REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 31 March 1970

消防研究所報告

通巻31号 1970年3月

目次

研究

消火空気泡原液の老化に影響する因子についての研究
（第3報）グリシン，鉄（III）錯体の生成について……星野 誠…(1)

高膨脹発泡機構に関する研究（第2報）
単一気泡形成のための最小静圧力と孔径の関係……新居六郎…(7)

高膨脹発泡機構に関する研究（第3報）
実用型（回定ネット・噴霧ノズル・送風機）の場合……新居六郎…(15)

高膨脹泡中の呼吸の安全性……高橋 哲…(31)

模型によるスモークタワーの強制加熱による効果実験…名雪健一，黒田靖郎…(35)

消防研究所
東京都三鷹市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 3 1 March 1 9 7 0

—— Contents ——

MEMOIR

Studies on Factors Influencing the Deterioration of Fire-Fighting Foam Compounds
III. On the Formation of a Glycine-Ferric Complex
.....Makoto Hoshino···(1)

Studies on Generating Mechanism of High Expansion Air Foam
II. Relationship between The Minimum Static Pressure Required to Generate Single Bubble and Hole Diameter.....Rokuro Nii···(7)

Studies on Generating Mechanism of High Expansion Air Foam
III. About Practical (Fixed Net-Fog Nozzle-Blower) Type of High-Expansion Foam Generator.....Rokuro Nii···(15)

Respiratory Protection in High Expansion Air Poam
.....Satoshi Takahashi···(31)

Model Test of Smokeproof Tower under Enforced Heating
.....Kenichi Nayuki, Yasuo Kuroda···(35)

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

消火空気泡原液の老化に影響する因子についての研究（第3報）

グリシン，鉄（Ⅲ）錯体の生成について

星　野　　誠

（昭和45年2月4日受理）

1. 緒　　言

第2報において，ガソリンなど疎水性液体燃料の消火用空気泡原液の性能が貯蔵期間中に劣化する原因として，分解蛋白質と鉄（Ⅱ）との錯体生成が主因であることを明らかにしたが，本報においては分解蛋白質の反応基との結合状態について考察を行なった。その方法として蛋白質の最小構成単位であるアミノ酸と鉄（Ⅲ）を用いた。アミノ酸と金属との錯体の研究は，これまで多く行なわれているが，アミノ酸と鉄（Ⅲ）*1 との水溶性錯体についての研究はあまり発表されていない。

これまでの研究のうち，C. R. Maxwel[1] らはグリシンと過塩素酸鉄水溶液の紫外部吸収スペクトルによってグリシンと Fe^{3+} が 1：1 錯体を生成すると報告している。この実験条件は鉄（Ⅲ）の濃度が比較的うすく，錯体の波長が $FeOH^{2+}$ の吸収波長に近いので取扱いに若干の仮定が入り，また pH 2.5 以上では $Fe(OH)_3$ の吸光度に与える割合が大きくなるが，この考慮がなされていない。さらにこの報告からは錯体生成にあずかるグリシンの構造についてはくわしい考察がなされていない。一方，D. D. Perrin[2] はグリシンと過塩素酸鉄水溶液の可視部吸収スペクトルならびに酸化還元電位法によって $NH_2CH_2COO^-$ と Fe^{3+} が 1：1 錯体を生成すると報告している。D. D. Perrin は pH 2 以下では実験に用いた事実上，すべての Fe^{3+} が錯体 $NH_2CH_2COO^-\cdot Fe^{3+}$ の生成にあずかると考えている。ところが，この条件では $NH_2CH_2COO^-$ の濃度は 10^{-8} モル以下であるのにたいし，加水分解を受けない Fe^{3+} の濃度は 10^{-3} モル程度であり，Fe^{3+} のすべてが $NH_2CH_2COO^-$ と 1：1 の結合を生成するということは起こり得ない。著者はグリシンと塩化第二鉄，過塩素酸鉄混合水溶液の可視部吸収スペクトルの研究により，酸性領域で比較的高濃度において，赤色のグリシン一鉄（Ⅲ）錯体（$\lambda=450$ mμ）が存在することを見出した。pH の上昇とともにその錯体は不安定になり，赤褐色の沈殿を生ずるが，グリシンと鉄（Ⅲ）との混合比のうち，グリシンの割合が増加するにつれ，沈殿は生じにくくなることがわかった。また，モル比法により決定した錯体の組成比は鉄（Ⅲ）の対イオンが塩素，過塩素酸の場合においては 1：1 であり，450 mμ の吸収の原因と考えられる錯体の成分は，グリシンについてはほとんど $^+NH_3CH_2COO^-$ であって，鉄(Ⅲ)については Fe^{3+} のみならず，少なくとも加水分解により生ずる $FeOH^{2+}$ も $^+NH_3CH_2COO^-$ と 1：1 錯体形成を行なうものと考えられる。

2. 実　　験

2.1 装置および試薬

吸収スペクトルは島津 MPS-50 型自記分光光度計，吸光度は島津コタキ AKA 5 号D型光電比色計，セルは 10 mm および 0.7 mm のセル，pH 調整は東亜電波 HS-1 B 型 pH スタット，過塩素酸鉄はC. R. Maxwell らの方法により調製し，そのほかの試薬はすべて市販の特級品を用いた。

2.2 錯体の製法

2.2.1 pH を一定にする場合

鉄(Ⅲ)水溶液を加えたとき所定の pH になるようあらかじめ塩酸，過塩素酸で調整したグリシン水溶液を（全グリシン)/(全鉄）のモル比が 0.25～6.0 になるように，50mℓ メスフラスコにとり，全量を 43～44mℓ にする。これに約 0.4，0.6，0.7 M の塩化第二鉄水溶液，あるいは 0.4 M の過塩素酸鉄水溶液のひとつを 5 mℓ 加え，さらに所定の pH に達しない場合には pH スタットを用いて，pH 約 0.5 の塩酸，過塩素酸水溶液を加えて所定の pH にし，蒸溜水を用いて全体を正確に 50mℓ とした。測定は 23±2℃ で行なった。

* Fe^{3+} と加水分解した $FeOH^{2+}$，$Fe(OH)_2^+$，$Fe_2(OH)_2^{4+}$，$FeCl_2^+$，$FeCl^{2+}$ なども含む。

2.2.2 pH を変化させる場合

過塩素酸鉄水溶液を加えたとき所定の pH になるようあらかじめ過塩素酸で調整したグリシン水溶液を（全グリシン)/(全鉄）のモル比が 25 になるように 50mℓ メスフラスコにとり，全量を約 47mℓ にする。これに 0.4138M の過塩素酸鉄水溶液 2 mℓ を加えたのち，蒸溜水を用いて全体を正確に 50mℓ とした。

2.3 鉄(Ⅲ)の定量

ロダンカリによる比色法を用いた。

3. 結 果 と 考 察

図 1 に塩化鉄(Ⅲ)，グリシン—鉄(Ⅲ)錯体の可視部吸収スペクトル，図 2 に（全グリシン)/(全鉄）のモル比が一定のときの pH 変化によるグリシン—過塩素酸鉄(Ⅲ)錯体の吸光度，図 3，図 4 にモル比法によるグリシン—鉄(Ⅲ)錯体の pH と吸光度との関係を示す。

3.1 グリシン—鉄(Ⅲ)錯体

図 1 で明らかなように塩化鉄は単独では 430～470 mμ にはっきりした吸収を示さない。[3),4)] 同様にグリシン，過塩素酸鉄[4)] もそれぞれ吸収を示さない。一方，グリシンと塩化鉄（Ⅲ）混合水溶液では 450mμ にショルダー，グリシンと過塩素酸鉄(Ⅲ) 混合水溶液では 450～460mμ に最大吸収があらわれ，これらの吸収は pH，錯体濃度の上昇とともに明りょうになった。したがって 450 mμ の吸収はグリシン—鉄(Ⅲ)錯体によるものと考えられる。また錯体の存在は図 3，図 4 のモル比法によって $^{+}NH_3CH_2COO^{-}$：全鉄の組成比が 1：1 であることからも確かめられる。pH が 2.2 以上のときに ($^{+}NH_3CH_2COO^{-}$)/(全鉄)のモル比が 1 以下になると短時間に沈殿を生じ，吸光度も変化しやすく信頼性に乏しかった。モル比が 1 以上になると常温で長時間安定であった。 pH 2.2 以下では沈殿は生じにくく，とくにモル比 1 以上では数週間放置しても安定であった。 pH 2.2 以上のとき，モル比 1 以下で沈殿を生じやすいのは $Fe(OH)_3$ の生成による

	mol/ℓ	NH_2CH_2COOH	pH
1．$Fe(ClO_4)_3$	5.33×10^{-2}	25.0×10^{-2}	1.55
2．$FeCl_3$	4.22×10^{-2}	8.0×10^{-2}	2.10
3．$FeCl_3$	3.79×10^{-2}	0	2.20

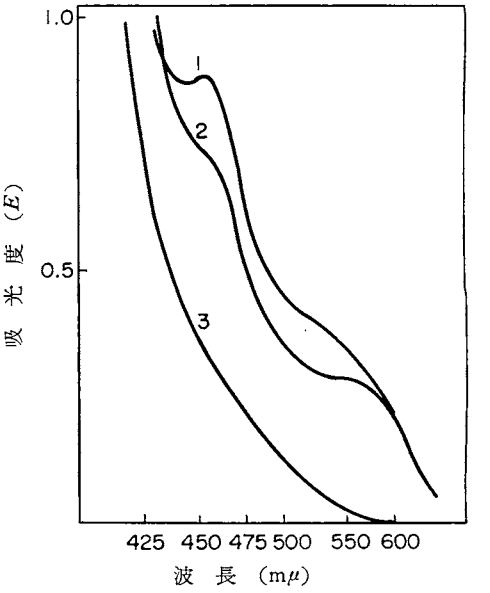


図 1 塩化鉄(Ⅲ)，グリシン—鉄(Ⅲ)錯体の吸収スペクトル

(Absorption spectrum of $FeCl_3$, glycine-ferric complex)

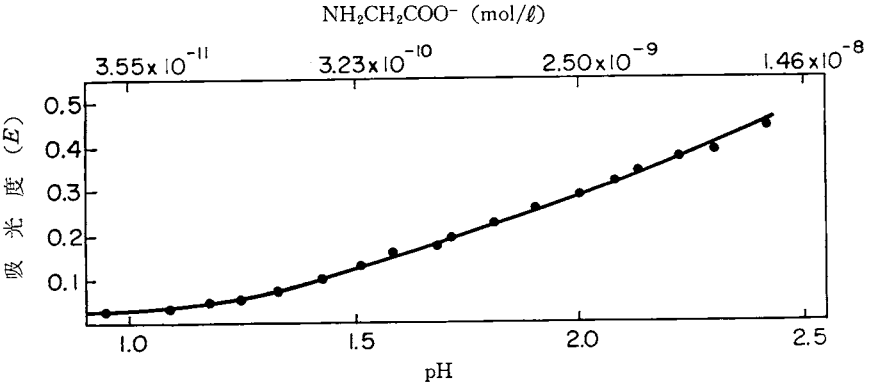


図 2 モル比 1 定のときの pH 変化によるグリシン—過塩素酸鉄(Ⅲ)錯体の吸光度（450 mμ）

(Optical density of glycine-$Fe(ClO_4)_3$ complex varying pH value when glycine : Fe mole ratio was constant)

$Fe(ClO_4)_3$ 1.65×10^{-2} mol/ℓ

NH_2CH_2COOH 4.0×10^{-1}

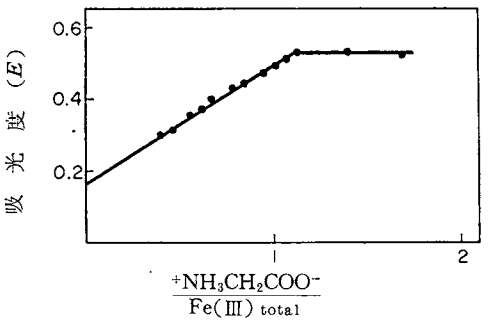


図3 モル比法によるグリシン—過塩素酸鉄（Ⅲ）錯体の組成比（450 mμ）
(Molor ratio of glycine-$Fe(ClO_4)_3$ complex determined by means of the molar ratio method)
$Fe(ClO_4)_3$ 4.18×10^{-2} mol/ℓ pH 1.80

1	$Fe(Cl)_3$	7.23×10^{-2}	2.14
2		6.16×10^{-2}	2.10
3		6.91×10^{-2}	1.81
4		4.22×10^{-2}	2.10
5		3.83×10^{-2}	1.77

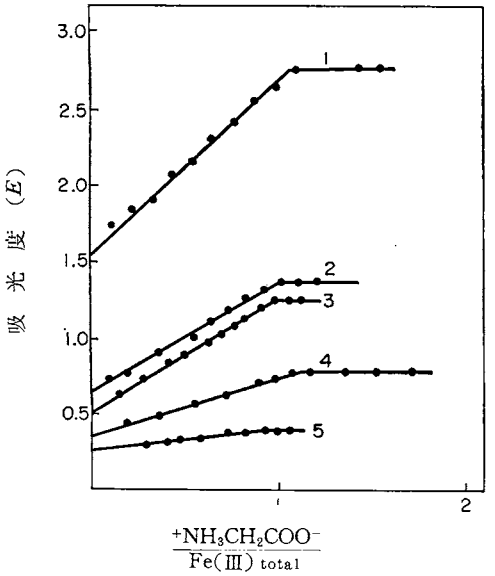


図4 モル比法によるグリシン—塩化鉄(Ⅲ)錯体の組成比（450 mμ）
(Molar ratio of glycine-$FeCl_3$ complex determined by means of the molar ratio method)

ものと考えられる。

3.2 錯体の成分および組成比

これまでのグリシン—鉄(Ⅲ)錯体の研究は主として紫外ならびに可視スペクトル法によって行なわれているが反応にあずかるグリシンの構造として $NH_2CH_2COO^-$ かまたは $^+NH_3CH_2COO^-$ かについては議論が分れている。[5] いずれにしても 450 mμ における吸収の原因と考えるものに Fe^{3+}, $FeOH^{2+}$, $Fe(OH)_2^+$, $Fe_2(OH)_2^{4+}$, $FeCl^{2+}$, $FeCl_2^+$ のそれぞれと $NH_2CH_2COO^-$, または $^+NH_3CH_2COO^-$ との組合せで生じた1種類またはそれ以上の錯体の生成がある。著者は $Fe(OH)_3$ の生成による吸光度への影響のない pH においてモル比法[6] により検討を行った。これによると，$NH_2CH_2COO^-$ と Fe^{3+} が錯体を形成するものとした場合，$NH_2CH_2COO^-$ の解離定数と Fe^{3+} の加水分解定数の値[2),5)] を用いて計算すると図3，図4の折点での結合比は $NH_2CH_2COO^-/Fe^{3+}=10^{-7\sim8}$ となり，不合理となる。また，$^+NH_3CH_2COO^-$ と Fe^{3+} が錯体を生成する反応種であるとすると，その結合比は pH の上昇につれ1から2に連続的に変化することになり，前提が正しくないことになる。最後に反応種として $^+NH_3CH_2COO^-$ と全鉄を考えた場合は各 pH においてほぼ1となった。したがって，モル比法による取扱いが正しいとすると，はじめの2つの場合は考えにくい。図2によると Fe^{3+} の加水分解率が小さい pH においては吸光度はほとんど変わらなくなるが，このときの全鉄に占める Fe^{3+} の割合は約90%以上であり，*2 全鉄の大部分が Fe^{3+} であるので $^+NH_3CH_2COO^-$ と Fe^{3+} の結合比が事実上 1：1 になっている。ところが pH 上昇につれ吸光度が上昇する現象は $^+NH_3CH_2COO^-\cdot Fe^{3+}$ のみの錯体を考えては説明でさない。Fe^{3+} の濃度が同じ場合，pHの上昇につれて Fe^{3+} の加水分解により Fe^{3+} の初濃度が減少する。したがって 450 mμ の吸収が $^+NH_3CH_2COO^-\cdot Fe^{3+}$ のみの錯体によるものと考えれば pH の上昇により吸光度は当然減少するであろう。ところが実験では逆に pH の上昇により吸光度が増大する。このことは pH の増加により吸収波長が同じで，より大きい分子吸光係数を有する異なる種類の錯体が吸光度の増加に寄与しているものと考えざるを得ない。すなわち，$FeOH^{2+}$ と $^+NH_3CH_2COO^-$ が Fe^{3+} と $^+NH_3CH_2COO^-$ と同時に 1：1 の結合を行なっているものと考えれば，pH 上昇による吸光度の増加と，$^+NH_3CH_2COO^-$ と全鉄の結合比が 1：1 になることを説明できる。

そのほか，D. D. Perrin の主張する $NH_2CH_2COO^-$ も Fe(Ⅲ) イオンと結合している可能性はあるが，実験条件では $NH_2CH_2COO^-$ の濃度は $^+NH_3CH_2COO^-$ にくらべ，非常に低いので，かりに錯体が形成されているとしても吸光度に寄与する割合は $^+NH_3CH_2COO^-$ にくらべほとんど無視してもよいと考えられる。

*2 たとえば，pH 1.20 の場合 $\mu=0$, 1.0 のときはそれぞれ92.3，95.6%である。

4. む　す　び

分解蛋白質と鉄との結合にはpHと分解蛋白質の末端基が関与している。したがって，泡膜の安定性をそこなわずに，原液の老化を防止する鉄(II)の最適添加量の指標として，pHと分解蛋白質の末端基，とくに-COOHの定量が有効なものと考えられる。なお今後の課題としては，酸素を老化促進の外的要素として考え，さらに研究を進めて行きたい。終りに，本研究に御懇篤な御指導と御援助を賜わった東京大学生産技術研究所早野茂夫助教授，また多くの御教示を下さった東京大学工学部平井英史助教授に対し厚く御礼申し上げます。

文　献

1) C. R. Maxwell, D. C. Peterson, P. M. Watlington., *J. Phys. Chem.*, **62**, 92 (1958).
2) D. D. Perrin., *J. Chem. Soc.*, 3120 (1958).
3) M. Ishibashi, T. Shigematsu, et al., *Bull. Chem. Soc. Jap.*, **30**, 433 (1957).
4) E. Rabinowitch, W. H. Stockmayer., *J. Am. Chem. Soc.*, **64**, 335 (1942).
5) D. D. Perrin., *J. Phys. Chem.*, **62**, 767 (1958).
6) A. E. Harvey. Jr, D. L. Manning., *J. Am. Chem. Soc.*, **72**, 4488 (1950).

Studies on Factors Influencing the Deterioration of Fire-Fighting Foam Compounds

III. On the Formation of Glycine-Ferric Complexes

(Abstracts)

by Makoto Hoshino

(Received February 4, 1970)

The visible absorption spectra of aqueous red solutions of glycine and $FeCl_3$, $Fe(ClO_4)_3$ at relatively high concentration under acidic conditions were found to exhibit an absorption at 450 mμ which could be explained by the formation of glycine-ferric complexes.

As the pH value was raised, brown-red precipitates were formed.

The precipitates diminished when the content of glycine increased.

The binding ratio of glycine-ferric complexes, was found to be 1 : 1 by means of the molar ratio method, when counter ion of Fe (III) was Cl^- and ClO_4^- respectively.

As the complex forming species which may be considered the cause of absorption at 450mμ, a glycine zwitterion was chosen.

Both Fe^{3+} and $FeOH^{2+}$ were considered as the complex forming species.

高膨脹発泡機構に関する研究（第2報）

——単一気泡形成のための最小静圧力と孔径の関係——

新　居　六　郎

（昭和45年2月4日受理）

1. 緒　　言

高膨脹発泡機構を究明するためには，ネットを濡らしている液膜を発泡させるための最小送風圧力とネットのあみ目の大きさ（メッシュ数）の関係を明らかにする必要がある。この目的のために，筆者は一つの孔(開口部)から単一気泡形式のときの静圧力を測定できる実験装置を考案使用した。数種の泡剤につき，この装置を使用して単一気泡形成のための最小静圧力と孔径の関係をしらべた。さらに，この実験条件からえられた最小静圧力の物理的意味を考察することにより，実用高発泡装置を設計する際考慮すべき要素についていくつかの知識がえられたと確信するので報告する。

2. 実　験　方　法

この実験方法の原理は，ネットの一つのあみ目に対応する一つの孔に試料泡溶液を浸漬法またはマイクロシリンジ（microsyringe）法により供給し，試料泡溶液の入っている孔の部分に圧縮空気による静圧力を加え，孔の中の泡溶液が単一気泡を形成するための最小静圧力を求めることである。

この実験装置の概要図を *Fig.* 1 に示す。*Fig.* 1 において，コックdを閉じ，それ以外の他のコックを開いて，コックaにより所定の圧力になるように調整して後，コックdを開き，気泡を発生する円筒形容器j内に所定の静圧力を加える。単一気泡生成装置の細部を *Fig.* 2 に示す。この実験に使用した泡剤の詳細を *Table.* 1 に示す。孔径が 3.0 mm 以上のときは，浸漬法により孔の中に泡溶液を供給した〔*Fig.* 2 の（2a），（2b），（2c）および（2e）参照〕。すなわち，内径約 45 mm，深さ約 15 mm のシャーレの中に試料溶液を入れる。*Fig.* 2 において，シャーレ（C）を手で持ち上げて容器Aの a_1 a_2 面をC中の溶液内に 1～2 mm 浸漬させるや，すばやく（2a）に図示のようにAを約 180 度回転させて a_1 a_2 面が（2c）に図示の位置にくるようにする。a_1 a_2 面は泡溶液で全体がぬれているので，孔の部分以外の泡溶液をろ紙を用いてていねいにぬぐいとる。この操作が終了後，コックdを開いて孔の下方から静圧力を加え，単一気泡生成の有無，気泡が生成したときはその気泡の最大の高さを測定した（*Fig.* 3 参照）。孔径が 1.5 mm 以下のときは，マイクロシリンジ（仁丹テルモK.K.製，MSN-10型：容量；10$\mu\ell$，最小目盛；0.2$\mu\ell$，シリンジ針；D型を使用〔*Fig.* 2 の（2d）と（2e）参照〕して，孔の中に所定量の泡溶液を供給した。マイクロシリンジ法のときの測定事項は浸漬法のときと同じであるが，孔の中に一定量の泡溶液を供給できた点が浸漬法と異なっている。

静圧力を次第に増加するにつれて，孔の中の泡溶液が孔の表面から半球形の凸形液面または薄膜を形成する状態をまず観察できた。しかし，この状態を筆者は気泡が形成されたとはみとめず，さらに圧力を増加したとき，

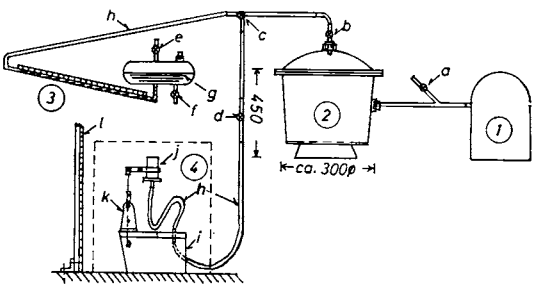


Fig. 1　Schematic diagram of the experimental apparatus.
1 ; air compressor, 2 ; air reservoir (desiccator), 3 ; manometer, 4 ; device for making single bubble, a ; screw-cock for adjusting atatic air pressure, b, d, e, f ; two-way cock, c ; three-way cock, g ; xylene, h ; flexible PVC-tube, i ; wooden bench, j ; cylindrical box with a hole, where single bubble is formed, k ; device for rotating the box ca. 180 degree, l ; mirror scale for measuring the max. height of single bubble.

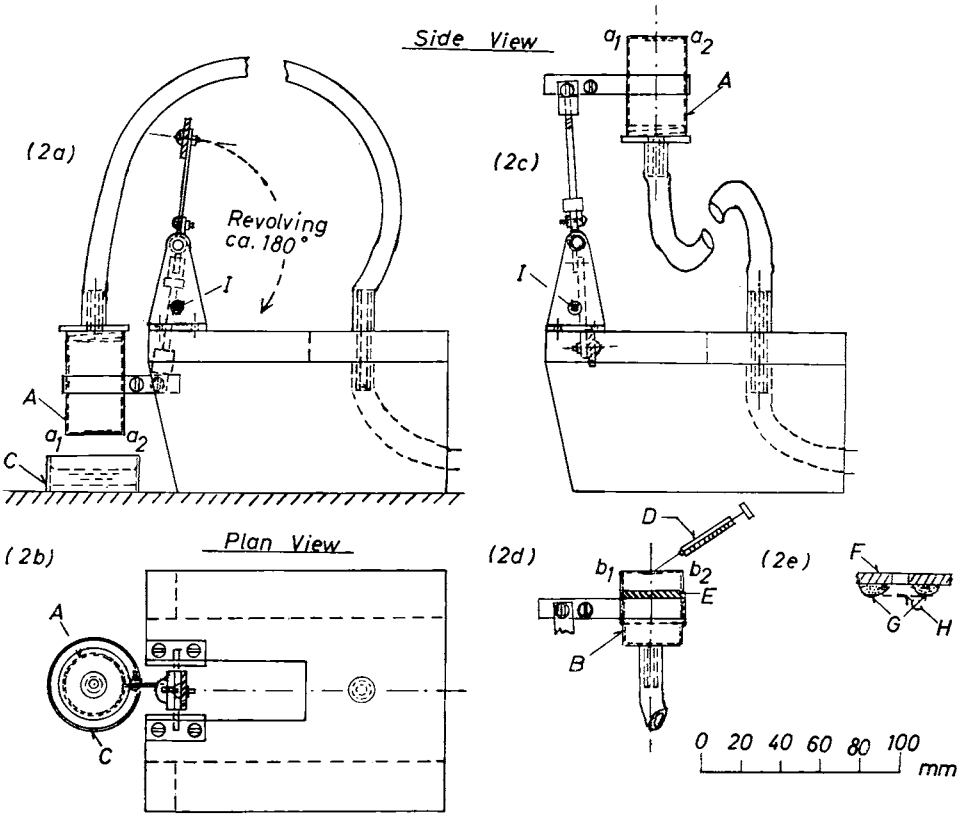


Fig. 2 Device for making single bubble
(2a) ; Side view of the device before the immersion
(2b) ; Plan view of the device before the immersion
(2c) ; Side view of the device after the immersion and revolved ca. 180°
(2d) ; Supply of foaming solution with a microsyringe into a hole
(2e) ; A section in the neighborhood of the hole
A ; cylindrical box which is made of Aluminum plate, B ; cylindrical box which is made of galvanized iron, C ; glass cup (40 mmϕ × 15 mm), D ; microsyringe : MSN-10 type (the min. scale ; 0.2 $\mu\ell$, capacity ; 10 $\mu\ell$) manufactured by JINTAN-TERUMO Co. Ltd./Japan, E ; PVC-tape, F ; the surface (a_1 a_2 or b_1 b_2) with a hole, G ; epoxy resin, H ; 60 mesh brass sieve, I ; nail for stopping

Table. 1 Details of foaming solution used

Sample number	Name of foaming agent or reagent	Manufacturer	Chemical components	Concentration of foaming solution
No. 1	"S. F. Air Foam", 3% type	A	hydrolyzed protein +ferrous salt	3.0 vol %
No. 2	"Neogen T"	B	ABS+Triethanolamine	0.5 wt %
No. 3	"Snowlap No. 0"	C	n-ABS(soft type)	2.0 wt %
No. 4	"Snowlap No. B-20"	C	ABS+0.2 wt % CMC	20.0 wt %
Nn. 5	SDS	D	Sodium Dodecyl-sulphate (reagent)	0.2 wt %

少なくとも孔の直径以上の気泡が形成され，その気泡が最大の気泡の高さ (h_{max}) に達する。すなわち，破泡直前の静圧力を単一気泡形成のための最小静圧力と定義したのである。

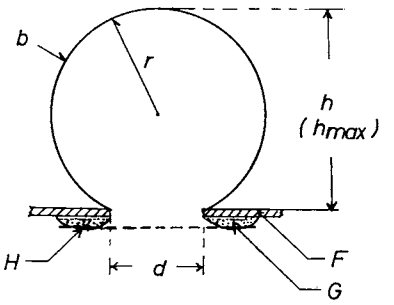


Fig. 3 A section of single bubble formed
b ; single bubble, r ; radius of curvature, d ; diameter of a hole, $h(h_{max})$; height of the bubble (the max. height of the bubble), F ; surface with a hole, G ; epoxy resin, H ; 60 mesh brass sieve

Table. 2 Details of the experimental conditions

Hole diameter (mm)	Used quantity of foaming solution ($\times 10^{-6}\ \ell$)	Supply-method of foaming solution
10.0	ca. 20～60*	Immersion-method :
8.5	〃 10～50*	*Fig.* 2 ; (2 a)～(2 c)
5.0	〃 5～20*	and (2 e).
3.0	〃 2～ 8*	
1.5	0.2～1.0	microsyringe-method :
0.7	0.4, 0.6	See *Fig.* 2 ; (2 d) and
0.5	0.2	(2 e).

* The calibration of the used quantity of foaming solution was done by using a microsyringe of MSN-50 type (the min. scale ; 2 $\mu\ell$, the capacity ; 50 $\mu\ell$).

3. 実験結果と検討

最小静圧力 P_{min} を実験的に決定した一例を孔径が 1.5 mm の場合につき，種々の静圧力に対する最大気泡の高さ h_{max} の関係を *Fig.* 4 に示す。*Fie.* 4 のうちタンパク基剤泡剤 (S.F. Air Foam) の場合を (4a) に高膨脹剤 (Neogen T) の場合を (4b) に示す。それらの図から使用液量により最小静力が異なることがわかる。ネオゲンTにおいて，特に，使用液量 0.2 $\mu\ell$ の場合，他の使用液量の場合とかなりかけ離れた大きな圧力

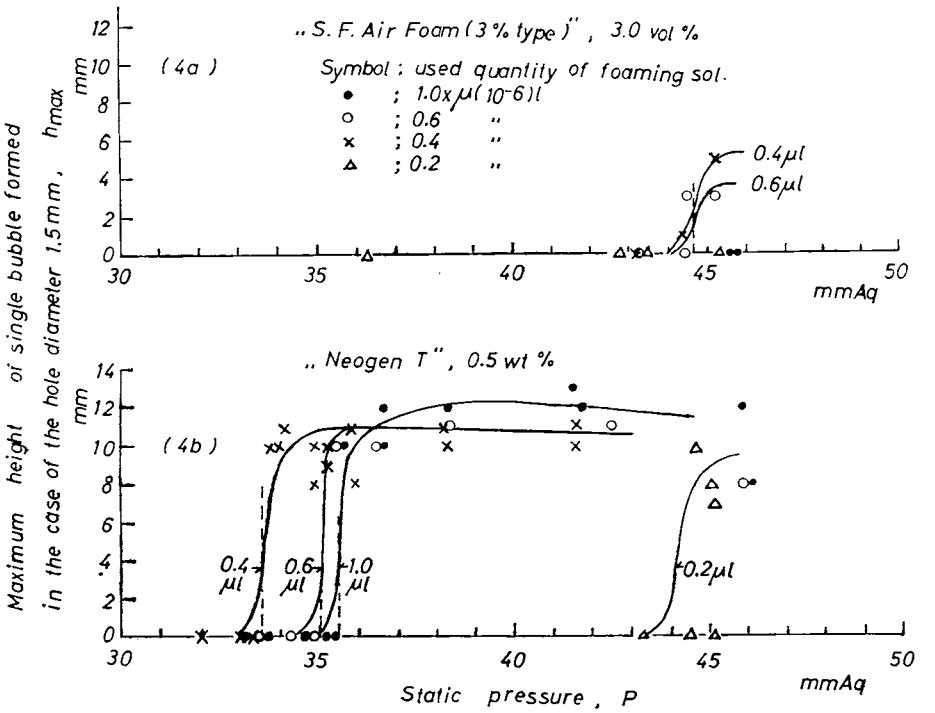


Fig. 4 Relationship between the maximum height of single bubble formed and static pressure in case of the hole diameter 1.5 mm

値になっている。孔の中の泡溶液層の厚みが均一であるとすると，使用液量が 0.2，0.4，0.6，1.0 $\mu\ell$ の場合，平均の液層の厚みは，それぞれ0.11，0.23，0.34，0.56 mm となる。*Fig.* 4 に例示した孔径 1.5 mm の場合は 0.4 および 0.6 $\mu\ell$ の場合の平均値を最小静圧力として採用した。このようにしてえられた最小静圧力 P_{min} と孔径 d の関係は，供試泡剤が異なってもほぼ同一の傾向を示すことが *Fig.* 5 からわかる。

この実験では，孔の中に入った泡溶液に孔の内側から空気圧を加えることにより，まず，孔の出口の所に凸形の液膜または液面が形成され，さらに空気圧を増加すると，気泡が形成しはじめる。ついで，気泡が h_{max} の高さに達すると破泡する。いま，半球形の液膜または液面を形成し平衡状態にある場合の必要な圧力差を P_2，気泡が形成され，それが h_{max} の高さで平衡している場合を考え，このときの圧力差を P_1 とする。

ここで，P_{min} の物理的意味を考える。気泡の内外にはたらく圧力差に関する Laplace の基礎式[1]から，一般に曲率半径 r (cm) の球形気泡が平衡状態にあるときの気泡内外の圧力差 P (dyne/cm^2) は(1)であらわされる。

$$P=4\gamma/r \qquad (1)$$

(1)式中の γ は泡溶液の表面張力 (dyne/cm) であらわす。曲率半径 r は，この実験条件 (*Fig.* 3 参照) のもとでは(2)であらわされる。

$$r=\{(d/2)^2+h^2\}/2h \qquad (2)$$

(2)中の h は気泡の高さ (cm) をあらわす。(1)および(2)から r を消去すれば

$$P=4\gamma\cdot 2h/\{(d/2)^2+h^2\} \qquad (3)$$

(3)をうる。ここで，$h=h_{max}\gg d/2$，$P=P_1$ とすると

$$P_1\approx 8\gamma/h_{max} \qquad (4)$$

(4)をうる。

孔径 $d=1.5$ mm のときは，孔の出口の所で半球形の液膜を形成するから，$P=P_2$，$r=d/2$ とすると

$$P_2=8\gamma/d \qquad (5)$$

(5)をうる。さらに

$$P_3=P_{min}-P_1 \qquad (6)$$

(6)であらわされる P_3 という圧力差を考えると，P_1 は純粋に気泡が平衡をたもつために必要な圧力差をあらわすから，P_3 はこの実験条件における全圧力損失と考えることができる。

供試泡剤ネオゲンT（試料 No. 2）の場合に，$\gamma=35$ dyne/cm とし，h_{max} は観測値を使用すると P_1 および P_2 を計算できる。また，(6)から P_3 も計算できる。P_{min} P_1，P_2，P_3 および P_3-P_2 を孔径 d に対しグラフ上にプロットすれば *Fig.* 6 をうる。

タンパク基剤泡剤（試料 No. 1）を除く他の合成系界面活性剤（試料 No. 2～No. 5）は，ほぼ類似の曲線群となっていることが *Fig.* 5 からわかる。その原因は，それらの表面張力が 35 dyne/cm 前後で大きな相異がないことによる。これに対し，タンパク基剤泡剤の表面張

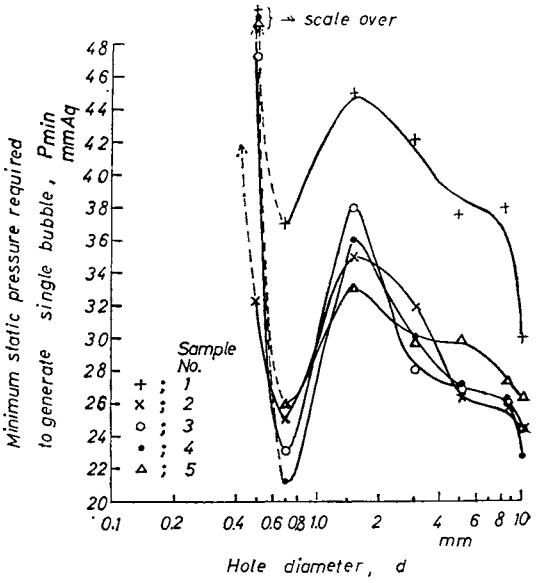


Fig. 5 Relationship between the minimum static pressure required to generate single bubble and hole diameter

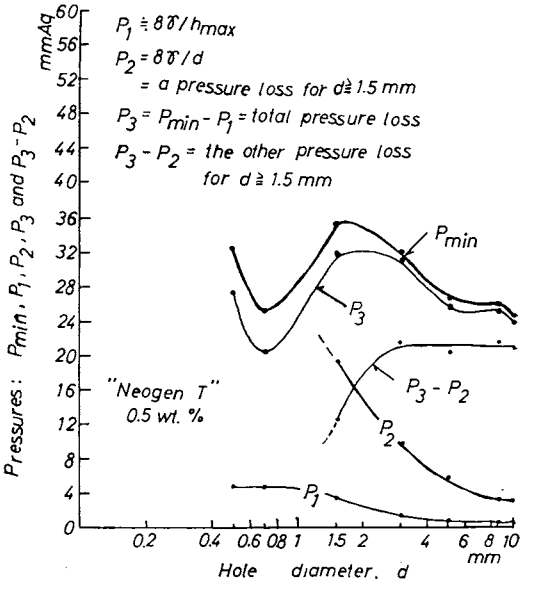


Fig. 6 The illustration of the physical meaning of the minimum static pressure obtained under the experimental conditions

力は 55 dyne/cm であり，また，h_{max} の観測値も合成系界面活性剤の約 1/2～1/3 である。したがって，タンパク基剤泡剤に対する曲線が合成系泡剤と類似の傾向を示しながら，P_{min} 値の高い値へとずれている原因が上述の理由によると考えることができる。

Fig. 6 から P_{min} に対する全圧力損失 P_3 の影響の大きいことは明らかである。

孔径 $d \geqq 1.5$ mm の場合に，P_3-P_2 という圧力損失は金あみ上に保持された泡液を重力に抗して金あみから引き離し，孔の出口まで泡液を押し上げるための仕事に主として使われたと考えられる。したがって，この圧力損失は泡液保持のために使用した60メッシュ金あみの影響をあらわしているが，$3 \geqq d \geqq 10$ mm の範囲で，ほぼ一定になっている。また，孔の中に収容された泡液量すなわち，液層の厚みがあまり小さくなると，P_{min} が大きな影響をうけることも明らかとなった（*Fig.* 4 参照）。

4. 結　論

この実験条件のもとで最小静圧力 P_{min} に最も大きな寄与をしたのは圧力損失であった。

実用高発泡装置を使用したときのタンパク基剤泡剤の最高発泡倍率が約 300 以下であるといわれている原因は，タンパク基剤泡溶液の表面張力値の大きいこと，ならびにその h_{max} の観測値が合成系泡剤のそれの約 1/2～1/3 であるためと考えられる。

実用高発泡装置のネット部における送風圧力損失は，同一ネットについては，そのネット面をぬらす液量，すなわち，ネット面上の泡液層の厚みに関係があると予想される。ネット面上の泡液層の厚みがネットの厚みの約 1/2（今回の実験では約0.11 mm）以下のとき，泡溶液とネット間の附着力に起因する大きな圧力損失が生ずることが予想される。このような予想から，ネット面上の泡液層の厚みを少なくともネットの厚み程度以上に維持するようネット面を絶えず泡液でぬらす必要があると考える。

この報告を作成するにあたり，筆者の考察その他の不十分の点につき，守屋忠雄部長ならびに山本忠彦室長から多くの有益な検討と助言をいただいたことを記して，深く感謝申し上げる。

参 考 文 献

1) 関根幸四郎，表面張力測定法，p. 9 (1957).

Studies on Generating Mechanism of High Expansion Air Foam

II. Relationship between The Minimum Static Pressure Required to Generate Single Bubble and Hole Diamter

(Abstract)

by Rokuro Nii

(Received February 4, 1970)

In order to elucidate the generating mechanism of high expansion air foam, it is necessary to find out any relationship between the minimum pressure of a blower required to generate it from liquid film, which is formed on a net plane by wetting through the whole net plane, and mesh of a net used. In order to attain this purpose an experimental apparatus was devised by the author. The minimum static pressure required to generate single bubble from a hole can be measured with the apparatus. The schematic diagram and the main parts of the apparatus are shown in *Figs.* 1 and 2 respectively. The details of foaming solutions used and the experimental conditions are shown in *Tables* 1 and 2 respectively.

Relationships between the maximum height (See *Fig.* 3.) of single bubble generated in case of the hole diameter 1.5 mm and static pressure are shown as examples in *Fig.* 4 : in (4a) for sample No. 1 ; in (4b) for sample No. 2. The minimum static pressures of those cases : (4a) and (4b) in *Fig.* 4, were determined as denoted with the broken lines in those figures. The relationship between the minimum static pressure required to generate single bubble and hole diameter is shown in *Fig.* 5 for each sample.

Now, considering the physical meaning of the minimum static pressure P_{min} obtained under the experimental conditions, the following equations (1)~(3) are obtained.

$$P_{min}=P_1+P_3 \qquad (1)$$

$$P_1 \fallingdotseq 8\gamma/h_{max} \qquad (2)$$

$$P_2=8\gamma/d \quad \text{for } d\geqq 1.5\text{ mm} \qquad (3)$$

where P_1 ; a pressure difference (dyne/cm^2) required to form single bubble of the maximum height (h_{max}), P_2 ; a pressure difference (dyne/cm^2) required to make a foaming solution in a hole form a liquid film of a semi-sphere which has a radius of d/2, which is a pressure loss for $d\geqq 1.5$ mm, P_3 ; total pressure loss (dyne/cm^2), P_3-P_2 ; the other pressure loss for $d\geqq 1.5$ mm, γ ; surface tension of the solution (dyne/cm), h_{max} ; the maximum height (cm) of single bubble formed and the height is measured from the surface (F surface in *Fig.* 3), d ; hole diameter (cm). The relationships of pressures as follows : P_{min}, P_1, P_2, P_3 and P_3-P_2 versus hole diameter d are shown in *Fig.* 6.

From the experimental results and some consideration the following conclusions were

obtained.

A pressure contributing to P_{min} is total pressure loss P_3 and the other pressure loss P_3-P_2 is nearly constant for $d \geqq 3.0$ mm under the experimental conditions.

It is said that the highest expansion ratio of protein-based foam is about less than 300. It can be presumed that the reason is owing to the surface tension (ca. 55 dyne/cm) and the observed value of h_{max}, which is 1/2 or 1/3 times as much as those of h_{max} in case of the synthetic foaming agents.

It can be suggested that the required thickness of liquid layer to be supplied onto a net of a practical high expansion foam generator should be maintained at least, with a larger thickness than that of the net used.

高膨脹発泡機構に関する研究（第3報）

——実用型（固定ネット・噴霧ノズル・送風機方式）の場合——

新　居　六　郎

（昭和45年2月4日受理）

1. は　じ　め　に

既報の研究[1),2)]は発泡機構に関する実験室的基礎研究であったが，本研究は当所試作工場の協力をえて試作した実験用小型高発泡装置を用いて実用型高発泡装置の発泡機構について，これまでの研究[3),4),5)]で，なお不明確な点を明らかにする目的で行なった。

試作発泡装置を用いて，高発泡時の膨脹率に関係ある約10個の要素すなわち，泡剤の種類，泡液濃度，液温，噴霧ノズルの種類，泡液供給率，ネットの種類（網目幅および紡糸状態を含めた織り方），ネット面積，風速(風量)，ノズルとネット間の距離などのうち，まず，泡剤の種類を一種に限定し，泡液濃度，泡液供給率および液温を一定にして系統的にしらべた。この結果，この発泡装置において，入手可能の最適な試作噴霧ノズル，ネットおよび噴霧ノズルとネット間の距離を決定できた。ついで，その他の要素すなわち，ネット面積，風速および泡液濃度，泡液供給率を変化させて，二，三の市販高発泡剤に対する発泡性状をしらべた。さらに，低発泡型のタンパク基剤消火泡剤の発泡性状および供試泡剤の発泡時のネット前後の静圧力差についても測定した。

筆者は，これらの一連の実験結果についての考察から新しく理論膨脹率と発泡効率を定義した。これらの量は発泡に関係がある主な要素を組合せて数量的に表現したものである。この結果，発泡効率とネットの単位面積，単位時間についての泡液供給率ならびに送風ダクト内平均風速（以下「風速」という）との間に一定の関係があることがわかった。その他の点についても興味ある知見がえられたので報告する。

2. 実験準備と実験方法

現在，実用に供せられている高発泡装置は送風ダクト内に噴霧ノズルをおき，その風下方向に適当な合成繊維ネット（最近では金属製多孔板を用いたものもある）を張り，これに噴霧ノズルから泡液を噴霧状に放出し，噴霧ノズルの後方から送風機を用いて送風すると風下側のネット面から発泡する，いわゆる固定ネット・噴霧ノズル方式を採用している。そこで筆者は実用型高発泡装置と同一方式でしかも発泡実験のみならず，消火実験も経済的にできる小型の実験用高発泡装置を設計した。その装置は当所試作工場で製作された。装置全体の概要を *Fig.* 1 に示す。この装置で使用した送風機は，エバラ製作所K.K.製エバラ標準多翼送風機と呼ばれ，片吸込丸型（SRS-No. 11/2-f-6型）で，3段Vベルト駆動，吐出口 19 cm×20 cm のものを用い，また，送液用ポンプは同社製うず巻ポンプ 35 RSM 型を用いた。送風機に連結した送風ダクトは開口断面 52 cm×52 cm の透明塩ビ張りのもの約 7.5m であった。さらに送風機に連結した送泡ダクトは送風ダクトと同一開口断面積，同一構造の約 3.5m の長さであった。これらダクトのうち，送風機吐出口の連結部や送風ダクトと送泡ダクトの連結部を除いては，開口断面積 52 cm×52 cm の 1.8m の長さのものを単位として，それをフランジ結合により連結延長した。

2.1 実験準備

発泡実験を行なう前に，実験準備として，送風ダクト内の平均風速の測定と風の乱れの割合について測定を行なった。モーターの回転数をVベルト駆動プーリーによって，平均回転数を 1200，1600 および 1850 rpm に変化し，各回転数に対し送風ダクトの5箇所の断面において，各断面の9箇所の測定点における平均風速を大田測器K.K.製 電気式ビラム風速計で測定した（*Fig.* 2 および *Fig.* 3 参照）。この結果，断面5（*Fig.* 2 参照）において，平均風速がダクト壁の近くを除く水平，垂直方向にほぼ一様であることを確認した。さらに，その断面の中央において，日本科学工業K.K.製定温度型熱線風速計 IAM-60 型および hot wire element として Model 29-8110 を用いて，平均風速に対する乱れの割合を測定した。乱れの割合は，平均風速 2.3～3.7m/s に対し 10.6～10.9 %であった。この風速分布測定の結果か

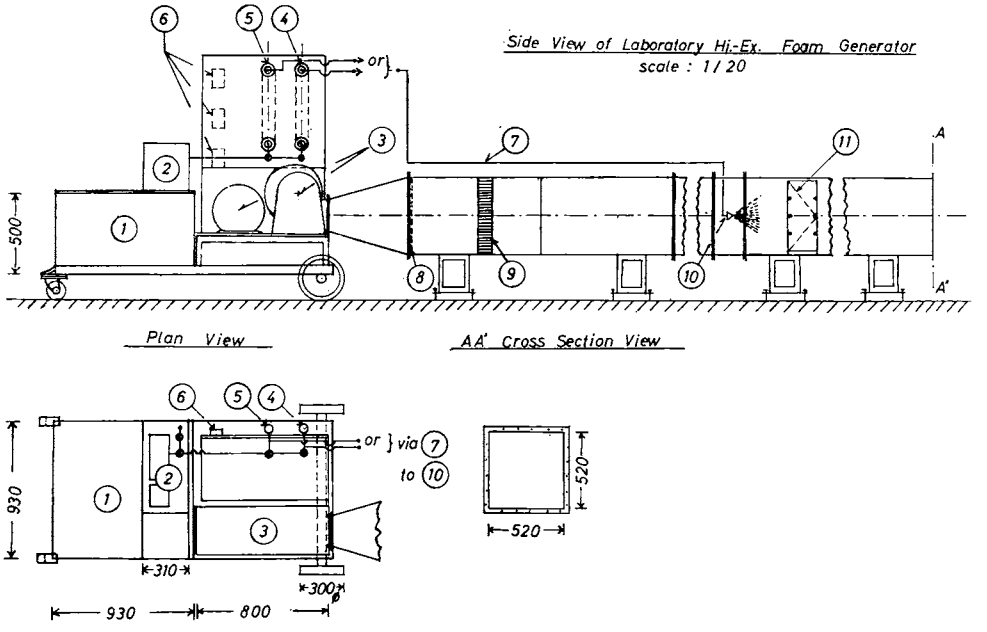


Fig. 1 Schematic diagram of laboratory high-expansion foam generator
1 ; reservoir of foaming solution (ca. 420ℓ), 2 ; water pump assembly (35 RMS-TYPE, 0.75 kW, 30 ℓ/min, manufactured by EBARA MFG. Co., Tokyo/Japan), 3 ; standard multiple-blade blower assembly (SRS-No. 1 1/2-f-6-TYPE, max. 40 m³/min, max. 50 mm Aq, manufactured by EBARA MFG. Co., Tokyo/Japan), 4 ; flowmeter (180-1800 ℓ/H), 5 ; flowmeter (400-4000 ℓ/H), 6 ; switches, 7 ; pressure-proof rubber hose, 8 ; multiple-hole plate (opening percentage=50%), 9 ; rectifier, 10 ; fog nozzle, 11 ; net

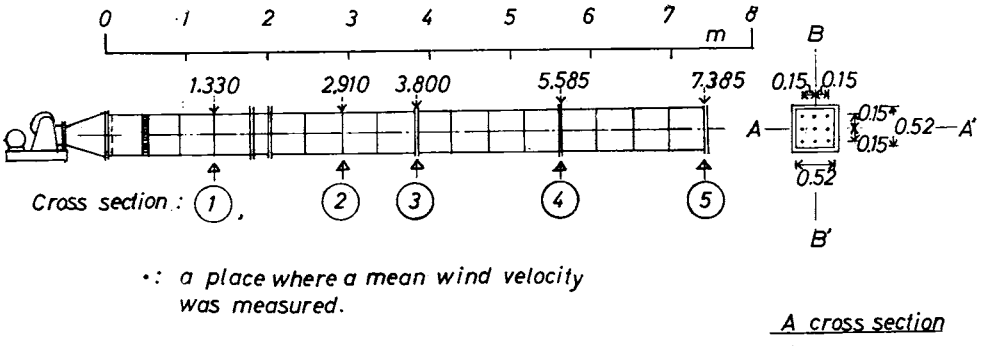


Fig. 2 Measuring Places of mean wind velocity in the air duct

ら断面5のほぼ中心に噴霧ノズルを固定することを決めた。噴霧ノズルは衝突型のもの2種を当所試作工場で製作した。ノズルの構造および寸法は同じであるが，噴霧ノズル No. 1では各孔径が1.0 mm，噴霧ノズル No. 2では各孔径が 1.3 mm である点だけが異なっている（*Fig.* 4 参照)。噴霧ノズル No. 1 および No. 2 について，種々の放水圧力でノズルからの噴霧の飛散角度を写真観察の結果，ノズルから約 45cm の所で，ほぼ直径約 50cm の円形になった。したがって，ネットをダクトの中心に対し垂直に張る位置は，最初は噴霧ノズルから風下方向 45cm の距離と決めた。供試高発泡剤は，すべて国産の合成系のものを使用，すなわち，ABS 系のA剤，ABS 系でないB，C，D 剤を用いた。また，タンパク基剤の低発泡型石油火災用のものを1種(3%型)についても高発泡性能をしらべた。供試ネットはポリエチレンネット（平織り）の4，8，12メッシュの3種，かや用麻布（平織り，約17メッシュ）1種，ポリエステル布（各開口孔 1 mm×1 mm 織り方の名称不詳）1種，

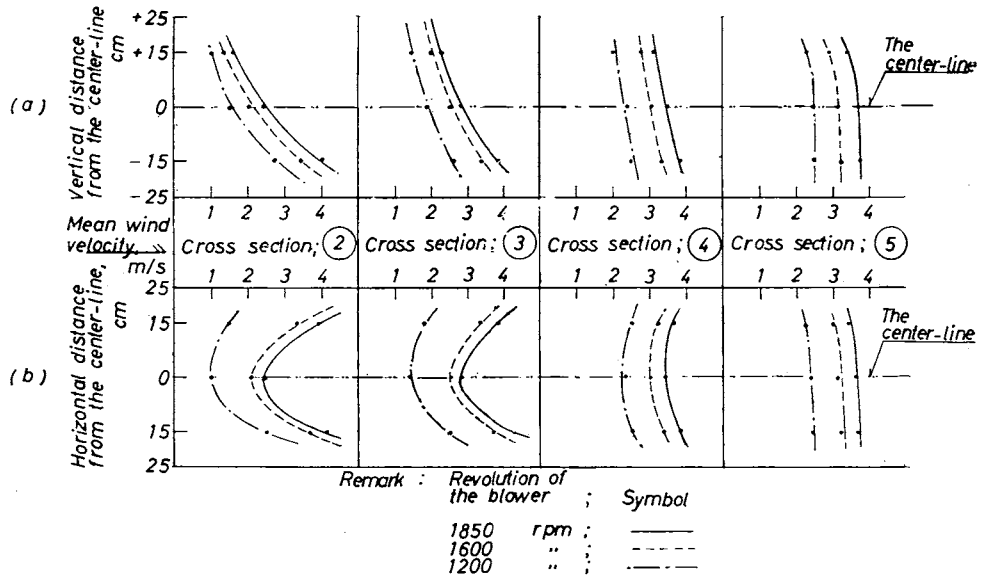


Fig. 3 Vertical and horizontal profile of mean wind velocity at four cross sections of the air duct
(a) vertical profile (b) horizontal profile

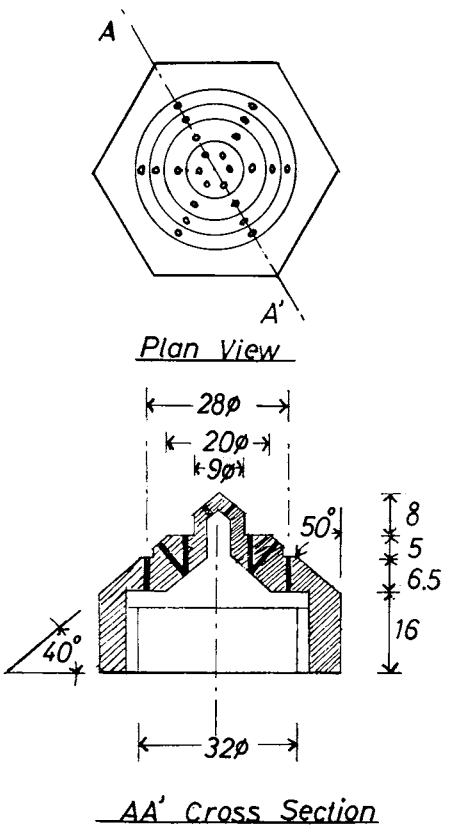


Fig. 4 Fog nozzles used

Name	Construction and size	Dia. of a hole	Numbers of holes
No. 1	the same	1.0 mm	24
No. 2	〃	1.3 〃	〃

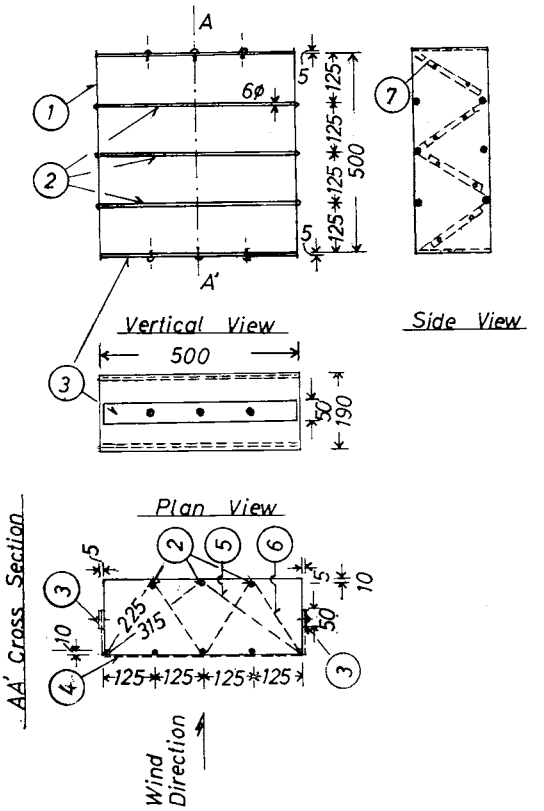


Fig. 5 Device for fixing nets of different areas 1 ; frame for fixing net, 2 ; rods for folding net, 3 ; plate for holding net at the top and bottom of frame, 4 ; a net of 0.25 $m^2(S_0)$, 5 ; a net of 0.31 $m^2(S_1)$, 6; a net of 0.45m^2 (S_2), 7; plastic plates for holding both side-ends of net

黄銅製金あみ（30メッシュ）1種であった。これらの各種のネットは，折れ目なくダクト断面に平行に張るもの（S_0 と呼称，ネット面積＝0.5m×0.5m），一つの折れ目があるもの（S_1 と呼称），三つの折れ目のあるもの（S_2 と呼称）の3種を用いた。S_1 および S_2 のネット面積は，それぞれ 0.31，0.45 m^2 であった。ネットの取付部の詳細は *Fig.* 5 参照。ハンディアングルを骨組構造に用いたトタン板張り（一部透明塩ビ板張り）の3.04 m×3.04m×3.12m（＝28.8m^3）の小屋を製作し，発生泡を送泡ダクトを通してすべてこの小屋内に収容できるようにした。

2.2 発泡実験方法

発泡装置の泡液貯ぞう槽内に一定量の泡剤を入れ，所定の濃度にした。ポンプから噴霧ノズルへの泡液の供給量は浮子式液量計の指示値にしたがい，液量調節バルブで調整した。放水圧力は，噴霧ノズル No. 1 および No. 2 に対して，ノズル直前で，1.0～2.6 kg/cm^2，放水量は 12～22 ℓ/min の範囲まで変えた。噴霧ノズルから所定量の泡液の放出がはじまって後，所定の回転数に設定した送風機を駆動して高膨脹泡を発生させた。一定の泡液供給率に対し，風速は送風機の回転数が 1200，1600，1800 rpm の3種すなわち，2.3，3.2，3.7 m/s の3通りに変えた。この発泡実験において，測定に必要な泡量をうるための所要時間は通常1分間，発泡倍率が特に高い場合は30秒間，発泡倍率が特に低い場合は2分間とした。送液および送風停止直後，小屋内の泡の高さについて測定を行ない，泡の高さが場所的に異なる場合は平均の泡の高さを求めて，小屋内の泡量を算出し，さらに送泡ダクトに残存する泡量もこれに加算して，毎分の発泡量を算出した。この発泡量を毎分の泡液供給率で割算して膨脹率を決定した。さらに，送風のみの場合と発泡時のネット面前後の静圧差をしらべるため，*Fig.* 6 に示す2箇所からビニール管を連結して傾斜型圧力計に導き，圧力測定を行なった。

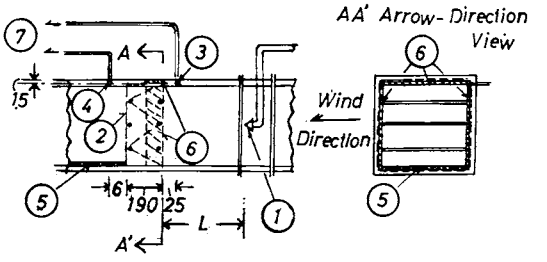


Fig. 6 Device for measuring static pressure difference between front and rear of net 1；fog nozzle fixed, 2；rearside of net, 3；and 4；a pipe of 4 mm in inner diameter ×30mm in length, 5； iron plate for preventing the frame of net from moving, 450 mm×1000 mm×22 mm, 6；polyurethan-foam-rubber plate for packing a gap between the frame of net and a wall of the duct, 7；connected to each monometer, *L*；distance between fog nozzle and net

3. 実験経過と結果

3.1 試作発泡装置における最適の噴霧ノズル，ネットおよびノズルとネット間の距離決定のための発泡実験

まず，泡剤A（ペースト状）を用いて，既報[6]のとおり低発泡（膨脹率が4～8倍）の場合に泡の安定性が比較的良好な最低の濃度に近い濃度すなわち，0.24 wt％について，使用噴霧ノズル No. 1，泡液供給率が17.2～17.5 ℓ/min，ノズルとネット間の距離 45 cm のときのネットの網目幅，ネットの面積，風速と膨脹率の関係をしらべた。その結果は *Table.* 1 に示すとおりである。

つぎに，泡剤，泡液濃度およびノズルとネット間の距離の点では上述の条件と同一であるが，使用したノズルが噴霧ノズル No. 2 で，泡液供給率が 21.1～21.3 ℓ/min である点が異なる場合の発泡実験結果を *Table.* 2 に示す。*Tables.* 1，2からわかるようにネットの布地が平織である場合は，あみ目幅約 1.2 mm の麻布ネットが膨脹率が最も良く，特殊な織り方であるが，網目幅が 1.0mm×1.0mm のポリエステル繊維布が麻布よりもさらに発泡性が良好であることが確められた。また，噴霧ノズル No. 1 の方が No. 2 よりもすぐれていることもわかった。噴霧ノズル No. 1 と No. 2 の優劣を確認するため，麻布とそのポリエステル布について泡液濃度を変えて検討した結果は *Table.* 3 に示すとおりである。*Table.* 3 から，この高発泡装置では噴霧ノズル No. 1 を使用することに決めた。これまでの実験では，泡液供給率は 17.2 ℓ/min 以上であったので，泡液供給率がこの値以下の場合について，麻布およびそのポリエステル布のネット面積を変えて発泡状況をしらべた。使用ネットの表示を簡便にするため，以下，（ネットの材質の略号）-（大略のメッシュ数）-（ネット面積の略号）を用いることにする。例えば，網目幅約 1.2 mm（17 メッシュに相当）の 0.25 m^2 のネット面積の平織麻布を使用したときは，*L*-17-S_0 と略記する。また，この実験で使用した特殊な織り方（*Fig.* 7 参照，簡単のため 25 メッシュ相

Table 1 Relations among expansion ratio, used net and mean wind velocity in use of the fog nozzle No. 1

Used net				Mean wind velocity, m/s	Expansion ratio	Remarks
Material (Abbreviation)	Width of mesh (Mesh number), mm	Weaving method	Used area of net			
Polyethylene (PE)	About 6.0 (4)	Plane knitting	S_0[1)]	2.3	—	No foaming
	〃 3.0 (12)	〃	〃	2.3	—	Slightly foaming
	〃 1.5 (12)	〃	〃	2.3	100	1) ; S_0=0.5m×0.5m =0.25m² (No fold) 2) ; S_1=1.25 S_0 =0.31m² (One fold) 3) ; S_2=1.80 S_0 =0.45m² (Three folds) 4) ; Linen for mosquitonet 5) ; See *Fig*. 7. 6) ; metal net, and+ ; used as a conventional call
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	170	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	160	
	〃 〃 〃	〃	S_1[2)]	2.3	290	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	230	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	180	
	〃 〃 〃	〃	S_2[3)]	2.3	510	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	460	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	410	
Linen[4)] (L)	〃 1.2 (17)	〃	S_0	2.3	510	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	300	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	240	
	〃 〃 〃	〃	S_1	2.3	580	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	430	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	370	
	〃 〃 〃	〃	S_2	2.3	420	
Polyester (PS)	〃 1.0 (25+)	5)	S_0	2.3	750	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	450	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	270	
	〃 〃 〃	〃	S_1	2.3	670	
	〃 〃 〃	〃	S_2	2.3	580	
Brass (B)	〃 0.7 (30)	6)	S_2	2.3	520	

Used foaming compound ; A (paste state), concentration of foaming solution ; 0.24 wt %, supply rate of foaming solution ; 17.2～17.5 ℓ/min and distance between fog nozzle and net ; 45 cm.

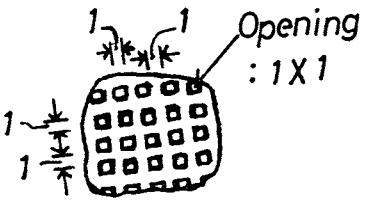


Fig. 7 Schematie diagram of the texture of polyester-fibre cloth used as net

当と考える）のポリエステル布の 0.45 m² のネット面積のものを使用したときは，PS-25+-S_2 と略記する。ただし添字＋印は平織りでない特殊な織り方であることを示す。

泡剤Aの 0.24 wt %の水溶液，噴霧ノズル No. 1 を用い，L（ノズルとネット間の距離）=45 cm のときの泡剤供給率と膨脹率の関係を Fig. 8 に示す。風速 3.2 m/s 以下の場合，発泡性はそのポリエステル布が麻布より優れていることがわかった。また，発泡倍率にはネット面積も影響を及ぼすこと，さらに，最大の膨脹率の泡をうるための泡液供給率の最適値が存在することも明らかになった。

泡剤A 0.24 wt %の水溶液，使用ネット PS-25+-S_2,

Table. 2 Relations among expansion ratio, used net and mean wind velocity in use of the fog nozzle No. 2

Used net				Mean wind velocity, m/s	Expansion ratio	Remarks
Material (Abbreviation)	Width of mesh (Mesh number), mm	Weaving method	Used area of net			
Polyethylen (PE)	About 6.0 (4)	Plane knitting	S_0	2.3	—	No foaming
	〃 3.0 (8)	〃	〃	2.3	—	Slightly foaming
	〃 1.5 (12)	〃	〃	2.3	67	See *Table.* 1 for S_0, S_1 and S_2.
	〃 〃 〃	〃	S_1	2.3	220	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	160	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	110	
	〃 〃 〃	〃	S_2	2.3	350	
Linen (L)	〃 1.2 (17)	〃	S_0	2.3	440	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	240	
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	130	

Used foaming compound ; A (paste state), concentration of foaming solution ; 0.24 wt %, supply rate of foaming solution ; 21.1～21.3 ℓ/min and distance between fog nozzle and net ; 45 cm.

Table. 3 Dependence of expansion ratio upon used fog nozzles

Used net			Concentration of foaming solution wt %	Mean wind velocity m/s	Used fog nozzles	Expansion ratio
Material (Abbreviation)	Width of mesh (Mesh number), mm	Weaving method				
Linen (A)	About 1.2 (17)	Plane knitting	0.24	2.3	No. 1	510
					No. 2	470
	〃 〃 〃	〃	〃	3.2	No. 1	460
					No. 2	430
	〃 〃 〃	〃	〃	3.7	No. 1	410
					No. 2	390
Polyester (PS)	〃 1.0 (25+)	See *Fig.* 7.	0.48	3.7	No. 1	1260
					No. 2	980

Used foaming compound ; A (paste state), supply rate of foaming solution ; 17.2 ℓ/min, and used area of net ; S_2 (0.45 m^2)

使用ノズル No. 1 のときの膨張率と泡液供給率の関係を L をパラメーターとして実験を行なった結果，*Fig.* 9 をえた。*Fig.* 9 からノズルとネット間の距離は 35 cm がよいことがわかった。したがって，この発泡実験の結果，適当なネット，噴霧ノズルおよびノズルとネット間の距離を決定できた。さらに，この発泡実験においてえられた もう一つの 重要な 結論は，A剤の水溶液濃度が 0.24 wt %では，噴霧ノズル，ネット面積，泡液供給率風速およびノズルとネット間の距離を最も良い条件に設定しても，発泡倍率は 850 以上にはならなかったことである。高発泡装置のネットについては，ネットの材質によらず，ネットの網目幅と織り方（紡糸状態を含めた）が重要であって，網目幅については，1.0～2.0 mm ぐらいが適当であると筆者は考える。

3.2 泡液濃度，ネット面積および風速と膨張率の関係

3.1 で既述のとおり，泡剤Aの水溶液濃度 0.24 wt % では膨張率が 850 倍以上の泡を発生できなかったので，その泡剤の水溶液濃度を 0.48 および 2.0 wt %とし，泡液供給率，ネット面積および風速を変えて発泡状況をしらべた。泡剤Aの泡液濃度が 0.48 wt %の場合の発泡結果をたて軸に膨張率，横軸に泡液供給率をとり，ぐらふ上にプロットしたものを風速 w=2.3，3.2，3.7 m/s の場合につき，*Fig.* 10 に示す。また，同じ泡剤の泡液濃

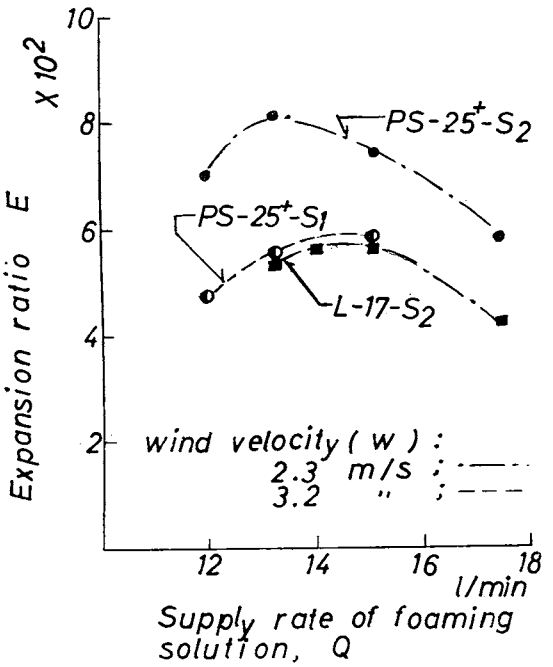


Fig. 8 Relations between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following conditions :
used foaming solution ; 0.24 wt % of foaming compound A, used fog nozzle ; No. 1, distance between fog nozzle and net ; 45 cm. The symbols in the curves express details of net used : (Abbreviation of Material)-(Mesh number)-(used area of net).

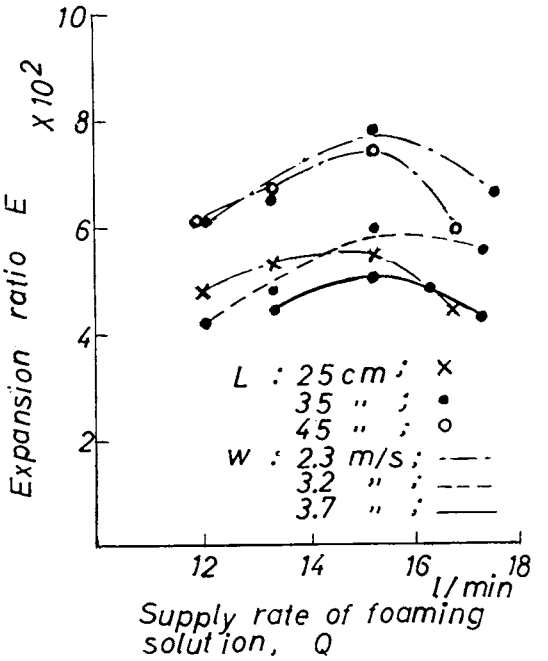


Fig. 9 Influence of distance between fog nozzle and net (L) on expansion ratio under following conditions :
used foaming solution ; 0.24 wt % of foaming compound A, used net ; PS-25⁺-S_2, used fog nozzle ; No. 1

度が 2.0 wt %の場合の発泡結果を *Fig.* 11 に示す。これらの実験結果から，泡液濃度が 0.48 wt %の場合は膨脹率が約 900～1300 倍，同 2.0 wt %の場合は約 1200～2200倍の高膨脹率泡をえた。したがって，これらの結果から噴霧ノズル，ネット等が適当なものであれば，泡液濃度の増加が発泡倍率の増加のための主要な（一次的）役割を演じ，泡液供給率，ネット面積，風速のような諸要素は副次（二次）的役割を演じていることがわかる。

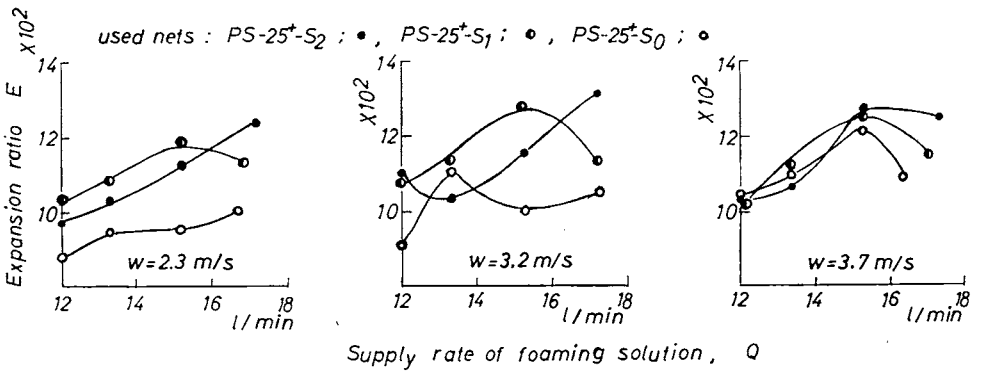


Fig. 10 Relations between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following conditions :
used foaming solution ; 0.48 wt % of foaming compound A, used nets ; PS-25⁺-S_2, PS-25⁺-S_1 and PS-25⁺-S_0, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

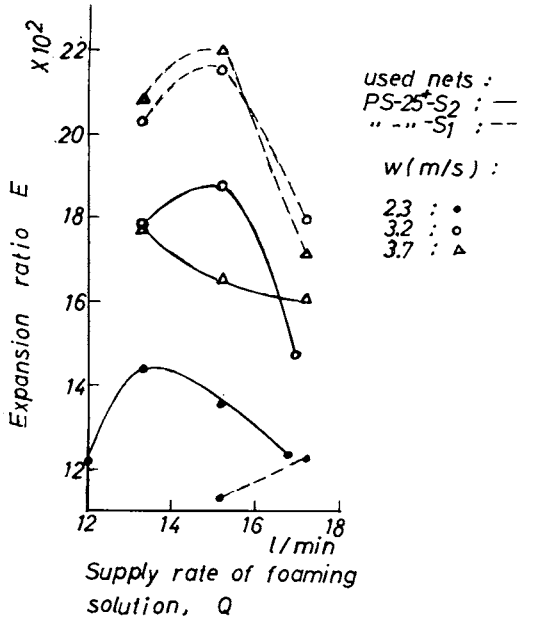


Fig. 11 Relations between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following condition :
used foaming solution ; 2.0 wt % of foaming compound A, used nets ; PS-25⁺-S_2 and PS-25⁺-S_1, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

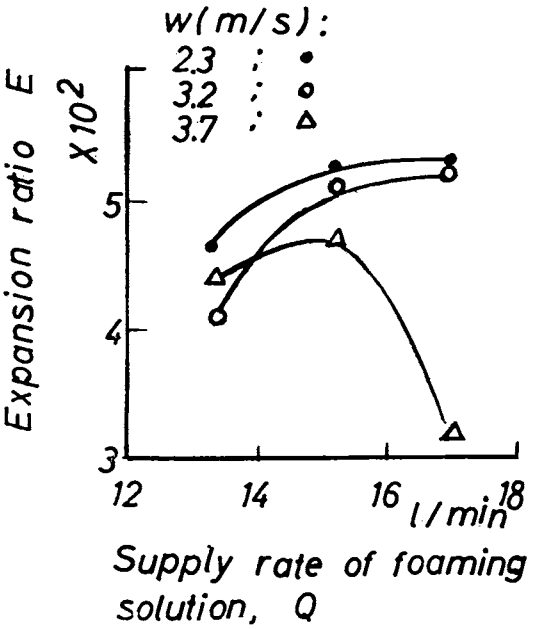


Fig. 12 Influence of the metal net (B-30-S_2) on expansion ratio under following conditions :
used foaming solution ; 0.48 wt % or foaming compound A, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

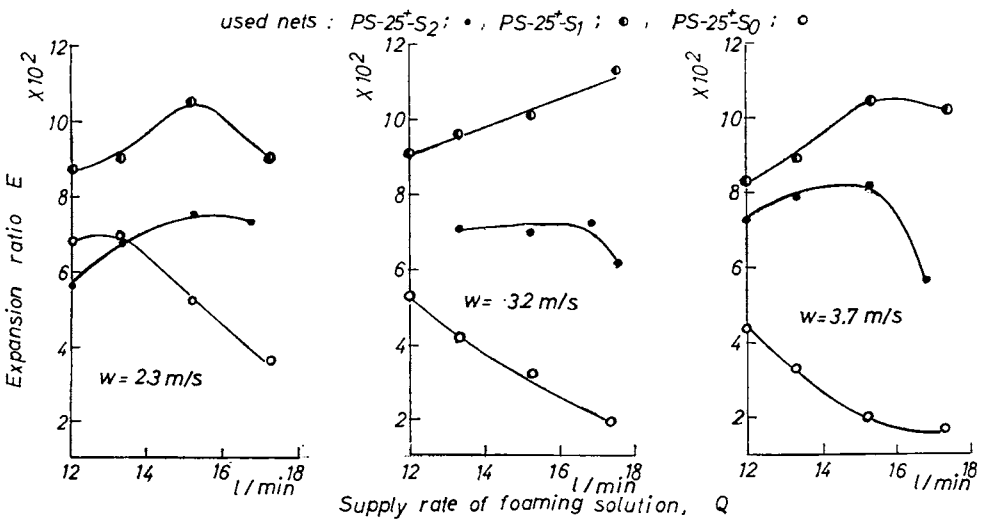


Fig. 13 Relations between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following conditions :
used foaming solution ; 1.5 vol % of foaming compound B (liquid) ; used nets ; PS-25⁺-S_2, PS-25⁺-S_1 and PS-25⁺-S_0, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

泡剤Aの0.48 wt %の泡液濃度のとき，ネットとしてそのポリエステル布（PS-25⁺-S_2）の代わりに，30メッシュの黄銅製金網の0.45 m^2のもの，すなわち，B-30-S_2を用いて実験した結果を *Fig.* 12に示す。この結果では，えられた最高膨脹率は約500で，泡の発生は予想以上に不良であった。この理由として，網目幅がこの金網のように0.8 mm以下になると，ネット面上に供給された泡液から形成される気泡膜が薄膜状にならず，厚い気泡膜の気泡となる結果，その膨脹率が低下すると考えられる。この結果，ネットの網目幅は1.0 mm以上で2.0 mm以下が適当であることを確認できた。

3.3 二，三の合成系高発泡剤の場合

いずれも液状の合成系高発泡剤B，C，Dについて，その原液と水の割合を1.5 vol %として行なった。泡剤Bについては，PS-25⁺-S_0，PS-25⁺-S_1，PS-25⁺-S_2の3種のネット面積につき，泡剤C，Dについては，PS-25⁺-S_1，PS-25⁺-S_2の2種のネット面積につき実験した。実験の結果，B剤ではネット面積により膨脹率に大きい相異を生じたが，ネット面積がS_1（0.3 m^2）のとき2.3～3.7 m/sの風速の範囲で比較的高い膨脹率830～1100倍をえた。C剤もB　とほぼ類似の結果をえたが，膨脹率はB剤よりやや低下し，約800～990倍となった。D剤では，えられた最高膨脹率が約800倍で最も発泡性

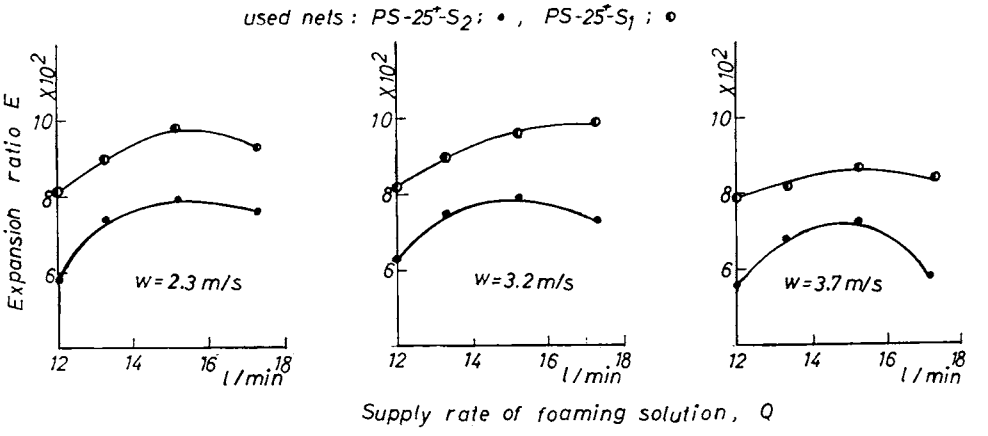


Fig. 14 Relations between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following condition :
used foaming solution ; 1.5 vol % of foaming compound C (liquid), used nets ; PS-25⁺-S_2, PS-25⁺-S_1 and PS-25⁺-S_0, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

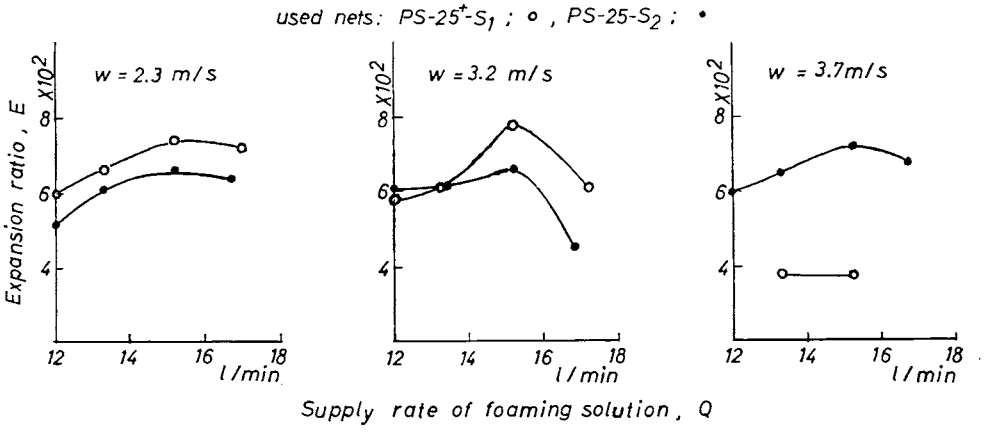


Fig. 15 Relation between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following conditions :
used foaming solution ; 1.5 vol % of foaming compounds D (liquid), used nets ; PS-25⁺-S_2 and PS-25⁺-S_1

が不良で，かつ，発生泡容積が時間と共に減少する割合がかなり大であった。すなわち，D剤は泡の安定性についても最も悪かった（*Fig.* 13，14 および 15 参照）。

3.4 低発泡型タンパク基剤泡消火剤の場合

石油火災用の低発泡型タンパク基剤泡消火剤は6～8倍の膨脹率で常用されるが，高発泡装置を用いてこれを発泡させると，最高300～400倍の膨脹率の泡が生ずることを筆者はすでに推定[7] したが，この点について実際に確認した実験はみあたらない。この点を確認するとともに，その発生泡が高い膨脹率の泡として十分安定であるかをしらべる目的で実験を行なった。供試泡剤として，一つの石油火災用3％型タンパク基剤泡消火剤を用いた。供試泡液濃度は同原液の 3 vol ％であった。その結果は，*Fig.* 16a に示すとおりで，最高膨脹率は約 300～420 であった。ただし，この膨脹率は送泡停止後約30秒以内のもので，その後，泡の表面から急速に消泡しはじめ，送泡停止後約5分間で80％は消泡し，低膨脹率の泡になってしまう（*Fig.* 16b 参照）。したがって，タンパク基剤の低発泡型泡消火剤から発生した泡は，気泡膜の厚い，すなわち，低膨脹率泡のとき安定で，高発泡剤としては不適当であることが明らかになった。

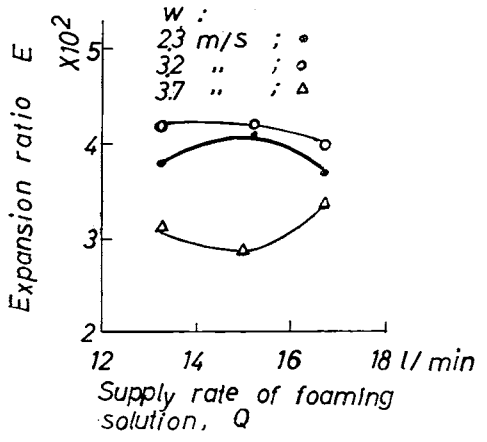


Fig. 16a Relation between expansion ratio and supply rate of foaming solution under following conditions :
used foaming solution ; 3.0 vol ％ of a foaming compound of protein base (low-expansion type, liquid), used net ; PS-25⁺-S_2, mean wind velocity ; 2.3, 3.2 and 3.7 m/s

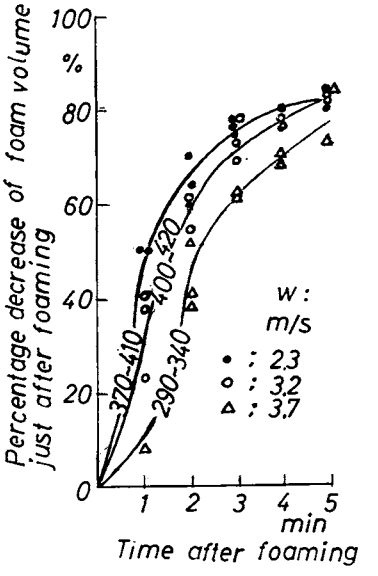


Fig. 16b Relation between percentage decrease of foam volume and time after foaming under the condition as mentioned in *Fig.* 16a. Numbers on curves express expansion ratios of the foams generated.

4. 検討

4.1 理論膨脹率と発泡効率

高膨脹発泡機構を観念的に考えるとき，まず，風量液量変換比＝（単位時間の風量/単位時間の液量）を考えることができる。つぎに，実用型高発泡装置においては，ネットあるいはそれと類似のものの媒介なしには，高膨脹率泡の発生は不可能であると考えることができる。したがって，ネットについての数量的表現として，ネット面積を風量液量変換比の中に導入し，かつ，単位時間として1秒間を採用することにすれば，理論膨脹率 E_T を(1)で定義することができる。

$$E_T=\frac{w60S_0}{Q}=\frac{w60S_0/S}{Q/S}=\frac{w}{Q/60S}\cdot\frac{S_0}{S} \qquad (1)$$

(1)で，w はネット前面近くのダクト内平均風速（cm/s），S_0 はネットのある場所のダクト断面積（m²），S はネット面積(m²)，Q は噴霧ノズルからの泡液供給率(ℓ/min)をあらわす。ここで

$$Z=Q/60S \qquad (2)$$

とおく。Z（cm/s）はネットの 1 cm² あたり 1 秒間の泡液の供給量，すなわち，1秒間にネット面に供給された平均の泡液層の厚み（cm）をあらわす。(1)を(2)を用いてあらわせば

$$\therefore\quad E_T=wS_0/ZS \qquad (3)$$

(3)をうる。つぎに発泡効率 ε を(4)のように定義する。

$$\varepsilon=E/E_T=EZS/wS_0 \qquad (4)$$

(4)中の E は実際の発泡時の膨脹率で，使用した噴霧ノズル，ネット，泡液の種類とその濃度に依存すると考えられる。一定の噴霧ノズル，ネットおよび泡剤を用い，泡液濃度＝一定，w＝一定の場合，$Q=Q_0$ すなわち，$Z=Z_0$ のとき，$E=E_{max}$，$\varepsilon=\varepsilon_{max}$ とおけば，(4)から

$$\varepsilon_{max}=E_{max}Z_0S/wS_0\leqq 1 \qquad (5)$$

(5)をうる。ε_{max} は風速一定のときの最大発泡効率をあらわす。合成系高発泡剤A，B，Cについて，ε_{max} と w の関係を *Fig.* 17a～17c に示す。*Fig.* 17a は泡剤Aの泡液濃度を変えたときの ε_{max} と w の関係を示したもので，図中の $\bar{Z}_0$ は Z_0 の平均値を示している。*Fig.* 17b～17c は泡剤BおよびCの濃度を一定（1.5 vol %）にしネット面積を変えた場合の ε_{max} と w の関係を示したものである。これらの結果から，同一泡剤については，泡液濃度が発泡効率，すなわち，実際の発生泡の膨脹率に大きな影響を及ぼすこと，また，風速の増大とともに発泡効率が直線的に減少することがわかる。泡剤および泡液濃度および風速を一定にして最大の発泡効率をうるための最適の Z_0 が存在することがわかる。その値は0.6～0.8 mm/s である。

4.2 発泡時のネット前後の静圧差

高発泡装置においては，噴霧ノズルからネット面に向って噴霧状に放出された泡液滴がネットに附着してネット面に泡液膜を形成し，その泡液膜が送風機からの風に対し障壁となる結果，風速の一部が発泡のための仕事として，すなわち，風圧として使われることは明らかである。したがって，風向に対しネットの前方と後方で静圧力差を生ずる。この静圧力差に関し，使用したネット（網目幅，ネットの織り方，面積を含む），泡液の種類と濃度を変えて，風速と静圧力差の関係を送風のみで発泡させない場合と発泡させた場合についてしらべた。静圧力の測定は *Fig.* 6 で示したようにネットの前方および後方のダクトの側壁の各1箇所で同時に行なった。その結果の一例として，泡剤Aを用い，その泡液濃度が 0.24，0.48および 2.00 wt %の場合の結果を *Fig.* 18a，*Fig.* 18b および *Fig.* 18c にそれぞれ示す。*Fig.* 18a と *Fig.* 18b は泡液供給率が 16.5～16.8 ℓ/min でほぼ等しく，使用ネットの種類と泡液濃度を変えた場合を示す。*Fig.* 18c はネットの種類を PS-25⁺-S_2 のみとし，泡液供給率を変えた場合である。この結果から送風のみ

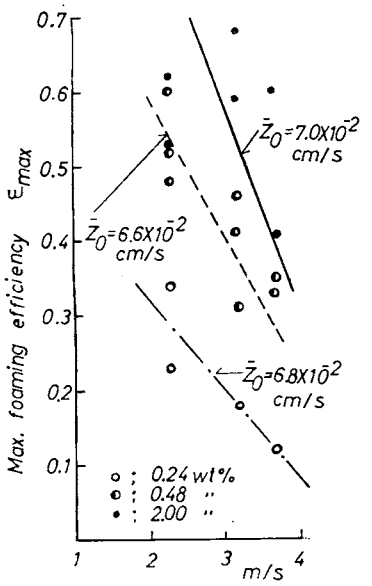


Fig. 17a Relations between maximum foaming effciency (ε_{max}) and mean wind velocity (w) in several concentrations of foaming compound A, expressed in use of a parameter $\bar{Z}_0$ which is average value of Z_0.

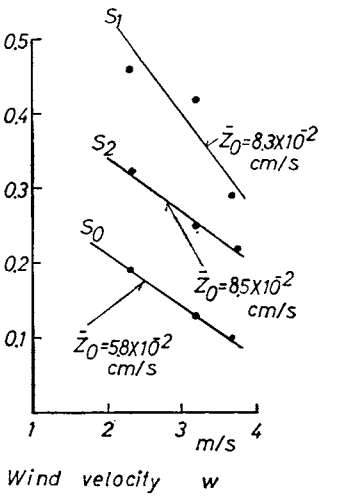


Fig. 17b Relations between ε_{max} and w under following conditions : used foaming solution; 1.5 vol% of foaming compound B used nets : PS-25⁺-S_2, PS-25⁺-S_1 and PS-25⁺-S_0

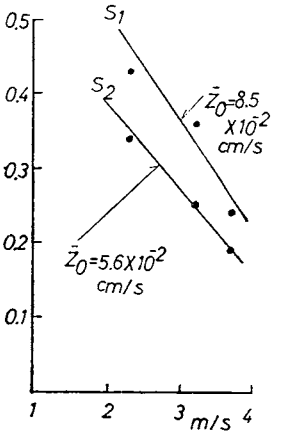


Fig. 17c Relations between ε_{max} and w under following conditions : used foaming solution; 1.5vol% of foaming compound C used nets ; PS-25⁺-S_2 and PS-25⁺-S_1

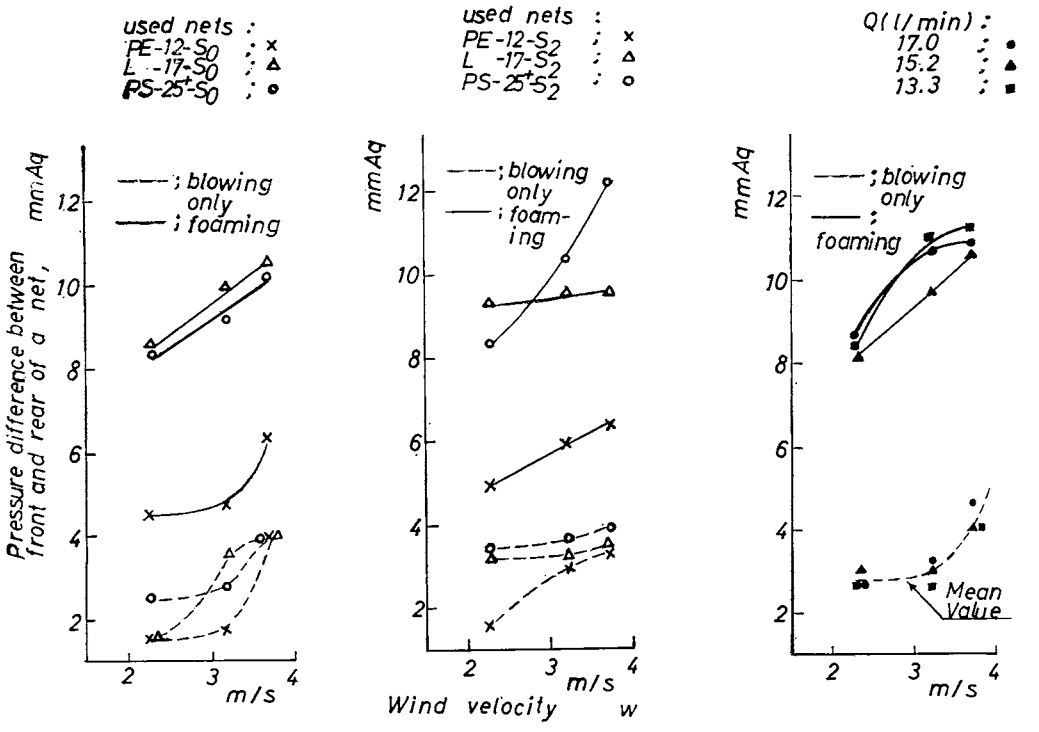


Fig. 18a Used foaming solution : 0.24 wt % of foaming compound A

Fig. 18b Used foaming solution : 0.48 wt % of foaming compound A

Fig. 18c Used foaming solution : 0.48 wt % of foaming compound A

A example of relation of pressure difference between front and rear of a net and mean wind velocity in both cases of blowing only and foaming

の場合と発泡時のネット面前後の圧力を比較すると，風速の増加と共にそれぞれ同じ程度に増加し，したがって発泡のため静圧力差は，この実験の風速範囲ではほぼ一定である。特に網目幅が 1.5 mm 以下のネットでは，その静圧差は泡液濃度，ネット面積，泡液供給率に無関係で，膨脹率が 800 倍以上のいわゆる高膨脹率泡発生時のその値は水柱 10 mm 前後であった。この静圧差が 6 mm 以下の場合の膨脹率は 10 mm 前後の圧力差の場合の膨脹率の約 1/2～1/3 以下になっている。すなわち，6～7 mm 前後を中心にして膨脹率に大きな相異が生じている。

高膨脹率泡を構成する各気泡の直径はおおよそ10～15 mm で，平均 12 mm である。また，泡液の表面張力＝35 dyne/cm と仮定すると，その気泡内圧力は約 230 dyne/cm² であろう。一方，ネットで気泡形成のための圧力差＝約 1000 dyne/cm² であるので，ネットの後面から気泡を形成し，それがネットを離れるときの直径は平均約 3 mm であろうと推定される。したがって，ネット後面で形成された直径約 3 mm の気泡がネットを離れてから，その直径が 4～5 倍に膨脹し，風とともに気泡の集団として送泡ダクト内を進行する。ダクト壁の透明塩ビ板を通しての観察によると，ネットの後面から発生した気泡集団がそこから約 1～2 m進行する間に，つぶれて消失する気泡と安定に存続する気泡の時間的な割合の総計をダクト空間内の泡の充てん率として，ほぼ表現できるように思われる。すなわち，その充てん率が大きいほど発泡効率が良いのである。

5. む　す　び

現在，実用に供せられている噴霧ノズル・固定ネット方式の発泡装置の場合，噴霧ノズルから放出された泡液滴がネット面に附着し，ネット面上に泡液層を形成する。この泡液層の形成と送風機からの風とによってネット前面に一定の風圧を生じ，その風圧によりネットの背面に微小な気泡を形成すると同時にある一定の速度でネット面から離れてゆく。ネット面を離れてダクト内を 1～2 mの距離を進行中に各気泡は膨脹する。この過程

で破壊しない気泡は気泡の集団として，すなわち，泡の流れとなってダクト内を移動する。

発泡効率と風速との間に(4)式の関係がある。発泡効率が大きくなるのは，風速が小さい（$\varepsilon_{max} \leqq 1$ であるから(5)式で，$E_{max}=1000$, $S/S_0=1.25$, $Z_0=7.0\times10^{-2}$cm/s とおけば，最小風速＝約 0.9 m/s）場合，同一の風速および Z_0 のときは泡液の濃度が大きい場合，同一風速，同一泡剤の同一泡液濃度のときは $Z=0.7\pm0.1$ mm/s の場合である。

実用型高発泡装置でえられる最大の膨脹率は約5000倍が限度であると考えられる。膨脹率が1000倍以上のいわゆる高膨脹率泡をうるための発泡効率は0.25以上でなければならない。

膨脹率が1000倍以上の泡をうるには水に対する泡剤の実質濃度が約 0.3 wt %以上必要であり，また，膨脹率が1500～2500倍の泡をうるには，同一泡剤については水に対する泡剤の実質濃度が約 1.5 wt %以上必要である。その理由は，泡液濃度の増加により気泡膜が強化され，その結果気泡形成途上の破泡割合が減少することによると考えられる。

タンパク基剤の低発泡型泡消火剤の最大膨脹率は約400倍であるが，泡発生後5分以内に約80%が破泡して低膨脹率泡になってしまう。したがって，それは高発泡剤としては使用できない。このことは，タンパク基剤の低発泡型消火剤から生成した気泡はその膜の厚みがかなり大きなときのみ安定であることを示している。

膨脹率が800倍以上の高膨脹率泡発生のときのネット面の前後の圧力差は泡剤の種類とその泡液濃度に依存せず，水柱 10±2 mm であった。この圧力差はネット面に液膜が形成されたことを示すものであって，発泡時の圧力損失である。しかし，それは発生泡の膨脹率と直接の関係はない。

おわりに，この実験用高発泡装置の試作については，当所，宮田作氏はじめ工務係員の方々から，また，この装置の収納用小屋および発泡量測定用小屋の建設に際しては，元消火研究室員（現在，白辰化学研究所勤務）白鳥信行君から絶大な御協力をえたことを記して，ここで，これらの方々に心からお礼を申し上げる。

参考文献

1) Nii, R., *Repts. Fire Res. Inst. Japan*, Serial No. **29**, 13—16 (1969) (in Japanese).
2) Nii, R., it will be published in Serial No. **31** of the *Report* (in Japanese).
3) Matsukuma, Y., Umezu, M. and Yamao, S., *Bulletin of Fire Prevention Society of Japan*, **15**, 1 (1966).
4) Eriksson, L., *Särtryck ur Brandförsvar*, 4 (Nr. 8/1965) (in Swedish).
5) Sumi, K., *Fire International*, **2**, 46—56 (1967).
6) Nii, R., *Repts. Fire Res. Inst. Japan*, Serial No. **28**, 10 (1967) (in Japanese).
7) Nii, R., ibid, in 2).

Studies on Generating Mechanism of High Expansion Air Foam

III. About Practical (Fixed Net-Fog Nozzle-Blower) Type of High-Expansion Foam Generator

(Abstract)

by Rokuro Nii

(Received February 4, 1970)

A laboratory high-expansion foam generator designed by the author and produced at the factory of the Institute (F.R.I. of Japan) was used in this study. It is the same type as practical one (fixed net-fog nozzle-blower type) of high-expansion foam generator, and renders a great number of experiments about the generating mechanism and the extinguishing ability of the foam more economically feasible. The details of the laboratory high-expansion foam generator are shown in *Figs.* 1, 4 and 5.

From reference to several reports[3),4),5)] on generating mechanism of high-expansion foam, it can be convinced by the author, that expansion ratio of the foam depends upon about ten factors as follows : foaming compound, concentration and temperature of foaming solution, fog nozzle, supply rate of foaming solution, net (width of mesh and weaving method), used area of net, mean wind velocity near front of net in air duct (or wind volume per minute) and distance between fog nozzle and net.

In various combinations of the several factors a great number of experiments were performed. Furthermore, the measurement of static pressure difference between the front and rear of the fixed net in the air duct was also done at the same time both in blowing case only and in foaming one (See *Figs.* 6 and 18a~18c.). The details of the experimental results are shown in *Tables* 1~3 and *Figs.* 8~16b.

"Theoretical expansion ratio" E_T was newly defined by the author as shown in Equ. (1).

$$E_T = \frac{w}{Q/60S}\frac{S_0}{S} \qquad (1)$$

where w shows mean wind velocity near the front of a used net toward the direction of wind (cm/s) ; Q supply rate of foaming solution (ℓ/min) ; S used area of the net (m^2) ; and S_0 cross section of the air duct used (m^2). Now, a quantity Z is introduced with Equ. (2).

$$Z = Q/60S \qquad (2)$$

where Z (cm/s) shows volume of foaming solution supplied onto the used area of the net per cm^2 per second, or mean thickness of liquid layer or foaming solution supplied onto the used area of the net per second. Substituting from Fqu. (2) into Equ. (1), Equ. (3) is obtained.

$$E_T = wS_0/ZS \qquad (3)$$

"Foaming efficiency" ε is defined also by the author as shown in Equ. (4).

$$\varepsilon = E/E_T = EZS/wS_0 \leqq 1 \qquad (4)$$

where E shows an actual expansion ratio of foam generated, and depends upon a net used (mainly upon width of mesh and weaving method), a foaming compound, concentration and temperature of the foaming solution. Provided that a definite foaming compound and concentration of the foaming solution and net in a high-expansion foam generator are used under a definite wind velocity ; and provided that when $Z=Z_0$, we express as follows : $E=E_{max}$, $\varepsilon=\varepsilon_{max}$, accordingly we get Equ. (5) from Equ. (4).

$$\varepsilon_{max} = E_{max}ZS/S_0w \qquad (5)$$

where E_{max} expresses the maximum expansion ratio under the definite wind velocity and the conditions as mentioned above. The relationships of maximum foaming efficiency ε_{max} vs. wind velocity w about synthetic foaming compounds A, B and C are shown in *Figs* 17a~17c respectively. In those Figures $\bar{Z}_0$ means average value of Z_0.

In consideration of the experimental results following conclusions were obtained by the author.

A relationship as expressed in Equ. (4) exists between foaming efficiency and mean wind velocity with regard to generation of high-expansion foam. In other words, foaming efficiency increases in following cases : as wind velocity decreases within the lower limit of about 0.9 m/s, which comes from $\varepsilon_{max} \leqq 1$, and substituting $E_{max}=1000$, $S/S_0=1.25$, $Z_0=7.0\times10^{-2}$ cm/s into Equ. (5) ; as concentration of foaming solution increases in case of the same wind velocity and Z ; when $Z=(7.0\pm1.0)\times10^{-2}$ cm/s at the same concentration of the same foaming compound. The possible limit of expansion ratio to which we can attain with a practical type of high-expansion foam generator may be at the utmost about 5000.

In order to get a foam of more than 1000 in expansion ratio, the foaming efficiency should be more than 0.25. In order to get a foam of more than 1000 or 2000 in expansion ratio, the active content of more than 0.3 or 1.5 wt % of a foaming compound in water is required respectively, because such an increase in concentration of the foaming solution causes to increase strength of each bubble membrane of foam generated, and consequently to decrease break-down rate of foam on the way of its generation.

It is possible for low-expansion type of protein base foam generated with a high-expansion foam generator to attain to the maximum expansion ratio of about 400 for a shorter time after foaming. The foam, however, results in low-expansion within 5 minutes after foaming on account of 80 % break-bown of the initial foam volume. Therefore, foaming compounds of protein base cannot use for high-expansion foam, because each bubble membrane of the foam is stable for low-expansion, in other words, when the foam consists of bubbles which have membranes of larger thickness.

The static pressure difference between the front and the rear of a net of high-expansion foam generator in generation of high-expansion foam, which has an expansion ratio of more than 800, is about 10 ± 2 mm Aq. It does not depend upon any kind of foaming compound and any concentration of foaming solution. It has not any direct relation with expansion ratio of foam generated. It is a pressure loss in generation of high-expansion foam.

高膨脹泡中の呼吸の安全性

高　橋　　哲

（昭和45年2月10日受理）

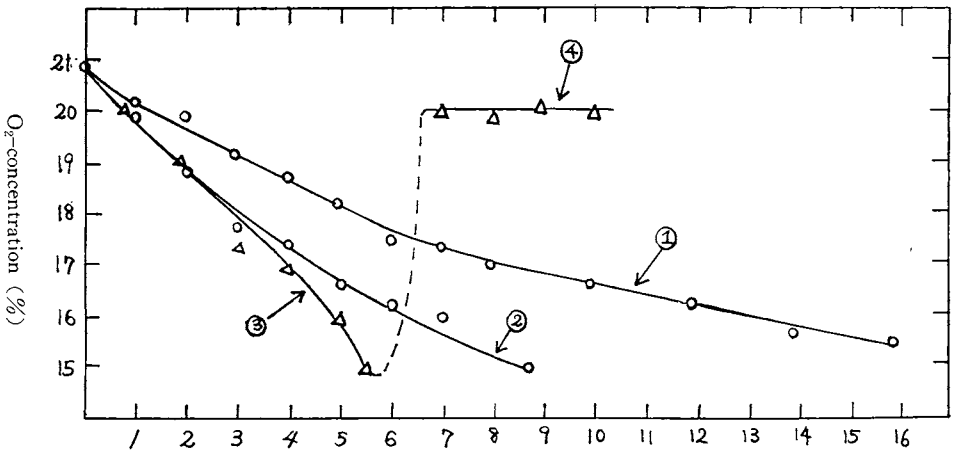
1. 緒　　言

高膨脹泡消火法が普及するにつれ，消防吏員が泡中に侵入する必要にせまられ，あるいは居住者が泡に取巻かれた場合，薬泡中での行動の必要が当然予想される。この場合，泡中での危険性は存在するか，存在するとすればどれほどであるか，また，どのような処置をとれば安全であるのか疑問であり，今までこの種の安全性に関して具体的に検討された報告はみあたらない。この研究では視界の不良による危険性は顧慮せず，泡中での生命維持に最も重要な意味を持つと考えられる"酸素濃度の変化"に着目してこれを測定し，いくつかの知見を得たので簡単に報告する。

2. 実　験　方　法

実験は(Ⅰ)5メッシュの金あみでつくった 30cm×30cm×50cm の角筒形の金あみカゴを頭からかぶり，首の部分でシールする。そしてカゴの天井からベックマン778型酸素濃度計のセンサーを吊るし，泡中で静止及び通常歩行を行なった場合，

(Ⅱ)素顔で泡中に侵入し，手で顔前の泡を潰して適当な空洞をつくり，ここに片手に持ったセンサーを入れ，操作しながら静止および歩行を行なった場合の，それぞれの酸素濃度の変化をベックマン酸素分析計により測定した。その時の酸素濃度変化の模様を *Fig.* 1 に示す。



① Net-mask ; reposing　② Net-mask ; walking
③ Unmasked ; reposing　④ Unmasked ; walking

Fig. 1 O_2-concentration-Breathing time relation when entered into high Expansion foam

3. 安全性の検討

通常，ガスマスクでは酸素濃度18%までが許容限界とされているが，最近では19%まで引き上げるべきだともいわれ，また，外国の例では16%といっている場合もあり，要するに学理的裏付けはされていない。特に現実には作業条件や個人差もあることであるから，やはり通常いわれているとおり18%までなら少々の作業を行なっても実害はないとみてよいだろう（注，人の呼気には16～17%の酸素を含む）。今回の場合は実験であるので，これをさらに低下させ15%になるまで筆者自ら泡中にとどまり，その様相を検討した。

金あみカゴをかぶった場合，当初の期待では，移動しておれば泡が潰れ新しい空気が補給されるのではないかと予想していたが，実際にやってみると完全に予測は裏切られ，静止時の2倍も早く，わずか2分30秒で許容値18%に達した。これは歩行時の酸素消耗量0.6～0.9ℓ/分が静止時のそれ0.3～0.4ℓ/分に比較し2倍であることを考慮すると，ネット内外の空気交換は皆無であると推察される。透過光を通してネット面を観察してみても，あみ目は泡膜でびっしり覆われており，強く息を吹付けるとやっと一時的に外部と黒い空洞の連絡がとれるにすぎなかった。要するにネット全体が一つの大きな泡膜と化しているのである。

一方，素顔で侵入すると泡が鼻や口につまりはなはだ苦しい。顔面上で手を激しく左右に動かし，泡を潰し空洞をつくると通常どおり楽に呼吸できる。静止時の酸素濃度低下は，ネットマスクで歩行した時よりさらに大きい。これは空間の容積がネットマスクのそれより少なかったためと考えられる。しかし，呼気が空洞に滞留するということは，転じて火災ガスや有毒ガスの発生があった場合にも，そのガス気塊が泡中に停滞する可能性を示しているから，この点についても充分注意認識することが大切である。この状態から歩行を開始すると酸素濃度は直ちに20%まで上昇する。空気中の正常値20.9%を示していないのは，水蒸気による希釈，ならびにセンサーを覆った泡膜の特異な作用によるものと考察される。市販の高膨脹泡剤の泡中では負の値を示したが，ライトウォーターの泡では逆に21.4%と増加した。いずれにせよ泡中の酸素濃度は正常で安全限界内にあるから，素顔の時は絶えず移動しておれば安全だといえる。

4. 結　論

(1) 泡中にネット製マスクを着用して活動することは静止している場合の2倍以上危険である。ネットの外部からの新しい空気の補給は，静止，歩行にかかわらず皆無であるから，特に活動が激しくなると短時間で生命にかかわる危険性がある。

(2) 素顔侵入する時は，顔前の空洞はできるかぎり大きくしておくべきである。ここでも空洞外から新しい空気の供給はないから，すみやかに移動することが肝要である。

(3) 火災ガス，有毒ガスの発生のある場合は，これが気塊として泡中に停滞している可能性が高い。

全体として，高膨脹泡中に作業を目的として侵入する場合，ネット製マスク，ビニール袋等をかぶることはきわめて危険な方法であり，連絡装置のある空気呼吸器，または全く非呼吸性ガス停滞の恐れのない時は素顔で侵入するのが安全だといえる。

今回は単に呼吸の安全性についてのみの検討であり，なお視界障害の問題が残される。別の機会，専門関係者による検討を望みたい。

最後に本研究の遂行にあたり，当研究所消火研究室の新居六郎室長，星野誠，藤技孝美両技官に終始援助していただいたことに感謝します。

Respiratory Protection in High Expansion Air Foam

(Abstract)

by Satoshi Takahashi

(Received February 10, 1970)

Recently, high expansion air foam is widely used in fire fighting for building fires in Japan. However, there is a question of safety of people who are closed in the foam. In order to answer this question, a study on oxygen concentration in the foam, where a man is reposing or walking, was performed by the author.

The two simple methods of entering into the foam were tested. (1) ; using a special mask, which is made of a frame and metal net, has 30 cm × 30cm × 50cm in sizes, and called "net-mask" by the anthor and (2) ; with naked face. The oxygen concentration in the each method was measured with Beckmann's oxygen-analyser.

The results of the measurement are shown in *Fig.* 1. Some conclusions are obtained as follows :

(1) In case of using the net-mask, the net was covered with water film and acted as if it were a large and tough foam cell, and air supply from outside of this cell was considered little, regardless of the stands. The oxygen consumption in walking is twice as much faster as in reposing.

(2) In case of entering with naked-face, the foam suffocate the nose and mouth to the extent as unbearable to breathe, but if we sway the hands so as to make a hole in front of our face, we are able to breathe as in the open air at first, but the oxygen consumption was larger than the case of "net-walking". It might be due to the smaller space volume around our head than that of the net. But once moved, the O_2-concentration showed normal value as shown by the curve 4.

After all, it's possible to say Entering into foam with net-mask or vinyl-bag may directly connected to death, and when irrespirable gas cann't be expected, it's better to enter with naked face and move smoothly, or preferably recommended the use of self-contained breathing apparatus with a communicating device.

模型によるスモークタワーの強制加熱方式効果実験

名雪健一
黒田靖郎

（昭和45年2月28日受理）

1. まえがき

高層建築の火災では，まず火災階の人員の避難を考えねばならないが，この場合，基本的には階段を通って避難することが望ましい。したがって，この階段を煙から防護することが必要となり，諸種の方策が建築的に講ぜられている。とくに近来とみに多くみられるセンターコア式建物では，屋外に面しない階段室を持つだけに，適当な排煙設備を有する必要があり（建基令第123条第3項）煙に対する配慮から階段室前室にスモークタワーを設け，前室より煙を排出し，階段室への煙の侵入を防ぐ構造が採られる場合が多くなり，いくつかの火災実験によってもその有効性が立証されてきている。[1)-3)]

しかし従来のスモークタワーでは，換気筒による自然通風の場合，特に季節によっては，空調のきいた各部屋などに比し，コア部分を含めてタワー内部が異常に冷温で気流の逆流を生じやすく有事の際欠点を持っている。また，ファンなど，電気動力による強制通風に依存する場合にも，火災時の停電による機能停止も考えられ，ともに完全なものではない。そこでこれらの欠点に対処する方策として，積極的にスモークタワー内部に熱源を蔵置し，有事の際内部を一時的に加熱することにより，スモークタワーの排煙効果を向上させる方式を考え，その可能性を単純な模型によって検討した。

2. 記号

ST	：スモークタワー
1，2，3，…，	：ST垂直方向ブロック番号
I，II，III，…，	：ST水平方向ブロック番号
a，b，c，…，	：ST給気口に対して左回り各面
M	：ST中心線上
CA	：クロメルーアルメル熱電対
CC	：銅—コンスタンタン熱電対
H_h	：ST高さ
h	：ST底面よりの加熱位置高さ
x	：ST中心よりの水平距離
y	：加熱位置よりの高さ
A_{ST}	：ST断面積
A_{or}	：給気絞り部開口面積
t	：測定時間
V_EI	：加熱量
T_S	：ST給気温度
T_D	：ST排気温度
T_{ij} $\left(\begin{matrix} i=1,2,3,\cdots, \\ j=a,b,c \end{matrix}\right.$	：ST内部温度
T_m	：ST内部平均温度
T	：温　度
V_S	：ST給気速度
V_D	：ST排気速度
V_m	：ST内部平均速度
V	：気流速度
Q_S	：ST給気流量
Q_D	：ST排気流量
Q	：流　量
α	：絞り比 A_{or}/A_{ST}
β	：高さ比 h/H_t
η	：熱効率 H/V_EI（ただしHは，スモークタワー内部温度より逆算した加熱量）

3. 実験装置および実験方法

3.1 実験装置

スモークタワ模型製作に当って，適当な資料が見当らず，そのため実験後に，その模型の適用性について検討することとして，つぎの点に留意して図1に示す模型スモークタワーを製作した。すなわちスモークタワーの内壁の一様性，気密性，断熱性，加工性を問題にした。そ

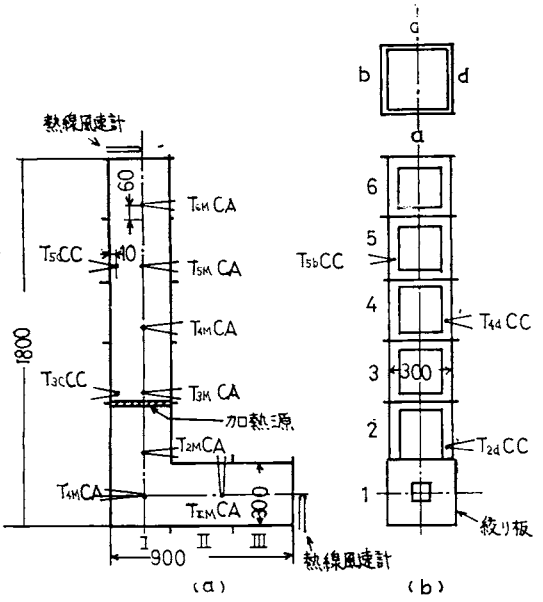


図1　模型スモークタワー図

してタワーそのものは，幾つか（今回は8個）のブロックの積上げ型式にし，タワーの高さ，および水平部長さなどを変化させ得るようにした。また各ブロックの間には，加熱装置を挿入可能とした。ブロックは 30×3 mm の等辺山形鋼で 300×300×300 mm の立方体骨組を造り厚さ7 mm の石こうボードを壁材として，その骨組に取りつけた。その他，タワー入口部および出口部に熱線風速計取付用のアタッチメントを設備し，入口にはまた絞り板取付可能とした。加えて，熱電対温度計取付用の穴をタワー側面に12ケ所（図1参照）にあけた。ブロックの各シールを必要とする部分には，アスベストをパッキンとして用いた。

3.2　加熱および給気

加熱方法は，大別してつぎの2種類とし，電源投入後10分間一定加熱を行った*。

1)　加熱用としては2本のニクロム線（各 23 Ω）を 200 V（±10 V）の電源につなぎ，全体としての加熱量はほぼ 3.5 kW を得た。これにより高さ比 $\beta=1/3$ ($h=60$ cm)，1/2 ($h=90$ cm)，3/4 ($h=120$ cm) の位置で加熱した。

2)　加熱用の2本のニクロム線のうち1本の入力電圧を 200 V（±10 V），ほかの1本の入力電圧をスライダックによって，50 V，100 V，150 V，とし，おのおの全体としての加熱量，2.0 kW，2.3 kW，2.9 kW，を得，$\beta=1/3$ の位置で加熱した。

スモークタワー入口には，厚さ 4 mm，絞り比 $\alpha=1$ ($A_{or}=300\times300$ mm)，0.694 ($A_{or}=250\times250$ mm)，0.444 ($A_{or}=200\times200$ mm)，0.25 ($A_{or}=150\times150$ mm)，0.111 ($A_{or}=100\times100$ mm) の絞りを用意し，加熱実験1）の時，給気を絞ることとした。2）においてはすべて開放とした。

3.3　測　定

測定は，スモークタワー入口部，出口部において，給気および排気の流速 V_S，V_D，温度 T_S，T_D を多点切換式熱線風速計で測定した。この際，流速は図2 イ）ロ）ハ）に示すように，開口部に対して3ケ所とし，流量換算は，この平均値を用いた。また，タワー内12ケ所において，気流の温度分布を測定し，流れの状態を推定した。また加熱の変動状況を電圧計，電流計によって監視したが，このバラツキは，ほとんどなかった。

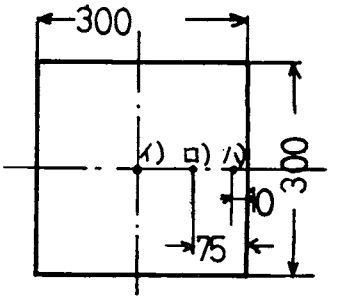


図2　流速測定位置

4.　実験結果と考察

4.1　流速，温度と加熱時間

流速と加熱時間，温度と加熱時間の関係は，それぞれ図3から図8，図9から図12に示す。これによって，流速，温度は，加熱開始より1分程で，すでにほぼ定常化していることがわかる。加熱より流動が生ずる時間を計器のふれによって観察した結果，3秒程で，急激な流速の立上がりがあった。これは加熱装置直上の空気が，かなり瞬間的に熱せられ浮力を生じることを意味し，壁への熱伝導による熱損失は微小と考えられる。また流動の結果，熱伝達による損失が生じると考えるが，これは二次的に扱ってよいものと思う。この場合，適切な壁材を使用することは必要である。結果は模型スモークタワーについて 0.5 kcal/s～1 kcal/s の加熱量は，流動を得るに

*　加熱は本来，適当な燃料などを用いるべきだが，今回は加熱量を正確に制御できるという理由で電気加熱とした。

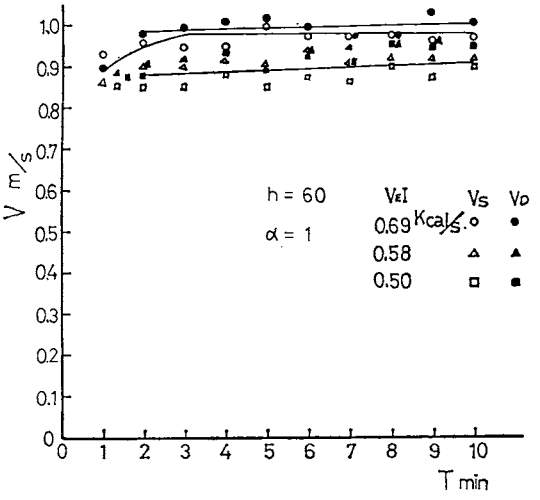


図3　流速—時間 関係

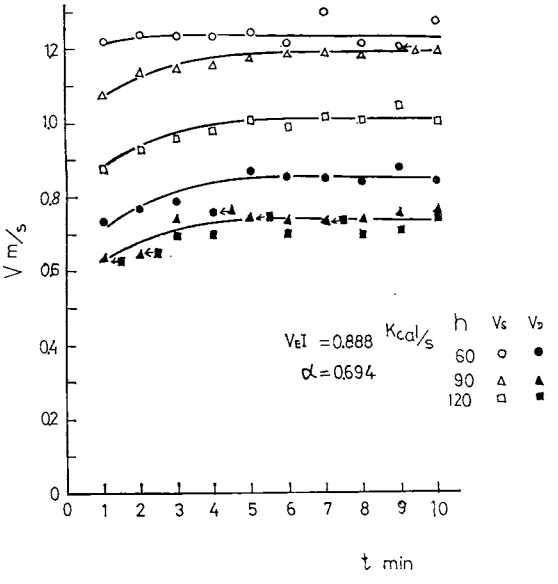


図4　流速—時間 関係

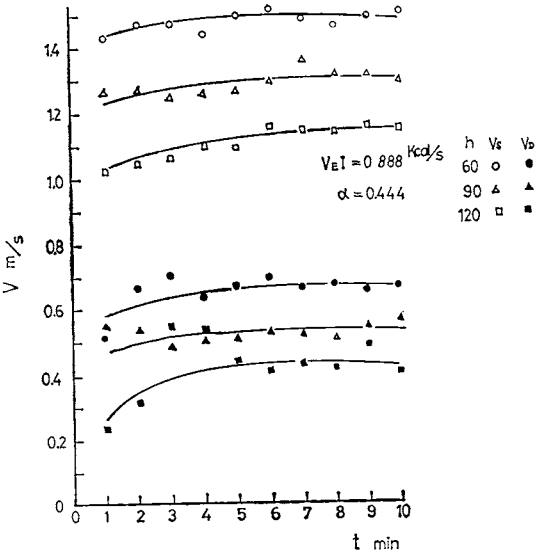


図5　流速—時間 関係

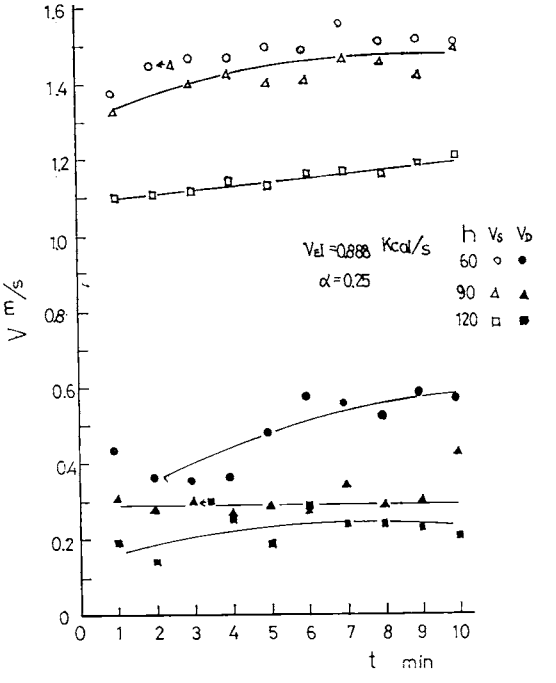


図6　流速—時間 関係

はきわめて有効であることがわかった。

4.2　空気流量と絞り

空気流量と絞り，加熱位置の関係は，図13から図15に示す。これは，スモークタワー入口に，絞り板を入れて，絞りによる影響，流量変化に伴う加熱効果を検討したものである。これによると，加熱位置が高く，開口部が小さいほど（絞り比が小さいほど）流量が少いことがよくわかる。又，絞り比が小さいほど加熱位置の流量に対する影響が少いことが示された。したがって，加熱効果を期待するにはある程度の開口部が必要とされる。図15では，絞り比の小さいところで排気量が給気流量に比し大きくなっている。これは，開口部の大きい範囲では，比較的多量の給気があり，従って加熱による温度上昇が少く，タワー内部の空気膨脹もほとんどない。逆に開口部の小さいところにあっては，タワー内部空気の温度上昇が著しく，その膨脹によって見掛け上，吐出流量が大きくなっている。これらの結果から給気口は少くと

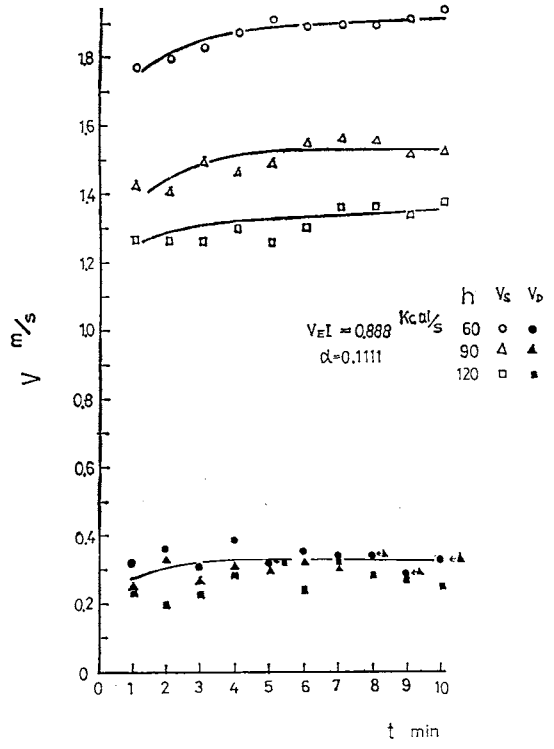


図7　流速一時間 関係

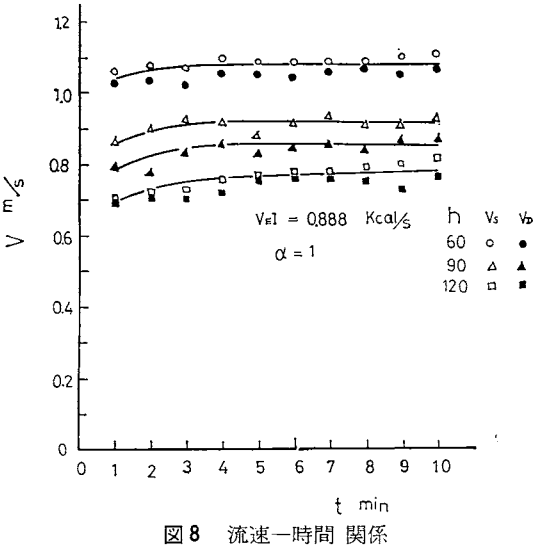


図8　流速一時間 関係

も加熱効果の面で排気口と同程度のものが望まれる。

4.3　加熱位置と加熱熱量

加熱位置と加熱量の問題は，この形式のスモークタワーのもっとも重大な課題である。加熱位置について，また，加熱効果を示す量として，高さ比 β，熱効率 η（4.4

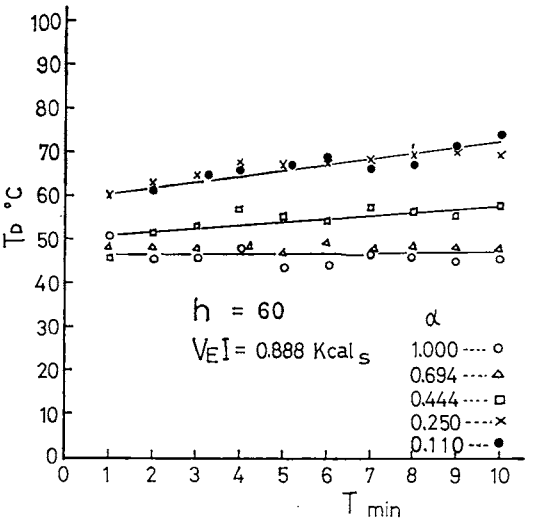


図9　温度一時間 関係

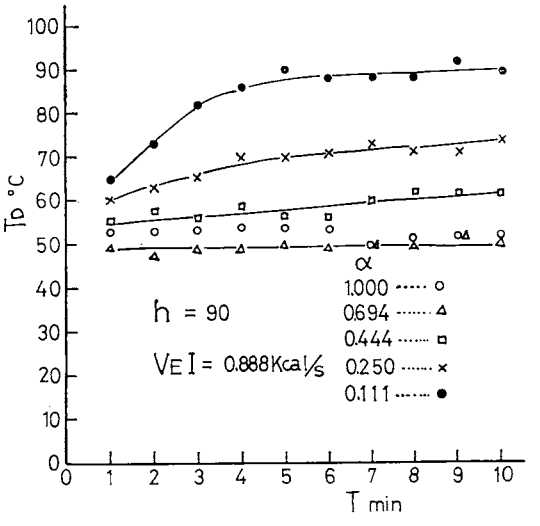


図10　温度一時間 関係

参照）を導入して，グラフ図16に示した。これによって，本実験の場合 $\beta=1/3$ で最高効率*を示しており，グラフの傾向より，なおそれ以下に適当加熱位置が存在すると思われた。特にその位置を明確にすることは今回の実験においてはできなかったが，ブロック2部内にあるものと推測された。加熱量については，スモークタワー

* T_m の扱いが複雑なため簡略に中心垂直温度分布の算術平均を用いた結果と(3)式内の右辺第2項を省略したことによって効率が高く出た（図16）。以下 T_m の扱いはすべて中心垂直温度分布の算術平均とした。

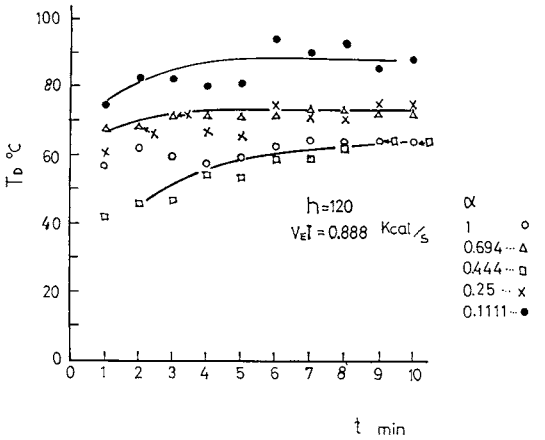


図11　温度—時間 関係

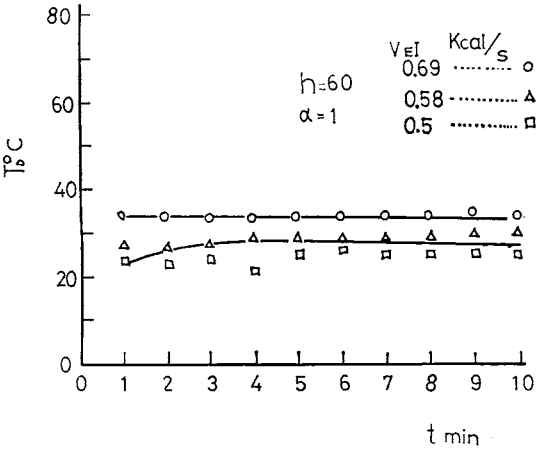


図12　温度—時間 関係

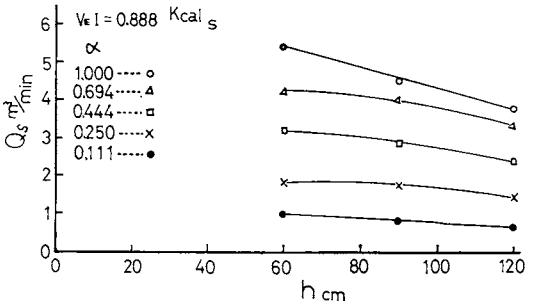


図13　流量—加熱位置 関係

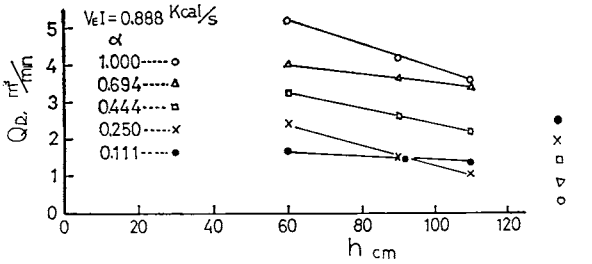


図14　流量—加熱位置 関係

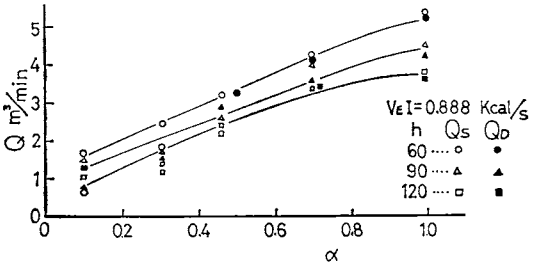


図15　流量—絞り比 関係

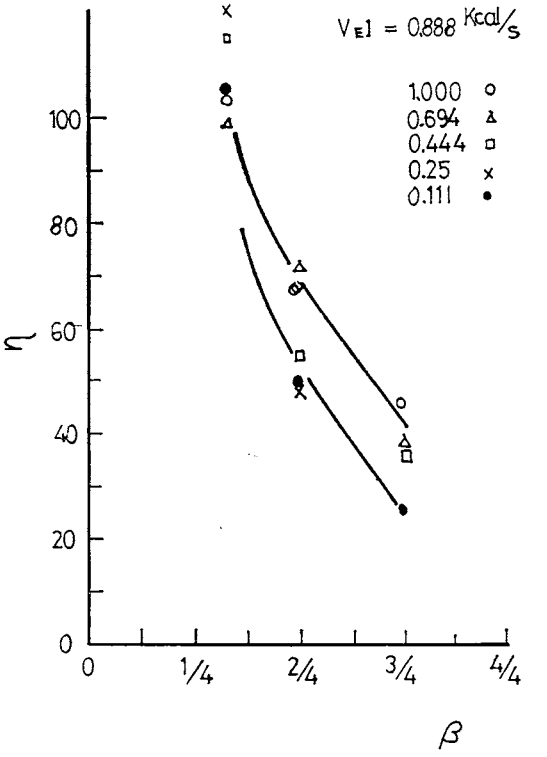


図16　熱効率—高さ比 関係

の断面積などを考慮し，また，その燃料の経済性，流動の加熱に対する時間応答などから，必要最小限のものを求めることが必要である。実験における 300×300 mm の断面積を有するスモークタワー模型において，0.5 kcal/s～1 kcal/s の加熱量については，3 秒で流動が得られ，経済面の効果から，この場合 0.5 kcal/s の発熱量を持つ燃料などが熱源として選定される。しかし，この面の言及については，スモークタワー内で自然通風を生じさせ得る加熱量，加熱時間でよいことから，壁への

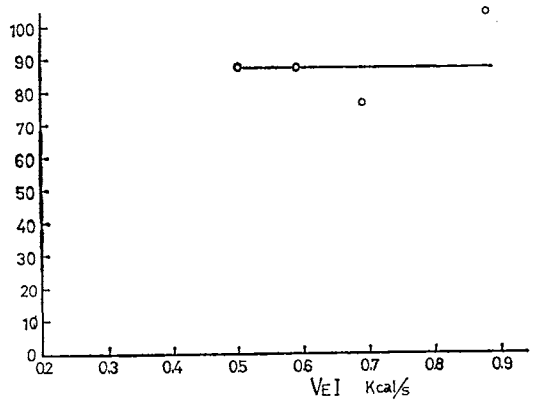


図17　熱効率—加熱量 関係

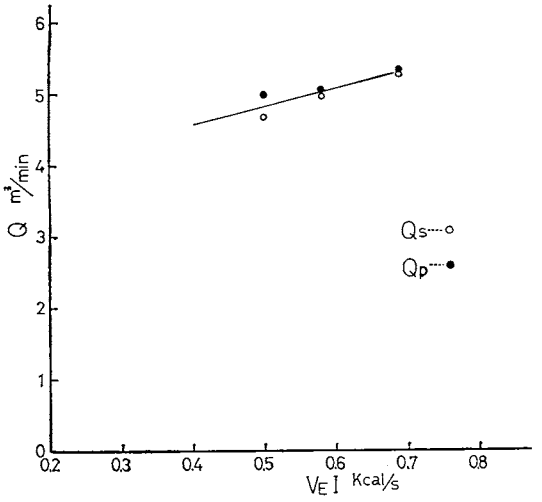


図18　流量—加熱量 関係

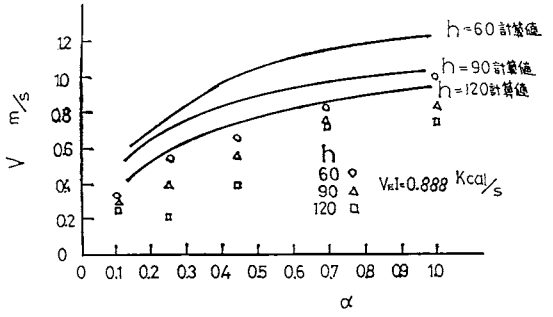


図19　流速—絞り比関係（計算値—実測値）

熱伝達などを考慮した非定常実験が必要となる。また，一般的に加熱量が大きい程，浮力の効果が期待でき（図17，図18）これらのかねあいが，実際には問題とされる。

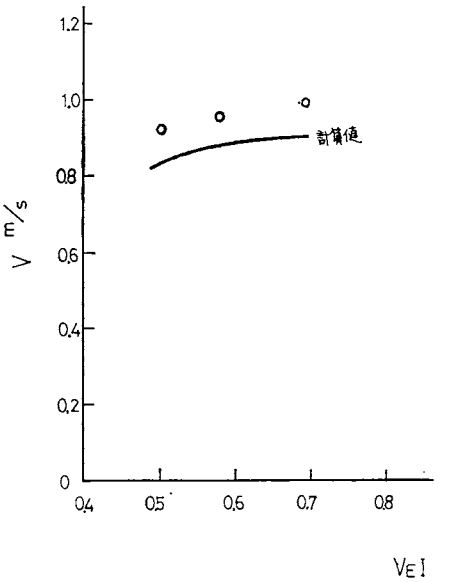


図20　流速—加熱量 関係（計算値—実測値）

4.4　スモークタワー内流速の計算および加熱熱量

スモークタワー内流速の計算において，これは一種の煙突として守屋ら[4]が行った計算によって推定することができる。いま，風による通風力，煙の項を除外して本実験の場合に適用すると次式を得る。

$$Z_T(T)=Z_R(V)+\gamma\frac{V_m^2}{2g}\cdots\cdots(1)$$

ただし　$Z_T(T)=353\,H_h(1/T_s-1/T_m)$

(1)式左辺は加熱による通風力，右辺第一項は，スモークタワー内部損失，第二項は，スモークタワー内ガス速度圧である。また，右辺第一項はつぎのように示される。

$$Z_R(V)\Sigma\lambda l/d\frac{V_m^2}{2g}\gamma+\Sigma\zeta\frac{V_m^2}{2g}$$

λ ：　スモークタワー内部摩擦損失係数

l ：　代表長さ　m

d ：　スモークタワー内径(矩形を円管に近似)　m

ζ ：　損失係数（曲部など）

γ ；　スモークタワー内ガス比重量　kg/m³

ゆえに(1)式は

$$353H_h(1/T_s-1/T_m)=(\Sigma\lambda l/d+\Sigma\zeta)\frac{V_m^2}{2g}\gamma+\frac{V_m^2}{2g}\gamma\cdots\cdots(2)$$

(2)式より V_m が求まる。計算結果を表1，表2に示し，実験値の比較を図19，図20に示す。

加熱熱量の計算はつぎのように求められる。

$$H=C_p\gamma_sQ(T_m-T_s)+\Sigma KA(T_m-T_s)\cdots\cdots(3)$$

H ：加熱熱量　kcal/min

γ_s ：外気比重量　kg/m³

表1　流速計算値（$V_E I$=0.888 kcal/s）

m/s　β / α	1/3	1/2	3/4
	V	V	V
1.00	1.24	1.087	0.946
0.694	1.22	1.103	0.889
0.444	1.002	0.908	0.776
0.25	0.834	0.761	0.639
0.1111	0.553	0.504	0.398

表2　流速計算値（β=1/3）

$V_E I$ kcal/s / m/s	0.50	0.58	0.69
V	0.836	0.877	0.896

表3　加熱量計算値

kcal/s　β / α	1/3	1/2	3/4
	H	H	H
1.00	0.923	0.648	0.373
0.694	0.879	0.675	0.337
0.444	..02	0.595	0.312
0.25	1.08	0.506	0.24
0.1111	0.923	0.533	0.222

表4　加熱量計算値

$V_E I$ kcal/s / kcal/s	0.5	0.58	0.69
H	0.437	0.51	0.531

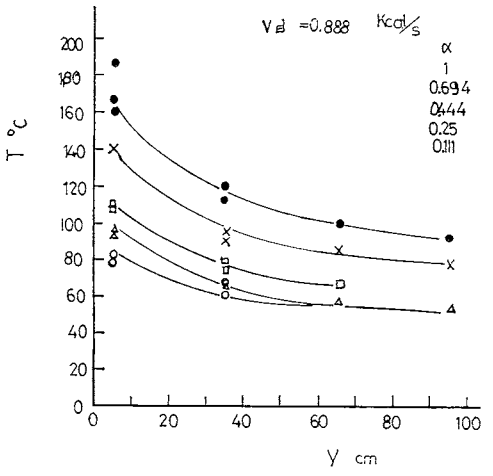


図21　上昇気流温度分布—加熱位置からの高さ　関係

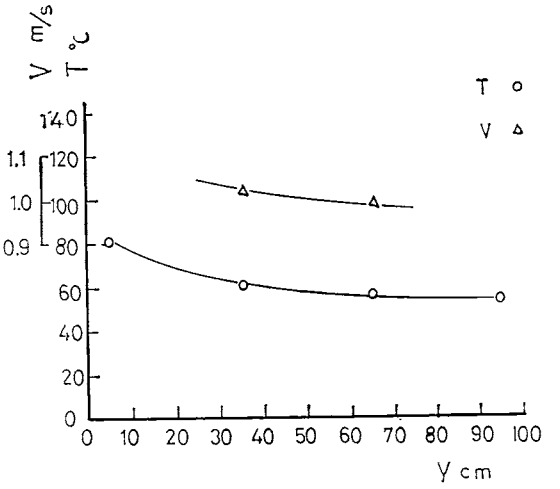


図22　上昇気流温度と速度の比率（垂直方向）

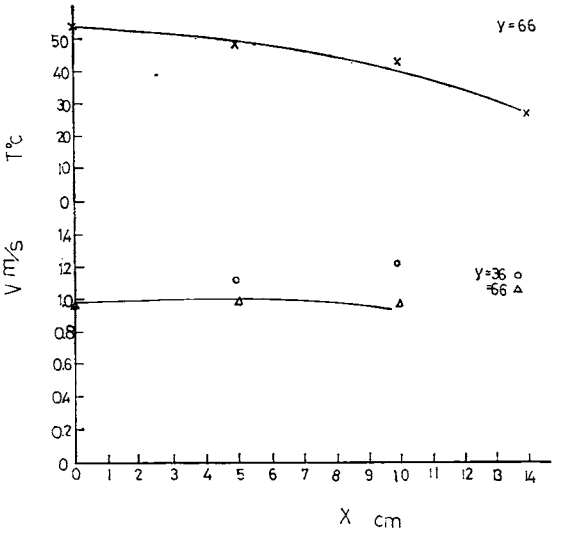


図23　上昇気流温度と速度比較（水平方向）

C_p：ガス定圧比熱　kcal/der•kg

K：壁体の熱貫流率　kcal/min•m²•deg

A：壁体の表面積　m²

ここで熱損失が微小であると考えて，$C_p\gamma_s Q \gg \Sigma KA$ とする。

$$H=C_p\gamma_s Q(T_m-T_s) \quad \cdots\cdots(4)$$

(4)式によって加熱量を求めることにした。計算結果を**表3**，**表4**に示し，また，この結果と加えた熱量 $V_E I$ の比を熱効率 η として前に示した（**図16**）。

4.5　上昇気流の性状と温度分布

気流は，加熱源位置より上流側については，著しい温度上昇がなく，それよりも下流側で急速に，温度上昇が

ある。図21に加熱位置より下流側に測定した温度分布を示す。この下流に向っての温度分布は，加熱位置が変っても，ほとんど同じ傾向を示す。この分布では，加熱下流側 80cm 付近において，温度降下がゆるやかになるが，このゆるやかになる範囲がスモークタワー内部に存在していることが，有効加熱を行う条件となっている。したがって本実験中，この条件を満している加熱位置は $\beta=1/3$(加熱位置 60 cm) の点であることが理解できる。

また，上昇気流の温度分布と速度分布に相関関係が存在すると考えられる。その模様を示したのが図21，図22である。また壁際の温度は，中心気流温度の 2/5～3/5 であることがわかった。流速計算に用いた温度は，中心部の垂直温度分布の平均値を用いたので実際とくい違っているが，この壁際の温度で補正できる。

5. 結　　論

1. 静止空気の流動の立上がりは，加熱開始より3秒程であった。この時の流速は 0.5 m/s～1.2 m/s である。この時の温度分布は，大気温度より若干上まわると推定された。

2. 加熱下流側の温度分布は，加熱位置にかかわりなく一様で，直後で急上昇し，その後大きく低下し，後に降下が一定になる。この一定になる範囲がスモークタワー内部に含まれることが有効加熱の条件となる。

3. 吸込側と吐出側の空気量は 1：1 の比で流動がなされたが，吸込量の少い範囲では，タワー内部の空気膨脹の影響がみられた。

4. 壁材，加熱量，加熱位置が適当であれば，壁からの熱損失は，空気流動に加える熱量に比べて微小であると考えてよい。

5. 加熱式スモークタワーは，一種の煙突であるから従来使用されている煙突の計算式で，その流速は推定できる。

6. 加熱式スモークタワーの経済性は，加熱量の最低限界を知ることによって規定できるから，その限界を定める必要がある。

6. お　わ　り　に

本研究は，実際規模のものに比して，かなりシンプルな模型にて行ったため，その相関性について疑問点，問題点が多く残った。したがって，今後，実際規模のスモークタワーによって，これらの点を解決していくつもりである。

なお，この実験に当って協力していただいた，当時，芝浦工業大学学生木原実，飯野衛氏に感謝いたします。

文　　献

1) 横井・川越・他3名：日本火災学会論文集　14 1，2 (1965) pp. 2—36.
2) 超高層建築の総合的経済性研究委員会：超高層建築計画の総合的研究 防災編 1966 (建築業協会).
3) 山崎達三：火災学会誌「火災」17，2 (1967) pp. 1—5.
4) 守屋・青柳：火災学会学術講演会概要集　昭和41年11月，pp. 1—4.

Model Test of Smokeproof Tower under Enforced Heating

(Abstract)

by Ken'ichi Nayuki, Yasuo Kuroda

(Received February 28, 1970)

The smoke ventilation through a smokeproof tower is commonly carried out by natural ventilation or enforced flow with a fan. However, the air-flow through the tower does not occur if the inside of the tower is cool and the fan does not work normally due to the trouble on electric circuits. Therefore, we planned the method of ventilating the smoke under enforced heating of the inside of the tower. The simple model tower of about 1/40 scale of the actual smokeproof tower was used. Inside the tower, the nichrome heater could be fixed at different heights. We obtained the following information from this test. The efficient ventilation of smoke was observed by heating the air in the tower. When the setting position of the heat source was below one third of the height of the tower and the plaster board was used as the wall material, the best heat efficiency of 80-100 % was obtained. The heat quantity which was the most effective for smoke ventilation was about 55.5 kcal/s•m^2. We are going to examine the applicability of our result to the real smokeproof tower in a near future.

消防研究所報告

通巻 31 号

昭和 45 年 3 月印刷

編集
発行

自治省 消防庁 消防研究所
東京都三鷹市中原3丁目14番1号
電話 (0422)-44-8331 (代)