53"	3'46"	6'53"	"	"	7.0	Foam surged, not ignited
19.0	2'17"	4'34"	5'17"	"	"	7.0	Full fire after about 4'30"
16.6	2'42"	5'24"	7'42"	"	"	15.0	27 x 27
25.9	17'44"	35'28"	18'44"	"	Full fire	–	–
14.1	12'43"	25'26"	13'43"	Ignition partially (immediately extinguishing)	"	–	–
17.4	17'29"	34'58"	18'29"	No ignition	No ignition	6.5	20 x 23
14.7	11'44"	23'28"	12'44"	"	Ignition self extinguishing	4.3	22 x 21
19.1	No control after 11'30" foam application	–	11'30" foam application stopped	–	–	–	–

* : Two small scale foam nozzles used, each capable of a solution rate of 1.25ℓpm at a discharge pressure of 7.0±0.1kg/cm².

** : Lighted torch was applied over the foam blanket, 2, or 10 min after the foam application period.

***: 15 min after the foam application period, a foam blanket of 15cm x 15cm was cut off, the thickness of foam blanket was measured, continuously, the cut area was ignited. 5 min after the cut area was ignited, the burn area was measured,

Table 2 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, fuel burning rate,

Foam agent	Room temperature (°C)	Solution mixing	Fuel used	Fuel depth (amount)	Tank (m×m×mH)	Foam applicator	Properties of the foam: Expansion ratio	Properties of the foam: 25% drainage time (min·sec)	Application rate (ℓ/min·m²)	Discharge pressure (kg/cm²)	Temperature of fuel before burning (°C)
Synthetic-A	29.1	Premix -Fresh water	Methanol	26.7cm (600ℓ)	Single side wall-typed 1.5×1.5×1.45	** L-shaped	7.6	6'26"	10.0	5.75	28.0
"	30.0	"	"	"	"	U-shaped	8.1	6'40"	"	"	25.5
" *	30.0	"	"	"	Double side wall-typed 1.5×1.5×1.45	" **	7.8	5'49"	"	"	28.0
"	29.0	"	"	"	"	"	8.1	6'02"	"	"	26.8
"	26.9	Premix -Synthetic sea water	"	"	"	"	8.5	4'41"	"	"	25.1
Light Water FC-3035	19.2	Premix -Fresh water	"	"	"	"	7.4	6'22"	"	"	19.7
"	16.4	Premix -Synthetic sea water	"	"	"	"	8.7	2'47"	"	"	16.1
Synthetic-C	29.2	Premix -Fresh water	"	"	"	"	9.6	<1'00"	"	"	28.0
"	15.5	Line proportioning -Fresh water	"	"	"	"	6.6	2'11"	"	4.9	13.2
"	17.8	Line proportioning -Synthetic sea water	"	"	"	"	7.4	1'41"	"	"	17.1
New type protein-D	28.5	Premix -Fresh water	"	"	"	"	6.3	<1'00"	"	5.75	28.0
"	31.1	"	"	53.3cm (1200ℓ)	"	"	5.8	<1'00"	"	"	29.0
"	31.5	Premix -Synthetic sea water	"	26.7cm (600ℓ)	"	"	5.4	<1'00"	"	"	29.2
Conventional protein-E	21.2	Line proportioning -Fresh water	"	"	"	"	5.5	<1'00"	"	4.9	20.8
"	16.5	Line proportioning -Synthetic sea water	"	"	"	"	4.9	<1'00"	"	"	17.0
Synthetic-A	27.0	Premix -Fresh water	Acetone	"	"	"	7.7	7'03"	"	5.75	24.7

Synthetic-A: modified National Aero-Water PSL, USA
Light Water FC-3035: modified FC-600
Concentration of foam solution: 6 vol%
Preburn time: 30'00" (* 30'15")
Foam nozzle: U.S. standard nozzle (Fed. Spec. O-F-555C)

Sealability testt: Lighted torch was applied over the foam blanket, 2, 10, or 15 min after the foam application period.
** : The foam applicator was not wrapped with an asbestos insulator.
***: Figures on the top and on the bottom of each box respectively indicate water contents at 25cm and 10cm above the bottom of the tank.

water content in fuel, and foaming properties of five foam agents. (Gentle application method)

Temperature of foaming solution (°C)	Fuel burning rate (mm/min)	Extinguishing time		Foam application period (min·sec)	Fuel vapor sealability test				Water content in fuel*** (%)
		Total (min·sec)	Per unit area (min·sec/m²)		2 min after foam application	10 min after foam application	15 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	
24.6	1.9	18′30″ self extinguishing	8′13″	13′40″ foam application stopped	–	No ignition	No ignition	–	–
25.5	1.9	5′28″	2′26″	5′28″	Flash at ignition over whole surface → self extinguishing	Flash at ignition over whole surface → self extinguishing	Full fire	–	–
26.3	2.4	13′15″	5′53″	13′35″	″	″	No ignition	–	35.3 37.7
26.0	2.4	9′57″	4′25″	10′57″	″	″	″	36.5	28.3 27.7
25.7	2.4	10′59″	4′53″	11′59″	″	No ignition	″	68.0	23.6 22.2
19.1	2.2	12′08″	5′24″	13′08″	No ignition	″	″	42.0	31.2 31.0
16.0	2.4	12′50″	5′42″	13′50″	Flash at ignition over whole surface → self extinguishing	Flash at ignition over whole surface → self extinguishing	″	61.5	27.4 26.3
25.1	2.4	17′31″	7′47″	18′31″	No ignition	No ignition	Full fire	–	46.8 46.4
16.8	2.4	16′33″	7′21″	17′33″	″	″	No ignition	17.5	40.1 40.1
17.0	2.3	16′27″	7′19″	17′27″	″	″	″	21.0	37.8 37.3
25.8	2.3	15′43″	6′59″	16′43″	″	″	″	34.0	42.4 45.0
25.9	2.3	15′46″	7′00″	16′46″	″	″	″	23.5	24.6 25.2
27.1	2.3	26′20″ self extinguishing	11′42″	20′35″ foam application stopped	″	″	″	41.5	45.4 45.3
20.0	2.4	17′26″	7′45″	18′26″	″	″	″	5.0	43.7 44.4
18.9	2.3	19′10″	8′31″	20′10″	″	″	″	3.0	47.2 46.9
24.0	3.8	7′45″	3′27″	8′45″	Flash at ignition over whole surface → self extinguishing after 2 min	Full fire	–	–	– 28.2

た。メタノール，アセトンの消火が最も速かった非希釈型合成泡A，Bの場合，消火後の泡供給時間を5分間延長し，泡層を厚くすることによって耐火性試験に初めて合格することが出来た。一方，合成泡Cは泡供給停止後，泡層の厚みは急速に消滅し，液面が露出しはじめた。この結果、泡供給停止10分後の密封性試験（トーチ試験）では，合成海水を使用した1例を除いて，すべて全面火災になった。また従来のたんぱく泡Eは，泡水溶液がプレミックスであったためか，合成海水使用時の再燃性能は極めて悪く，泡供給停止2分後の密封性試験で全面火災になった。以上の結果，消火直後の高温のメタノール，アセトンに対する再燃防止能力は，淡・海水のいずれを使用した場合でも，改良型たんぱく泡Dが最も優れ，続いて非希釈型合成泡A，B，最後に従来のたんぱく泡Eと合成泡Cの順になった。

3.2　2.25m²大規模消火実験

3.2.1　各種泡の消火性能

消火実験の結果をTable 2に示す。小規模消火実験結果と同様に，泡消火剤の種類，泡放出口の形状によって，消火時間，発泡性能に差が見られた。メタノール火災に対する各泡消火剤の消火は，非希釈型合成泡Aが最も速く，続いて同合成泡B，改良型たんぱく泡D，合成泡C，従来型たんぱく泡Eの順になった。この結果は小規模消火実験で得られた順序とほぼ同じである。しかし，メタノールの小規模消火実験で，消火の最も速かった非希釈型合成泡A，Bとその他の泡との消火時間の開きは約5～9倍であったが，一方，メタノールの1.5m角2重壁タンク消火実験では，その開きは2倍以下に縮小した。その原因の第1は，泡水溶液供給量が小規模消火実験時の2倍にふえ，希釈型の泡C，D，Eについて言えば，メタノールの希釈に要する時間が大幅に短縮されたことである。第2は，合成泡C，従来型たんぱく泡Eは，大規模消火実験では，泡水溶液の調製にラインプロポーションを用いたため，泡水溶液のトランジット時間*3）が1分15～20秒と短縮され，したがって泡の消火効果が上がったためである。つぎに，大・小規模消火実験における各泡消火剤の消火時間を，単位燃焼面積(m²)あたりで表した結果をTable 1，Table 2に示す。これによれば，メタノールの2重壁タンク消火実験における泡水溶液供給率(10ℓ/min・m²)は，小規模消火実験時の2倍となっているのにもかかわらず，大・小規模消火実験における非希釈型合成泡A，Bの単位面積あたりの消火時間(min・sec/m²)には，著しい開きはみられなかった。むしろ，燃焼条件のきびしい大規模消火実験になると，小規模消火実験に比べ，非希釈型合成泡A，Bの消火能力は大きく低下している。その原因は，大規模タンク火災になると，それらの泡の可燃性蒸気密封能力が大きく低下してくることに関係があるものと思われる(後述)。反面，希釈型泡C，D，Eの大規模消火実験では，泡供給量が小規模実験時の2倍にふえたことにより，小規模消火実験に比べ，それらの泡の消火能力は著しく向上している。そのことは，希釈型泡C，D，Eの消火性能にとっては，燃料の大量希釈が極めて効果的であることを示している。

3.2.2　各種泡の再燃性能

1.5m角タンクの構造上，消火後の可燃性ガスの密封性試験は可能であるが，耐火性試験は行うことが出来なかった。Table 2に各種泡の密封性試験の結果を示す。消火の最も速かった非希釈型合成泡A，Bのメタノール，アセトンに対する再燃防止性能はよくなく，とくにAは，1重壁メタノールタンク火災の1例を除いて，泡供給停止2分後のメタノール，アセトンの密封性試験では(5例)，すべて燃焼面全面にいったん燃え広がった。しかし，そのままでは全面火災に至らず自然消火した。また，それに続く10，15分後の密封性試験では，燃え広がってそのまま全面火災になった場合とならなかった場合とがあった。全面火災になった2例は，いずれも消火が速く，その結果，泡層の厚みが薄かったため全面火災になったものと思われる。またこの密封性試験で，非希釈型合成泡A，Bが泡供給停止2分後に特に再着火しやすかった理由には，Fig.8 Fig.9，Fig.10で示すようにタンク壁温度が高かったこと，消火直後のため泡層に引火性ガスが含まれやすかったこと，またこれらの泡層では消火直後の高温のメタノール，アセトンガスに対して十分な抑制が出来なかったことなどが考えられる。したがって，目視による消火の確認が困難で，再燃の危険が大きい大規模タンク火災に，これらの泡消火剤を使用する場合には，消火後の泡の再燃に十分な注意が必要となるものと思われる。一方，消火の遅かった希釈型の泡C，D，Eのうち，たんぱく泡D，Eの再燃防止能力は優れており，淡・海水のいずれを使用した場合でも，泡供給停

＊3）Transit time，水と原液を混合させてから，1½インチホース(20m)を通して発泡ノズルから発泡するまでの時間。

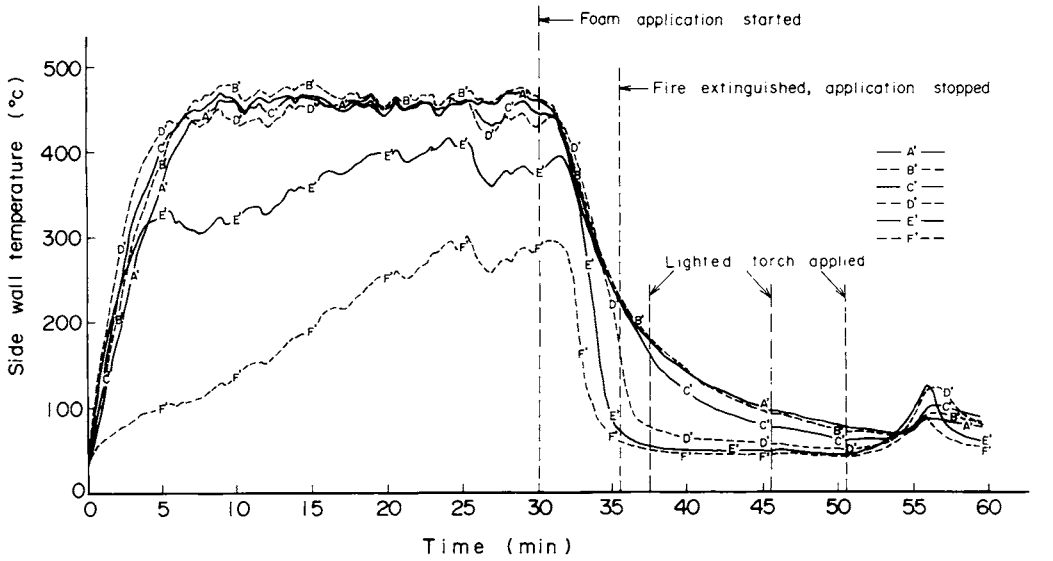

Fig. 8 Variation of side wall tempeature with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A
(modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Single side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

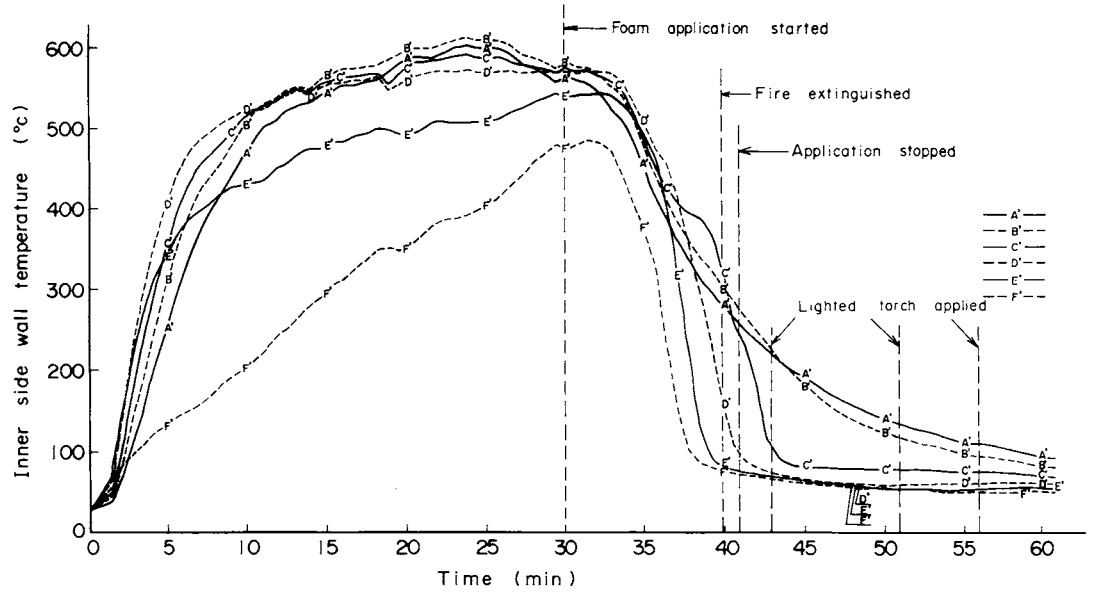

Fig. 9 Variation of inner side wall temperature with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A
(modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

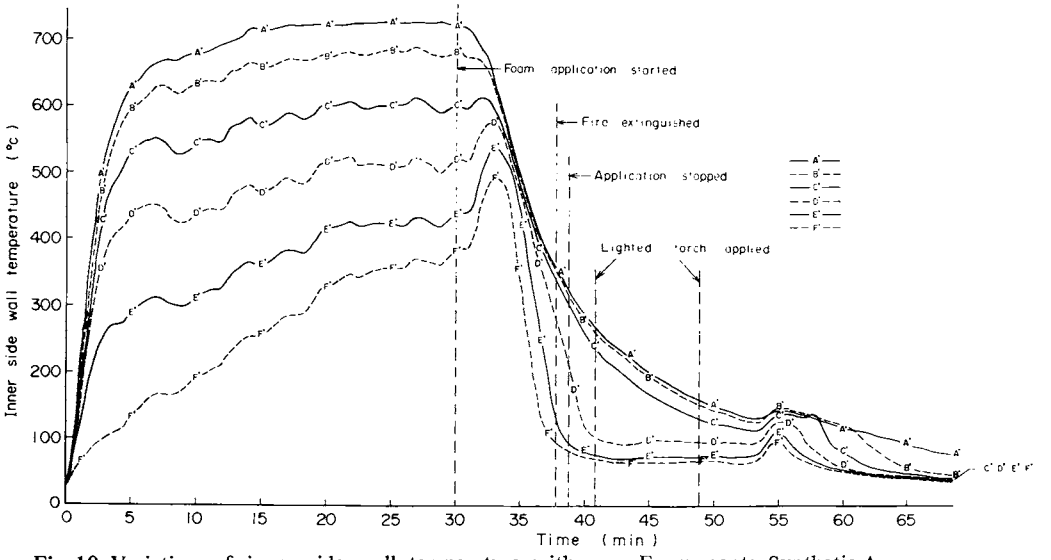

Fig. 10 Variation of inner side wall temperature with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A (modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of acetone
Solution mixing: Premix-Fresh water

止2，10，15分後の密封性試験にすべて合格している。しかし，合成泡**C**は，泡水溶液の調製にラインプロポーションを用いた時と合成海水を使用したプレミックスにおいてのみ，これらの各密封性試験に合格した。従来型たんぱく泡**E**の再燃性能が優れていたのは，泡水溶液をプレミックスではなくて，ラインプロポーション方式で調製し，しかも有効トランジット時間（2～3分）内の1分15～20秒で使用したためと考えられる。以上の再燃防止結果は，泡水溶液調製方法が異なる従来型たんぱく泡**E**を除いた供試泡消火剤の小規模消火実験結果とよく一致している。

3.3　1重壁と2重壁タンクの相違点

大規模タンク火災を，小規模の模型によっていかにして近づけることが出来るかを調べるため，1.5m角2重壁タンクとその内壁タンクを使用して，メタノール火災における両者の燃焼性状，消火経過，再燃状況を比較した。**Fig.8**，**Fig.9**，**Fig.11**，**Fig.12(a)**，**Fig.12(b)**に予燃30分間中と消火開始後のタンク壁温度，メタノール温度を示す。**Table 2** に予燃30分間中のメタノールの燃焼速度，供試泡消火剤の消火時間と再燃性能を示す。この結果，予燃30分間において，タンク壁温度では120～170℃（約1.25～1.55倍），メタノールの燃焼速度では0.5mm/min（約1.3倍），消火開始後のメタノール温度では5℃（約1.2倍）といずれも2重壁タンクのほうが高かった。同時に同一泡消火剤**A**を用いた場合，消火時間も1重壁タンク使用時の約2倍に増大した。しかし予燃30分間中のメタノール温度と消火後の泡の再燃結果では，両タンク間の差はあまり認められなかった。以上の結果，燃焼条件，消火効果のいずれにおいても2重壁タンク火災のほうが一段ときびしい結果が得られることがわかった。

3.4　メタノール，アセトンの燃焼性

1.5m角2重壁タンクにおけるメタノールとアセトン火災を比較した場合，予燃30分間中のタンク壁温度，燃料温度，燃焼速度に大きな差が見られた。すなわち，燃料量が600ℓの場合，**Fig.9**，**Fig.10**，**Fig.12**，**Fig.13**，**Fig.15**，**Fig.16**，**Table 2** から明らかなように，予燃30分間中の最高タンク壁温度は，前者が600℃，後者が730℃，タンク最下部の測定点(**L'**)における予燃30分間中の燃料温度上昇値は，前者が2～3℃，後者が11℃，予燃30分間中の燃焼速度は，前者が2.4mm/min，後者が3.8mm/minであった。この結果，長時間燃焼を続けているアセトンタンク火災の燃焼条件は，メタノールのそれよりも著しくきびしいことがわかる。

3.5　表面張力と消火性能

最近，泡消火剤の消火能力を向上させる目的に，フッ素，シリコーン系などの合成界面活性剤を用いて，

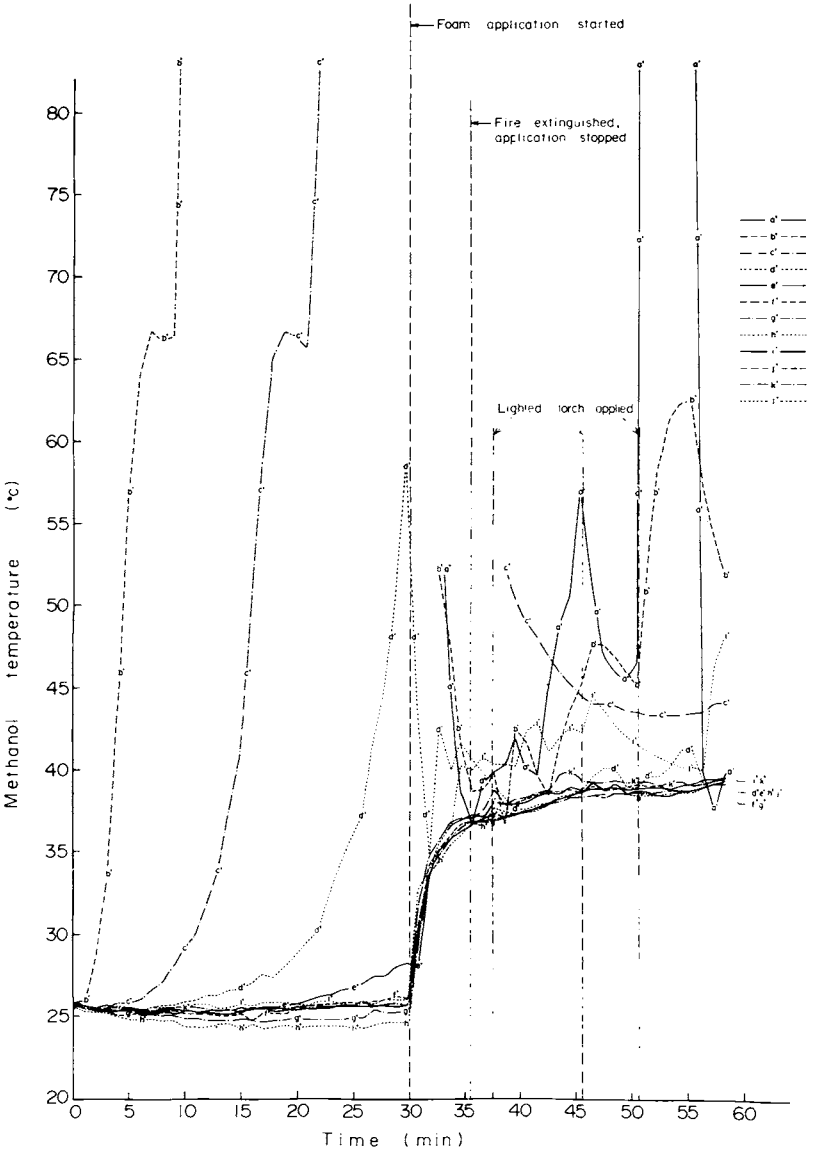

Fig. 11 Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A
(modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Single side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

燃料の表面張力を大幅に低下させ，燃焼面上にこれらの分子膜を急速に広げる方法が多く採用されるようになった。そこでこのような傾向を明らかにするため，供試泡消火剤の表面張力を調べることにした。この結果を**Fig.17**に示す。供試泡消火剤の表面張力値は35.9～16.2dyn/cmにわたり，泡消火剤**E**，**D**，**C**，**A**，**B**の順に低下した。この結果，合成泡**A**，**B**に見られた燃焼面上の急速な泡膜形成は，主としてこの表面張力低下作用によるものと思われる。一方，表面張力が最大の従来型たんぱく泡**E**の場合は，その主なる消火効果は表面張力の低下ではなくて，燃料希釈後に生じた水不溶性脂肪酸－金属塩の生成膜によるものと思われる。

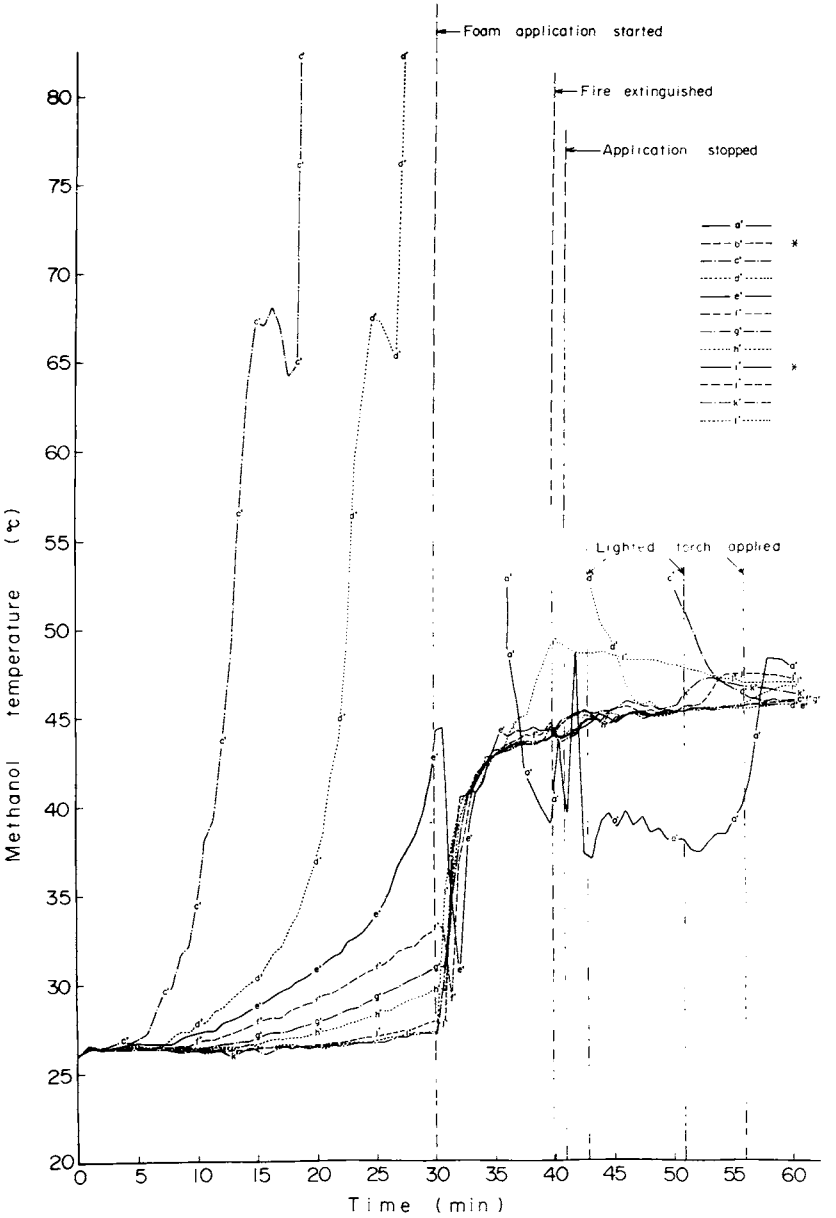

Fig. 12(a) Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

* indicate that methanol temperatures were failed to be measured.

Foam agent: Synthetic-A (modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

また，合成泡**C**と改良型たんぱく泡**D**の表面張力は合成泡**A**，**B**と従来型たんぱく泡**E**の中間にあった。したがって，これらの泡消火剤は，表面張力低下型と希釈型泡消火剤の中間に属し，その消火効果は，表面張力低下と希釈作用によるものと考えられる。この結果，供試泡消火剤は，燃料非希釈型（表面張力低下型）の**A**，**B**，中間型の**C**，**D**，希釈型の**E**に分類できる。なお，この分類は，目視による消火時の観察経過と消

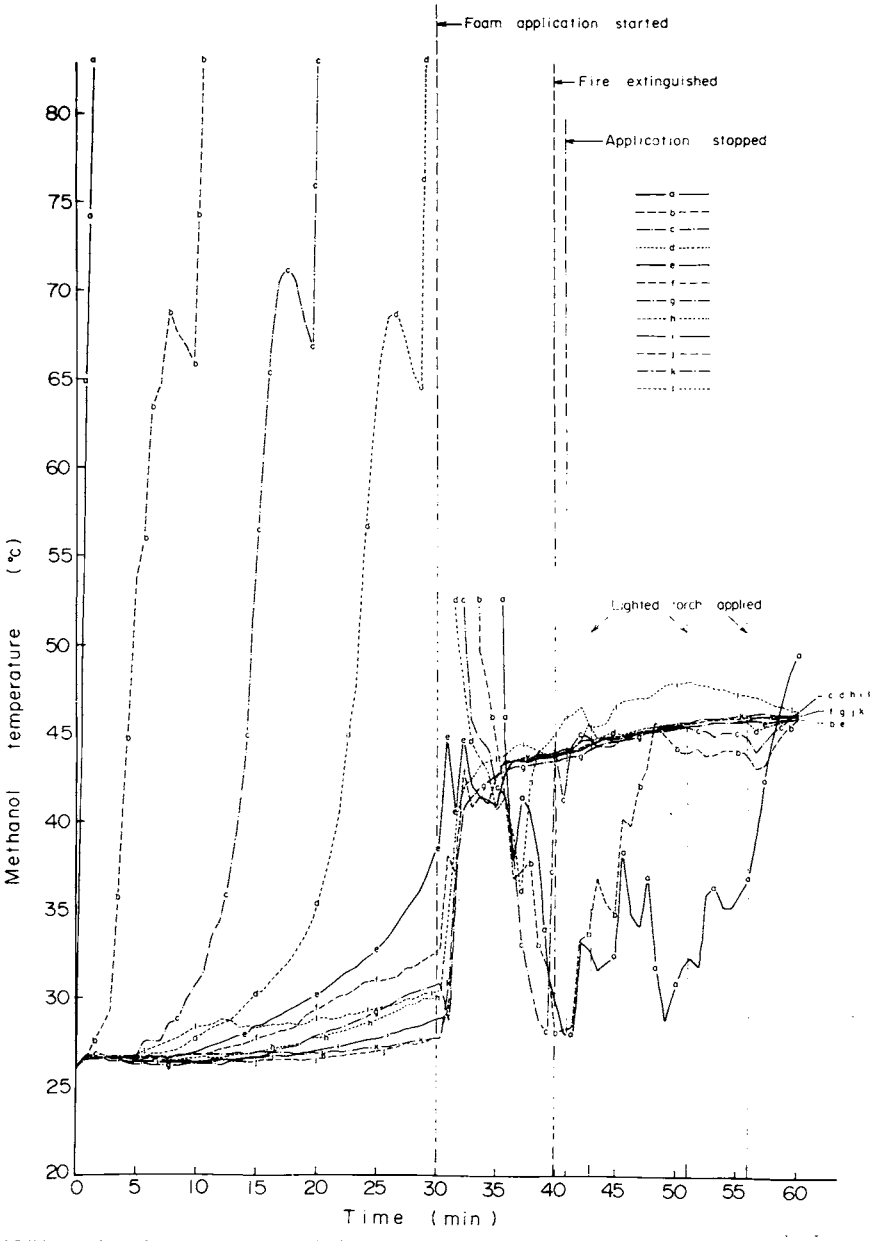

Fig. 12(b) Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A
(modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

火直後の燃料中の水分量からも可能であると思われる。

3.6 燃料温度と消火性能

単1成分のメタノール，アセトンなどを燃焼した場合，原油などにできるいわゆるホットゾーン（高温度層）は生成されないと言われている。[5] しかし，長時間燃焼を続けている大規模タンク火災では，予燃時間の増加につれ，側壁からの熱伝導による燃料温度の上昇が考えられる。このことは，**Figs.12～16** で示され

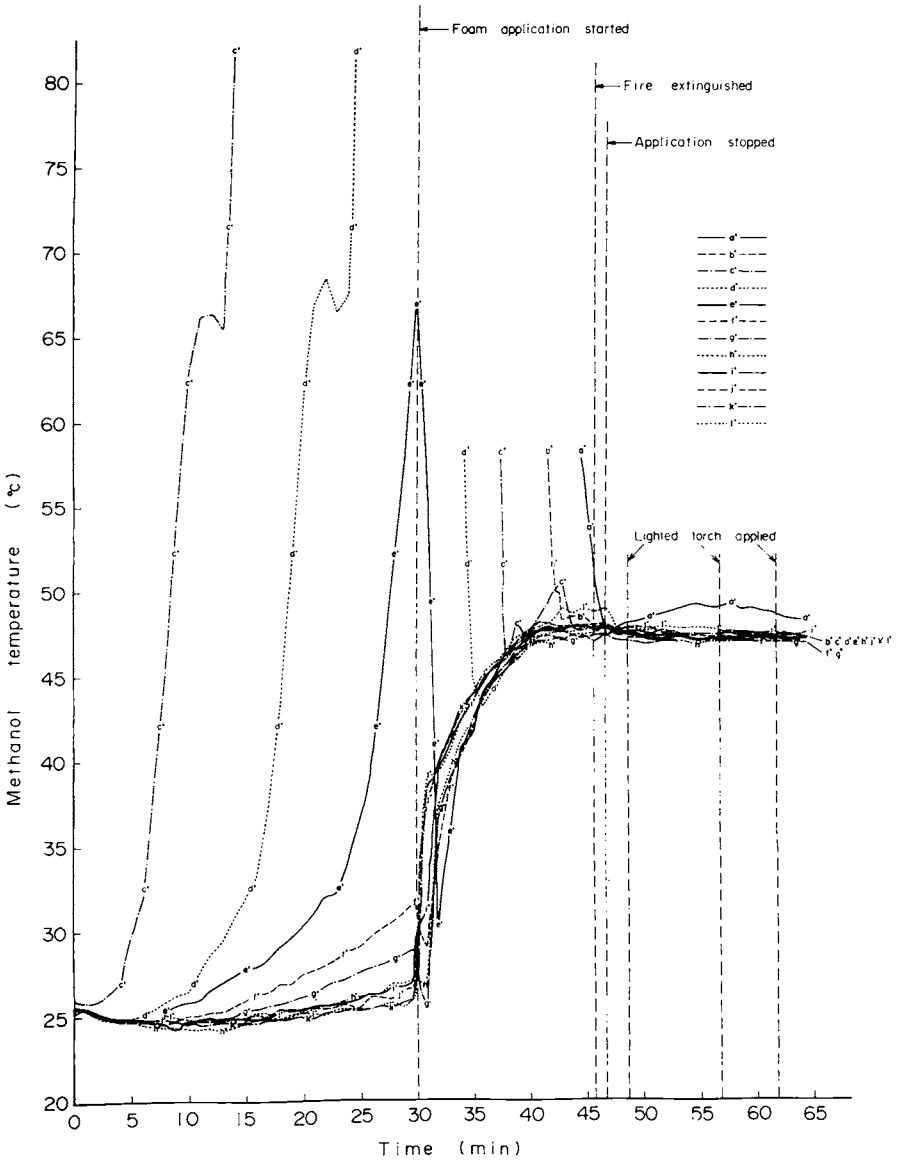

Fig. 13 Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: New type protein-D
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

る通り，燃焼条件のきびしい２重壁タンク火災では，予燃30分間中に燃料温度が上昇していることからも明らかである。しかし，予燃中の燃料温度の上昇に比べ，消火開始後のそれは著しく高かった。しかもその温度は燃料全体にわたって急速に均一化している。たとえば，燃料量 600 ℓ の２重壁タンク火災の場合，消火開始と終了時の燃料温度差は，**Fig.12(a)**, **(b)**, **Fig.13**, **Fig.15**, **Fig.16**で明らかなように，メタノールで16～23℃，アセトンで８～10℃となった。消火開始後のこの急速な燃料温度の上昇とその均一化の原因として考えられることは，赤熱したタンク側壁にそって大量放出された高温の泡水溶液により，燃料内部に急速に，

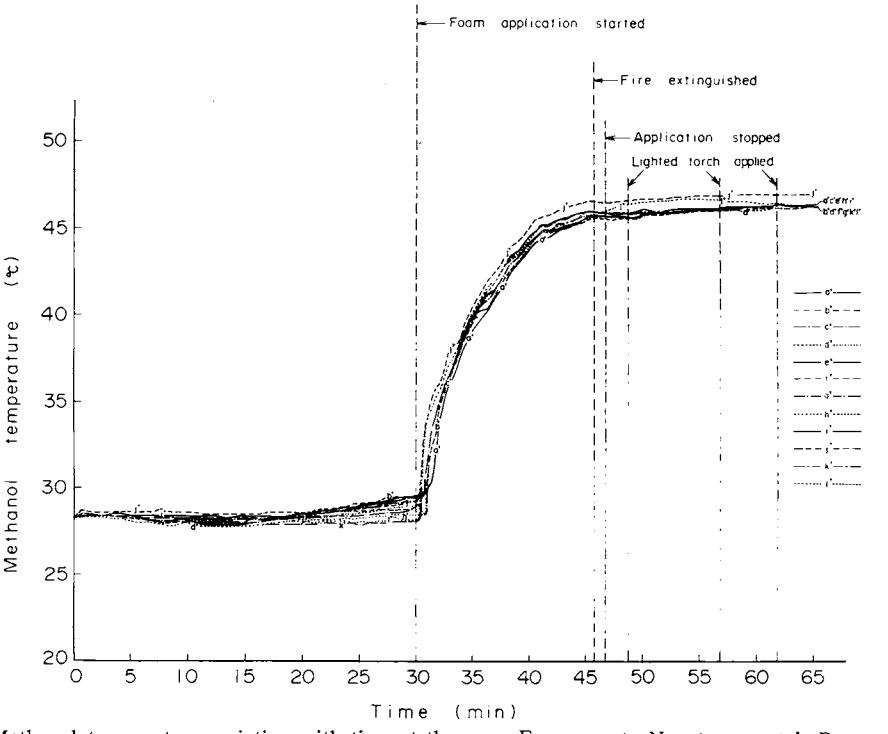

Fig. 14 Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: New type protein-D
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 1200 ℓ of methanol
Solution mixing: Premix-Fresh water

大規模なかくはんと対流が生じたことがあげられる。燃料温度の均一化は消火開始後の燃料中の水分量変化からもわかる。すなわち，**Fig.18**で明らかなように，燃料層上下２ケ所の水分量は，泡の注入開始直後には，両者の差が見られたが，燃料層のかくはんと対流が進むにつれ，その差は減少し，消火終了時には認められなくなった。以上の結果から，長時間燃焼を続け，同時に燃料層の厚い大規模水溶性液体タンク火災の場合，消火開始後の液温は著しく上昇することが考えられる。それにともない，燃料の引火性，燃焼性は増大し，反面，泡の消泡速度は増大し，燃料の希釈にも時間がかかるようになり，この結果消火も著しく困難になる。したがって，消火開始後の急速な液温上昇は，消火の困難さを示す尺度になりうるものと思われる。この消火の困難性を示す１例として，同一泡消火剤**A**を使用した場合，１重壁タンク火災に比べ，消火開始後のメタノール温度が約1.2倍高かった２重壁タンク火災では，その消火時間は１重壁タンク使用時の約２倍に増大したことがあげられる(前述3.3)。また，消火中の液温の変化は，燃焼面上の泡の展開，消火のコントロール状態を知る上で重要な手がかりになることがわかった。すなわち，目視と写真による消火時の観察結果によれば，消火開始後の各泡消火剤の消火経過と液温の変化とは互いに関連している。２重壁メタノールタンク火災の場合，**Fig.12**，**Fig.13**，**Fig.14**、**Fig.15** から明らかなように，消火開始後の液温が一定値に達する時間は，非希釈型合成泡**A**では約５分間，中間型改良たんぱく泡**D**では約10分，希釈型たんぱく泡**E**では約13分あった。一方，これらの時間と対応して，全燃焼面にわたって泡は展開し始め，消火もコントロール状態となった。

3.7　燃料の希釈と消火性能

3.7.1　引火温度の影響

Fig.19にメタノール，アセトンの濃度と引火点の関係を示す。この結果から明らかなように，水溶性可燃性液体は水により希釈してゆくにつれ，引火温度は上昇する。この結果，その引火性，燃焼性は減少し，一定の希釈度に達すると，もはや燃焼しなくなる。**Fig.19**

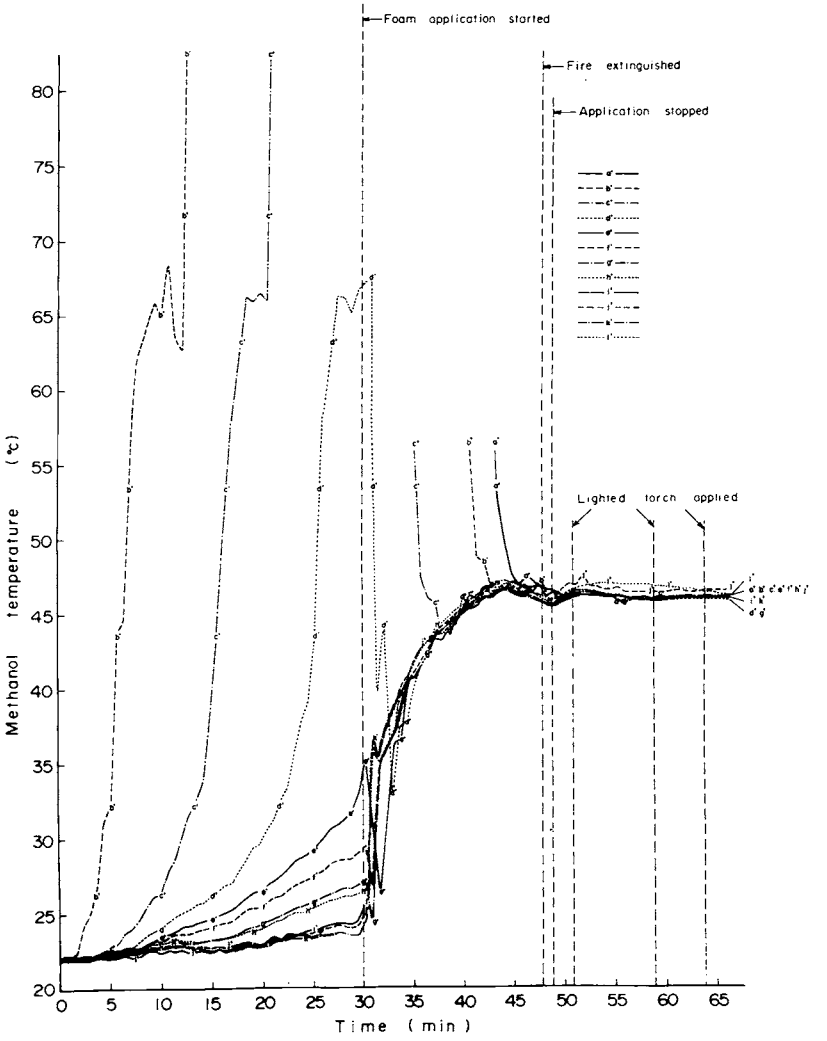

Fig. 15 Methanol temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Conventional protein-E
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of methanol
Solution mixing: Line proportioning-Fresh water

から，この下限値は，メタノールでは2.9 vol％（引火点62.0℃），アセトンでは0.5 vol％(51.5℃)であった。したがって，この結果から水のみによる希釈消火ということも一応考えられるが，貯蔵タンク内の貯液量によっては，消火水によってタンク外へあふれ出ることにより，延焼危険も考えられるため，水のみに依存する消火法は現実的ではない。一方，消火水の注入により，引火温度と同時に燃料温度も上昇する(前述**3.6**)。したがって，同一希釈度の同一燃料で比較した場合，可燃性ガスの発生量，すなわち引火危険性，燃焼性は燃料温度の高いほうが著しいものと考えられる。この結果，消火開始後の液温上昇が著しい大規模火災では，泡層による可燃性ガスの密封はきわめて困難となり，消火も長びくものと思われる。このことは，前述**3.3**,

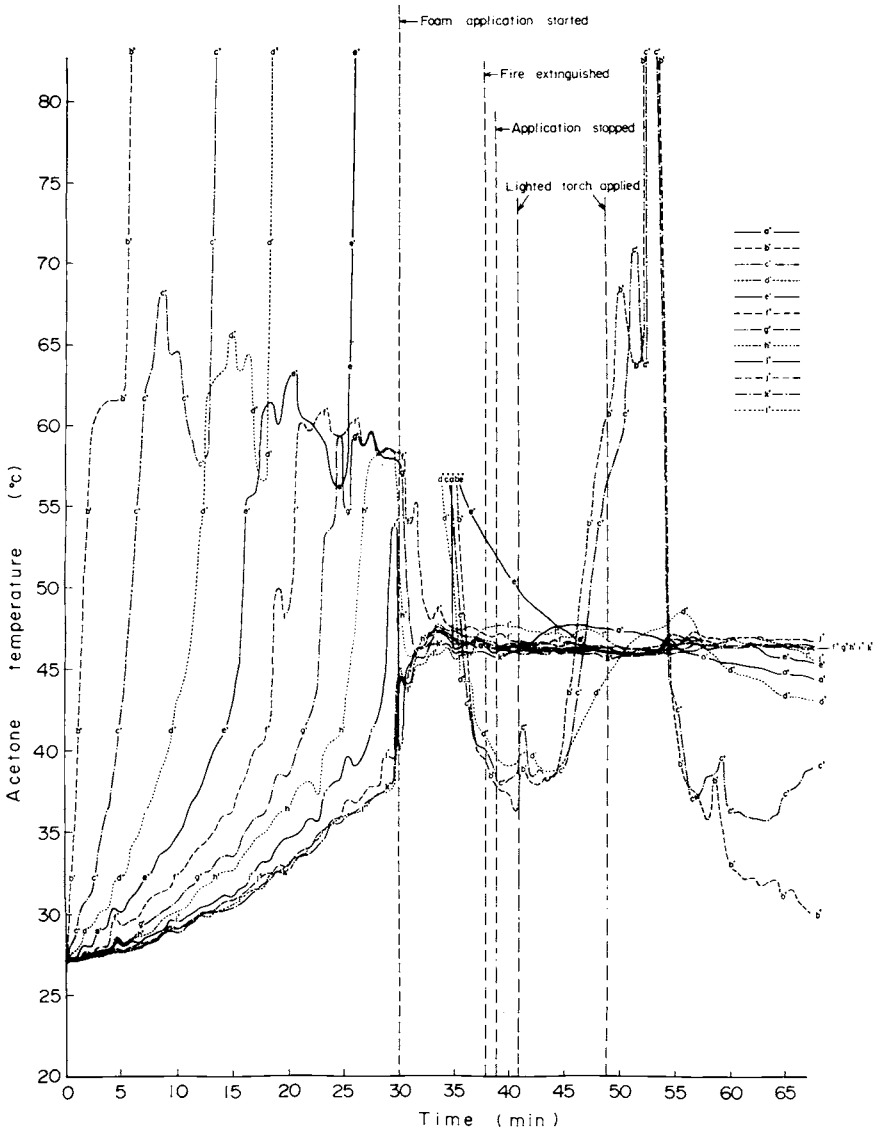

Fig. 16 Acetone temperature variation with time at the various points corresponding to the alphabetical points indicated in Fig. 1

Foam agent: Synthetic-A (modified National Aero-Water PSL, USA)
Tank: Double side wall-typed
Fuel: 600 ℓ of acetone
Solution mixing: Premix-Fresh water

3.6 で明らかなように，同じメタノール火災でも，1重壁タンクに比べ，消火開始後の液温が高かった2重壁タンク火災の消火が著しく困難であったことからもわかる。

3.7.2 燃料の厚みの影響

燃料の厚み(燃料量)が泡の消火性能にどのような影響を及ぼすかを調べた。改良型たんぱく泡Dと2重壁タンクを使用し，泡水溶液供給率，泡供給方式，予燃時間などをすべて同一条件にして，メタノールの厚みのみを26.7cm, 53.4cm(600, 1200 ℓ)と変えて消火実験を行った。その結果をFig13, Fig14, Table 2 に示す。これによれば，消火直後のメタノール中の水分量は，メタノール

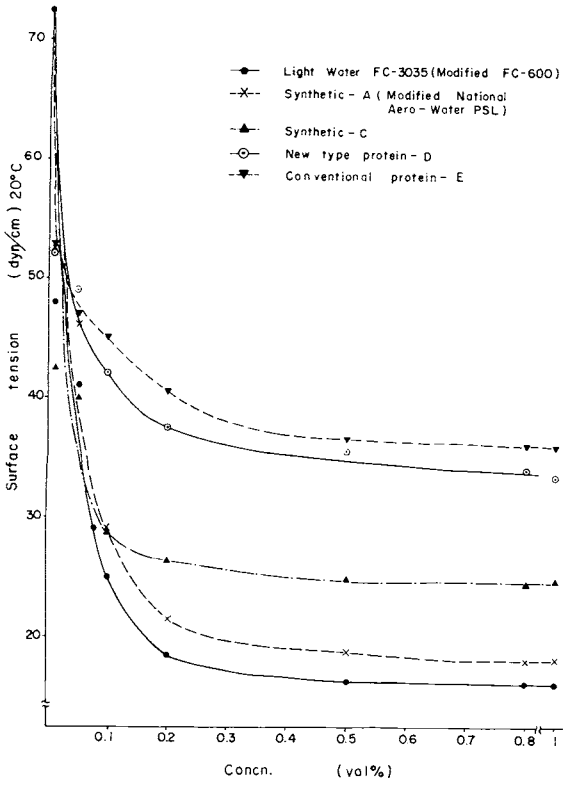

Fig. 17 Surface tension of aqueous solutions of foam agents

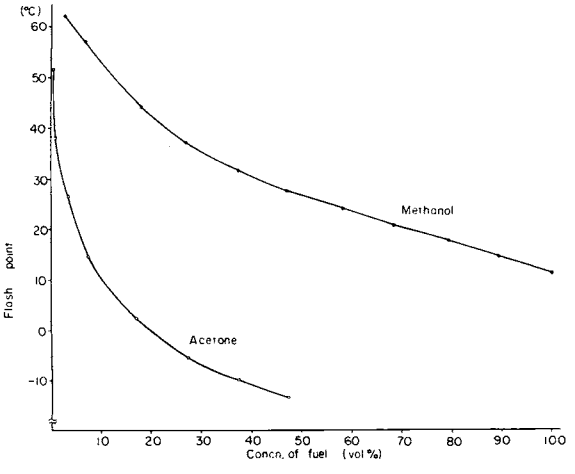

Fig. 19 Variation of flash points of aqueous fuel solutions with fuel concentration
Flash point: measured by the tug closed cup flash point tester

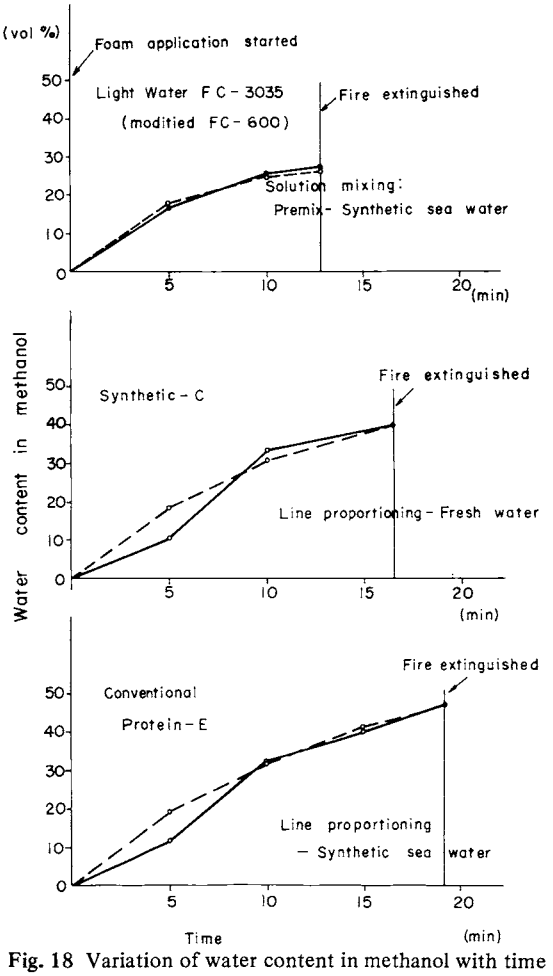

Fig. 18 Variation of water content in methanol with time after foam application
● 25 cm above the bottom of the tank as shown in Fig. 1
○ 10 cm above the bottom of the tank as shown in Fig. 1

の厚みが26.7, 53.4cmの場合，それぞれ45, 25vol %といちじるしく異なったが，反面，消火時間は，15分43秒，15分46秒とほぼ同一であった。したがって，この実験ではメタノールの厚みの相違は，改良型たんぱく泡Dの消火時間と無関係であることが明らかになった。また，燃焼面上で泡が十分に展開するために必要なメタノールの最低希釈度は，改良たんぱく泡Dの場合，水分量で25 vol %以下であることがわかった。その結果，泡消火剤の種類によって，同一燃料の消火に必要な最低希釈度は異なるものと思われる。なお，このことは，**Table 2** の各泡消火剤の水分量からもわかる。したがって，希釈による消火効果の著しい泡消火剤，たとえば，従来型たんぱく泡などに対しては，

燃料の厚みが，その消火性能に大きく影響してくるものと思われる。このことから，燃料層の厚いタンク火災に，このような希釈効果の高い泡消火剤を用いる場合には，泡水溶液の大量供給により，その消火を速めることが可能であろう。このことは，泡水溶液供給量を小規模消火実験時の2倍にふやすことにより，燃焼条件のきびしい2重壁メタノールタンク火災に対する従来型たんぱく泡Eの消火能力が，小規模実験時に比べ，著しく向上したことからもわかる。

3.8 泡の適用方法と消火性能

Table 1，Table 2 で示される大・小規模消火実験の結果，泡ノズルの先端に取付けた泡放出口(フォーム・アプリケター）の形状をかえることによって，泡の消火性能が大きく変ることが明らかになった。今回の実験では，泡の供給方式は，燃料による泡の汚染が比較的少ないタンク壁面流下方式を用いたが,この場合でも泡の汚染を極力少なくするため，泡はできるだけ静かに燃焼面に乗せる必要があった。そこで，この目的のため本実験では，Fig.4，Fig.5で示されるL，U字形アプリケーター2種を用いることにした。この結果，同一泡消火剤による大・小規模消火実験のいずれの場合でも，U字形アプリケーターが優れた消火効果を示した。すなわち，U字形アプリケーターから放出された泡は，いったんタンク内壁面に打ちあたって2次発泡し，続いて内壁面にそって燃焼面へ流下する。したがって，この泡はL字形アプリケーターから放出された泡に比べ，落下エネルギーが減少し，燃焼面に突入する力が弱く，反面，燃料による泡の汚染と燃料層のかくはんによる燃料温度の上昇(前述 3.6)が低下し，その結果消火が速くなったものと思われる。

3.9 発泡性能と消火性能

同一泡消火剤から得られる泡の発泡性能，すなわち泡の膨脹率と保水性を変えることによって，その消火性能がどの程度変化するかを調べた。この結果はTable 1，Table 2 に示されている。一般に，泡の保水性は25%ドレネジ時間で表わされ，この時間が長ければ保水性は良いとされている。Table 1 によると，同一泡消火剤から生成された泡の消火性能は，25%ドレネジ時間の長い方が優れていた。たとえば，水道水使用時の合成泡C，改良型たんぱく泡Dの場合，いずれもドレネジ時間の長い泡の方が消火は速かった。泡膜の保水性の向上により，泡から水溶液として還元する時間が長くなり，同時に赤熱したタンク壁や燃料との接触時間も長くなる。その結果，燃料温度の冷却と燃料表面の希釈が速まり，また燃料表層中の消火に関する有効成分の濃度も高まり，燃焼面上の泡膜形成が促進される。同時にタンク壁温度の冷却も速まるものと思われる。なお，今回の実験では膨脹率と消火時間の関係は確かめられなかった。しかし，少なくとも4.5倍以上の膨脹率の泡であれば，消火性能の著しい低下は認められなかった。

3.10 プレミックスと消火性能

今回の実験で使用した泡消火剤のうち，泡水溶液の調製は，合成泡Cと従来型たんぱく泡Eについては，プレミックスとラインプロポーション方式により，その他の泡はすべてプレミックス方式によった。その結果はTable 1，Table 2 に示されている。小規模消火実験において，従来型たんぱく泡Eは15分以内で消火を開始するようにした。これはプレミックス時間をできるかぎり短かくするためである。それにもかかわらず，小規模消火実験では，たんぱく泡Eは，淡・海水いずれの使用時でも，供試泡消火剤中最低の消火性能を示した。したがって，従来から言われているように，この種の泡消火剤をプレミックスで使用することは適当ではないものと思われる。一方，大規模消火実験においては，たんぱく泡Eの泡水溶液の調製は，ラインプロポーション方式で行った。この種の泡は，ラインプロポーション方式で使用する時も，水と混合後，2～3分以内で消火を開始しないと水流中に沈澱を生じ，この結果いちじるしく消火効果が減退すると言われている。そこで今回の実験では水流中に沈澱を生じないように，泡水溶液のトランジット時間は1分15秒～1分20秒にした。その結果，小規模消火実験におけるプレミックスの場合に比べ，ほかの泡消火剤との消火時間の差は著しく改善された。しかし，供試泡消火剤中の消火時間の順序は，小規模消火実験時と変わらず，最低の消火性能を示した。合成泡Cは，本来はプレミックスが可能であるが，今回は，プレミックスとラインプロポーション方式との消火性能の違いを調べるため，ラインプロポーション方式でも消火実験を行った。Table 2 によると，合成泡Cの消火時間は，ラインプロポーション方式のほうが，プレミックスに比べ短かかった。しかし，その差はわずかであった。したがって，プレミックス可能な泡消火剤の場合，プレミックスとラインプロポーション方式のいずれでも，その消火性能はほとんど変わらないものと思われる。

3.11 低温時の使用可能温度範囲

火災現場で実用発泡器を用いて消火する場合，発泡器から放出された泡は，低温時でも消火の機能を有効に発揮できるものでなければならない。石油類火災用泡消火剤の自治省令規格では，その下限値を－5℃，(耐寒用泡消火剤は除く)と定めている。また，30℃～－5℃における泡原液の粘度は400～200CSt以下となるよう定めている。**Table 3** に20℃～－7.5℃における供試泡消火剤の粘度と比重を示す。その結果，非希釈型合成泡**A**，**B**の粘度は極めて高く，しかも非ニュートン流動(チクソトロピー現象)を示した。とくに合成泡**A**の粘度は自治省令規格で定める粘度測定法(JISK 2283) では測定不可能であった。そこで，低温時における供試泡消火剤の泡水溶液濃度と実用発泡器との関係を明らかにする必要が生じた。その目的には実用発泡器を使うのが理想的であるが，それには多量の泡消火剤と多くの労力がともなう。したがって，今回の実験では泡消火剤の使用量が少量で，操作が容易なピックアップノズルとして，大規模消火実験にも使用した米連邦ノズルを使用することにした。**Table 4** に20℃～－5℃の泡原液吸引後に得られた各供試泡水溶液の濃度を示す。その結果，20℃においては，各泡水溶液はすべて所定濃度の6vol %近くには達していたが，－5℃においては，そのほぼ½の濃度にしか達していない泡消火剤**A**，**E**があった。このことは泡消火剤**A**，**E**の液温が－5℃まで下がると，所定の消火効果が得られず，したがって消火不能になる可能性もありうることを示唆している。

4．結　論

以上，述べてきたことを要約すると，次のようになる。

(1) メタノール，アセトン火災に対する供試泡消火剤の消火効果は，主として燃料の希釈と表面張力低下作用に負うものと考えられる。その結果，供試泡消火剤は非希釈型(表面張力低下型)**A**，**B**，中間型**C**，**D**，希釈型**E**の三つのタイプに分類される。

(2) 1.5m角2重壁タンク，0.7m角燃焼皿を用いたメタノール，アセトン火災の大・小規模消火実験において，そのいずれの場合でも，消火性能は非希釈型**A**，**B**が最も優れ，つぎに中間型**C**，**D**，最後に希釈型**E**の順になった。しかし，火災規模が拡大し，同時に泡水溶液供給率もふやすと，小規模実験時に見られた各泡消火剤間の消火時間の差は著しく縮小した。

(3) 大・小規模消火実験において，消火直後の高温のメタノール，アセトンに対する泡の再燃防止能力は泡水溶液がプレミックスの場合，中間型改良たんぱく泡**D**が最も優れ，つぎに非希釈型合成泡**A**，**B**，最後

Table 3 Specific gravity and viscosity of foam concentrates at various temperatures

Foam agent	Specific gravity of foam concentrate							by Cannon-Fenske viscometer				
	20°C	10°C	5°C	0°C	−2.5°C	−5°C	−7.5°C	20°C	10°C	5°C	0°C	−2.5°C
Synthetic −A	1.042	1.044	1.047	1.048	1.049	1.050	1.051	−*	−	−	−	−
Light water FC-3035	1.048	1.051	1.053	1.055	1.056	1.057	1.058	1971.6	2625.8	3143.6	4820.5	5519.4
Synthetic −C	1.074	1.080	1.084	1.087	1.088	1.089	1.091	33.911	53.199	71.837	94.363	111.02
New type protein−D	1.132	1.137	1.139	1.141	1.142	1.143	1.144	20.712	34.653	46.296	67.022	81.202
Conventional protein−E	1.148	1.153	1.155	1.157	1.158	1.159	1.160	56.757	102.13	144.39	219.46	265.46

Table 4 The effect of foam concentrate temperature on pick-up

Foam agent	Foam concentrate temperature (°C)	Room temperature (°C)	Water temperature (°C)	Solution concentration (%)
Synthetic-A	−5.3	12.3	11.1	3.4
	−0.8	9.0	9.7	4.6
	4.0	6.6	7.8	5.2
	9.0	10.3	11.7	5.7
	19.3	14.1	17.8	6.0
Light water FC-3035	−7.0	8.9	9.3	4.4
	0.0	9.1	9.1	4.4
	4.8	6.2	7.0	5.4
	9.9	9.9	11.9	5.7
	20.0	14.8	19.9	6.0
Synthetic-C	−4.0	11.0	12.0	4.7
	0.1	7.8	10.0	5.2
	5.6	8.2	9.2	5.5
	10.1	10.0	11.7	5.9
	20.2	15.0	19.0	6.5
New type protein-D	−4.0	12.0	12.7	5.9
	0.1	7.8	9.9	6.0
	5.5	9.3	8.2	6.4
	9.7	10.1	11.7	6.7
	20.1	14.0	18.9	7.2
Conventional protein-E	−4.8	12.8	10.1	3.2
	0.0	8.0	10.2	4.0
	4.3	7.1	8.9	4.4
	9.8	10.8	11.9	4.9
	19.8	12.9	20.1	5.9

Synthetic-A: modified National Aero-Water PSL, USA
Light Water FC-3035: modified FC-600
Foam nozzle: U.S. standard nozzle (Fed. Spec. O-F-555C)

Viscosity of foam concentrate (CSt)									
		by Brooksfield viscometer							
−5°C	−7.5°C		20°C	10°C	5°C	0°C	−2.5°C	−5°C	−7.5°C
–	–	60 rpm	2572	2663	2913	3006	3051	3105	3187
		6 rpm	18234	19157	21490	22424	23642	24762	25500
		Thixotropic coefficient	7.09	7.19	7.38	7.46	7.75	7.98	8.00
6010.2	6349.8	60 rpm	630	698	750	796	867	889	917
		6 rpm	3588	3958	4292	4550	4792	4976	5104
		Thixotropic coefficient	5.70	5.67	5.72	5.71	5.52	5.60	5.57
129.34	145.18								
98.697	116.82								
329.75	392.36								

Synthetic–A: modified National Aero-Water PSL, USA
Light Water FC-3035: modified FC-600
Brooksfield viscometer: Rotor No. 3 for Light Water FC-3035
Rotor No. 4 for Synthetic–A
*: – indicates that viscosity was too high to be measured.

に中間型合成泡C，希釈型従来たんぱく泡Eの順になった。泡水溶液がラインプロポーションの場合は，泡C，Eの再燃性能は，プレミックス時よりは良い結果が得られた。なお，非希釈型合成泡A，Bは消火は速いが，消火直後の高温の燃料に対する再燃性が劣るため，目視による消火の確認が困難で，再燃の危険が大きい大規模タンク火災に使用する場合は，消火後の泡の再燃に十分な注意が必要であると思われる。

(4) メタノール，アセトン火災の 0.7m角小規模消火実験のうち，再燃性に関しては大規模水溶性液体タンク火災にも適用できるが，消火速度に関してはそのまま適用できないことが明らかになった。

(5) 1.5m角規模メタノール消火実験において，1重壁（内壁）と2重壁タンクの燃焼性状と消火効果を比較した場合，2重壁タンクのほうが液温，タンク壁温度，燃焼速度のいずれも高く，きびしい燃焼条件が得られた。同時に消火時間も1重壁タンク使用時の約2倍に増大した。

(6) 予燃30分の2重壁メタノール，アセトンタンク消火実験において，燃料層が厚い場合，ホットゾーンの生成はみられなかった。しかし，消火用泡水溶液の大量供給により，燃料内部に大規模なかくはんと対流現象が急速に生ずるようになった。その結果，燃料の希釈は燃料表面のみならずタンク底部まで行なわれ，また液温も消火開始前よりは著しく高くなることが明らかになった。そして，この著しい液温の上昇値は水溶性液体火災の消火の困難性を示す尺度のひとつになりうることがわかった。

(7) 大・小規模消水実験において，泡ノズルの先端に取付けた泡放出口の形状がL，U字形の場合，U字形のほうが消火時間は大幅に短縮された。また，同一泡消火剤で比較したところ，25%ドレネジ時間が長く保水性の良い泡は消火も速かった。なお，今回は泡の膨張率と消火時間の関係は確かめられなかったが，膨張率4.5倍以上の泡であれば，消火性能の変化はとくに認められなかった。

(8) メタノール，アセトンの固定泡消火設備における泡水溶液供給率は8ℓ/min・m²が国際的標準となっているが，予燃時間の増加にともなう泡消火の困難さを考えれば，大規模タンクでは少なくとも10ℓ/min・m²以上にする必要がある。また，メタノール，アセトン層の厚いタンク火災に希釈型泡消火剤を用いる場合の消火法のひとつとして，その供給率を8ℓ/min・m²よりもっと高め，燃料の大量希釈効果から，消火を急速に行う方法が考えられる。

(9) 今回の実験結果から，水溶性液体用泡消火剤の規格化上の問題点は，次のようになる。

9.1 国家規格としては世界で初めてのものと考えられるので，国際的標準としても十分に通用できるものであること。

9.2 最適泡水溶液供給率は5～10ℓ/min・m²，消火時間を含めた泡供給時間の上限は5～10分が望ましいこと。

9.3 前述の最適泡水溶液供給率と泡供給時間を得る泡ノズルとしては，国際性がある米国規格ノズル(O－F－555C)が，泡放出口としては，U字形フォームアプリケーターが適している。同時にこのノズルを用いて，国家規格用燃焼容器の形状の検討が可能であること。

9.4 タンクの固定消火設備と消防隊用に併用できるためには，泡消火剤はプレミックスと淡・海水の使用が可能であること。

9.5 夏季と冬季で消火性能に差が生じないためには，燃料温度を一定に，たとえば25℃などにする必要があること。

9.6 供試泡消火剤の中には，チクソトロピー的粘度挙動を示すものがあり，石油類用泡消火剤の自治省令規格で定めるJISK2283の方法では，その粘度測定は不可能であった。したがって，これに代る測定方法を早急に見出すことが必要であると思われること。

終りに，本研究にあたり，貴重な御助言をいただいた新居六郎第2研究部長に厚くお礼申し上げます。

本研究は消防研究所における「石油コンビナート等災害防止に関する研究」の一環として，昭和53－54年度の2年計画で進めている「水溶性液体タンク火災の消火に関する研究」の一部をなすものである。

引用文献

1) L.R.DiMaio, P.J.Chiesa, and M.S.Ott., *Fire Technology* 11, 164(1975)
2) 星野，林，消防研究所報告，No.39，P.49(1975)
3) 中久喜，消防研究所報告，No.44，P.1(1977)
4) 星野，林，消防研究所報告，No.46，P.31(1978)
5) J.H.Burgoyne, and L.L.Katan., *J. Inst. Pet.*, **33**, 158(1947)

Evaluation of Abilities of Fire-Fighting Foam Agents to Extinguish Polar-Type Flammable Liquids

(Abstract)

Makoto Hoshino and Koji Hayashi

(Received May 31, 1979)

The main object of this study was to obtain technical information through experiments to establish standards of fire extinguishing foam agents for polar-type flammable liquids as a Japanese Home Affairs Ministry's Specification.

The following commercially available alcohol-type foam agents, a conventional protein-base foam containing metal soaps, an alcohol-type light water FC-3035 (modified FC-600), a synthetic foam (modified National Aero-Water PSL, USA), a synthetic foam containing detergent, and a new protein-based foam containing fluorochemicals, were tested against methanol or acetone fires.

All the agents but the first one have no limitation to premix and transit times.

Fuels were burned indoors in a square pan (0.5 m^2), or a double-sidewall square tank (2.25 m^2), or a single-sidewall square tank that was the inner tank of the former. Amounts of fuels were 75 ℓ (15 cm deep) for the pan, and 600 or 1200 ℓ (26.7 or 53.4 cm deep) for the tanks. The preburn time was set at 5 min. for the pan fire and 30 min. for the tank fire. Each foam was applied to the fuel surface gently from one or two fixed top applicators to which nozzles were connected. The applicators used were of two types, that is, U-shaped and L-shaped. For the pan tests and the tank tests, two nozzles (1/3 scale nozzles of the Japanese standard for protein foam) and a U.S. standard nozzle (Fed. Spec. O-F-555C) were used respectively.

The results and discussions are described below.

1. In methanol fire tests of 2.25 m^2 scale, there were remarkable differences in the side-wall temperature, methanol temperature, extinguishing time and fuel burning rate between a double-sidewall tank fire and a single-sidewall tank fire during 30 min. preburning and additional foam application, and it was more difficult to extinguish fires in the double-sidewall tank than in the single-sidewall tank because of the more severe burning in the former tank.
2. The differences in both temperature and water content between the upper part and lower part of the fuel were narrowed as the foam application proceeded. It indicates that a fairly well mixing occurred between fuel and the foam's water all the way to the bottom during the foam application. The mechanical mixing seemed to result in convection.

3. When light water FC-3035 or a synthetic foam (modified National Aero-Water PSL) was applied to methanol or aceton fires in the 0.5 m^2 pan, the extinguishing time was only 1/5 ~ 1/9 of that when other foams were used. The difference in extinguishing time between the former two and other foams was narrowed to 1/2 when they were applied to the double-sidewall tank fires, presumably because fuel vapour penetrated through the foam sealing of the former two when fuel was heated after long preburning. The lowered extinguishing ability of the former two in large scale tests is attributable to poor fuel vapour securing ability at high temperature. The poorer fire extinguishing effect of other foams, especially, a conventional protein-based foam was mainly due to fuel dilution with water.
4. It will be still difficult to estimate the effect of foams on scaled-up fires by using only the results of 0.5 m^2 pan or 2.25 m^2 double-sidewall tank tests. The fire extinguishing effect of foams depends not only upon geometry of burning vessels but also burning conditions. However, heated fuel securing ability and burn back resistance were not influenced by the scale as far as the present two different scale tests (0.5 and 2.25 m^2) were concerned.
5. The use of U-shaped foam applicators exihibited a better fire-extinguishing performance than that of the L-shaped ones. It was found that the higher water retention time a foam has, the more effective it is in extinguishing fires, when the type of the foam agent was the same.

燃焼域の周辺気流の観測

山下　邦博

（昭和54年6月9日受理）

1．まえがき

火災周辺気流の特性を明らかにするため，燃焼域周辺の地上風向風速分布について観測した。その観測資料を検討した結果，風向風速分布の変化は燃焼状況と燃焼域に対する観測点の位置関係に左右されること，また，上昇気流が大きく傾むいた場合に限り，強風域が斜め風下に形成されることが分った。

2．火災実験及び観測方法

風向風速の観測は旧松尾鉱山廃屋火災実験（昭和49年8月）及び空中消防火災実験（昭和53年6月）において，観測項目の1つとして行われた。2回の旧松尾鉱山廃屋火災実験（以後，松尾1，2実験と呼ぶ）は消防研究所主催によるもので，市街地火災の延焼性状等を検討するため，22棟の長屋式の廃屋を用いて，行われた[1]。また，2回の空中消防火災実験（それぞれ西宮1，2実験と呼ぶ）は自治省消防庁の主催によるもので，空中消防活動に用いられる飛行機の飛行安全等を検討するため木材クリブを用いて行なわれた[2]。各実験の概要をTable 1に示す。点火法は松尾1実験では部分点火で，他の実験では一斉点火であった。松尾1松尾2実験では点火遅れがあり，また家屋によって内部可燃物の位置と量が異なったため，各家屋の燃焼状況は均一でなく，燃焼時間は長時間になった。松尾1松尾2実験では，燃焼の活発な時期は点火後8～20分頃で西宮1，西宮2実験では点火後7～13分頃であった。西宮1，西宮2実験では，計測された重量減少速度から総発熱速度を推定すると，いずれも 2.8×10^5 kcal/sになった[2]。松尾1，松尾2火災実験の総発熱速度を推定すると，それぞれ，3.0×10^5 kcal/s，1.0×10^6 kcal/s であった。

Table 1 The outline of experimental fires

	Matuo-dwelling fire experiment		Aerial fire attack test	
	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
Combustible material	houses	houses	cribs	cribs
Fire area (m^2)	3×10^3	1.5×10^4	1.6×10^3	1.6×10^3
Reduced radius (m)	30.9	69.1	22.6	22.6
Mean wind direction	SW	ENE	NW	SE
Mean wind velocity (m/s)	4.0	2.0	3.4	2.8
Air temperature (°C)	21.0	25.0	25.0	27.0
Bending of upward air flow (degree)	30	35	35	60
Total heat release rate (kcal/s)	3.0×10^5	1.0×10^6	2.8×10^5	2.8×10^5

一般風の変化を監視するため，燃焼域から十分に離れた地点にエアロ・ベーンを設置して風向風速の時間変化も観測した。気流観測で計測されたものは流れ方向と速度の水平成分だけであるが，発煙筒の煙を利用して，速度の垂直成分の有無について判定できた。ビラム式風向風速計の指示値の読取りは１台に１人の担当者があたり，点火10分前から１分毎に行なった。西宮１，西宮２実験では燃焼域の風下を中心とした地点で気流観測を行う予定であったが，風向の急変があって２回とも燃焼域の風横を中心とした地点で観測した。観測中に，多量の煙と有毒ガスが拡散してくる風下地点では読み取りが困難な時があり，また，風向変動の著しい場所では読み取りの精度が悪くなった。観測点数は松尾１，松尾２実験では７点（観測高さ 1.2m）で，西宮１，西宮２実験では12点（観測高さ 1.1m）であった。観測地点は人命安全を考慮して，火災端からの最短距離を25m（松尾１，松尾２実験），16m（西宮１，西宮２実験）とした。

3．観測結果

燃焼により風向（数量化した値とする）と風速の平均値及び平均値からのずれ（変動量）のいずれも影響を受けた。影響の度合は主に観測点の燃焼域に対する位置関係（風上，風横，風下）と燃焼域端からの距離によって異なった。風速の時間変動の度合をみるためガストファクター I（$=Umax/\overline{U}$）を計算した。ただし，$\overline{U}$は10分間(第3，第4実験の場合には8分間)の平均風速で，$Umax$ は１分平均風速の最大値である。ガストファクターは観測機器と評価時間によっても異なるが，一般的には乱れが強く平均風速が小さい場合に増加する量である。燃焼による風向風速の変化は観測点の近くの燃焼が活発な時期に顕著であった。

3.1 一般風と燃焼による乱れの発生

（ａ）松尾１実験……一般風の平均風向は観測中に南西から徐々に南南西に変化した。平均風速は点火時には約 2.5m/s で，点火後20分頃になると平均風速は３m/s まで強くなり，その後，次第に弱くなった。燃焼の影響が顕著に現われた地点は，燃焼域の風下の観測点 E_1 で平均風速が１m/s 前後増加した。家屋12においては，建物の東側の一点に点火したので，そこから燃焼域が西側に向って拡大した。そのため，観測点E_1の近くが盛んに燃焼した頃に風向風速の変化が顕著であった。その他の観測点においては，地形と障害物による影響が強く，かつ木材の含水率が高くて燃焼が不活発になり，燃焼による影響は現われなかった。

（ｂ）松尾２実験……観測中における一般風は平均２m/s の東北東の風で，風向風速の時間変化は比較的少なかった。風上側の観測点 A_2，B_2，C_2 では，燃焼による平均風向の変化は殆どなかった。風上中央部付近の観測点 B_2 においては燃焼により風速変動が増加し，ガストファクターは1.51になった。風下の観測点 D_2，E_2，F_2 では燃焼により平均風向がかわり，平均風速が増加した。燃焼域の風下中央部付近の観測点E_2 F_2 では特に風向風速の変動が大きくなり，燃焼の影響が明確に現われた。

風横の観測点G_2では，平均風速の変化は余りないが，平均風向が燃焼域の方向に変化した。

（ｃ）西宮１実験……一般風の平均風向は北西ないし，北北西で，平均風速は３m/s 強で，観測中に風向風速の時間変化が幾分あった。風横の観測点A_3～I_3では，燃焼による影響が観測され，同じ風横でも風下側に位置した風測点ほど平均風速が大きくなり，平均風向は西寄りになった。風下の観測点J_3，K_3でも燃焼によって平均風向と平均風速がかなり変化した。風下の観測点J_3では，風速の時間変動が大きくなり，ガストファクターは2.13になった。

（ｄ）西宮２実験……一般風の平均風向は点火前後に北東から南東に急変し，平均風速が少し増加した。燃焼の最盛期には一般風の平均風速は小さく，風横の観測点A_4～I_4では，風下に位置する観測点ほど平均風速が減少する傾向があり，観測点 A_4 と B_4 地点の風速変動が大きくなり，ガストファクターは 1.7 程度になった。燃焼によって風上の観測点 K_4 でも風速変動が大きくなりガストファクターは1.81になった。燃焼の最盛期がすぎた頃には一般風の風速が幾分強くなり，かつ発熱速度が小さくなったため，上昇気流の主軸は鉛直軸から大きく傾き，斜め風下の観測点 A_4，B_4，H_4 では他の観測点よりも平均風速が増加した。

点火後14～15分頃に観測点 E_4，F_4 の観測機器を風下の観測点M_4，N_4 に移して，火災旋風の通過に伴う風向風速の変化の観測を試みた。火災旋風が観測点の近くを通過したが，その中心が観測点からずれたうえに通過時間が短かかったため，１分平均風速は特に大きくなかった。

3.2 燃焼による風向風速分布の変化

燃焼域周辺の風向風速分布は一般に燃焼状況の他に地形，可燃物及び障害物の影響を受ける。点火前の風向風速分布からは地形，可燃物及び障害物による影響の度合を，また，一般風の風向風速の変化が少ない場合に限り点火前と点火後の風向風速分布の比較により燃焼による影響の度合を推定できる。

（a）松尾1実験……点火前の風向風速分布図 (Fig.1 (a)) において，観測点C_1，F_1は谷間にあって

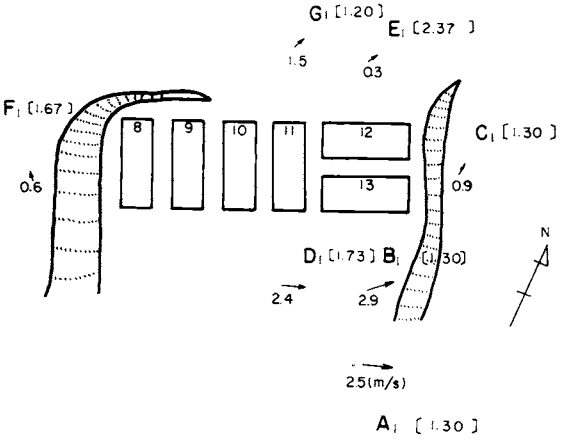

Fig. 1(a) The distribution of wind direction and wind speed (Matsuo first experiment, before ignition)

一般風の平均風向がその谷間にほぼ平行になった。観測点E_1では，その周辺に障害物が多くあったため平均風速が小さくなった。点火後の風向風速分布図(Fig.1 (b)) において観測点C_1とE_1で点火前よりも平均風速が強くなったが風下の観測点E_1の変化は燃焼によるもの

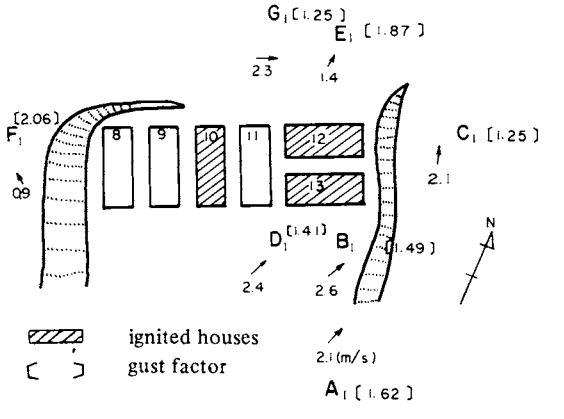

Fig. 1(b) The distribution of wind direction and wind speed (Matsuo first experiment, after ignition)

ので，平均風速が約1 m/s大きくなった。観測点C_1の変化は一般風の風向変化によるものである。

（b）松尾2実験……点火前の風向風速分布図 (Fig.2 (a)) において，観測点A_2は高台にあって平均風

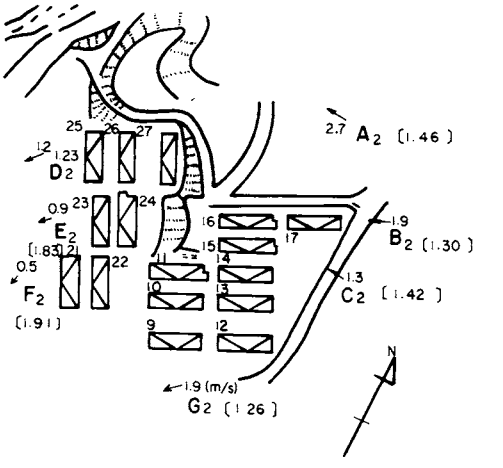

Fig. 2(a) The distribution of wind direction and wind speed (Matsuo second experiment, before ignition)

速が大きくなり，観測点D_2，E_2，F_2は低地にあったうえに試験用家屋の後流域にあったため平均風速が小さくなった。観測点D_2，E_2，F_2の点火前のガストファクターは1.8程度で非常に大きかった。点火後の風向風速分布図 (Fig.2 (b)) において，燃焼域の風下の観測

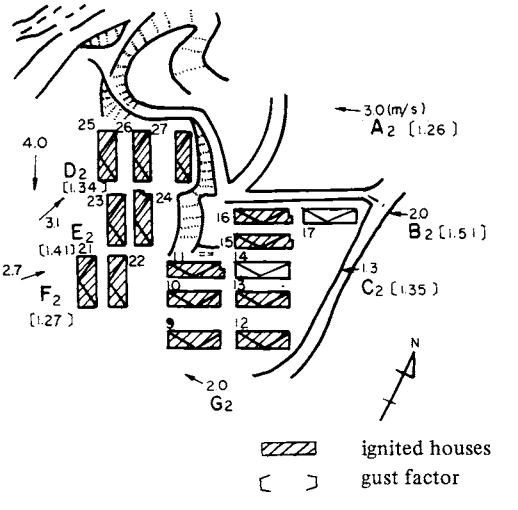

Fig. 2(b) The distribution of wind direction and wind speed (Matsuo second experiment, after ignition)

点D_2，E_2，F_2で平均風向が大きく変り，平均風速は増加した。燃焼の影響を受けて風速の変動量も大きくなったが，平均風速の増加率の方が大きく，点火後のガストファクターは1.3程度に小さくなった。風横の観測点G_2では平均風速は殆ど変化しなかったが，燃焼によって平均風向は幾分燃焼域の方向に変った。風上の観測点A_2，B_2，C_2では，燃焼による影響は殆ど観測されず，平均風向と平均風速は変化しなかった。

（c）西宮1実験……点火前の風向風速分布図(Fig.3(a))のように，クリブの風下の観測点J_3とK_3 で

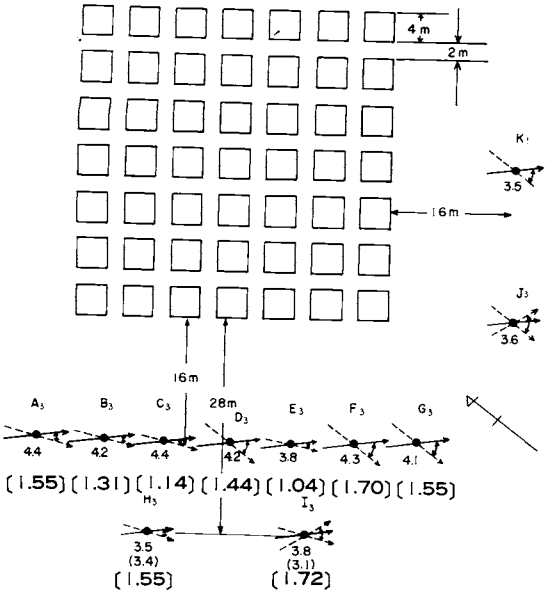

Fig. 3(a) The distribution of wind direction and wind speed (Nishinomiya first experiment, before ignition)

□: crib, alphabet: observation point, numerical values: mean wind velocity for ten minutes, [ ]: gust factor, ↗: mean wind direction, ⌒: fluctuation of wind direction for ten minutes.

は，平均風速はクリブの影響を受けて幾分小さくなった。また，クリブ風横の観測点でも平均風速は種々な障害物の影響を受けて，観測点A_3～G_3の平均風速よりも小さくなった。点火後の風向風速分布図(Fig.3(b))に示すように，燃焼域の風横と風下の観測点では燃焼による影響が観測され，燃焼域の斜め風下付近を中心とした区域に平均風速が大きい場所が形成されていることが明らかになった。

観測点A_3を基準にし，かつ点火前の平均風速分布を

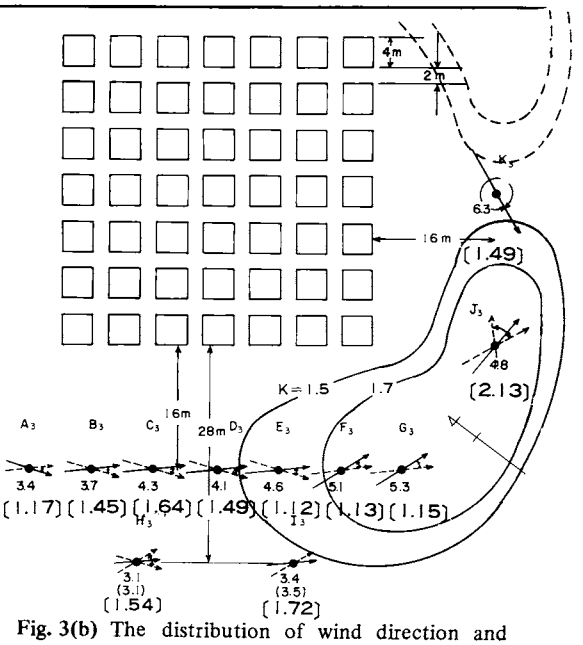

Fig. 3(b) The distribution of wind direction and wind speed (Nishinomiya first experiment, after ignition)

□: crib, alphabet: observation point, numerical values: mean wind velocity for ten minutes in active burning period, [ ]: gust factor, ↗: mean wind direction, ⌒: fluctuation of wind direction for ten minutes. ⬭ : stronger wind region.

考慮して，燃焼による各地点の平均風速の増加率Kを求めることができる。増加率の最大値は1.7(G_3とJ_3)で次いで1.6(E_3)，1.5(F_3)，1.3(C_3，D_3)，1.2(I_3)，1.1(B_3とH_3)になる。風下観測点K_3には点火後に多量の煙がきたため指示値の読取が正確でない虞があるので考察の段階ではその値を無視して行なった。

（d）西宮2実験……点火前の風向風速分布図(Fig.4(a))によると，クリブ周辺の風向風速分布は風横と風下では余り差がなく，障害物（クリブ）の影響は殆どみられなかった。点火前後に一般風の平均風向と平均風速が急激に変化したため，燃焼による影響は点火前と点火後の分布からは判断できない。点火後の風向風速分布図(Fig.4(b))によると，燃焼域の風横と風上では平均風速に余り差がなかった。しかし，燃焼によって，風速変動が大きくなり，ガストファクターは風横の観測点のうちでも風下に位置する観測点A_4とB_4では1.8程度になった。燃焼最盛期以後においては，発熱速度が小さくなったうえに一般風の平均風速が幾分強くなったことにより上昇気流の主軸が傾き，観測

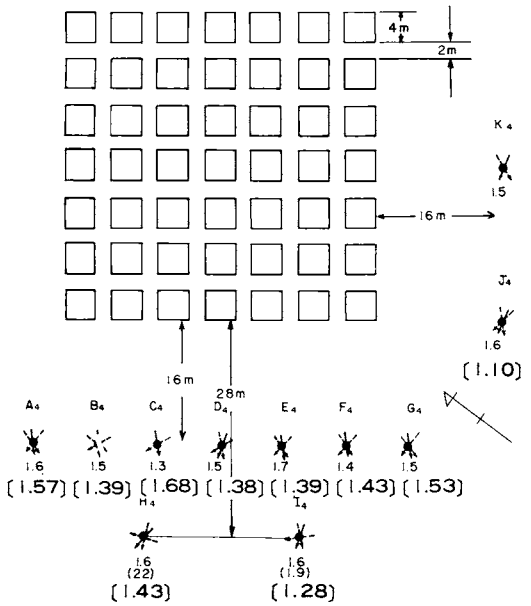

Fig. 4(a) The distribution of wind direction and wind speed (Nishinomiya second experiment, before ignition)

□: crib, alphabet: Observation point, numerical values: mean wind velocity for ten minutes, [ ]: gust factor, ↗: mean wind direction, ⌒: fluctuation of wind direction for ten minutes.

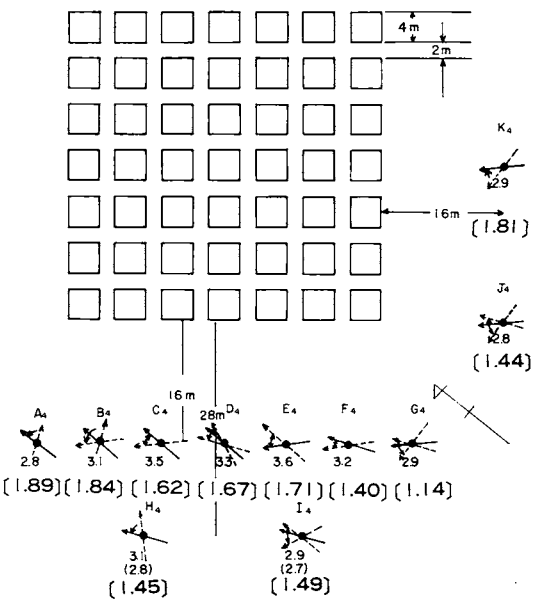

Fig. 4(b) The distribution of wind direction and wind speed (Nishinomiya second experiment, after ignition)

□: crib, alphabet: observation point, numerical values: mean wind velocity for ten minutes in active burning period, [ ]: gust factor, ↗: mean wind direction, ⌒: fluctuation of wind direction for ten minutes.

点 A_4 と B_4 の平均風速が増加した。これは西宮1実験結果と同じように燃焼域の斜め風下に強風域が形成されたことを示している。また，燃焼最盛期以後の風下観測点 M_4 と N_4 の平均風速は一般風の平均風向と平均風速にほぼ等しく，燃焼による影響は顕著に現われなかった。

4．考　察

建物周辺気流については多くの研究があり，建物の風上と風下では渦流または逆流が生成され，一般に風速が弱くなる。建物の風横では剝離流と吹き降し流により強風域が形成されること等が明らかにされてきた。[3] 火災周辺気流については，T.E.Lommasson,[4] C.M. Countryman,[5] J.S. Adams[6] 等による研究があるが，それらは無風下の場合のみを取扱っており，有風下における火災周辺気流については殆ど検討されていない。有風下においては火災上昇気流と一般風の二つの流れが相互に干渉し合う。そのため上昇気流の主軸は傾き，その断面は変形，拡大し，その内部に気流の渦状運動が生じる。火災周辺には上昇気流の巻込み作用により，上昇気流に向って周辺気が流入する。周辺気の流入経路は必ずしも上昇気流の中心に向う直線ではなく，上昇気流内部の渦状運動に類似したものになる。

有風下における上昇気流の著者によるモデルを**Fig. 5** に示す。上昇気流の断面は周辺気の影響を受けて変形

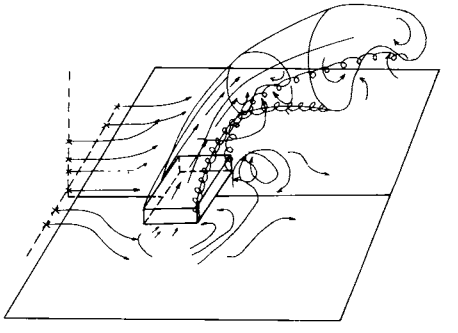

Fig. 5 The model of air flow around the fire. Wind blows from left to right.

し，その内部の流れは馬蹄形渦に類似し，上昇気流断面の風下両端に一対の循環流が形成される。この循環流による速度の水平成分の大小は上昇気流の傾き角に左右される。上昇気流の鉛直軸からの傾き角が小さい場合には速度の水平成分の割合は大きくなるが，傾き角が大きい場合には垂直成分が大きくなり，吹き降し流が活発になることが予想される。

火災周辺気流が建物周辺気流と異なるのは，上昇気流が一般流によってその形状がかわり，上昇気流が周辺気の流入を受けることから，強風域の有無，強風の形成過程及び強風域の範囲と強風の程度等について相違が生じる。

観測資料によると火災周辺気流の変化の基本型として，ⓐ流れ方向（風向）の変化，ⓑ気流速度（風速）の変化，ⓒ時間変動（乱れ）の増加，ⓓ火災旋風の生成，ⓔ上昇気流の生成，ⓕ下降流の生成があった。実際にはこれらの変化が組合わされているが，組合わされ方と変化の度合及び卓越する変化の型は観測点と燃焼域の位置関係で異なった。

燃焼域の風上観測点の代表例として，松尾２実験のB_2，C_2及び西宮２実験のJ_4とK_4があった。これらの観測点のうち燃焼域に近い観測点では，ガストファクターは増加したが，平均風速と風向は点火前後において殆ど変らなかったことに特徴があった。燃焼域風上で風向の変動が少なくなりかつガストファクターが大きくなったのは巻込みによる流入気流と一般流の流れの方向が同一であることによる。燃焼域の風上の気流は火災流入速度（Uin）と一般風の風速（U_∞）の大小関係に左右され，$Uin > U_\infty$のときには流入気流が加速されるが$Uin < U_\infty$のときには減速される。火災周辺気流では加速・減速の度合は風速差に依存することから流入のない建物周辺気流の場合よりも平均風速の増減が少なくなったと推定される。

燃焼域の風横の観測点としてA_3～I_3及びA_4～I_4があるが西宮１，西宮２実験では周辺気流のパターンに相違がみられた。この２つの実験では，点火法と木材クリブの配置は同じであったが，平均風向はほぼ逆で，平均風速はそれぞれ 3.4m/s，2.8m/s であり，上昇気流の傾き角（鉛直軸からの）はそれぞれおよそ55度，30度であった。西宮１実験の燃焼最盛期の観測資料によると，燃焼域の風横で気流が加速され斜め風下付近に比較的強い強風域が形成された。西宮２実験の燃焼最盛期の観測資料では，各地点の平均風速はほぼ同じで，特に強風域は形成されなかった。条件の相違により，強風域の生成は見かけ上，上昇気流の傾き角に関係し，傾き角の大きい場合に強風域が生成された。本質的には，強風域は燃焼域の風上と風下の静圧差に関係しているが，傾き角が静圧差の増加に従って大きくなることから上述の傾向が現われたと推定される。上昇気流の傾き角が大きい場合には，上昇気流の風下の内外部に生じる循環流によって吹降し流が形成されるが，この吹降し流は燃焼域風横の強風を助長したと推定される。

燃焼域の風下の代表的な観測値として，松尾２実験のD_2，E_2，F_2と西宮１実験のJ_3，K_3及び西宮２実験のM_4，N_4があるが，観測点D_2，E_2，F_2地点及びJ_3，K_3では，燃焼によって平均風向は変り，平均風速が増加した。観測点M_4，N_4では風向風速の平均値は余り変らなかった。風下の主な流れは，両端から廻り込んできた二つの気流が風下中心付近で合流して，上昇しながら上昇気流の内部に巻込まれるものである。火災周辺気流では障害物が上昇気流であることから，建物周辺気流と異なってこの流れが活発になり，燃焼によって生じる強風域が風下にまで拡大した。風下中心部付近で特に気流の乱れが強いのは，両側から廻り込む気流が不規則に交互に優勢になることによる。燃焼域の風下では燃焼域内で生じた火災旋風が通過したことにより気流の乱れが増大することがあった。西宮１実験では火災旋風は生じなかったが，西宮２実験ではしばしば燃焼域内に生じた。火災旋風が生じたのは逆流域が燃焼域内に形成され水平方向の速度勾配が大きくなり，単一クリブ上に生じた局所的に強い上昇流が核になって火災旋風が生じたと推定される。火災旋風の直径は数メートルで，燃焼域全体に影響を及ぼす程ではなかったが，局所的に強風が生成した。燃焼域の風下においては巻込みによって生じた強風と火災旋風による強風が混在したため，特に気流の乱れが大きくなることに特徴があった。

5．まとめ

大規模な燃焼域周辺の気流を観測し得られた資料について考察した。その結果，燃焼域周辺気流は上昇気流の巻込み作用による流入速度の大小に左右されること及びそれは燃焼域の風上，風横及び風下で異なること

が確認された。燃焼域の風上では，建物周辺気流の場合に比較して，風速の減衰の度合が少なく，風横では上昇気流の傾き角が大きい場合に限って強風域が形成され，その強風域は風下まで拡大していることが明らかになった。

参考文献

1）消防研究所：市街地火災の延焼性状等に関する研究，消防研究所技術資料　第6号（昭和50年）

2）消防庁：飛行艇による空中消火実験報告書（昭和53年）

3）亀井勇：建築技術　No.281　(1975)

4）T.E. Lommasson : OCD PS 65−53 (1965)

5）C.M. Countryman et al : *Project Flambeau* : Pacific Southwest Forest and Range Experimental Station (1969)

6）J.S. Adams et al : 13 *th Symp.* (*Int.*) *on Comb.* p 1045 (1970)

Experimental Study of Air Flow around Fire in the Open

(Abstract)

Kunihiro Yamashita

(Received June 9, 1979)

In order to clarify air flow around fire areas, measurements of flow pattern were carried out around large-scale experimental fires, one with abandoned miners' homes (wooden flats) at the Matsuo-sulfur-mine, and another with arrays of wood on cribs in the aerial fire attack test at the seashore of Nishinomiya City. Wind direction and wind speed were observed at many points around the fires using handy-type anemometers and anemoscopes.

As a result of the present study, it was found that a stronger wind occurred at the obliquely leeward sides of the fire when upward air flow happened to bend considerably in the horizontal direction.

レーザーシュリーレン法による衝撃波速度の測定

長谷川　和俊

（昭和54年6月9日受理）

1. はしがき

衝撃波管の実験において，衝撃波の伝播速度を測定することは，衝撃波特性を決定する目的のため，きわめて重要なことである。熱力学特性のわかっている気体について，衝撃波速度を測定することにより，流体力学の方程式から衝撃波の温度，圧力，密度，粒子速度などを決定することができる。衝撃波の速度の測定方法としては，光学的に流し写真を撮る連続測定法と非連続測定法として圧力変化を利用する圧力プローブ，温度上昇を利用する白金膜抵抗プローブ，密度変化を利用するシュリーレン効果による方法などがある。圧力プローブおよび白金膜抵抗プローブによる方法は，取り扱いが容易なことおよび比較的堅牢なことから従来から広く使用されている。しかし，これらの方法は衝撃波管の壁面で衝撃波特性の変化を促えていることから，境界層による影響がある場合や，低圧衝撃波にみられるような衝撃波の前面が湾曲している場合などに，精密さに欠くことがある。[1]

非連続測定法のシュリーレン法は，衝撃波伝播方向に直角方向から光が当たるように光学系を構成し，衝撃波の密度変化による光の屈折を捉えることを利用したものである。このため，衝撃波の実質的な到来を感知することになり，圧力プローブおよび白金膜抵抗プローブによる方法に比べ，原理的に優れている。さらに，光源として，レーザー光線を用いることが可能となり，平行性が良く，しかも輝度が高いことから実験技術が簡便になり，精度も高めることができるようになった。Schott[2]はレーザーシュリーレン法を用いて，従来使用していたピエゾ電気型圧力プローブに比べ，測定精度が(2～3)/1000になり，極めて良くなったと述べている。その後，Banderら[3]は，光学系の一部を改良した方法について述べている。

本報は，原理的にSchott[2]が用いたレーザーシュリーレン法と同じであるが，光学系の構成に種々改良を試み，衝撃波の伝播速度を簡便にかつ精度良く測定できるようにした計測技術について述べたものである。

2. 実　験

2.1 測定原理

シュリーレン法の原理については良く知られていることである[4]が，Kieferら[5]のレーザーシュリーレン法によって密度変化を定量的に測定した例を参考にして，本実験技術の原理について簡単に述べる。光学系の原理図を Fig.1 に示した。レーザー光源からの平行光線は，密度の不均一場すなわち衝撃波管を通過して，受光面Sに達するものとする。このとき，x方向への密度勾配$(d\rho/dx)$によってレーザー光線は屈折を受け，受光面Sで変位Dを生ずる。従って，変位Dは次式で

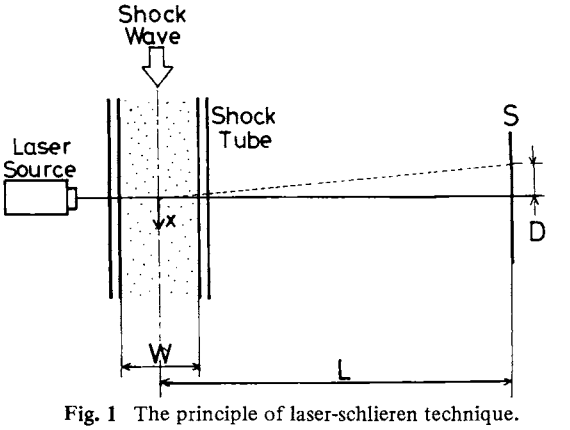

Fig. 1 The principle of laser-schlieren technique.

表わされる。

$$D=RLW\frac{d\rho}{dx} \tag{1}$$

ただし，ここでRは試料気体の比屈折，Lは衝撃波管中心から受光面までの距離，Wは衝撃波管の内径およびxはレーザー光線に対し直角方向すなわち衝撃波の伝播方向の距離である。次に，受光面での感度αは，

$$\alpha=dD/d\left(\frac{d\rho}{dx}\right)=RLW \tag{2}$$

となる。Rは試料気体によって決まる定数であり，Wを変化させることは困難であるから，感度はLを大きくすることによって良くなる。しかし，実際には，レーザー光線は完全な平行光線ではなく，わずかな広がりをもち，さらに衝撃波の厚みすなわち密度変化場の厚みはレーザー光線の太さより薄いため，感度は(2)式で示されるように単純ではない。

2.2 実験装置および方法

本実験に用いたレーザーシュリーレン法の模式図を**Fig.2**に示した。レーザー光線は，波長632.8μmの光に対し反射率がそれぞれ約20，25，30，50および100%の光線分割鏡M_1～M_5を用いて，それぞれ光線の約20%の強さをもつ5本の光線に分割され，石英ガラス製窓を通して，衝撃波管を直角に横切り，これらの光線はさらに表面鏡M_6～M_{10}で反射され，再びスリット(スリット幅：0.35～0.50mm)上の一点に集められるように光学系が構成されている。レーザー光源はHe-Neガスレーザー（東芝(株)製，型式：LAG-3211)，波長632.8μm，出力1.0mW，横モードTEM_{00}，ビーム径0.9mmおよびビーム広がり角0.8mradのものである。スリットを通過した光線は，干渉フィルター（極大透過波長：633.5μm，透過率67.5%，半値幅8μm）を通過して，光電子増倍管（浜松テレビ(株)製，型式：1P28)に入射される。光電子増倍管の出力信号は，エミッターフォロワーを通して，記録計に記録されるようにした。実験装置の写真およびレーザー光線の分割光路の写真は文献[6]に示したので参照されたい。

Fig.2に示した装置構成において，最初のレーザー光線M_5-M_{10}は，矢印方向から伝播してきた衝撃波が横切るとき，屈折され，このためM_{10}で反射された光線がスリットに当るときずれを生ずることになり，光電子増倍管は減光を感知する。衝撃波がさらに進むと，レーザー光線M_4-M_9が屈折され，以下衝撃波の伝播に伴い，レーザー光線は次々に，屈折され，光電子増倍管に減光として捉えられ，その電気信号は記録計に記録される。

分割されたレーザー光線のそれぞれの間隔を正確に測定することは，衝撃波の伝播速度を精度良く算出するために重要である。本実験では，ノギスの本尺およびスライダーのジョウ(外径測定合口部分，JIS B 7507参照）に貼り付けた白い紙に十字印を描き，レーザー光線のスポットが十字の中心に乗るようにして光線間隔を測定した。それぞれの間隔は0.2mmの精度で測定できた。光線の間隔は，衝撃波管の両側で測定し，平均値から求めた。

レーザー光線の強度は，中心部分が最も強く，この部分がスリットで切られるようにするため，光電子増

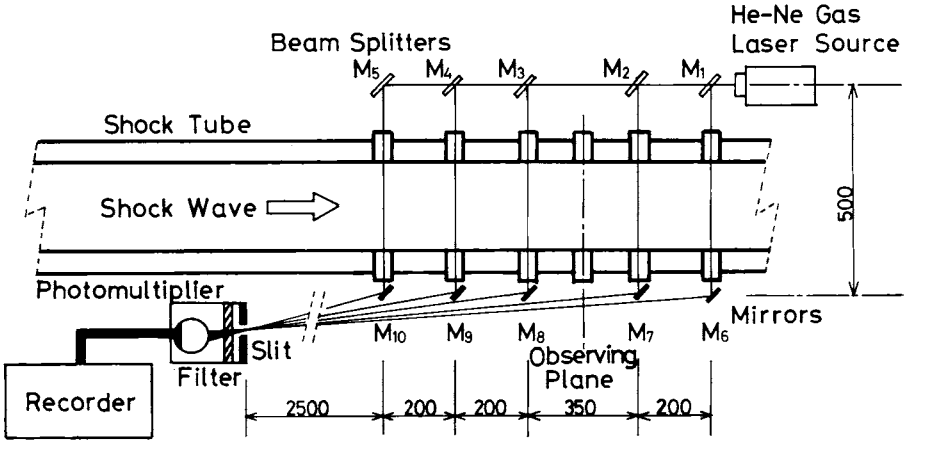

Fig. 2 Schematic diagram of the laser-schlieren apparatus for the measurement of shock velocity.

倍管からの信号が最大になるように，各実験ごとに表面鏡M_6～M_{10}の角度を微調整した。

光電子増倍管前面の干渉フィルターは，レーザー光線以外の光をなるべく遮断する目的で使用したものであり，このことによって，光電子増倍管の供給電圧を上げることができ，その感度を増大させることができた。

記録計としては，ラスター掃引したオシロスコープまたはデジタルカウンターを使用した。ラスター掃引には，オシロスコープ(岩崎通信㈱製，型式：SS 5157)に函数波形発生器(ソニーテクトロニクス㈱製，型式：FG 501)を組み合わせて用いた。デジタルカウンター(岩崎通信㈱，特注品)は，連続したパルスの各時間間隔を最高分解能0.1μsで測定できる9チャンネルのものを使用した。

なお，実験に使用した衝撃波管は，高圧側長さ2.5m，低圧側長さ5mの10×10 cm^2の正方形断面をもつステンレススチール製である。

3. 結果と考察

3.1 観測例

Fig.3 にラスター掃引したオシロスコープに描かれた観測例を示した。衝撃波が，レーザー光線M_5-M_{10}，M_4-M_9，M_3-M_8，M_2-M_7およびM_1-M_6へ到来したことを示す5個の信号S_1，S_2，S_3，S_4およびS_5が見られる。さらに信号Fは，レーザー光線M_5-M_{10}へ稀薄波が到達したことを示しており，その後雑音が多く見られるのは稀薄波のためである。稀薄波の到達時刻を知ることは，衝撃波への境界層による影響を検討するための重要な値となる。85～100%のアルゴンに残り酸素と水素を種々の混合比で混ぜた混合気体について温度範囲900～2000K，圧力範囲(5.0～20.0)×10^4 Paの衝撃波について実験を行なった。このとき衝撃波の伝播速度は900～2000m/sであった。衝撃波伝播速度の導出は，予め測定してあるレーザー光線間の個々の距離を **Fig.3** に見られるようなそれぞれの信号の時間間隔で除して求められる個々の速度をもとにして，**Fig.4** に示すようなグラフを描き，観測面の位置に内挿して決定した。記録計としてデジタルカウンターを用いるときは，信号の時間間隔が直接記録され，簡便であるが，稀薄波の到達を捉えることは困難であった。

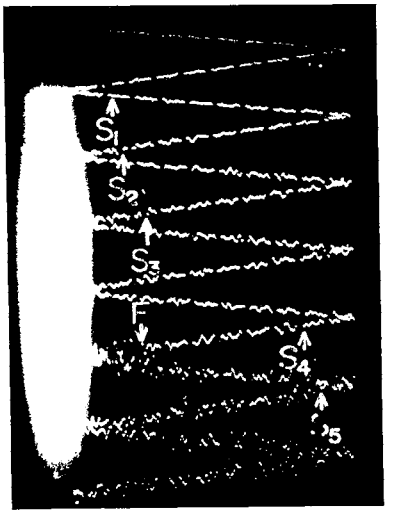

Fig. 3 A typical example of schlieren record. The experimental conditions were: 8.57 × 10^3 Pa in initial pressure of a mixture H_2 : O_2 : Ar = 0.6 : 6.0 : 93.4, 2.75 × 10^5 Pa in pressure of driver gas H_2. The raster sweep contains 10 μsec timing markers. The arrows S_1 ~ S_5 indicate the schlieren signals of shock arrival and an arrow F the signal of rarefaction wave arrival. The schlieren signals are about 100 mV high.

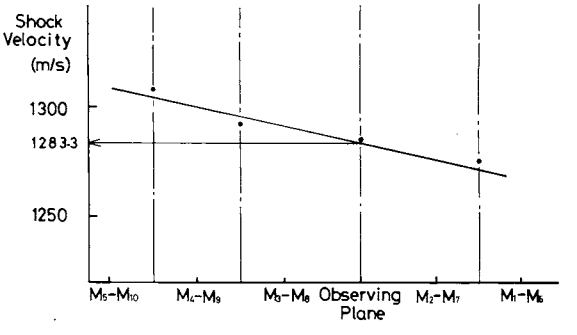

Fig. 4 The determination of shock velocity. The experimental conditions were: 5.56 × 10^3 Pa in initial pressure of a mixture H_2 : O_2 : Ar = 13.0 : 1.3 : 85.7, 3.4 × 10^5 Pa in pressure of driver gas H_2.

3.2 測定精度

衝撃波伝播速度の真の値を求めることはできないので，厳密な意味での測定精度を算出することはできないが，伝播速度の算出に用いる種々の値の誤差範囲から，衝撃波速度の精度を検討してみる。

レーザー光線の間隔が約200mmのところで，長さの測定誤差は±0.2mmである。このとき，オシロスコープまたはデジタルカウンターに捉えられる信号の時間間隔は100～200μsであり，オシロスコープからの時間の読み取り誤差は±0.1μsであり，デジタルカウンターの最高時間分解能は0.1μsである。光電子増倍管から記録計までの電気系統の時間遅れは0.1μs以下であるが，それぞれの信号に同じ遅れがあると考えられるから，この時間遅れによる誤差はほとんど無視できる。衝撃波面に対するレーザー光線の平行度は，レーザー光線間隔の測定誤差が±0.2mmであるから，この程度の傾きがあるものとして，900～2000m/sの衝撃波が通過することによる時間のずれは0.1～0.2μsである。以上のことから，時間について全体の測定最大誤差は±0.3μs程度である。従って，これからレーザー光線間の1間隔から求まる衝撃波速度の精度は(5～8)/1000となる。5個の信号から4個の衝撃波速度が求まり，**Fig.4** に示したようにして衝撃波速度が決定されるから，測定精度はこれより上がり，(2～3)/1000である。Schott[2]による方法でも同じ測定精度が示されている。

3.3 理論的考察

つぎに，スリットを通して光電子増倍管に捉えられるレーザー光線の光量およびシュリーレン効果によって屈折を受け，その光量が減少する割合について理論的に検討し，光学系の構成について論ずる。

レーザー光線は光線軸zと直角方向$(x,\ y)$に出力分布をもち，2次正規分布関数で与えられる。[7]すなわち，光量分布$Q(x,\ y)$は，

$$Q(x, y)=\frac{Q_0}{2\pi\sigma_z^2}\exp\left\{-(x^2+y^2)/2\sigma_z\right\} \qquad (3)$$

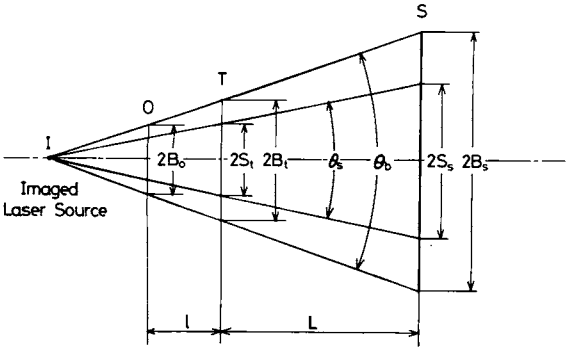

Fig. 5 The divergent pencil of laser beam.

となる。ここでQ_0は全受光量あり，σ_zは正規分布の標準偏差である。レーザー光線の直径$2B_z$は$Q(B_z,\ 0)/Q(0,0)=\exp(-2)$で定義されるから，

$$B_z=2\sigma_z \qquad (4)$$

すなわち，

$$B_s=2\sigma_s \qquad (4)'$$

をえる。またレーザー光線は広がりをもつことからその光路を **Fig.5** のように近似する。すなわち直径$2B_0$の光線はレーザー光源Oから，衝撃波管の中心軸Tを通過して受光面Sに達するが，このとき広がり角θ_bの光線が仮想光源Iから発したかのように見られ，受光面でのレーザー光線の直径$2B_s$は，

$$2B_s=2B_0+\theta_b(L+\ell) \qquad (5)$$

となる。受光面S上のスリット間隔$2S_s$を通過する光線は，仮想光源Iから広がり角θ_sで発した光束に相当し，衝撃波管中心軸上で$2S_t$の幅となる。ここで，

$$2S_t=\frac{2S_s(2B_0+\theta_b\ell)}{\{2B_0+\theta_b(L+\ell)\}} \qquad (6)$$

であるから，本実験条件の$2S_s=0.35$～0.5mm, $2B_0=0.9$mm, $\theta_b=0.8\times10^{-3}$ rad, $L=2500+(200+200+350+200+500)/2=3225$mm, $\ell=(200+200+350+200+500)/2=725$mmなる値を代入すると，$2S_t=0.126$～$0.181$mmをえる。ただし，5本のレーザー光線の平均位置に存在すると仮定した1本のレーザー光線で代表させて，計算を行なった。衝撃波の厚みは，本実験の範囲では1.0μm程度であり，[1),8)] $2S_t$より充分薄い。また衝撃波面とレーザー光線が正確な平行関係を構成することは困難であるため，その構成図は **Fig.6** に示したような3種の場合がある。ただし(c)の場合，衝撃波面のレーザー光線軸方向への投影厚さ$2T_t$は，仮

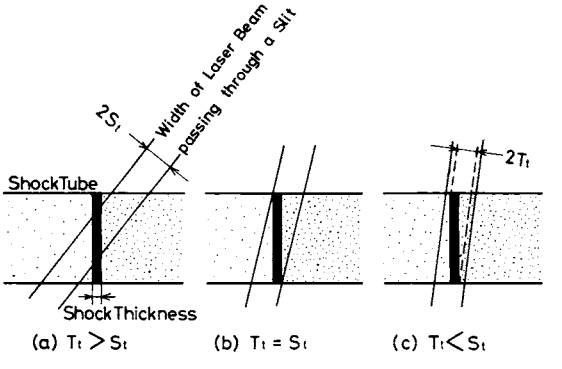

Fig. 6 Schematic diagrams of the relationship between the width of laser beam passing through a slit and the shock thickness.

想光源Ｉを中心とした広がりによって，受光面Ｓでは幅$2T_s$になるものとする。

Fig.6 の(a)，(b)および(c)の場合について，受光面Ｓでの受光量分布を **Fig.7** に(1)から(4)の場合にわけて示した。斜線部分は光電子増倍管によって感知される受光量である。(0)は，衝撃波管に密度傾配の場が存在しない場合である。(a)および(b)の場合は，屈折された光線が完全にスリットの外に出る場合(1)と一部分がスリットの外に出る場合(2)がある。(c)の場合は，屈折された光線が完全にスリットの外に出る場合(3)と一部分がスリットの外に出る場合(4)がある。(0)の場合の光量をq_0とし，屈折があるそれぞれの場合において光量が最も減少する状態の光量を$q_n(n=1\sim4)$とする。ここで，減光率β_nを

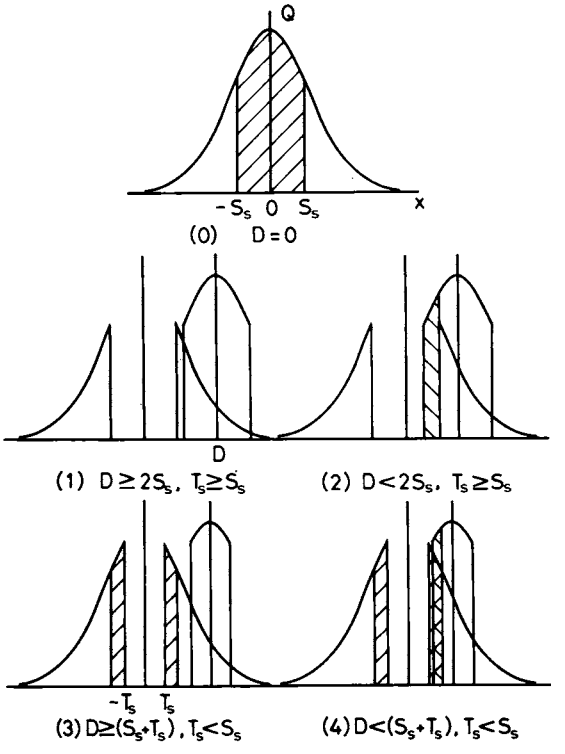

Fig. 7 The intensity distributions of laser beam and the quantity of light incident.

$$\beta_n=\frac{q_0-q_n}{q_0} \tag{7}$$

と定義する。いま，

$$q_0=\int_{-\infty}^{\infty}\int_{-S_s}^{S_s}Q\,dxdy=Q_0\ \mathrm{erf}\left(\frac{S_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right) \tag{8}$$

であり，以下それぞれの場合についてq_nおよびβ_nを求める。

(1) $D\geq 2S_s,\ T_s\geq S_s$：

$$q_1=0 \tag{9}$$

$$\beta_1=1 \tag{10}$$

(2) $D<2S_s,\ T_s\geq S_s$：

$$q_2=\int_{-\infty}^{\infty}\int_{D-S_s}^{S_s}Q(x-D,\ y)\,dxdy$$

$$=\frac{Q_0}{2}\left[\mathrm{erf}\left(\frac{S_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right)-\mathrm{erf}\left(\frac{D-S_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right)\right] \tag{11}$$

$$\therefore\beta_2=\frac{1}{2}\left[1+\mathrm{erf}\left(\frac{D-S_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right)\Big/\mathrm{erf}\left(\frac{S_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right)\right] \tag{12}$$

(3) $D\geq(S_s+T_s),\ T_s<S_s$：

$$q_3=2\int_{-\infty}^{\infty}\int_{T_s}^{S_s}Q\,dxdy$$

$$=Q_0\left[\mathrm{erf}\left(S_s/\sqrt{2}\,\sigma_s\right)-\mathrm{erf}\left(\frac{T_s}{\sqrt{2}\,\sigma_s}\right)\right] \tag{13}$$

$$\therefore\beta_3=\mathrm{erf}(T_s/\sqrt{2}\,\sigma_s)/\mathrm{erf}(S_s/\sqrt{2}\,\sigma_s) \tag{14}$$

(4) $D<(S_s+T_s),\ T_s<S_s$：

$$q_4=2\int_{-\infty}^{\infty}\int_{T_s}^{S_s}Q\,dxdy+\int_{-\infty}^{\infty}\int_{D-T_s}^{S_s}Q(x-D,y)\,dxdy$$

$$=Q_0\left[\mathrm{erf}(S_s/\sqrt{2}\,\sigma_s)-\frac{1}{2}\mathrm{erf}(T_s/\sqrt{2}\,\delta_s)-\frac{1}{2}\mathrm{erf}\left(\frac{D-S_s}{\sqrt{2}\,\delta_s}\right)\right] \tag{15}$$

$$\therefore\beta_4=\frac{1}{2}\left[\mathrm{erf}(T_s/\sqrt{2}\,\delta_s)+\mathrm{erf}\left(\frac{D-S_s}{\sqrt{2}\,\delta_s}\right)\right]/\mathrm{erf}(S_s/\sqrt{2}\,\delta_s) \tag{16}$$

レーザーシュリーレン装置の光学系が決定されれば，q_0，q_nおよびβ_nは，(8)式から(16)式に(4)′式および(5)式を代入して，DおよびT_sの函数として表示される。本実験装置の場合についてT_sを変数としたDの関数として，β_nを求め，**Fig.8** に示した。レーザー光線の直径$2B_s$に比べ，スリット巾$2S_s$が充分小さいため，$0<D/2S_s<1$の範囲でβ_nは直線的に増大しているが，一般には上に凸型の曲線となり，また$D/2S_s>1$においてもT_sの等分割変数に対するβ_nの水平直線は上部に詰まった型となるのが一般である。

測定感度は，β_nができるだけ1に近いときに良くなり，q_0が大きいほど観測が容易となる。この条件を満

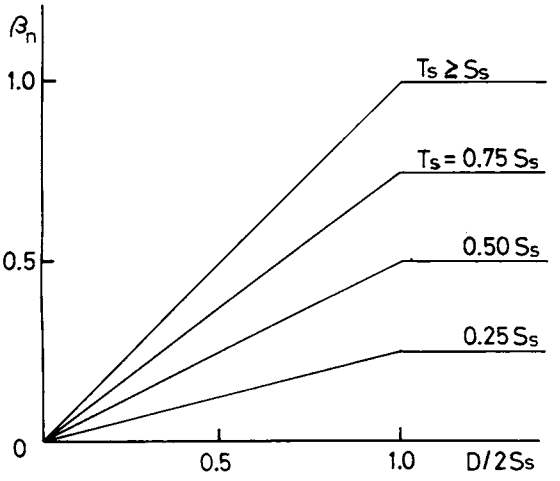

Fig. 8 The relationship between the fractional change in signal β_n and the dimensionless deflection $D/2S_S$ for the laser-schlieren system of this work. $2S_S$ = 0.35 mm.

足するように実験条件すなわち衝撃波の特性に応じて，装置の光学的条件を決定すべきであるが，T_sおよびDを想定することは困難であるため，試行錯誤的に実験を繰り返し，最も感度が良くなるようにLおよび$2S_s$を決定するしかない。このとき，$\beta_n \to 1$にするため，$D \to$大すなわち(1)式から$L \to$大にすると，(8)式は$L \gg \ell$のとき近似的に

$$q_0 \fallingdotseq Q_0 \mathrm{erf}\left[\frac{4\,S_s}{\sqrt{2}\,(2B_0+\theta_b\,\ell)}\right] \qquad (8)'$$

となり，$q_0 \to$小となるため，Lおよび$2S_s$は両者の兼ね合いで決めなければならない。レーザー光源の出力すなわちQ_0が大きい場合には，$L \to$大，$2S_s \to$小とすることができるので，容易に感度の良い条件を選ぶことができる。なお，本実験では，$\beta_n = 1$が満足され，**Fig.3** に見られるように信号の大きさも適当であることからq_0も充分であったといえる。

4. あとがき

以上，レーザーシュリーレン法による衝撃波の伝播速度の測定方法について詳細に述べ，測定精度は（2～3）/1000であることを示した。また，測定感度について理論的に考察し，感度の良い光学系の構成について論じた。

本報で述べたレーザーシュリーレン法の大きな改良点は，受光面でスリットを用いて光線を切ったことである。このことによって，ナイフエッヂに比べ容易に光線の中心に合わせることができるようになり，光学系が単純化され，測定精度を高めることができた。

5. 参考文献

1)例えば，倉谷，土屋："衝撃波の化学物理"，PP. 86, 250 裳華房，(1968) など

2)G.L. Schott：12 *th Symp. on Comb.*, P.569 (1969)

3)J.A. Bander & George Sanzone：*Rev. Sci. Instrum.*, **45**, (7)949 (1974)

4)例えば，谷，小橋，佐藤："流体力学実験法"，P.86，岩波書店 (1977)

5)J.H. Kiefer & R.W. Lutz：*J. Chem. Phys.*, **44**, (2) 658 (1966)

6)長谷川：消研輯報，No.33，グラビア(1979) 掲載予定

7)F.T. Arecchi & E.O. Schulz-Dubois："*Laser Handbook*", vol. 1, P.265, North-Holland Publ. Co. (1972)

8)M. Linzer, D.F. Hornig：*Phys. Fluids*, **6**, 1661 (1961)

Nomenclature

B_O, B_S, B_t and B_Z	radii of laser beam at the position of O, S, T and z on the axial coordinate of the laser beam,
D	deflection,
F	signal of rarefaction wave arrival,
I	imaged laser source,
L	distance from the axis of the shock tube to the screen or the slit,
l	distance from the laser source to the axis of the shock tube,
$M_1 \sim M_5$	beam splitters,
$M_6 \sim M_{10}$	mirrors,
n (n=0~4)	cases shown in **Fig. 7**,
O	position of laser source,
Q_0	total quantity of light,
$Q(x, y)$	distribution of light in the x, y plane,
q_n	quantity of light passing through a slit in the case of (n),
R	specific refractivity,
S	position of screen or slit on the axial coordinate laser beam,
$S_1 \sim S_5$	schlieren signals of shock arrival,
$2S_S$	slit width,
$2S_t$	width of laser beam on the axis of shock tube passing through a slit,
T	position of shock tube on the axial coordinate of laser beam,
$2T_S$	shock thickness projected on the screen S by laser beam,
$2T_t$	shock thickness projected in the direction of axial coordinate of laser beam,
W	internal diameter of the shock tube,
x	coordinate fixed on the axis of shock tube,
y	coordinate,
z	coordinate fixed on the principal axis of laser beam,
α	sensitivity,
β_n	fractional change in signal in the case of (n),
θ_b	divergent angle of laser beam,
θ_S	angle of laser beam passing through a slit,
ρ	density,
σ_S and σ_Z	standard deviation of the Gaussian function at the position of S and z on the axial coordinate of laser beam.

A Laser-schlieren System for the Measurement of Shock-Wave Velocity

(Abstract)

Kazutoshi Hasegawa

(Received June 9, 1979)

The laser-schlieren system for the measurement of shock-wave velocities has been developed. The system employs a slit instead of a knife edge placed in the front of a photomultiplier in order to pass the light of the center of a laser beam as exactly as possible and to simplify functionally the construction of the optical system. The shock-wave velocity is determined at the observing plane with accuracy better than a few tenths of 1%. How the sensitivity of this system could be increased is theoretically discussed relating to the construction of the optical system.

消防研究所報告

通巻 48 号

昭和54年9月30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）