REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No.46 September 1978

消防研究所報告

通 巻 46 号 1978年9月

目 次

研 究

木材クリブ模型火災の消火
——木材の種類と予熱時間の影響——……山鹿 修蔵・北上 辰郎……(1)
大型石油タンクに生ずる応力
——軸対称弾性体としての解析——……亀井 淺道……(7)
火災と消火時に発生する水蒸気(第3報)
——レーキ状注水で発生する水蒸気の濃度——……高橋 哲……(21)
水平気流中の上向き噴気流周辺の乱れに関する実験的研究……山下 邦博……(25)
石油類火災用各種泡消火剤の単独使用と併用時における消火能力評価
……星野 誠・林 幸司……(31)
高膨張泡の効率的なダクト輸送に必要な泡流断面径とダクト径の関係
……新居 六郎……(47)

消 防 研 究 所
東 京 都 三 鷹 市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 46 September 1978

– Contents –

MEMOIR

Extinguishment of Wood Crib Fire
– Effects of Kinds of Wood and Preburn Time –
..... Shuzo Yamashika and Tatsuro Kitakami ...(1)
Stresses in Large Oil Storage Tank
– Analysis as an Elastic Axi-symmetric Body –
..... Asamichi Kamei ...(7)
The Steam Generated by Fire and Extinguishing
– III. The Steam Generated by Extinguishing
with Water from a Perforated Steel Pipe..... Satoshi Takahashi ...(21)
Experimental Study on Turbulence around
the Upward Air Jet in the Wind.....Kunihiro Yamashita ...(25)
Evaluation of Extinguishing Abilites of Fire-Fighting
Foam Agents Applied Alone or Together
.....Makoto Hoshino and Koji Hayashi ...(31)
A Relationship between Duct Diameter and Necessary
Cross-sectional Diameter of Foam Stream for Effective
Transport of High-Expansion Foam through Ducts
..... Rokuro Nii ...(47)

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

木材クリブ模型火災の消火
——木材の種類と予燃時間の影響——

山鹿修藏　北上辰郎

（昭和53年 4 月27日受理）

1　まえがき

消火機材または消火薬剤の火災を消火する能力を評価する時に，一般の固体可燃物の代表として木材を井桁状に組んだいわゆるクリブの火災がよく用いられる。木材クリブの燃焼性状については，Gross[1]の測定や，SmithとThomas[2]の解析のほか，筆者ら[3]の報告もある。

ここでは，木材クリブを消水対象とした時の木材の種類と消火開始までのいわゆる予燃時間の消火に及ぼす影響について実験した結果を報告する。これは各国の消火器規格中の消火試験に用いられる木材クリブの模型が，角材の太さはもとより，木材の種類が異なるため，消火器性能の相互比較が難しいので，まず，水で消火して見てクリブ模型の差異を見い出そうとしたものである。

消火剤として水を用いた時の本報告に類似の報告としては，水の供給率を変えたTamanini[4]のもの，および添加剤と予燃時間の影響に着目した木田[5]のものがあるが，前者は，火災を抑制するのに必要な水の限界供給率を求める事に主眼が置かれており，また後者は木材の種類が杉のみであって，他の種類への適用に疑問がある。また，予燃時間が大きい場合についてその妥当性を検討する必要があると思われた。

2.　実験方法

クリブに使用される木材の太さが異なる場合については別に実験を行っている[3]ので今回の実験は同一太さで同一の組み方をしたものを用いた。すなわち太さは4cm×4cmで，長さ50cmの木片を1段に5本並べ，その間隔は6cmとし，これを14段積み上げたものとした。この概略はFig. 1に示したようなものである。なおこの組み方は，ヨーロッパ共同体消火器規格の模型A－5に相当し，わが国の規格では，A火災のほぼ0.8位に相当するものである。

使用した木材の種類は日本産の杉，檜，赤松，および南方産の赤ラワン，シベリヤ産のから松である。いずれも所定寸法に切断後半年以上風乾したものを用いた。その含水率と密度をTabl 1 に示す。

クリブの燃焼はFig. 1に示したように架台の上にクリブを載せ，皿（50cm×60cm）の中に少量の水を張り，その上にｎ－ヘプタン1.5ℓをいれて点火し着火させた。この条件でヘプタンはほぼ2min間燃え続ける。引続いて，消火開始まで自由燃焼させて消火対象模型とした。

Table 1 Water content and density of wood used

Wood	Water content (%)	Density (g/cm³)	
		Wet	Dry
Japanese cedar	11	0.40	0.35
Japanese cypress	15	0.45	0.39
Red pine	15	0.45	0.39
Red lauan	14	0.58	0.50
Larch	14	0.68	0.58

燃焼速度の測定には，既報[3]のものと同じ装置を用い，重量変化を連続記録した。

消火実験は，一定量の水を消火器にいれ，空気で10kg／cm²に加圧して用い，模型の全周から全量を一様に

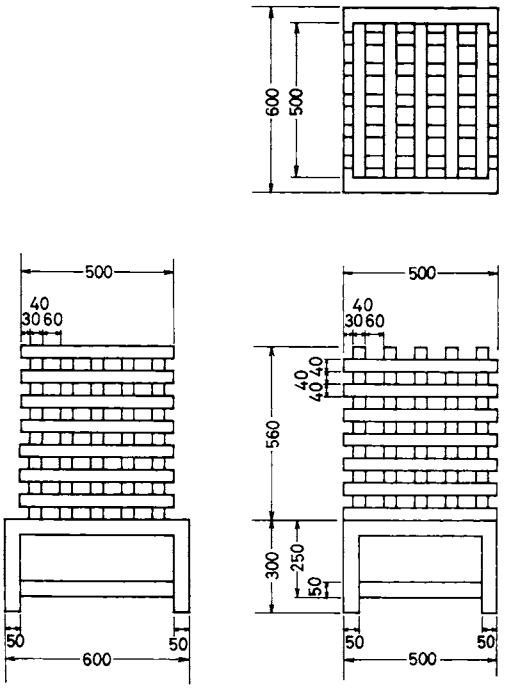


Fig. 1 Wood crib specification used in the experiment.

かけるように注水した。使用したノズルは口径3.0㎜のものを用い，全実験を通じて一定の供給率，3～4㎎／s・㎠を保った。従って使用水量の増加は放射時間の増加となっている。そして消火（消炎）の可否，再燃の有無および再燃時間を測定した。再燃は“おき”が残っていても再発炎しなければ，再燃しないものとし，発炎が起って継続した時をもって再燃時間とした。5分以上待って再燃しないものは＞5 minと表現したが，その場合はほとんど再燃しない場合であって，再燃を起す場合は，殆んど5 min以内に起った。

3. 結果と考察

燃焼中の重量変化を，**Fig. 2** および**Fig. 3** に示す。図中の各プロットは2回の実験値の平均である。**Fig. 2** から，Grossの報告のような単位時間の燃焼率（%/s）が一定という関係は見い出せず，木材の種類により違いのあることがわかる。むしろ密度の大きいものは長く燃え，密度の小さいものは早く燃えつきるように思われる。すなわち単位時間あたり同重量づつ燃焼するようである。これは**Fig. 3** のように書き表わすと明らかで，赤松を除き，勾配が殆んど同一であることからも単位時間の燃焼量（g/s）は木材の種類にかかわりなく一定であると言うことができる。そして赤松のみ他より25%速いことがわかる。したがって既報[3]で杉について，

$$\left.\begin{aligned} v_g &= 8.43\times10^{-3}\times W_0/b_0^{1.6} \\ &= 1.19\times10^{-2}\times(1-Z)^{0.5} \\ &\quad \times W_0/b_0^{1.6} \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

$$\left.\begin{aligned} &= 8.43\times10^{-4}\times A_0/b_0^{0.6} \\ &= 1.19\times10^{-3}\times(1-Z)^{0.5} \\ &\quad \times A_0/b_0^{0.6} \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

という結論を出した（ここで，v_gは燃焼速度〔g/s〕，W_0は始めの重さ〔g〕，Wは重さ〔g〕，b_0は始めの太さ〔cm〕，Zは重量減少率〔$1-W/W_0$〕，A_0は始めの表面積〔㎠〕である）が，この結論を密度の異なる材質にまで，広げるためには(2)式群の表面積に比例する式を用いるべきであろう。そして赤松の場合のみ係数を1.25倍すればよい。そして重量から換算するには，

$$A_0 = 4\ W/\rho b_0 \quad (3)$$

を用いればよい。そうすれば既報における結論で述べた世界各国の消火試験用模型クリブの実験値（$1.5\times10^{-2}\times(1-Z)^{0.5}$）との食い違いもなくなることになる（この時の消火試験用模型クリブの材料は赤松であった）。

使用水量と予燃時間を変えて消火実験を行い，再燃に至るまでの時間を測定した結果を両対数にとって表わしたのが**Fig. 4** である。図中の各点は2回の平均値で，その場合の平均値として相加平均ではなく相乗平均がとられている。なお，消火しない（再燃時間0min）場合は再燃18s，再燃しない（再燃時間＞5 min）場合は再燃450sとして計算した。これは，0や∞は平均できないので，平均を約90sとみなし，その⅕及び5倍をとったものである。

さらに**Fig. 4** は同一の種類，同一予燃時間のものを

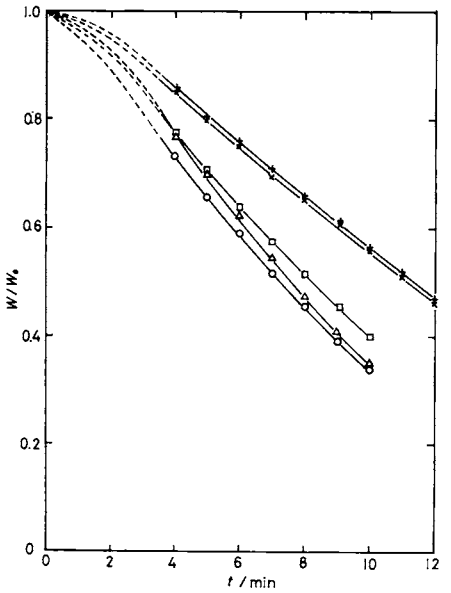


Fig. 2 Relative weight loss with time.
○ Japanese cedar
□ Japanese cypress
△ Red pine
× Red lauan
+ larch

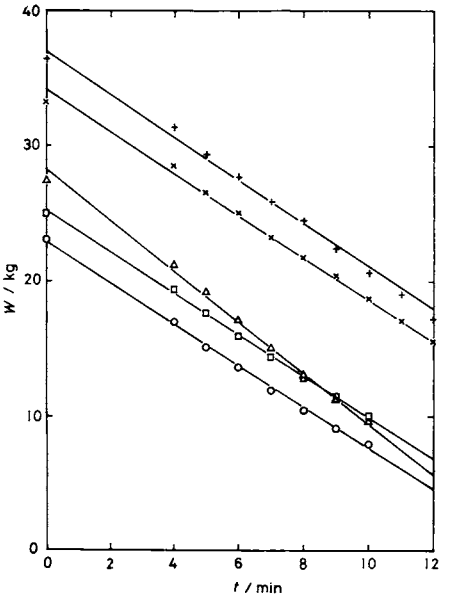


Fig. 3 Weight loss with time.
○ Japanese cedar
□ Japanese cypress
△ Red pine
× Red lauan
+ Larch

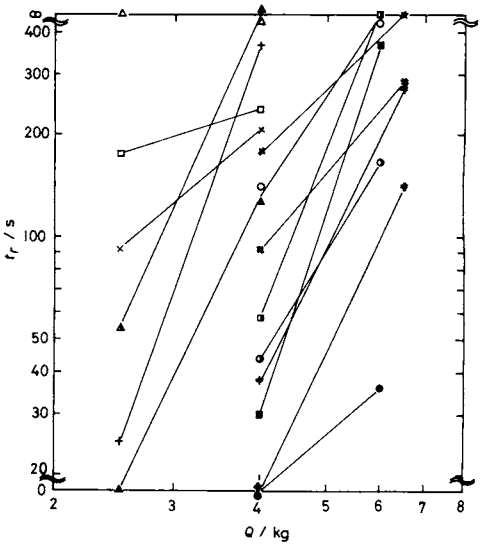


Fig. 4 Reignition time t_r against preburn time t_p and water quantity applied Q.

Wood \ Preburn time (min)	6	8	10	12
Japanese cedar	○	◑	●	
Japanese cypress	□	◨	■	
Red pine	△	◭	▲	
Red lauan		×	⨯	※
Larch		+	╪	#

同じ記号で表わし線で結んである。従ってこの線群の勾配は，使用水量の増加率と再燃時間の増加率の関係を示すことになる。この指数を測定値から計算するとほぼ3.8であるので使用水量1.6倍では再燃時間が$1.6^{3.8}$＝6倍に，2倍では$2^{3.8}$＝14倍になることになる。

同様に同一種類のものについて，予燃時間の増加率と再燃時間の減少率の関係の指数を取ると4.7となる。従って予燃時間の2割増加は再燃時間が42%($1.2^{-4.7}$＝0.42)になることとなる。

以上の関係はまとめて(4)式で表わすことが出来る。

$$\left(\frac{t_{r2}}{t_{r1}}\right) \propto \left(\frac{Q_2}{Q_1}\right)^{3.8} \cdot \left(\frac{t_{p2}}{t_{p1}}\right)^{-4.7} \qquad (4)$$

ここでt_rは再燃時間〔s〕，Qは使用水量〔kg〕，t_pは予燃時間〔min〕である。

t_{r1}＝90s，Q_1＝4 kg，t_{p1}＝8 minと仮定して測定値を(4)式にいれて計算し比例常数kを求めると**Table 2**

Table 3 Comparison of experimental and calculated values for reignition time.

Wood	Preburn-time	Water quantity applied	Reignition time	
	t_p/min	Q/kg	t_r (Exp.)/s	t_r (Cal.)/s
Japanese cedar	6	4.01	165	131
		4.02	105	
	8	3.99	38	34
		4.00	51	
	10	3.98	0	12
		4.00	0	
	6	6.01	> 300	611
		6.02	> 300	
	8	6.00	112	158
		6.01	245	
	10	6.00	18	55
		6.01	71	
Japanese cypress	6	2.51	68	71
		2.51	> 300	
	6	3.98	124	425
		4.00	> 300	
	8	3.99	58	110
		4.03	57	
	10	3.99	47	39
		4.00	19	
	8	6.00	> 300	513
		6.01	> 300	
	10	6.00	> 300	180
		6.02	296	
Red pine	6	2.49	> 300	216
		2.51	> 300	
	8	2.51	36	56
		2.51	81	
	10	2.51	0	20
		2.51	0	
	6	4.01	> 300	1286
		4.02	> 300	
	8	4.00	> 300	333
		4.01	> 300	
	10	4.01	161	117
		4.02	109	
Red lauan	8	2.52	165	62
		2.53	51	
	8	4.00	> 300	373
		4.01	93	
	10	4.00	123	131
		4.01	258	
	12	4.01	77	55
		4.01	111	
	10	6.50	> 300	826
		6.52	> 300	
	12	6.50	183	351
		6.51	300	
Larch	8	2.50	35	26
		2.51	0	
	8	4.00	300	154
		4.01	> 300	
	10	4.01	37	54
		4.01	39	
	12	4.01	0	23
		4.01	0	
	10	6.51	> 300	342
		6.52	173	
	12	6.51	115	145
		6.51	172	

のような値が得られる。したがって一般に再燃時間を求める式は,

$$t_r/\mathrm{s}=k\times 90\times\left(\frac{Q/\mathrm{kg}}{4}\right)^{3.8}\cdot\left(\frac{t_p/\mathrm{min}}{8}\right)^{-4.7}$$

$$=8140\times k\times(Q/\mathrm{kg})^{3.8}\times(t_p/\mathrm{min})^{-4.7} \quad (5)$$

となる。

Table 2 Values of k

Wood	k
Japanese cedar	0.38
Japanese cypress	1.22
Red pine	3.70
Red lauan	4.14
Larch	1.72

kの値は，同一の予燃時間の場合に消火し易さを示すことになる。すなわちkの大きい方が消火し易いわけであるが，この値と木材の物性値や燃焼速度との間に密接な関係は見られなかった。表面積当りの重量燃焼速度が同じ（赤松を除く）ということは，密度の大きい材種のものほど，炭化深度が浅いということであるから，k の値と密度は比例しても良さそうであるが，ここではから松が例外となってしまっている。

Table 3 には再燃時間についての実験値と(5)式による計算値を並べてある。以上の解析は再燃時間という再現性の比較的悪い値を用いて行ったので，実験と推算が大きくずれているものもある。しかし，この解析結果は木材クリブの消火について大筋の様子を示しているものと信ずる。

4. 結　論

木材クリブの火災模型を水で消火する場合について，木材の種類及び予燃時間と使用水量を変えて，再燃時間を測定して，次のような結果を得た。すなわち，使用水量の増加率と再燃時間の延び率の関係を示す指数は3.8で，予燃時間の増加率と再燃時間の減少率の関係を示す指数は4.7であり，これらの関係は(4)式で表わされる。また木材の種類の違いによる再燃時間の違いは**Table 2** の係数を用い(5)式で表わされる。なお，この係数と木材の物性との相関関係は特に見当らないが，ある程度が関係していると思られる。

なお本研究は，昭和51年度から3年計画の特別研究として行っている特別研究「消火器の消火能力評価に関する研究」の一部をなすものである。

引用文献

1）Gross, D：*J.Res. NBS* **66 C** 99－105（1962）
2）Smith, P.G.：Thomas, P.H.：*Fire Tech.* **6** 29－38（1970）
3）山鹿，栗本：消防研究所報告　No. 41　8－15（Mar. 1976）
4）Tamanini, F.：*Comb. Sci. Tech.* **14** 1－15（1976）
5）木田：消防研究所報告　No. 36　1－6（Mar. 1973）

Extinguishment of Wood Crib Fire —Effects of kinds of Wood and Preburn Time—

(Abstract)

Shuzo Yamashika and Tatsuro Kitakami

(Received April 27, 1978)

A series of experiments on extinguishment of wood crib fire by plain water was conducted for various kinds of wood and preburn time. Reignition time was selected to evaluate the effectiveness of extinguishment.

The results are summarized as follows. The reignition time (t_r/s) increases with the 3.8 power of water quantity applied (Q/kg) for same kinds of wood and same preburn time (t_p/min). The reignition time decreases with the 4.7 power of preburn time for same kinds of wood and constant water quantity applied. The values of proportional constant,

$$k = \left(\frac{t_r/\mathrm{s}}{90}\right)\left(\frac{Q/\mathrm{kg}}{4}\right)^{-3.8}\left(\frac{t_p/\mathrm{min}}{8}\right)^{4.7}$$

for Japanese cedar, Japanese cypress, red pine, red lauan and larch are 0.38, 1.22, 3.70, 4.14 and 1.72 respectively.

大型石油タンクに生ずる応力
—軸対称弾性体としての解析—

亀井浅道

（昭和53年 5 月20日受理）

1. 緒　言

石油タンクの破損は，昭和49年12月に発生した三菱石油水島製油所における重油流出事故のような大災害につながる危険性をはらんでいる。現在，わが国には99,626基（昭和52年 3 月31日現在）の危険物屋外タンク貯蔵所が存在し，[1] 石油備蓄の社会的要請により，タンク基数はさらに増加し，規模も大型化する傾向にある。

石油タンクの破損事故例は破壊によるものと腐食によるものとに分けられる。一般に石油タンクは腐食環境にさらされており，[2] 漏洩事故の大半は腐食によるものである。しかし，流出の規模は一般に破壊によるものの方が大きい。破壊が発生する部位としては底板（またはアニュラー）と側板とのT型接手に沿っている事例がしばしば認められている。[3]

Denhamら[4]はタンク本体を弾性体，地盤を剛体と仮定してタンクに生ずる応力の解析を行い，最大の曲げ応力がT型接手近傍に発生するという結果を得ている。これは，上述の実物タンク破壊事例の部位と一致している。その後，Denham たちと同様の方法によって，T型接手部の最大曲げ応力に対する底板（またはアニュラー）の厚さの影響が，井上，[5] 吉田[6] らによって考察されている。井上[5]はさらに，底板の張り出し長さが零の場合および地盤を弾性体と仮定した場合について解析している。Denhamたち，井上，吉田らは解析を簡単にするため本来円形である底板の矩形板への置き換えを行っている。

本報は，底板，側板から成る円筒形タンクを軸対称弾性体と考え，T型溶接接手近傍に生ずる最大曲げ応力とモーメントに及ぼすタンク直径，液高，タンク自重，底板張り出し長さ，側板厚さ，及び底板厚さの影響を調べたものである。地盤はDenhamたちと同様に剛体と仮定した。

2. 記　号

本文中に使用される記号の意味を下記に示す。

a ＝タンク中心より側板中央までの距離。
b ＝タンク中心より底板の浮き上り開始点までの距離。
c ＝タンク中心より底板の張り出し端部までの距離。
d ＝液の高さ。
$D=Eh_b^3/\{12(1-\nu^2)\}$
$D_s=Eh_s^3/\{12(1-\nu^2)\}$
E ＝ヤング率（鋼の場合21,000kg/mm^2）
h_b ＝底板の厚さ
h_s ＝側板の厚さ
L ＝底板の浮き上り長さ（$=a-b$）
M_1＝底板のT型接手部におけるモーメント
M_2＝底板張り出し部のT型接手部におけるモーメント
M_3＝側板下端におけるモーメント
M_r＝底板の曲げモーメント
M_x＝側板の曲げモーメント
p ＝側板に作用する液圧
q ＝底板に作用する液圧（$=d\cdot\rho$）
Q_0＝底板の浮き上り端部に作用する反力
Q_1＝T型接手部にかかるタンクの自重
Q_2＝底板張り出し端に作用する反力
(r, z)＝タンク中心を原点とする座標
R ＝底板の張り出し長さ（$=c-a$）
w_b＝底板の変位

w_s＝側板の変位
(x, y)＝T型接手部を原点とする座標
$\alpha_i, \beta_i, \gamma_i (i=1, 2)$＝$R/a$と$L/a$のみの関数
$\beta^* = \{3(1-\nu^2)\}^{1/4}/(ah_s)^{1/2}$
ν ＝ポアリン比
ρ ＝貯蔵液の単位体積当りの重量
σ_1＝T型接手部における底板の曲げ応力
σ_3＝側板の下端における側板の曲げ応力
ϕ_1＝T型接手部における底板の傾き
ϕ_2＝T型接手部における張出し部の傾き
ϕ_3＝側板下端の側板の傾き

3. モデル化

Fig. 1に示されるような剛体基礎の上に置かれた半径aを有する石油タンクを考える。タンクには密度がρの貯蔵液が高さdまで満されているものとする。タンクは鋼板で作られており，底板（またはアニュラー）の板厚はh_b，側板の板厚はh_sであるとする。実際のタンクにおいては，側板の板厚は上部ほど薄い鋼板が用いられる。また，アニュラーが使われているタンクではその厚さは底板の厚さより厚いものが用いられる。しかし，激しい変形箇所はT型接手近傍に集中しており，最大曲げ応力もこの近傍に発生するため，h_b，h_sとしてT型接手部における値を用いる。この仮定は後述の解析結果から妥当であることがわかる。タンクの屋根には目的に応じてフローティング・ルーフやコーン・ルーフなどが用いられているが，ここでは屋根は側板とアニュラーの変形には関与しないものと考え，単にタンクの自重の一部として考慮することにする。すなわち，フローティング・ルーフは液圧を増加させる因子として，コーン・ルーフは側板を介してT型接手に作用する荷重として計算に取り入れる。底板の自重は考えない。**Fig. 2**はT型接手近傍の変形の様相，寸法および荷重を示す。図に示すように，張り出し長さをR，タンク中心から張り出し端までの距離をcとする。液圧pにより側板は外側に曲げられ，これに伴ってアニュラーは**Fig. 2**のように浮き上りが生ずると考えられる。底板には分布荷重として液圧qが，集中荷重として側板，ウィンド・ガーダーおよび屋根等の荷重Q_1が作用している。これらはいずれも浮き上り長さLを短かくする方向に作用している。タンク中心から浮き上り開始点までの距離をbとし，この点でアニュラーは地盤と滑らかに接するものとする。タンク本体の変形は弾性的かつ軸対称的であるとする。

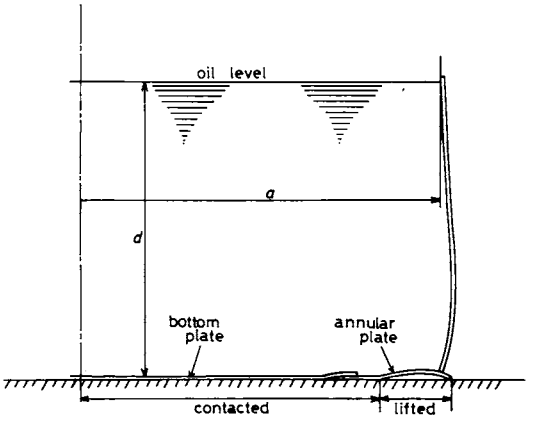


Fig. 1 An oil storage tank on a rigid foundation

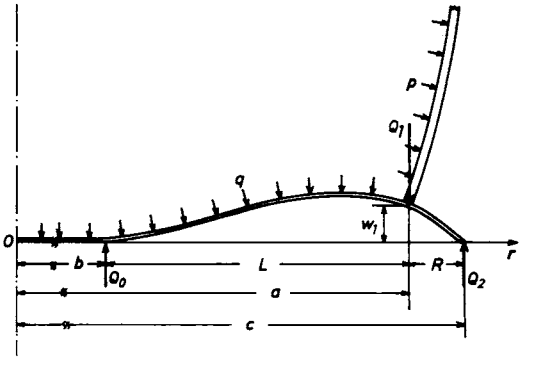


Fig. 2 Deformation of the shell and the annular in the vicinity of the joint.

4. 理論計算

タンク本体を**Fig. 3**に示すように底板部，張り出し部および側板部に分けて取扱う。

(i) 底板部の変形

底板部は半径aを有する円板である。円板の中心に原点を持つ円筒座標r，θ(円周方向の角度)，z を**Fig. 3**(i)に示されるようにとると，底板のz方向の変位w_b

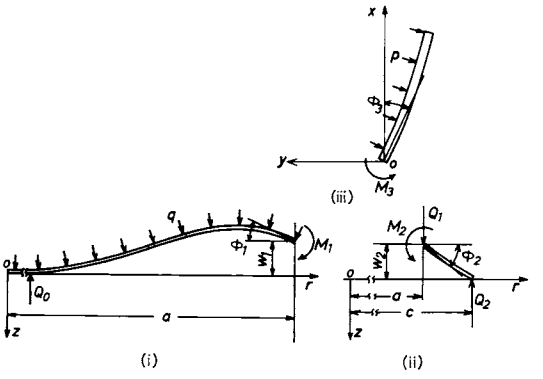


Fig. 3 Forces and moments acting on the shell and the annular

は次の微分方程式を満す一つの解で与えられる[7]

$$\frac{d}{dr}\left\{\frac{1}{r}\frac{d}{dr}\left(r\frac{dw_b}{dr}\right)\right\}=\frac{Q}{D}. \tag{1}$$

Fig. 3(i)に対してD，Qは次式のようになる。

$$D=\frac{E\,h_b^3}{12(1-\nu^2)}, \tag{2}$$

$$Q=\frac{1}{2}qr-\left(bQ_0+\frac{1}{2}qb^2\right)\frac{1}{r}. \tag{3}$$

(3)式は，タンク中心からrの線上に作用する円周方向単位長さ当りの力であり，z方向を正とする。h_bは，底板の厚さ，Eとνはそれぞれヤング率，ポアソン比である。b，q，Q_0は**Fig. 2**に示すようにそれぞれ底板浮き上り開始点とタンク中心間の距離，底板単位面積当りの液圧，および$r=b$において円周方向単位長さ当りに作用する反力である。

(3)式を(1)式に代入し積分を行うと

$$w_b=\frac{1}{D}\left[\frac{1}{64}qr^4-\frac{1}{4}\left(bQ_0+\frac{1}{2}q\,b^2\right)r^2(\ln r-1)\right]$$
$$+\frac{1}{4}\,C_1r^2+C_2\ln r+C_3. \tag{4}$$

ここに，C_1，C_2，C_3は境界条件より決定される定数である。底板の基礎面に対する反時計まわりの傾きϕ，および底板の曲率半径の中心がz軸の負の側（すなわち底板の上方）となるような変形を生ずるモーメントM_rはそれぞれ次式から求められる。

$$\phi=\frac{dw_b}{dr}, \tag{5}$$

$$M_r=-D\left(\frac{d^2w_b}{dr^2}+\frac{\nu}{r}\frac{dw_b}{dr}\right). \tag{6}$$

(4)式を(5)，(6)式に代入すると，

$$\phi=\frac{1}{D}\left[\frac{q}{16}r^3-\frac{1}{4}\left(bQ_0+\frac{1}{2}qb^2\right)r(2\ln r-1)\right]$$
$$+\frac{1}{2}C_1r+C_2\frac{1}{r}, \tag{7}$$

$$Mr=-\frac{1}{16}(3+\nu)qr^2+\frac{1}{4}\left(bQ_0+\frac{1}{2}qb^2\right)\{2(1+\nu)$$
$$\times\ln r+(1-\nu)\}-\frac{1}{2}C_1D(1+\nu)+C_2D\frac{1}{r^2}(1-\nu). \tag{8}$$

$r=b$ における境界条件

$$w_b=0,\quad \phi=0,\quad M_r=0 \tag{9}$$

を用いるとC_1，C_2，C_3は次式のように決定される。

$$C_1=\frac{1}{D}\left\{\frac{1}{4}qb^2(-1+2\ln b)+Q_0b\ln b\right\}, \tag{10}$$

$$C_2=-\frac{1}{D}\left\{\frac{1}{16}qb^4+\frac{1}{4}Q_0b^3\right\}, \tag{12}$$

$$C_3=\frac{1}{D}\left\{\frac{1}{64}qb^4(4\ln b-5)+\frac{1}{4}Q_0b^3(\ln b-1)\right\}. \tag{12}$$

(10)～(12)式を(4)，(7)，(8)式に代入すると，

$$w_b=\frac{1}{D}\left[q\left\{\frac{1}{64}(r^2+5b^2)(r^2-b^2)+\frac{1}{16}b^2(b^2+2r^2)\right.\right.$$
$$\left.\left.\times\ln\frac{b}{r}+Q_0b\left\{\frac{1}{4}(r^2-b^2)+\frac{1}{4}(r^2+b^2)\ln\frac{b}{r}\right\}\right]\right., \tag{13}$$

$$\phi=\frac{1}{D}\left[q\left\{\frac{1}{16}\cdot\frac{1}{r}(r^4-b^4)+\frac{1}{4}rb^2\ln\frac{b}{r}\right\}\right.$$
$$\left.+Q_0b\left\{\frac{1}{2}r\ln\frac{b}{r}+\frac{1}{4}\frac{1}{r}(r^2-b^2)\right\}\right], \tag{14}$$

$$M_r=q\left[\frac{1}{4}(1+\nu)b^2\ln\frac{r}{b}-\frac{1}{16}\frac{1}{r^2}(r^2-b^2)\{(3+\nu)r^2\right.$$
$$\left.-(1-\nu)b^2\}\right]+Q_0\left[\frac{1}{2}(1+\nu)b\ln\frac{r}{b}+\frac{1}{4}\right.$$
$$\left.\times(1-\nu)b\left(1-\frac{b^2}{r^2}\right)\right]. \tag{15}$$

(13)～(15)式に $r=a$ における次の境界条件

$$w_b=-w_1,\quad \phi=\phi_1,\quad M_r=-M_1 \tag{16}$$

を適用すると次の3つの条件式が得られる。

$$\frac{1}{D}\left[q\left\{\frac{1}{64}(a^2+5b^4)(a^2-b^2)+\frac{1}{16}b^2(b^2+2a^2)\ln\frac{b}{a}\right\}\right.$$
$$\left.+Q_0b\left\{\frac{1}{4}(a^2-b^2)+\frac{1}{4}(a^2+b^2)\ln\frac{b}{a}\right\}\right]=-w_1. \tag{17}$$

$$\frac{1}{D}\left[q\left\{\frac{1}{16}\cdot\frac{1}{a}(a^4-b^4)+\frac{1}{4}ab^2\ln\frac{b}{a}\right\}+Q_0b\right.$$
$$\left.\times\left\{\frac{1}{2}a\ln\frac{b}{a}+\frac{1}{4}\frac{1}{a}(a^2-b^2)\right\}\right]=\phi_1. \tag{18}$$

$$q\left[\frac{1}{4}(1+\nu)b^2\ln\frac{a}{b}-\frac{1}{16}\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\left\{(3+\nu)a^2-(1-\nu)b^2\right\}\right]+Q_0b\left[\frac{1}{2}(1+\nu)\ln\frac{a}{b}+\frac{1}{4}(1-\nu)\times\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\right]=-M_1. \tag{19}$$

(ii) 張り出し部の変形

張り出し部は，内径 a，外径 c，板厚 h_b の平板である。変形は軸対称であるからそれを支配する方程式は(1)式に等しい。Q は次式にて与えられる。

$$Q=Q_a\frac{a}{r}, \tag{20}$$

ここで，

$$Q_a=Q_1+\frac{qa}{2}-\frac{1}{a}\left(bQ_0+\frac{1}{2}qb^2\right). \tag{21}$$

Q_1 は **Fig. 2** に示されるように側板と底板との **T** 型接手部に作用する円周方向単位長さ当りの荷重である。(20)式を(1)式に代入し積分を行うと，

$$w_b=\frac{Q_aa}{D}\cdot\frac{1}{4}r^2(\ln r-1)+\frac{1}{4}C_4r^2+C_5\ln r+C_6. \tag{22}$$

ここに C_4，C_5，C_6 は定数である。(22)式を(5)，(6)式に代入すると次式が得られる。

$$\phi=\frac{Q_aa}{D}\frac{1}{4}r(2\ln r-1)+\frac{C_4}{2}r+C_5\frac{1}{r}, \tag{23}$$

$$M_r=-Q_a\cdot a\frac{1}{4}\{2(1+\nu)\ln r+(1-\nu)\}-\frac{1}{2}C_4D(1+\nu)+C_5D\frac{1}{r^2}(1-\nu). \tag{24}$$

図3(ii)に示される $r=a$ における境界条件

$$w_b=-w_2,\quad \phi=\phi_2,\quad M_r=-M_2 \tag{25}$$

と(22)～(24)式から次の3式を得る。

$$-w_2=\frac{Q_a\cdot a}{D}\frac{1}{4}a^2(\ln a-1)+\frac{1}{4}C_4a^2+C_5\ln a+C_6, \tag{26}$$

$$\phi_2=\frac{Q_a\cdot a}{D}\frac{1}{4}a(2\ln a-1)+\frac{1}{2}C_4a+C_5\frac{1}{a}, \tag{27}$$

$$-M_2=-Q_a\cdot a\cdot\frac{1}{4}\left\{2(1+\nu)\ln a+(1-\nu)\right\}-\frac{1}{2}C_4D(1+\nu)+C_5D\frac{1}{a^2}(1-\nu). \tag{28}$$

また，$r=c$ における境界条件

$$w_b=0,\quad M_r=0 \tag{29}$$

と(22)，(24)式から次の2式が得られる。

$$\frac{Q_a\cdot a}{D}\frac{1}{4}c^2(\ln c-1)+\frac{1}{4}C_4c^2+C_5\ln c+C_6=0, \tag{30}$$

$$-Q_a\cdot a\cdot\frac{1}{4}\{2(1+\nu)\ln c+(1-\nu)\}-\frac{1}{2}C_4D(1+\nu)+C_5D\frac{1}{c^2}(1-\nu)=0. \tag{31}$$

(iii) 側板部の変形

側板部は板厚 h_s，半径 a を有する円筒である。**Fig.3** (iii)に示されるように，**T** 形接手部を原点とし側板の上方が正の方向である x 軸と，タンク中心方向が正の方向である y 軸とによる座標を考えると，タンク側板の変位 w_s は次式を満す解として与えられる。ただし，w_s は y 軸方向を正としている[7]。

$$\frac{d^4w_s}{dx^4}+4\beta^{*4}w_s=-\frac{\rho(d-x)}{D_s} \tag{32}$$

ここで，

$$\beta^*=\left\{\frac{3(1-\nu^2)}{a^2h_s^2}\right\}^{1/4} \tag{33}$$

$$D_s=\frac{Eh_s^3}{12(1-\nu^2)} \tag{34}$$

ρ は貯蔵液の密度，d は液面の高さである。(32)式の解は次式のようになる。

$$w_s=e^{-\beta^*x}(C_7\cos\beta^*x+C_8\sin\beta^*x)+e^{\beta^*x}(C_9\cos\beta^*x+C_{10}\sin\beta^*x)-\frac{\rho(d-x)}{Eh_s}a^2 \tag{35}$$

タンク上端近傍における w_s は底部に近い部分に比べて十分小さいと考えられる。普通のタンクではタンク上端近傍の x をとると $x\gg\sqrt{ah_s}$ となる。(33)式を考慮すると $\beta^*x\gg1$ が成立していることがわかる。w_s が $\beta^*x\gg1$ のとき十分小さな値となるのであるから，(35)式において e^{β^*x} を含む項の定数 C_9，C_{10} は数値計算の際，零とおいてもよい。すなわち，(35)式は次式のように近似できる。

$$w_s=e^{-\beta^*x}(C_7\cos\beta^*x+C_8\sin\beta^*x)-\frac{\rho(d-x)}{Eh_s}a^2 \tag{36}$$

側板の傾斜を ϕ_x，曲げモーメントを M_x とするとそれぞれ次式のように書ける。

$$\phi_x=\frac{dw_s}{dx}=\beta^*e^{-\beta^*x}\left\{C_7(-\cos\beta^*x-\sin\beta^*x)+C_8(-\sin\beta^*x+\cos\beta^*x)\right\}+\frac{\rho a^2}{Eh_s}, \tag{37}$$

$$M_x = -D_s \frac{d^2 w_s}{dx^2}$$

$$= -D_s \beta^{*2} e^{-\beta^* x} \cdot 2(C_7 \sin\beta^* x - C_8 \cos\beta^* x). \quad (38)$$

Fig. 3 (iii)に示されるように，側板下端($x=0$)の境界条件は次のようになる。

$$w_s = 0, \quad \phi_x = \phi_3, \quad M_x = M_3 \quad (39)$$

(39)式の第1および第3の条件をそれぞれ(36)，(38)式に代入することにより C_7，C_8 が定まる。

$$C_7 = \frac{\rho d a^2}{E h_s},$$

$$C_8 = \frac{M_3}{2\beta^{*2} D_s}.$$

C_7，C_8 を(38)式に代入したのち，(39)式の第2の条件を使うと ϕ_3 と M_3 の間の関係式が得られる。すなわち，

$$\phi_3 = \frac{1}{D_s}(\xi d + \eta M_3 + \zeta). \quad (40)$$

ここで，

$$\left.\begin{aligned} \xi &= \frac{\rho \beta^* h_s^2 a^2}{12(1-\nu^2)}, \\ \eta &= -\frac{1}{2\beta^*}, \\ \zeta &= -\frac{\rho h_s^2 a^2}{12(1-\nu^2)}. \end{aligned}\right\} \quad (41)$$

C_7，C_8 を(36)～(38)式に代入すると，

$$w_s = e^{-\beta^* x}\left(\frac{\rho d a^2}{E h_s}\cos\beta^* x + \frac{M_3}{2\beta^{*2} D_s}\sin\beta^* x\right) - \frac{\rho(d-x)}{E h_s} a^2, \quad (42)$$

$$\phi_x = \beta^* e^{-\beta^* x}\left\{\frac{\rho d a^2}{E h_s}(-\cos\beta^* x - \sin\beta^* x) + \frac{M_3}{2\beta^{*2} D_s}(-\sin\beta^* x + \cos\beta^* x)\right\} + \frac{\rho a^2}{E h_s}, \quad (43)$$

$$M_x = e^{-\beta^* x}\left\{-2D_s \frac{\rho d a^2 \beta^{*2}}{E h_s}\sin\beta^* x + M_3 \cos\beta^* x\right\}. \quad (44)$$

さて，底板と張り出し部とは **Fig. 2** に示すように T 型接手部でなめらかに接合しているから次式が成り立つ。

$$\left.\begin{aligned} w_1 &= w_2, \\ \phi_1 &= \phi_2. \end{aligned}\right\} \quad (45)$$

この接合部には側板によるモーメント M_3 が作用しているから，

$$M_1 - M_2 = M_3. \quad (46)$$

(17)～(19)式，(26)～(28)式を(45)，(46)式に代入することにより，C_4，C_5，C_6 に関する三元連立一次方程式が得られる。これを解くと，

$$C_4 = \frac{1}{D}\left[-Q_1 a \ln a + \frac{q}{4}\{a^2(1-2\ln a) + b^2(2\ln b - 1)\} + Q_0 b \ln b - M_3\right],$$

$$C_5 = \frac{1}{D}\left[\frac{1}{16}q(a^4 - b^4) + \frac{1}{4}(Q_1 a^3 - Q_0 b^3) + \frac{1}{2}M_3 a^2\right],$$

$$C_6 = \frac{1}{D}\left[\frac{1}{4}Q_1 a^3(1-\ln a) + \frac{q}{64}\{a^4(5-4\ln a) + b^4 \times (4\ln b - 5)\} + \frac{1}{4}Q_0 b^3(\ln b - 1) - \frac{1}{4}M_3 a^2(2\ln a - 1)\right]. \quad (47)$$

(47)式を(22)～(24)式に代入することにより張り出し部の変位，傾斜および曲げモーメントはそれぞれ次式のように得られる。

$$w_b = \frac{Q_1}{4D} a\left\{(r^2 + a^2)\ln\frac{r}{a} + (a^2 - r^2)\right\} + \frac{q}{64D}\left\{4a^2(2r^2 + a^2)\ln\frac{r}{a} - 4b^2(2r^2 + b^2)\ln\frac{r}{b} - 4(a^2 - b^2)r^2 + 5(a^4 - b^4)\right\} + \frac{Q_0}{4D}\left\{-b^2(b^2 + r^2)\ln\frac{r}{b} + b(r^2 - b^2)\right\} - \frac{M_3}{4D}\left\{2a^2\ln\frac{r}{a} + a^2 - r^2\right\}, \quad (48)$$

$$\phi = \frac{Q_1}{4D}\frac{a}{r}\left\{2r^2\ln\frac{r}{a} + a^2 - r^2\right\} + \frac{q}{16D}\frac{1}{r}\left\{4r^2\left(a^2\ln\frac{r}{a} - b^2\ln\frac{r}{b}\right) + a^4 - b^4\right\} + \frac{Q_0}{4D}\frac{1}{r}\left\{-2br^2\ln\frac{r}{b} + b(r^2 - b^2)\right\} + \frac{M_3}{2D}\frac{1}{r}(a^2 - r^2). \quad (49)$$

$$M_r = \frac{Q_1 a}{4}\left\{-2(1+\nu)\ln\frac{r}{a} + (1-\nu)\frac{1}{r^2}(a^2 - r^2)\right\} + \frac{q}{16}\left\{-4(1+\nu)\left(a^2\ln\frac{r}{a} - b^2\ln\frac{r}{b}\right) - 4(a^2 - b^2) + (1-\nu)\frac{1}{r^2}(a^4 - b^4)\right\} + \frac{Q_0 b}{4}\left\{2(1+\nu)\ln\frac{r}{b} + (1-\nu)\frac{1}{r^2}(r^2 - b^2)\right\}$$

$$+\frac{1}{2}M_3\left\{(1+\nu)+(1-\nu)\frac{a^2}{r^2}\right\}. \tag{50}$$

(21), (47)式を用いると(30), (31)式はそれぞれ次式のようになる。

$$\frac{1}{4D}\Big[Q_1 a\left\{c^2\left(\ln\frac{c}{a}-1\right)+a^2\left(\ln\frac{c}{a}+1\right)\right\}$$
$$+Q_0 b\left\{c^2\left(\ln\frac{b}{c}+1\right)+b^2\left(\ln\frac{b}{c}-1\right)\right\}$$
$$+\frac{1}{16}q\left\{4a^2(2c^2+a^2)\ln\frac{c}{a}+4b^2(2c^2+b^2)\ln\frac{b}{c}\right.$$
$$\left.+4c^2(b^2-a^2)+5(a^4-b^4)\right\}+M_3(a^2-c^2+2a^2$$
$$\times\ln\frac{c}{a})\Big]=0, \tag{51}$$

$$Q_1\left\{\frac{1}{2}(1+\nu)a\ln\frac{a}{c}+\frac{1}{4}(1-\nu)\frac{a}{c^2}(a^2-c^2)\right\}$$
$$+Q_0 b\left\{\frac{1}{2}(1+\nu)\ln\frac{c}{b}+\frac{1}{4}(1-\nu)\frac{1}{c^2}(c^2-b^2)\right\}$$
$$+\frac{1}{16}q\left\{4(1+\nu)\left(a^2\ln\frac{a}{c}-b^2\ln\frac{b}{c}\right)-4(a^2-b^2)\right.$$
$$\left.+(1-\nu)\frac{1}{c^2}(a^4-b^4)\right\}+M_3\cdot\frac{1}{2}\left\{(1+\nu)+(1-\nu)\right.$$
$$\left.\times\frac{a^2}{c^2}\right\}=0. \tag{52}$$

(51), (52)式より Q_0 を消去すると,

$$\alpha_1 aQ_1+\beta_1 a^2 q+\gamma_1 M_3=0. \tag{53}$$

ここで,

$$\alpha_1=\frac{1}{2}(1+\nu)\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\ln\frac{c}{a}\cdot\ln\frac{c}{b}$$
$$+\frac{1}{4}\left(\frac{c^2}{a^2}-\frac{b^2}{a^2}\right)\left\{(1-\nu)\left(1+\frac{a^2}{c^2}\right)+2(1+\nu)\right\}\ln\frac{c}{a}$$
$$-\frac{1}{4}\left(\frac{c^2}{a^2}-1\right)\left\{(1-\nu)\left(1+\frac{b^2}{c^2}\right)+2(1+\nu)\right\}\ln\frac{c}{b},$$

$$\beta_1=\frac{1}{16}\Big[2(1+\nu)\left\{\left(1-2\frac{b^2}{a^2}\right)\ln\frac{c}{a}+\frac{b^4}{a^4}\ln\frac{c}{b}\right\}\ln\frac{c}{b}$$
$$+\left(1-\frac{b^2}{c^2}\right)\left\{(1-\nu)\left(1+2\frac{c^2}{a^2}\right)+4(1+\nu)\frac{c^2}{a^2}\right\}\ln\frac{c}{a}$$
$$-\left\{(1-\nu)\left(2\frac{b^2c^2}{a^4}-1-\frac{b^2}{c^2}\right)+\frac{1}{2}(1+\nu)\left(4\frac{c^2}{a^2}-5\right.\right.$$
$$\left.+4\frac{b^2c^2}{a^4}-3\frac{b^4}{a^4}\right)+4\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\left(\frac{c^2}{a^2}+\frac{b^2}{a^2}\right)\Big\}\ln\frac{c}{b}$$
$$+\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\left(\frac{c^2}{a^2}-\frac{b^2}{a^2}\right)\left\{\frac{1}{4}(1-\nu)\left(-4+\frac{a^2}{c^2}+\frac{b^2}{c^2}\right)\right.$$
$$\left.+4\right\}\Big],$$

$$\gamma_1=(1+\nu)\ln\frac{c}{a}\ln\frac{c}{b}+\frac{1}{2}\left\{(1-\nu)\left(1-\frac{b^2}{c^2}\right)\right\}\ln\frac{c}{a}$$
$$+\frac{1}{2}\left\{(1+\nu)\left(1+\frac{b^2}{a^2}\right)+(1-\nu)\left(1+\frac{b^2}{a^2}\right)\right\}\ln\frac{c}{b}$$
$$-\frac{1}{4}\left(\frac{c^2}{a^2}-\frac{b^2}{a^2}\right)\left\{(1-\nu)\left(1+\frac{a^2}{c^2}\right)+2(1+\nu)\right\}.$$

(53)式から,側板が膨張することによる曲げモーメント M_3 と底板の浮き上り長さ L との関係が求まる。このとき,底板が接合部において r 軸となす角 $\phi_1(=\phi_2)$ は(51)式を Q_0 について解き,これを(18)式に代入することにより次式のように得られる。

$$\phi_1=\frac{a}{D}\left(\alpha_2 aQ_1+\beta_2 a^2 q+\gamma_2 M_3\right). \tag{54}$$

ここで,

$$\alpha_2=-\Phi\cdot\left\{\frac{1}{2}(1+\nu)\ln\frac{a}{c}+\frac{1}{4}(1-\nu)\left(\frac{a^2}{c^2}-1\right)\right\},$$

$$\beta_2=\frac{1}{16}\left\{4\frac{b^2}{a^2}\ln\frac{b}{a}+\left(1-\frac{b^4}{a^4}\right)\right\}-\frac{1}{16}\Phi\left\{4(1+\nu)\right.$$
$$\times\left(\ln\frac{a}{c}-\frac{b^2}{a^2}\ln\frac{b}{c}\right)-4\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)+(1-\nu)\frac{a^2}{c^2}\left(1\right.$$
$$\left.\left.-\frac{b^4}{a^4}\right)\right\},$$

$$\gamma_2=-\frac{1}{2}\Phi\cdot\left\{(1+\nu)+(1-\nu)\frac{a^2}{c^2}\right\},$$

$$\Phi=\frac{a\left\{2\ln\frac{b}{a}+\left(1-\frac{b^2}{a^2}\right)\right\}}{\left\{2(1+\nu)\ln\frac{c}{b}+(1-\nu)\left(1-\frac{b^2}{c^2}\right)\right\}}.$$

アニュラーと側板とのなす角度(=90°)は貯蔵液を入れる前後で不変であるとすると

$$\phi_1=\phi_3.$$

(40), (54)式を(55)式に代入し,この式と(53)式から M_3 を消去すると次式となる。

$$\left\{\frac{a\alpha_2}{D}-\left(\frac{a\gamma_2}{D}-\frac{\eta}{D_s}\right)\frac{\alpha_1}{\gamma_1}\right\}Q_1 a+\left\{\frac{\beta_2 a}{D}\right.$$
$$\left.-\left(\frac{a\gamma_2}{D}-\frac{\eta}{D_s}\right)\frac{\beta_1}{\gamma_1}\right\}qa^2=\frac{\xi d}{D_s}+\frac{\zeta}{D_s}. \tag{56}$$

底板に作用する圧力は,貯蔵液の密度と液高との積である。すなわち,

$$q=\rho\cdot d.$$

(57)式を(56)式に代入し，dについて解くと，次式が得られる。

$$d=\frac{1}{F_1}\left(F_2Q_1+F_3\right). \tag{58}$$

ここで，

$$F_1=\frac{\xi}{D_s}-Z_1\cdot\rho,$$

$$F_2=\left(\frac{a}{D}\alpha_2-\frac{\alpha_1}{\gamma_1}Z_2\right)a,$$

$$F_3=-\frac{\zeta}{D_s},$$

$$Z_1=\left(\frac{a}{D}\beta_2-\frac{\beta_1}{\gamma_1}Z_2\right)a^2,$$

$$Z_2=\frac{a}{D}\gamma_2-\frac{\eta}{D_s}.$$

上式に含まれる変数のうち，a, D, D_s, ξ, η, ζ, ρはタンクの幾何学的形状，材質，貯蔵液の種類が与えられると決定できる量である。α_i, β_i, $\gamma_i(i=1, 2)$は浮き上り長さLの関数であるから，Lを与えるとbは唯一通りに決定される。L，dがわかるとM_3は(53), (57)式から容易に求まる。M_3，L，dが与えられると(51)式によりQ_0が決定され，これらの値を用いると(19)式によりM_1を計算できる。同様にこれらの値を用いると，底板，張り出し部および側板部の任意点における変位，傾斜，曲げモーメントはそれぞれ(13)～(15)式，(48)～(50)式および(42)～(44)式から求めることができる。

次に部材に生ずる曲げ応力σを考える。**3**で仮定したように，変形は弾性的であるから曲げモーメントMが作用する厚さhの板の曲げ応力は次式にて与えられる。

$$\sigma=\frac{6}{h^2}M. \tag{59}$$

側板，張り出し部および底板に生ずる曲げ応力は，それぞれの部位における板厚と，上述の方法により求められるモーメントを(59)式に代入することにより得られる。

側板に生ずる円周方向の引張り応力（hoop tensile stress）は次式から求められる。

$$\sigma_h=E\cdot\frac{w_s}{a}. \tag{60}$$

5. 数値計算例

ここでは，大型石油タンクとして具体的に寸法を想定し，**4**に述べた方法を用いて，側板と底板の変位，曲げモーメントおよび曲げ応力の大きさを計算してみる。**Fig. 4, 5**はそれぞれ側板および底板に対する解である。タンクの寸法は図中に示す通りである。*) 曲げモーメントMと曲げ応力σは(59)式に示されるような比例関係にあるため，座標軸をかえて表わしてある。**Fig. 4**においてw_sは外側への変位を正，σは側板の内表面が引張りとなる場合を正，Mはσが正値となる場合を正としている。側板に作用する曲げ応力は下端部で最大値をとり，変位は下端部から1.6 m程の位置で最大をとっている。円周方向の応力σ_hは(60)式から計算されるから，考えているタンクの場合は$E/a=0.7$ kg/mm³を**Fig. 4**のw_sの値に掛けてやればよい。**Fig. 5**においてw_bは底板の下方への変位を正，σは基礎に面する底板面に引張り応力が生ずる場合を正，Mの正の値は側板の場合と同様である。**Fig. 5**をみると，底板は張り出し端から約600mmの内側まで浮き上りが生

*）比重は貯蔵液により異るが，数値計算では1，すなわち$\rho=1$ g/cm³とした。

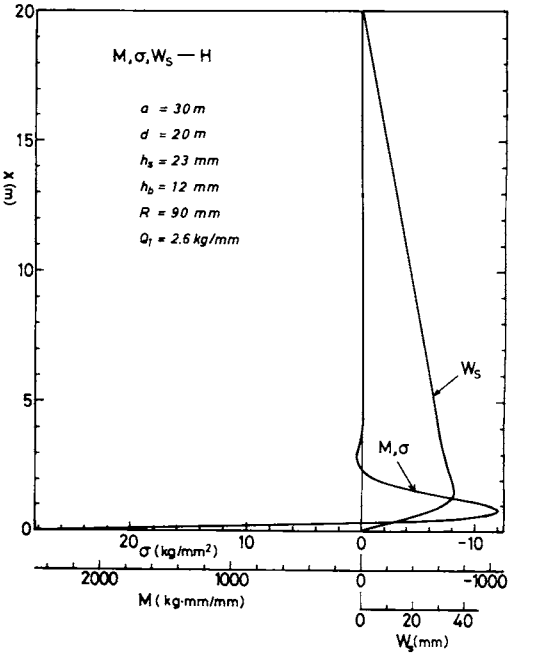


Fig. 4 Deformation of the shell

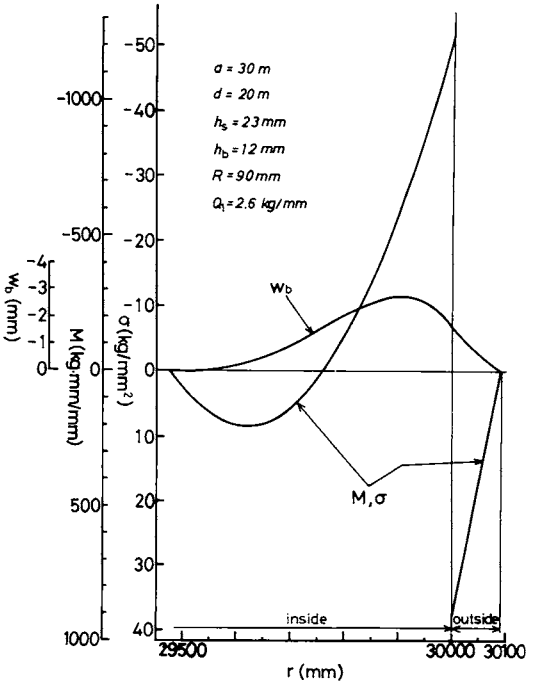


Fig. 5 Deformation of the annular plate

じている。側板より内側の浮き上りを生じている底板のうち側板から遠い部分では基礎に面した表面が引張りを受けるのに対し側板に近い部分ではタンク内部に面した表面が引張りを受け，その値は側板に近づくにつれて急に増大し，側板との接合部にて最大値をとることがわかる。また，張り出し部では基礎に面した表面が引張りを受けている。側板に近いほどその値は大きくなっており，側板内側の底板と同様に側板との接合部において最大値をとるが，最大値は内側におけるものより小さい。

上述の計算例から明らかなように，最大曲げ応力が発生する部位は側板では下端部，張り出し部を含む底板では側板との接合部内側である。次にこれら2個所の部位における応力とモーメントの値がタンクの形状を変えたときどのようになるかを検討してみよう。以下において，M_1，σ_1 はそれぞれ底板の接合部における曲げモーメントおよび曲げ応力であり，M_3，σ_3 はそれぞれ側板下端における曲げモーメントおよび曲げ応力である。以下の数値計算はタンクの基本形状として，**Fig. 4, 5** と同様に $a=30$m，$d=20$m，$h_s=23$mm，$h_b=12$mm，$R=90$mm，$Q_1=2.6$kg/mmとし，このうち1つを変数として M_1，σ_1，M_3，σ_3 を評価したものである。

Fig. 6 はタンク半径 a を変数とした場合である。σ_1，σ_3 共に a に比例して増加している。底板接合部の曲げ応力は側板下端のそれよりも大きい値をとっている。しかし曲げモーメントに関しては大小関係は逆である。これは側板板厚が底板板厚より厚いからである（(59)式参照）。この関係は以後の計算例についても言えることである。

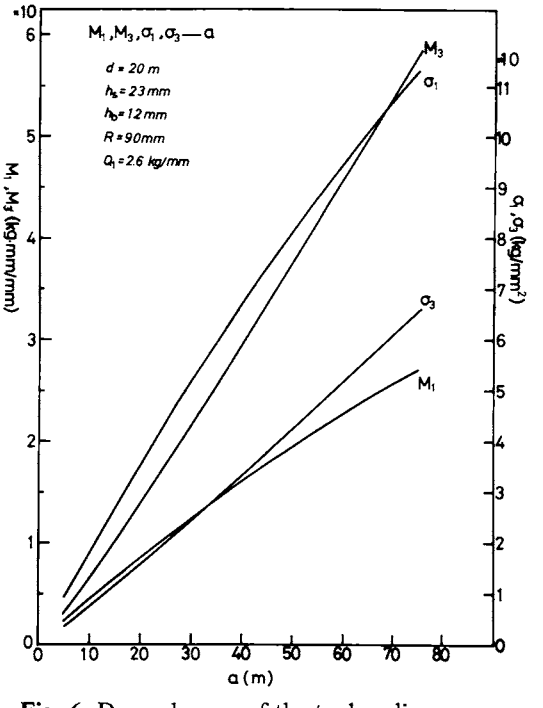


Fig. 6 Dependences of the tank radius a upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

液高 d を変化させた場合が**Fig. 7** である。a を変化させた場合と同様に，σ_1，σ_3 は共に d に関して直線的に増加している。

Fig. 8 は張り出し長さ R を変化させたものである。一般に R としては50～100mm程度にとられることが多い。σ_1 は R が大きいほど小さい値となるが，σ_3 は逆に大きくなっている。

底板板厚 h_b の効果を**Fig. 9** に示す。M_1，σ_3，M_3 はいずれも飽和型の単調増加曲線となるが，σ_1 は $h_b \approx 6.5$mm に極大値を有し，$h_b \gtrsim 6.5$mmの領域では単調に減少する曲線である。σ_1 と σ_3 は $h_b = h_b^*(\simeq 18.5\text{mm})$ の場合に

等しい値をとり，$h_b<h_b^*$では$\sigma_1>\sigma_3$，$h_b>h_b^*$では逆に$\sigma_3>\sigma_1$となる。一般に，底板(またはアニュラー)と側板は同一材料（すなわち同一強度を有する）が使用されるから，$\sigma_1=\sigma_3$となるようにh_bを選択すべきであろう。

Fig. 10 は側板板厚h_sを変化させた場合である。σ_1，M_1，M_3は上に凸の曲線であるがσ_3は急激に減少する単調減少曲線である。これより，側板は厚いほどよいことがわかる。

T型接手部に作用する荷重Q_1の影響を**Fig. 11** に示す。Q_1が大きいほどσ_1は減少するがσ_3は増加の傾向を示す。

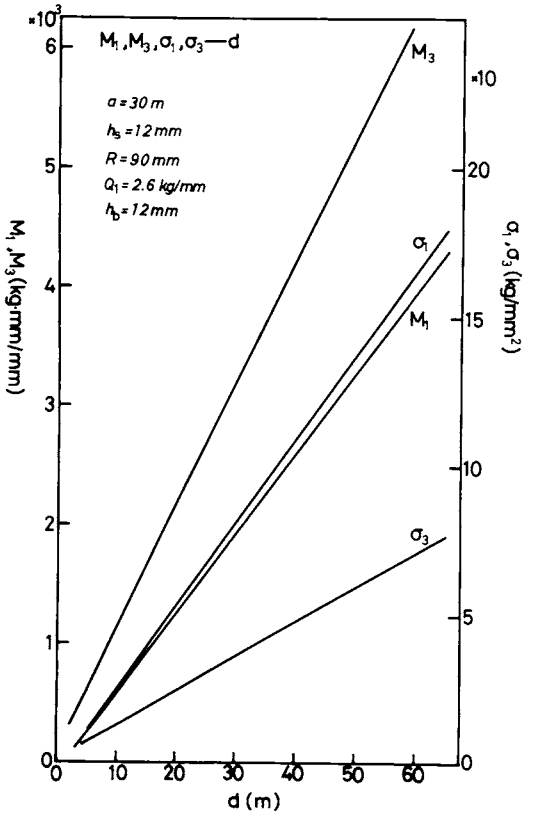


Fig. 7 Dependences of the oil level d upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

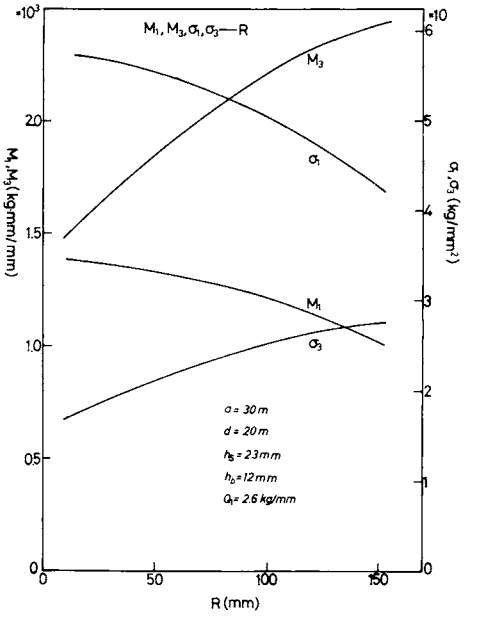


Fig. 8 Dependences of the extention length of the annular plate R upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

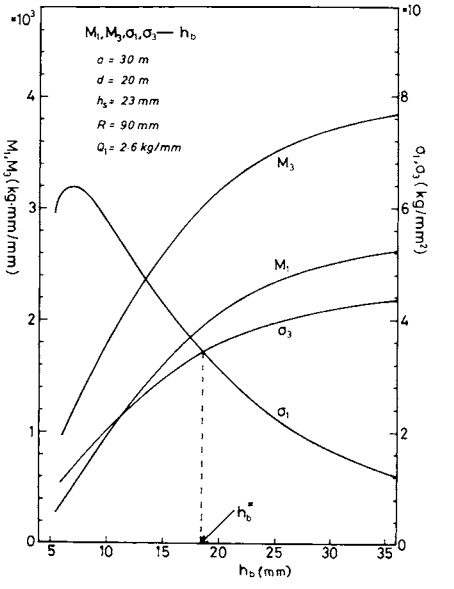


Fig. 9 Dependences of the annular plate thickness h_b upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

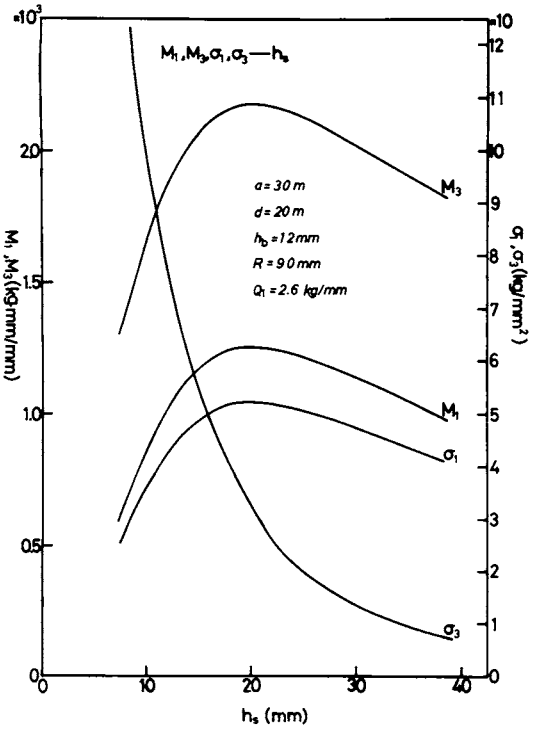


Fig. 10 Dependences of the shell plate thickness h_s upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

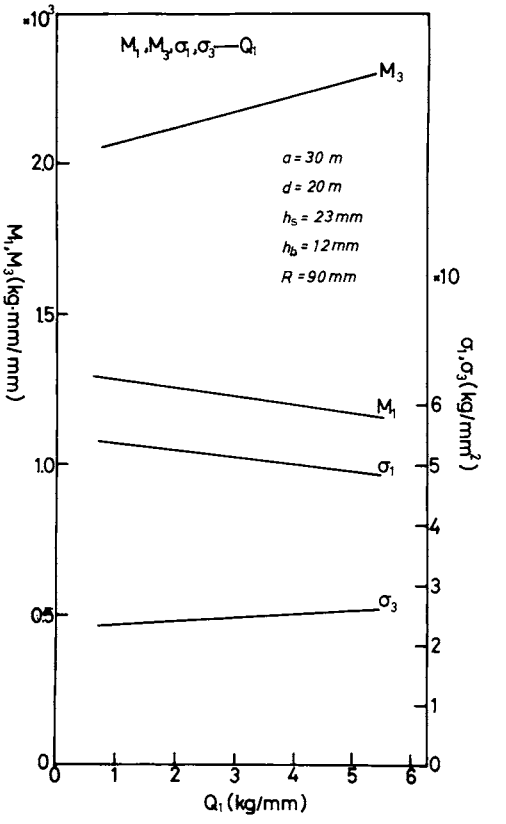


Fig. 11 Dependences of the weight of the shell acting on the joint upon the maximum bending moments M_1, M_3 and the maximum bending stresses σ_1, σ_3

6. 考　察

緒言に述べたように，従来の解析は底板を矩形板に置きかえたモデルを用いているが，このようにして得られた解は実物タンクに忠実な円形底板とした場合の良い近似解となっているか否かを検討することも本報の目的の一つである。Table 1はタンク半径 a を5mから75mまで変化させたときの浮き上り長さ L および

Table 1 Comparison of the solutions derived for the circular bottom plate with those derived for the rectangular plate model.

Tank Radius a (m)	Circular Plate		Rectangular Plate		Error	
	L_C	M_{1C}	L_R	M_{1R}	$(L_R-L_C)/L_C$	$(M_{1R}-M_{1C})/M_{1C}$
5	218.36	221.87	217.21	223.08	− 0.0053	0.0054
10	308.32	437.66	307.16	439.24	− 0.0038	0.0036
25	480.73	1049.2	479.52	1051.2	− 0.0025	0.0019
50	654.07	1952.4	652.75	1954.2	− 0.0020	0.0009
75	760.20	2714.4	758.70	2715.5	− 0.0020	0.0004

曲げモーメントM_1の値を比較したものである。*) 矩形板近似を行うと浮き上り長さは実際より短かく，曲げモーメントM_1は大きく評価されることがわかる。しかし，両者の誤差は1％以下であり，タンク半径が大きくなるほど誤差は小さくなるから，実用上矩形板近似を用いても問題は無いと思われる。

本解析は部材寸法をかえた場合のタンクに生ずる応力の変化および底板を矩形板に近似することの妥当性の検討を目的としたため，理想的なモデルを使用した。厳密には，局部的塑性変形，地盤の変形，不等沈下によるタンクの非軸対称変形などを考慮に入れた取扱が必要であろう。

7. 結　論

石油タンクに生ずる応力をタンクが軸対称弾性体であるものとして解析した。その結果次の結論を得た。

(1) 最大曲げ応力の発生場所は，張り出し部を含めた底板（またはアニュラー）では底板と側板内表面との接手部，側板では最下端部である。

(2) 底板および側板に発生する曲げ応力とタンク直径，液高との関係ば原点を通る増加直線的である。

(3) 張り出し部を長くすると底板の最大曲げ応力は減少するが，側板のそれは増大する。

(4) 底板板厚を増すと底板の最大曲げ応力は減少するが，側板の最大曲げ応力は次第に増大し，底板の曲げ応力より大きくなる。即ち，最適な厚さが存在する。

(5) 側板の板厚を増すと側板の最大曲げ応力は急激に減少する。底板の最大曲げ応力は板厚の増大とともに大きくなるが，次第に増加量は少なくなり極大値をとったのち減少する傾向を示す。従って側板板厚は厚いほどよいと言える。

(6) タンク側板，屋根等によるT型接手部に作用する荷重が大きいほど，側板部の最大曲げ応力は大きく，底板の曲げ応力は小さくなる傾向がある。しかし，それらの変化量は絶対値にくらべて小さい。

(7) 現実に使用されているタンクを考える限り，底板を矩形板に近似して扱っても，実用上問題はない。

本研究は，消防研究所が昭和51年度から開始した「石油コンビナート等の災害防止に関する研究」の一環として筆者が担当している「タンク構造部材の経年変化と寿命に関する研究」の一部をなすものである。

電子計算機は，電々公社DEMOS－E（消防研究所内端末機）を使用した。

参考文献

1）消防庁：「消防白書」昭和52年度版，P. 158

2）亀井浅道，中久喜厚：石油タンクの腐食の実態，消研揖報，No. 30，15（1977）

3）中久喜厚，亀井浅道：石油タンクに生ずる応力と腐食の傾向について，消研揖報，No. 31，10（1977）

4）Denham, J.B.et al：How to Design 600,000-Bbl. Tank, Hgdrocarbon Processing, **47**, 137（1968）

5）井上威恭：石油タンク，機械設計，**20**，43(1976)

6）吉田　亨，加藤重幸：大型石油タンクの構造欠陥とその対策，金属材料，**16**，58（1976）

7）Timoshenko, S. and Woinowsky－Krieger, S.：Theory of Plates and Shells, (McGraw－Hill) 1959.

Appendix

底板を矩形板と考えた場合の解は次のように導かれる。0－xy座標を**Fig. A-1**のようにとる。原点0のまわりのモーメントの釣合式とy方向の力の釣合式はそれぞれ次式のように書ける。

$$-Q_0 L+\frac{1}{2}qL^2-M_3+Q_2R=0, \qquad (A-1)$$

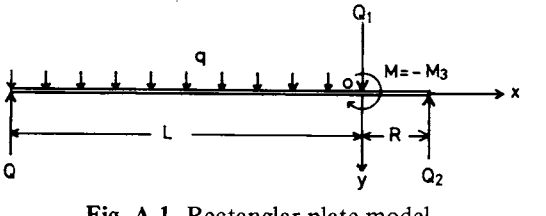


Fig. A-1 Rectanglar plate model

$$Q_0+Q_2-qL-Q_1=0. \qquad (A-2)$$

*）底板を矩形板近以した場合の計算法は文献4，5，6）に示されている。その概要を本報の取扱い方と比較できる形でAppendixに示した。数値計算はこれに基づいて行った。

(A−1), (A−2)式からQ_2を消去しQ_0について解くと,

$$Q_0=\frac{1}{R+L}\left\{qL\left(\frac{L}{2}+R\right)+Q_1R-M_3\right\}. \quad \text{(A−3)}$$

底板に作用するモーメントをM, y軸方向の底板の変位をwとすると次式が成立つ。

$$-EI^*\frac{d^2w}{dx^2}=M. \quad \text{(A−4)}$$

ここで,

$$I^*=\begin{cases} h_b^3/\{12(1-\nu^2)\} & \text{：平面歪状態,} \quad \text{(A−5)} \\ h_b^3/12 & \text{：平面応力状態.} \quad \text{(A−5')} \end{cases}$$

底板はxy平面に垂直方向に充分な幅を有すると考えるべきであるから, I^*は(A−5)式を用いる。一方, Mは$-L\leqq x<0$に対して次式のように得られる。

$$M=Q_0(L+x)-\frac{1}{2}q(L+x)^2. \quad \text{(A−6)}$$

また, $0\leqq x\leqq R$に対しては,

$$M=Q_0(L+x)-qL\left(\frac{1}{2}L+x\right)-Q_1x+M_3. \quad \text{(A−7)}$$

$-L\leqq x<0$における底板の変位および傾斜をそれぞれw_e, ϕ_e, $0\leqq x\leqq R$におけるそれらをw_r, ϕ_rと書くことにする。(A−6), (A−7)式を(A−4)式に代入し積分を行うと,

$$w_e=\frac{1}{EI^*}\left\{\frac{1}{24}qx^4+\frac{1}{6}(qL-Q_0)x^3+\frac{1}{2}\left(\frac{1}{2}qL-Q_0L\right)x^2+C_1x+C_2\right\}, \quad \text{(A−8)}$$

$$w_r=\frac{1}{EI^*}\left[\frac{1}{6}(qL-Q_0+Q_1)x^3+\frac{1}{2}\left\{\left(\frac{1}{2}qL-Q_0\right)\times L-M_3\right\}x^2+C_3x+C_4\right]. \quad \text{(A−9)}$$

底板の傾斜は,

$$\phi=\frac{dw}{dx}, \quad \text{(A−0)}$$

にて与えられる。従ってϕ_e, ϕ_rは次式のようになる。

$$\phi_e=\frac{1}{EI^*}\left\{\frac{1}{6}qx^3+\frac{1}{2}(qL-Q_0)x^2+\left(\frac{1}{2}qL^2-Q_0L\right)x+C_1\right\}. \quad \text{(A−11)}$$

$$\phi_r=\frac{1}{EI^*}\left[\frac{1}{2}(qL-Q_0+Q_1)x^2+\left\{\left(\frac{1}{2}qL-Q_0\right)L-M_3\right\}x+C_3\right]. \quad \text{(A−12)}$$

境界条件は次式のように書ける。

$$\left.\begin{aligned} w_e&=0, \\ \phi_e&=0, \end{aligned}\right\}\text{at } x=-L. \quad \text{(A−13)}$$

$$\left.\begin{aligned} w_e&=w_r, \\ \phi_e&=\phi_r, \end{aligned}\right\}\text{at } x=0. \quad \text{(A−14)}$$

$$w_r=0, \quad \text{at } x=R. \quad \text{(A−15)}$$

(A−8)〜(A−12)式に(A−13), (A−14)の境界条件を適用すると$Ci(i=1\sim4)$に関する四元連立一次方程式が得られる。この方程式を解き, (A−8)〜(A−12)式に代入すると次のようになる。

$$w_e=\frac{1}{EI^*}\left\{\frac{1}{24}(x+L)^4q-\frac{1}{6}(x+L)(x^2+L^2)Q_0\right\}, \quad \text{(A−16)}$$

$$w_r=\frac{1}{EI^*}\left[\frac{1}{6}(qL-Q_0+Q_1)x^3+\frac{1}{2}\left\{\left(\frac{1}{2}qL-Q_0\right)\times L-M_3\right\}x^2+\left(\frac{1}{6}qL^3-\frac{1}{2}Q_0L^2\right)x+\frac{1}{24}qL^4-\frac{1}{6}Q_0L^3\right], \quad \text{(A−17)}$$

$$\phi_e=\frac{1}{EI^*}\left\{\frac{1}{6}q(x+L)^3-\frac{1}{2}Q_0(x+L)^2\right\}, \quad \text{(A−18)}$$

$$\phi_r=\frac{1}{EI^*}\left[\frac{1}{2}(qL-Q_0+Q_1)x^2+\left\{\left(\frac{1}{2}qL-Q_0\right)L-M_3\right\}x+\frac{1}{6}qL^3-\frac{1}{2}Q_0L^2\right]. \quad \text{(A−19)}$$

(A−17)式に境界条件式(A−15)式を適用すると次の条件式が得られる。

$$q\{(R+L)^4-R^4\}-4Q_0(R+L)^3+4Q_1R^3-M_3R^2=0. \quad \text{(A−20)}$$

(A−20)式に(A−3)式を代入すると次式のようになる。

$$\alpha_1aQ_1+\beta_1a^2q+\gamma_1M_3=0. \quad \text{(A−21)}$$

ここで,

$$\alpha_1=-4\frac{RL}{a^2}\left(\frac{L}{a}+2\frac{R}{a}\right),$$

$$\beta_1=-\frac{L^2}{a^2}\left(\frac{L}{a}+2\frac{R}{a}\right)^2,$$

$$\gamma_1=4\left\{\left(\frac{R}{a}+\frac{L}{a}\right)^2-3\frac{R^2}{a^2}\right\}.$$

上式においてaはタンク半径である。(A−21)式は本文の(53)式に対応する。

次に, $x=0$におけるϕをϕ_1と書くと, (A−18)式から次式が得られる。

$$\phi_1 = \frac{1}{EI^*}\left(\frac{1}{6}qL^3 - \frac{1}{2}Q_0 L^2\right). \qquad \text{(A−22)}$$

(A−22)式に(A−3)式を代入すると，

$$\phi_1 = \frac{a}{EI^*}\left(\alpha_2 a Q_1 + \beta_2 a^2 q + \gamma_2 M_3\right). \qquad \text{(A−23)}$$

ここで，

$$\alpha_2 = -\frac{1}{2}\cdot\frac{1}{\frac{L}{a}+\frac{R}{a}}\cdot\frac{L^2 R}{a^3} \quad ,$$

$$\beta_2 = -\frac{1}{\frac{L}{a}+\frac{R}{a}}\cdot\frac{L^3}{a^3}\left(\frac{1}{3}\frac{R}{a}+\frac{1}{12}\frac{L}{a}\right),$$

$$\gamma_2 = \frac{1}{2}\frac{1}{\frac{L}{a}+\frac{R}{a}}\cdot\frac{L^2}{a^2}.$$

(A−23)式は本文の(54)式に対応する。

側板に関する基礎式は本文中の記述がそのまま適用される。従って，以下本文と全く同様の手法により解を得ることができる。

Stresses in Large Oil Storage Tank —Analysis as an Elastic Axi-symmetric Body—

(Abstract)

Asamichi Kamei

(Received May 20, 1978)

Bending stresses in the shell and the annular plate of a cylindrical oil storage tank on the rigid foundation are analyzed theoretically. The deformation of the tank is assumed to be elastic and axi-symmetric.

One of the remarkable differences of this theoretical treatment from the other papers published up to date is that the analysis is made axi-symmetrically not only for the shell but also for the annular plate.

From numerical calculations, the configurations of deformation and stress distribution are shown for the shell and the annular plate. The influences of tank geometry (such as tank diameter, plate thickness, shell weight and oil level) on the maximum bending stresses at the T-junction are also investigated.

火災と消火時に発生する水蒸気(第3報)
——レーキ状注水で発生する水蒸気の濃度——

高橋　哲

(昭和53年5月25日受理)

1. はじめに

水噴霧注水時の発生水蒸気濃度についてはすでに報告[1]した。しかし噴霧注水では，霧滴は火炎中で蒸発する部分もあるし，一方，舞上った霧滴がサンプリングパイプに凝結し，直接把えられてしまうこともあるかも知れない。勿も既報では，サンプリング位置のガス温度は100℃以上と充分高いので，滞溜時間にもよるが，霧滴は100％気化しているとしても，実際上は矛盾はないはずである。そこで，注加された水のほぼ100％が燃料表面に到達するような，棒状注水的条件と噴霧注水との相違に興味があるし，確認しておく必要がある。本稿には，おもに棒状注水の一種であるレーキ状注水（鉄管に等間隔にあけた孔から，水をレーキ状に流出注水する）を行った場合について，実験結果に重点をおいて報告する。

2. 実験の種類と方法

実施した実験は，

(1) 密閉注水時との比較のため，注水は行わないで，室中のクリブ全体が炎に包まれる時点を見計らって開口部を鉄蓋でふさぎ，密閉燻焼させた時の雰囲気中の水蒸気濃度（以後，単に濃度という）の測定（但し，ここでいう燻焼には密閉後，無酸素に近い条件での木材の熱分解も含まれるであろう），

(2) 室中のクリブの燃焼が盛期に達した時，開口部を鉄蓋で閉じ，同時に，予め側壁から挿入設置しておいた注水用鉄管から注水した時に，室中にたちこめる水蒸気の濃度の測定，

および

(3)開口部を閉じない条件で，点火約11分後，注水用鉄管を手で左右に往復させながら，開口部から燃焼中の燃料に注水した時の濃度の測定である。

水蒸気の捕集は，従来通りラセン状に巻いた銅管に凝縮させ行った。これを無水エタノールで溶出後，カールフイッシャー水分滴定装置で滴定して濃度を決定した。

燃焼室には，既報と同じく，厚さ0.1m，内寸1m×1m×1m，開口部0.5m×0.5mのコンクリート製の箱を使用した。

なお実験(2)では，燃料として2.5cm×2.5cm×45cmの杉角材を10段9列に組んだクリブの2個を横に並べて供した。注水用鉄管は内径18mmのもので，その先端から3cm間隔に直径3mmの孔を，長さ90cmにわたって穿ったものである。水を流すと孔からレーキ状に流出するので，これを反転往復させながら，クリブ表面に注いだ。

注水は一定量散水した時点で停止したが，これは注水を継続した時の方が経過時間に対して濃度低下率の大きいことがわかったので，途中で停止して，濃度上昇の様子を試してみたものである。実験(3)では，燃料に3cm×3.5cm×45cmの杉角材を10段8列に組んだクリブの2個を横に並べて供した。さらにクリブとは異なり，実際の火災条件に近いかも知れないという期待から不規則に杉木片の19.5kgを室床面に山積みしたものにも注水して，異なる条件下のものとの比較に供した。ここで用いた注水用鉄管は内径18mmの鉄管の先端から，クリブの奥行きと同一の45cmの間に，3cm間隔に直径3mmの孔を穿ったものである。

3. 実験結果

Fig. 1 に実験(1)の結果を示す。時間の経過につれ濃度は低下してくるが，恐らく，測定用の孔から幾分換気が行われているせいであろうと推察される。この燻焼的条件下で濃度が上昇するか否かについては，従来測定してきた炎下端部の場合[2]と同程度でもあり，これだけの実験からはわからない。ただ密室的条件でこの位の濃度になりうるということである。

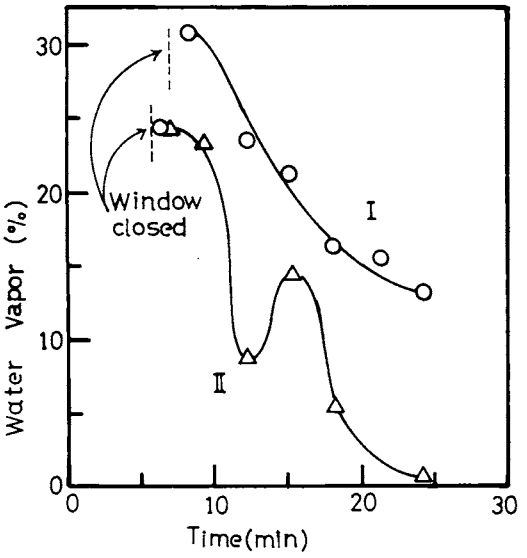


Fig. 1 Smoldering tests in a closed model room.
The water vapor concentration after closing the opening.
The symbol ,○, unconnected with a solid line shows the concentration before closing the opening.

	Crib Weight (kg)	
	Initial	Final
I	4.95	1.43
II	4.93	1.86

Fig.2 は実験(2)の結果である。実験例は2例と少ないが，密閉条件下の注水によって，既報[1]の噴霧注水や，次に説明する開放条件下の注水に比べ著るしい相異は認められなかった。

なお，この時には，注水直後から室上部の測定孔から多量の白色の水蒸気が噴出しており，水蒸気を完全にこもらせることはできなかった。しかし，サンプリングは，常に天井面下0.1 mの位置で行っており，密度の小さなガスは天井面に蓄積してゆくからほぼ最高濃度を示していることは確かと考えられる。

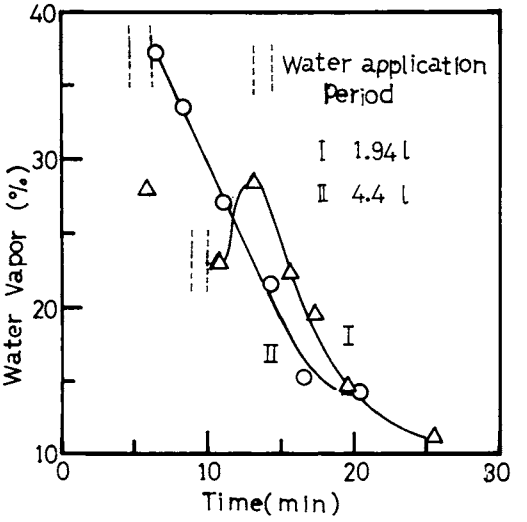


Fig. 2 Choke tests by the applied water.
The opening was closed when the fire fully developed, and then the water was applied from a perforated steel pipe.
The symbol ,△, unconnected with a solid line is the concentration before applying water.

Fig. 3 は実験(3)の結果である。クリブの消火実験(I, II)で，濃度がスムースに低下する現象は，他の消火実

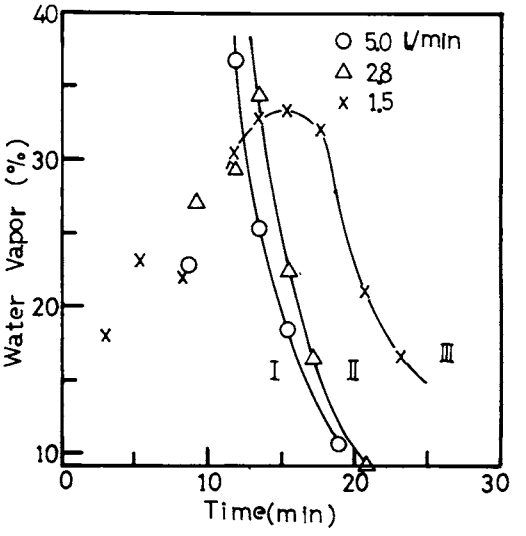


Fig. 3 Extinguishing tests by water from a perforated steel pipe under open window condition.
The symbols unconnected with a solid line is the concentration before applying water.
I, II wood crib
III heap of sticks

験の場合と同じである。しかし，燃料を粗積みした際(III)には，理由は明らかではないが様子が少し異なる。

以上の結果を前報[1)2)]と併せて考察すると，ビル火災のように比較的閉鎖的条件下の火災では，火災ガス中に20%前後，最高30%に及ぶ水蒸気が含まれていても不思議ではない。また，消火注水した際には30%前後，最高40%に及ぶこともありうる。一方，多量の水蒸気を含むガスは密度が小さいから，消火ガスは天井面に添って移動し，さらに上昇気流としての諸種の作用も無視できない。

4. おわりに

本稿の実験結果は限られた条件についてのものであり，系統的に論述するには例が少なすぎるし，実験上も効率や再現性のよい方法ではない。そこでこの程度の定性的記述にとどまったわけであるが，しかし，この一連の実験は，半ば実際に近い条件における水蒸気濃度について大略のことを知る目的で行ったものである。

筆者の一連の実験では，蒸発の絶対量については明らかにできなかったが，これは別のモデル実験で定量化させてゆきたい。その結果を待って，再び実際条件下の現象について系統的議論ができるものと期待している。

文　献

1）高橋　哲：消防研究所報告，第43号，7（1977）
2）　　Ibid　　，第45号，1（1978）

The Steam Generated by Fire and Extinguishing -III. The Steam Generated by Extinguishing with Water from a Perforated Steel Pipe-

(Abstract)

Satoshi Takahashi

(Received May 25, 1978)

The water vapor concentration generated (1) by smoldering a wood crib in a closed model room, (2) by applying water from a perforated steel pipe (a nozzle perforated holes in a line along a steel pipe) on a wood crib in a closed model room, and (3) by applying water from the said nozzle on a wood crib and on a heap of wood sticks under open window condition were measured.

Under smoldering condition, the level of the concentration was similar to that measured at the top of a burning wood crib as formerly reported.

Even by the extinguishing test under closed window condition, no remarkable trend of the increase of the concentration was observed. But in these three cases, a considerable quantity of the hot gas and the steam spouted out from the small holes for the devices at the ceiling of the room.

Generally speaking, the concentration comes up to 20 – 30% under smoldering condition, and 30 – 40% by extinguishing condition.

The aimes of the experiments hitherto was to obtain, at the least, the outline of the concentration by the use of a semi-practical model room.

But because this type of research was inefficient, unreproducible and laborious, the detailed quantitative relation between the evaporating water and the concentration will be studied further by the use of a improved method.

水平気流中の上向き噴気流周辺の乱れに関する実験的研究

山下邦博

（昭和53年5月31日受理）

1. まえがき

ビルのまわりに周辺気流（ビル風）があるのと同じように，火災の周辺にも特有な周辺気流（火事場風）がある。ビル及び火災の周辺気流は，いずれも障害物（ビル，火災）のまわりの流れであるため，それらの流れのパターンに類似点がある。しかし，ビル風の場合には，自然風に対する障害物が固体であるのに対し，火事場風の場合には，主に炎と上昇気流（気体）であり，種々の相違が生ずる。障害物が気流のときには，自然風と上昇気流との境界が不明確になり，炎と上昇気流の主軸が湾曲し，かつ周辺気の流入を受けてその断面幅が一般に増大する。このため固体障害物の場合と大きな相違が生ずると思われるが，その相違の詳細については明らかでない。

これまで，火災の周辺気流について，大規模火災実験による実験的研究[1]と，流入モデルをもとにした理論的な研究[2),3)]がある。それらは，上昇速度及び流入空気速度の時間的・空間的平均値のみを取り扱っており気流の乱れについては殆ど触れていない。また，実大規模の廃屋を利用した火災実験で，燃焼域周辺の1分毎の風向風速の時間変化を計測した報告がある[4)]。それによれば，特に燃焼域の風下では，風向風速の時間的変動が大きいことが明らかにされたが，風の乱れについては検討されていない。

この研究では，火災の周辺気流についての乱れの特性を明らかにするため，噴気流の周辺における気流の乱れを測定し，円筒固体の周辺における気流の乱れと比較した。

2. 実験方法

実験装置の概略を**Fig. 1**に示す。図のように大型送風機（吹出口直径 7m）により流速U_∞（$U_\infty=\bar{U}_\infty+u'_\infty$）の水平気流（第1次気流）を，また，その気流の中で，床面に設けた直径6.56cmの吹出口から上方に向って，噴気流（吹出口での風速$\bar{U}_f$の第2次気流）を作る。第1次，第2次気流の相互干渉により，生じる種々の変化（噴気流の位置と幅の変化，渦状の流れの発生，気流の周期的な運動の発生等）を，タフト・スクリーン（寸法：幅1.7m×高さ2.4m）及び定温度型熱線風速計で観測・測定した。第1次気流の乱れの強さ（$\sqrt{\overline{u'^2}}/\bar{U}_\infty$）は，建物外部の自然風の有無に支配されるので，自然風のない日または時間を選んで実験を行った。第1次気流の乱れの強さは，床上1mの地点で7～12%であった。タフト・スクリーンは針金を縦横とも5cmの間隔に張って作られた約1500の格子点に，ビニール

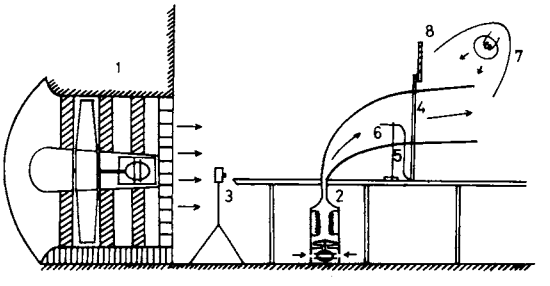


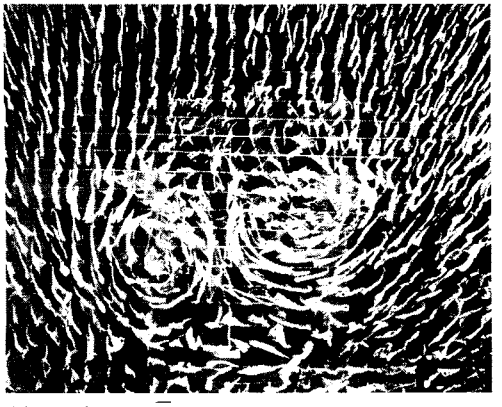
Fig. 1 The sketch of the experimental apparatus.
1: air blower; 2: jet gererator; 3: camera;
4: tuft screen; 5: stand for anemometer;
6: sensor of the anemometer; 7: light source;
8: light shield.

製の細紐（長さ約15cm）をむすんだものである。このタフト・スクリーンにみられる噴気流の鉛直断面の流れの状況を，風上から，８ミリシネカメラ及びポラロイドカメラで撮影した。また。タフト・スクリーンのすぐ近くの風上側に熱線風速計のセンサーを置き，自乗増幅器，相関確率分析計及びシンクロスコープを利用して風速の変動量（u'）の自己相関係数を計測した。熱線風速計のセンサーとして，Ｉ型エレメントを用いた。Ｉ型エレメントには方向性があるため，風速を測定する場合には気流の方向を確認してから行った。自己相関係数の測定結果から，風速変動に対し周期性の有無及び周期性がある場合はその周波数を求めた。この実験で主に変化させたものは第１次気流の流速（$\bar{U}_\infty$）であった。噴気流周辺気の流速が周期的に変動する場合には周波数（f）と流速（$\bar{U}_\infty$）の関係を求めた。また他の実験結果と比較するため無次元量であるストローハル数 S（$=fD_0/\bar{U}_\infty$）とレイノルズ数 R（$=\bar{U}_\infty D_0/\nu$）及び有効速度比 J（$=\sqrt{\rho_f \bar{U}_f^2/\rho_\infty \bar{U}_\infty^2}$）との関係を求めた。更に，円筒固体と噴気流の周辺気流間の差を検討するため直径6.1cmの円筒固体（長さ50cm）の風下で双子渦が生じている領域（cavity）の乱れの周波数を測定した。

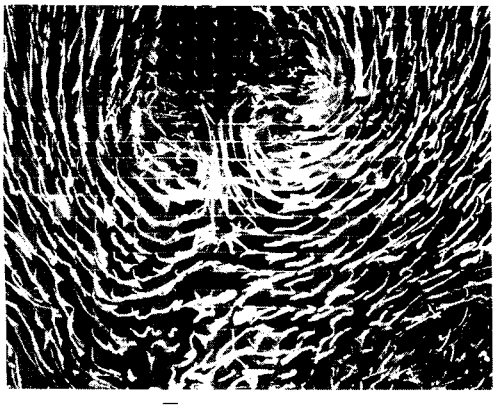
3. 実験結果

3.1 タフト・スクリーンによる流れの検討

噴気流の鉛直断面内の流れの状態をタフト・スクリーンで可視化し，それを８ミリシネカメラ及びポラロイドカメラで撮影し分析した。タフト・スクリーンによる観測例を，**Fig. 2 (a)**，**(b)**に示す。これらの図から，噴気流の位置とその範囲等のおよその値を推定した。流れの状態は刻々と変化しており，タフト・スクリーンにより噴気流の風下端に双子渦（馬蹄型渦）が存在し，それが強弱をくり返しているのが観測された。吹出口に近い所（吹出口から噴気流の軸に沿った距離（ξ）が小さい）では，左右の二つの渦は比軸的安定していた。しかし，吹出口から離れるに従って不安定になり，二つの渦の中心の高さが異なり，渦の発生，消滅が著しくなった。８ミリシネフィルムを分析することにより，周期的な渦状運動の周波数を求めたが，それは熱線風速計で得た結果とほぼ一致した。



(a) x = 30 cm; $\bar{U}_\infty$ = 2.5 m/s; J = 7.6



(b) x = 30 cm; $\bar{U}_\infty$ = 1.7 m/s; J = 11.1

Fig. 2 (a), (b) Flow patterns visualized by tuft screen method in and around the turbulent jet.

3.2 熱線風速計による乱れの検討

各地点の風速 $U(U=\bar{U}+u')$ の変動量 u' の自己相関係数 $r(\tau)$ を求めて風速変動の周期性の有無を検討した。自己相関係数 $r(\tau)$ は(1)式で表わされる。$u'(t)$ が周期関数であれば，$r(\tau)$ も周期関数となる。

$$r(\tau)=\frac{R(\tau)}{R(0)}=\frac{\lim_{T\to\infty}\frac{1}{T}\int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}}u'(t)u'(t+\tau)dt}{\lim_{T\to\infty}\frac{1}{T}\int_{-\frac{T}{2}}^{\frac{T}{2}}\left\{u'(t)\right\}^2dt} \qquad (1)$$

$r(\tau)$ は，$\tau=0$ では１であり，τ が大きくなると，増減しながらあるいは単調に減少して０に近ずく関数である。(1)式右辺の分子が自己相関関数 $R(\tau)$ で，自己相関係数からパワースペクトル密度が求められる[5]。パワースペクトル密度から卓越周波数が容易に求められるが，今回は自己相関係数から直接周波数を求めた。噴気流及び噴気流周辺の気流の乱れの強さが大きい場合

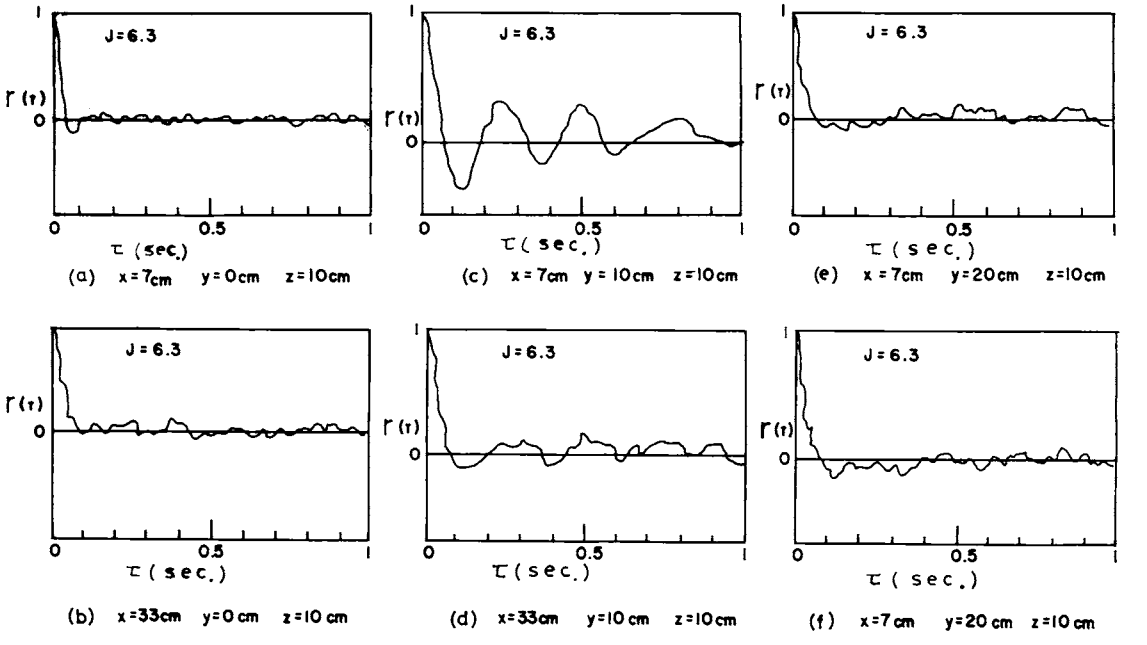


Fig. 3 (a) ~ (f) Autocorrelation coefficients of the wind velocity around the turbulent jet.

には，流速の周期性が不明確になり，周波数の決定が困難にたった。Jの値が6.3の時の風速の変動量u'の自己相関係数の測定結果を**Fig. 3**(**a**)～(**f**)に示す。図(**a**)，(**b**)のように，噴気流の風下で，対称面($y=0$)に近い所では，気流の流速に周期性が殆ど認められなかった。この理由は噴気流の左右から流れ込んでくる気流が合流して，風速が弱くなるとともに，乱れの強さが一層大きくなるためと思われた。図(**c**)，(**d**)のように，噴気流の風下の対称面（$y=0$）から10cm離れた点の自己相関係数は周期的な関数となり，yが更に大きくなると(**e**)，(**f**)のように周期性がなくなった。噴気流吹出口から風横に比較的離れた地点でも，風速の自己相関係数に周期性がみられた。これに対し，円筒固体の風横では風速の風期的な変動は殆ど観測されず，噴気流と円筒固体の周辺気流では周期的な風速変動のある区域に相違がみられた。直径6.1cmの円筒固体のcavity域における渦の周波数(f_s)及び噴気流(吹出口直径6.56cm，$\bar{U}_f=22.7$m/s）周辺気の流速の自己相関係数から得られた周波数と，第1次気流の流速($\bar{U}_\infty$)との関係を**Fig. 4**に示した。円筒固体の風下では周期的な風速変動の周波数f_sは風速($\bar{U}_\infty$)の1.17乗に比例して増加した。一方，噴気流の場合には，$\bar{U}_f$を一定にして$\bar{U}_\infty$を変化させると周波数fは$1..4<\bar{U}_\infty<7$m/sの範囲で，$\bar{U}_\infty^{1.44}$に比例して増加するが，その値はf_sの約½であった。しかし，$\bar{U}_\infty$が約7m/s以上になると噴気流の風下の気流が不安定で再現性がなくなり，fが急増してf_sに近い値になった。

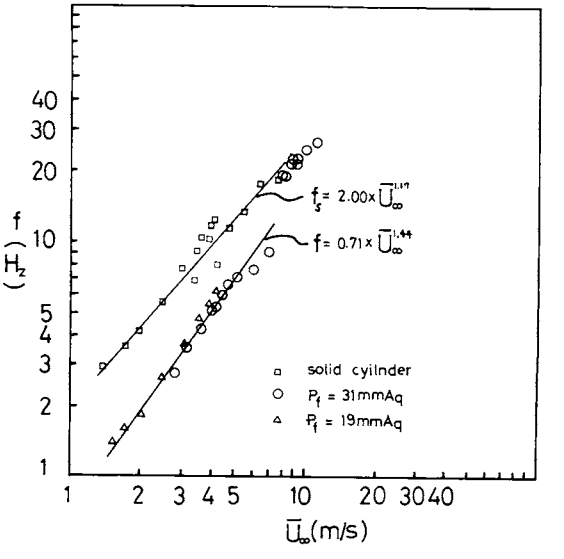


Fig. 4 Relation between frequency and wind velocity.

4. 考 察

R.L.Gordierは水槽実験により染料を用いて流体中にある噴流の性状について研究しており，その結果，噴流への流入が周期的に行われることを最初に示した。[6] 円筒または平板固体のcavity域に生じる気流の周期的な運動については，一般に(2)式のストローハル数で整理される。

$$S=\frac{fD}{\bar{U}_\infty} \qquad (2)$$

ストローハル数はせん断層中の渦度に対するroll upして風下に拡散する渦度の比である。円筒固体の後流域に生ずるカルマン渦に対するストローハル数については，A.Roshkoによって研究され，[7] レイノルズ数が$1\times10^3\sim1\times10^4$の範囲では，一定値(0.21(円筒固体)，0.135(平板))となることが明らかにされた。また，H.M.McMahon等は噴気流の後流域に生じる渦について実験を行った。その結果，DとしてD_0(吹出口直径)を用いると，ストローハル数が固体の後流域に生じるカルマン渦の場合に較べ，約半分になるが，Dとして$\xi/D=2.5$における噴気流幅($D_{2.5}$)を用いると，ストローハル数は，固体の場合の値と一致すると報告している。[8] 今回の実験の結果をもとにして，ストローハル数$S(=fD/\bar{U}_\infty)$とレイノルズ数(R)及び有効速度比$J=\sqrt{\rho_f\bar{U}_f^2/\rho_\infty\bar{U}_\infty^2}$との関係をそれぞれ，**Fig.5,6**に示した。第1次気流に対する障害物が固体の場合でも噴気流の場合でもRが大きくなるにつれてSは増加した。**Fig.5**にはf_s，D_0から求めた円筒固体のストローハル数についての結果を示した。Jが10以上においてはストローハル数がほぼ一定値となるが，Jが2～10の範囲ではJの増加とともにSは減少した。ストローハル数は，0.05～0.17の範囲にあり，固体の場合よりも小さくなった。Z.M.Moussa等は次元解析より，SがRとJの関数となることを示した。[9]

$$S=S(R,\ J) \qquad (3)$$

ストローハル数が(4)式のようにJとRのべき乗で表わされると仮定する。

$$S=k\,J^a\cdot R^b \qquad (4)$$

実験の結果をもとにして，最小自乗法により(4)式の係数を求めると$k=9.16\times10^{-3}$, $a=-0.23$, $b=0.28$になった。ストローハル数は**Fig. 6**に示されているようにJの増大に従って小さくなる。このことをストローハル数の意味からみればJの増加に従って噴気流への空気の流入が増加するため後流域に拡散する渦度が減少することによると解釈される。今回の実験の結果では**Fig. 5**に示されているように，レイノルズ数が3.5×10^4以下ではSはS_sの約½であるが，3.5×10^4以上になるとSはS_sにほぼ等しくなることに特徴があった。Sが急増することは渦の発生頻度(周波数f)が増加することを意味するが，観測場所にも関係する場合がある。**Fig. 3(a)**，**(b)**のように対称面($y=0$)の近くでは左右から回り込んでくる気流が合流するため，条件によっては周期的な風速変動の周波数が2倍になって観測されるからである。服部等は，円筒固体の後流域に生じ

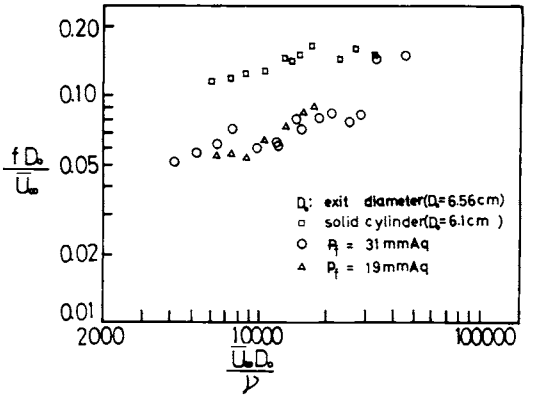


Fig. 5 Relation between Strohal and Reynolds numbers. Measurement point: x = 15 cm, y = 10 cm, z = 10 cm

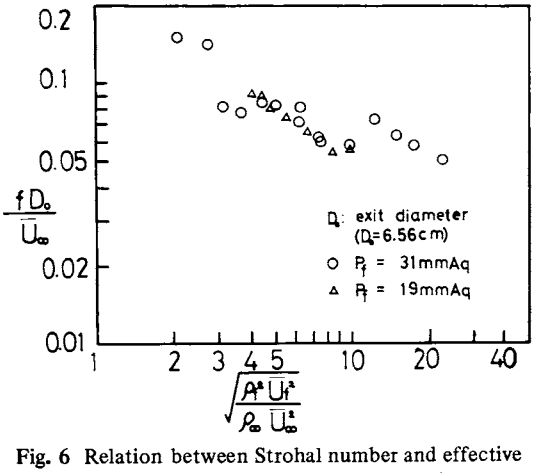


Fig. 6 Relation between Strohal number and effective velocity ratio. Measurement point: x = 15 cm, y = 10 cm, z = 10 cm

る渦を安定渦と不規則渦に分類しているが[10]ストローハル数の急増は不規則渦の発生にも関係すると推定される。

5. まとめ

タフト・スクリーンと熱線風速計を用いて，有風下における円筒固体及び上向き噴気流の周辺気流を観測し，気流の乱れの特性について検討した。上向き噴気流の風横及び風下では風速が周期的に変動していることが明らかになった。これはR.L.Gordierが指摘したように，噴気流への周辺気の流入が周期的に行われることを裏付けていると推定された。風速変動の自己相関係数から卓越周波数を求め，それが円筒固体のcavity域に生ずる渦の周波数の約半分であり，第2次気流の流速$\bar{U}_f$が一定の場合には第1次気流の流速($\bar{U}_\infty$)の1.44乗に比例して増加することを明らかにした。また，卓越周波数からストローハル数を求め，それとレイノルズ数及び有効速度比との関係を求めた。

記　号

a, b ：定数
D ：噴気流吹出口直径[m]または固体円筒外径[m]
f ：周波数[Hz]
J 有効速度比($\sqrt{\rho_f \bar{U}_f^2/\rho_\infty \bar{U}_\infty^2}$)
k ：定数
p ：動圧[mmAq]
R ：レイノルズ数 (UD/ν)
$R(\tau)$ ：自己相関関数
$r(\tau)$ ：自己相関係数
S ：ストローハル数(fD/U_∞)
T ：時間[sec]
U_f ：吹出口における噴流の流速[m/s]
U_∞ ：水平気流の流速[m/s]
u' ：風速の変動量[m/s]
x ：噴気流の吹出口の中心を原点にする直角座標
y ：　x ：第1次気流の流れ方向
z ：　y ：第1次気流に直角方向
　　z ：鉛直方向
τ ：遅れ時間[sec]
ρ ：密度[kg/m^3]
ν ：動粘性率[m^2/s]
ξ ：噴流の軸に沿った距離[m]

サフィックス

$_0$ ：噴流吹出口
$_f$ ：第2次気流
$_\infty$ ：第1次気流
$_s$ ：円筒固体

参考文献

1) J.S. Adams et al：*12th Symposium(Int.)on Comb.*, *p.*1045 (1973)
2) T.E. Lommasson：OCD Subtask 2611A(1965)
3) R.K. Smith et al：*J.Fluid Mechanics*, **68**, p. 1 (1975)
4) 消防研究所：市街地火災の延焼性状等に関する研究；技術資料　第6号（昭和50年）
5) 堀川明：ランダム変動の解析　共立出版
6) R.L. Gordier：St Anthony Falls Hydro.Lab. University of Minnesota, *Tech. Paper* No. **28**, Series B (1959)
7) A. Roshko：NACA *Technical Note* 2913(1953)
8) H. M. McMahon et al：*J. Fluid Mechanics*, **48**, part 1. p73 (1971)
9) Z.M. Moussa et al：*J. Fluid Mechanics*, **80**, p. 49 (1977)
10) 服部直三他：日本機械学会論文集，**39**, p. 665 （昭和48年）

Experimental Study on Turbulence around the Upward Air Jet in the Wind

(Abstract)

Kunihiro Yamashita

(Received May 31, 1978)

In order to investigate the air flow around the fire in the wind, measurements of the turbulence of the air flow around the jet were performed. A hot-wire anemometer was used to survey the turbulence of air flow. A tuft screen was placed in the lee side of the jet-exit to visualize the flow pattern in a vertical cross section of the jet.

The observational result obtained by the tuft screen method indicated that two counter-rotating large eddies existed in the lee side edge of the jet and their positions, sizes and strength varied very rapidly. From the result of the measurement by hot-wire method, it was ascertained that velocity of the surrounding air around the jet fluctuated almost periodically. This result seems to support that surrounding air was entrained in a peridic manner as noted by Gordier. The frequency of the periodic fluctuation of the air velocity increased with $\bar{U}_{\infty}^{1.44}$ in the case of constant dynamic pressure of the jet. Strohal number on the periodic flow around the jet was tentatively expressed as a function of Reynolds number and effective velocity ratio.

石油類火災用各種泡消火剤の単独使用と併用時における消火能力の評価

星野　誠，　林　幸司

（昭和53年5月31日受理）

1. 緒　言

わが国では昭和50年12月に初めて泡消火剤の規格（自治省令第26号）が定められ，現在この規格に基づくたんぱく泡消火剤，水成膜泡消火剤（商品名ライトウオーター），合成界面活性剤泡消火剤（以下合成泡消火剤と略）の3種類の検定合格品が市販されている。しかし，これらの泡消火剤は使用する燃料，発泡器，および再燃試験方法において，それぞれ異った内容の試験が行われているため，統一された一定の基準によってその消火性能などを比較することは困難になっている。そこで筆者らはこの種の試験内容をすべて同一条件に統一し，防油堤などにおける厳しい流出油火災を想定した小規模屋内ガソリン火災の消火実験を行った。この結果，検定合格品3種類を含めた各種泡消火剤の単独使用と併用時*1)における消火性能と再燃防止性能の実態を把握することができたので，ここに報告する。

2. 実　験

2.1 燃焼容器

Fig. 1 から **Fig. 2** で示すような背板付き $1^{m}\times1^{m}\times0.3^{mH}$ の鉄製方形容器を用いた。

2.2 燃　料

n－ヘキサン分5～10wt%の工業用無鉛ガソリン(JISK 2201－5)と同種の工業用無鉛と市販自動車用無鉛(JISK 2202－2)の混合ガソリン（混合比 10：7）の2種類を用いた。

2.3 泡ノズル

たんぱく泡消火剤用国家検定泡ノズルの寸法を⅓に縮少した試作品で，放水圧力7.0kg/cm²のとき泡水溶液放水量が約1.25 l /minとなるように設計されている。

2.4 泡消火剤

たんぱく泡消火剤は国産の3%型国家検定品2種，水成膜泡消火剤は住友－3M社製の6%型国家検定用ライトウオーター，合成泡消火剤は国産の3%型国家検定品6種，弗化たんぱく泡消火剤はアメリカのナショナル・フォーム社製3%AER-O-FOAM-XL-3と国産の3%型試作品1種*2)を用いた。なお，これらの泡消火剤はすべて国内泡消火剤メーカーにより提供されたものである。

2.5 消火実験方法

燃焼容器の下部内に毎回ガソリンを深さ10cm(100 l)入れ，着火後5分，または10分間予燃し，消火を開始した。消火方法は **Fig. 1** に示すように泡と泡とを燃焼容器の内壁面にそって静かに流下させる方法と，このほか **Fig. 2** に示すように同一方向から放出された2本の棒状の泡が燃焼油面の中央で十分に接触できるような方法によった。泡水溶液は泡原液をあらかじめ所定の濃度にうすめるいわゆるプレミックス方式で調製し，これを2台の耐圧容器に入れておき，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づつ，したがって合計して国家規格と同じ供給率(2.5 l/min・m²)になるように送り出し，2本の試作発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，泡水溶液の供給が不能

＊1）原液の状態ではなくて，泡の状態での併用をいう。
＊2）現在，同種のものはたんぱく泡消火剤に属する国家検定品として認定されている。

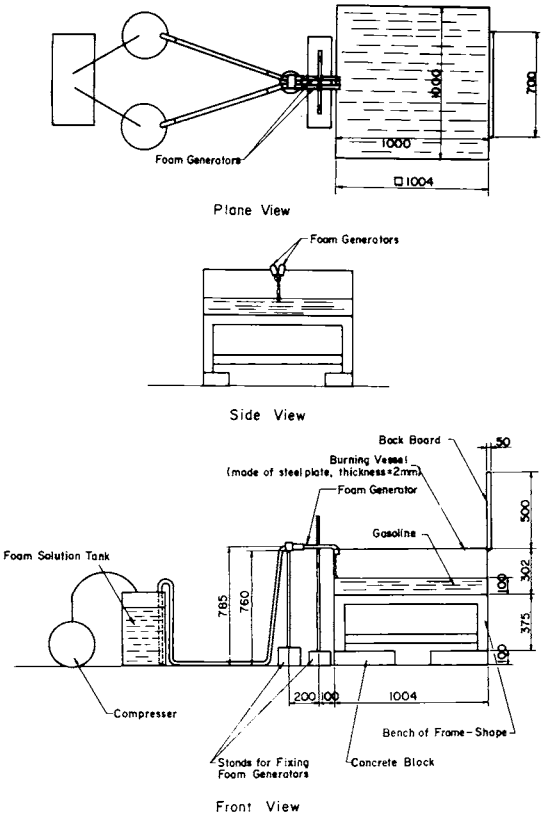


Fig. 1 The arrangement of testing apparatus for gentle application used in small scale (1 m^2) test

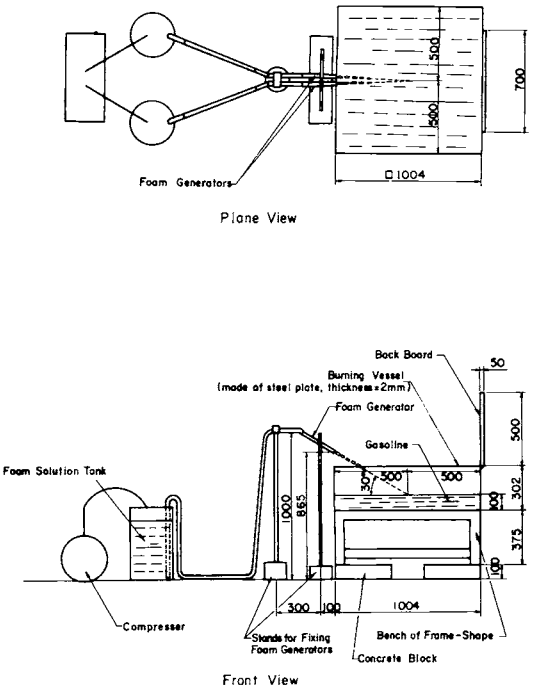


Fig. 2 The arrangement of testing apparatus for plunging application used in small scale (1 m^2) test

になっても消火できない時は消火不能とした。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つづけた(後述)。なお，消火実験の直前に油温と泡水溶液の水温，泡の膨張率と25%ドレネジ時間を，泡供給終了後（再燃試験直前）に再び油温の測定を行った。

2.6 再燃性試験

国家規格では，たんぱく泡消火剤とライトウオーターに対しては消火開始から5分間,*3)合成泡消火剤に対しては8分間*4)継続して泡を供給した後再燃性試験を開始することになっているが，この試験方法では消火時間の相異による消火後に供給される泡の厚みとこの泡より還元された泡水溶液によって油温の冷却にばらつきが生じ，したがって消火直後の高温の油に対する泡の耐油性を調べることは困難であると思われたので，今回の実験では消火後の泡供給時間をすべて1分間とすることにした。このほか，本実験の方式と国家規格方式による泡の再燃性能の相異を明らかにするために，国家規格に準じて，各種泡消火剤について泡供給時間を同一にし，その再燃性能を調べることにした。その泡供給時間を決定するにあたり，**Table 1** で明らかなように，単独で使用した泡消火剤のうち，側壁面流下方式による消火の場合，最も時間がかかったたんぱく泡の消火時間（5分01秒）を最低基準とし，さらにこれに1分を加えて合計6分01秒を泡供給時間にすることにした。

2.6.1 密封性試験

泡供給停止後2分または10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。ただし，点火棒の炎により着火し全面火災になった場合，合成泡消火剤についてのみ再び消火を開始し，消火後引続き2分間泡を供給しつづけ，再び前述と同じ方法により2分または10分後の泡の密封性を調べた。

2.6.2 耐火性試験

2.6.1の密封性試験を行った後も全面火災に至らず，泡が油面上を完全に覆っている場合には，さらに泡供

*3)，*4) 消火時間を含む。

給停止15分後に泡面の中央部に油面を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 側壁面流下方式による消火

3.1.1 単独使用時の泡の消火性能

2ヶ所の固定泡放出口から同時に放出された同一泡消火剤の泡を互いに十分に接触させながら静かに燃焼油面に供給した時の各種泡消火剤の消火実験の結果を**Table 1**に示す。予燃時間が5分の場合，ライトウオーター，弗化たんぱく泡消火剤，および合成泡消火剤各種はすべてたんぱく泡消火剤の約1.5～2.5倍の速さで消火している。この結果は通常流出油火災についていわれている事実とよく一致している。しかし，予燃時間が10分になった場合は，これらの泡消火剤の消火速度はたんぱく泡消火剤の約1.1～1.6倍になり，その差は一段と縮小する傾向が見られた。このことは予燃時間の増加にともないガソリンのホットゾーンの厚みが増加し，これにともない高温の油に対する泡の耐油性が劣る泡消火剤による泡消火が，困難になって行くことを示している。

3.1.2 単独使用時の泡の再燃性能

消火後の各種泡の再燃性能については，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できたのはたんぱく泡と弗化たんぱく泡のみで，ライトウオーターは泡供給停止2分後の密封性試験ではいったん燃え広がったが，全面火災にはならず自然消火した。この現象はライトウオーターにはしばしば見られるもので，泡から還元されたライトウオーター分子膜が再び燃焼油面に急速に広がったために生じるものと考えられる。しかしつぎの10分後の密封性試験では全面火災になった。合成泡消火剤の場合は泡供給停止2分後には油面が露出しはじめ，つづく密封性試験ではすべて全面火災になった。また，この全面火災を消火後引続いて行った2回目の密封性試験でも，泡供給停止2分後では全面火災にならなかった合成泡消火剤もその後油面が露出し，10分後の密封性試験を行うことは出来なかった。一方，国家検定方式による再燃試験，すなわち，泡消火開始時から6分1秒間継続して泡を供給した後の再燃試験において，泡供給停止15分後の耐火性試験を行うことが出来た泡消火剤は，たんぱく，弗化たんぱく，ライトウオーターで，そのうち5分後の油面の燃焼面積が1000cm^{2}以上に拡大しなかったのはたんぱく泡と弗化たんぱく泡のみで，ライトウオーターは全面火災に拡大した(**Photo. 1, 2, 3, 4**参照)。合成泡消火剤は泡供給停止2分後の密封性試験で全面火災になった。この結果，この実験で使用した各種泡消火剤の再燃防止能力は国家検定方式，本実験方式のいずれも，たんぱく泡，弗化たんぱく泡が優れ，続いてライトウオーター，合成泡の順に低下していることがわかった。なお，油温は，泡供給停止後において測定した結果では，予燃時間5分，10分の場合，それぞれ40℃～50℃，45℃～65℃であった。また，泡水溶液の供給率(2.5l/min・m^2)を基準にして，各種泡消火剤の油温低下性能を比較した場合，予燃10分で消火後の泡供給方式が国家規格に準じた実験結果では，**Table 1**に示すとおり，油温低下性能が最もすぐれていたのはライトウオーターであった(43℃)。また，合成泡消火剤**D**は消火も速く，消火後供給された泡水溶液量も多かったのにもかかわらず，油温は最高値を示した(65℃)。この現象の一因としては，ある種の合成泡には，消火経過中に油と反応し，反対に油温を高める効果を有する成分を含んでいることが考えられる。

3.1.3 併用時の泡の消火性能と再燃性能

成分の異なる2種類の泡消火剤を泡の状態で混用させた場合その消火性能と再燃性能がもとの泡消火剤にくらべどの程度変化したかを調べた。このように異種の泡消火剤の同量併用によって生成された泡は，あらかじめ両成分が水溶液の状態で混合されてから生ずる泡と異なり，両成分は完全には混り合わないが，少なくとも何らかの割合では混り合っているものと思われる。この結果は**Table 2**に示されている。

3.1.3.1 合成泡と合成泡

一例として供試合成泡消火剤**A**と**D**の併用では消火時間，再燃性能とも**A**，**D**の単独使用時の値とほぼ一致しており，これらの諸性能に関してはもとの泡消火剤との差は認められなかった。

3.1.3.2 ライトウオーターと合成泡

ライトウオーターと供試合成泡消火剤**A**との併用では，いずれかの単独使用時の値に比べ(**Table 1**参照)，消火時間はいずれも短縮されているが，他方，再燃性

Table 1 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, burnback resistance and foaming properties of four foam agents. (Gentle application method with each foam applied alone)

Foaming agent	Concen-[2] tration of foam solution % (V/V)	Fuel used	Fuel depth (amount)	Properties of the foams		Applica-[5] tion rate	Preburn time (min)	Temperature of fuel (°C)		Tempera-ture of foaming solution (°C)	Extin-guishing time	Foam appli-cation period
				Expan-sion ratio	25% drain-age time	per unit time and area (l/min·m²)		before burning	after extingu-ishing			
Synthetic-A	3%	gasoline[3]	10cm (100l)	6.6	1′44″	2.50	5	26.1	45.3	25.3	2′19″	3′19″
Synthetic-B	〃	〃	〃	6.3	2′29″	2.54	5	24.1	41.3	26.1	2′33″	3′33″
Synthetic-C	〃	〃	〃	6.8	2′22″	2.51	5	28.0	53.2	27.4	2′02″	3′02″
Synthetic-D	〃	〃	〃	7.9	3′40″	2.54	5	27.0	46.9	27.2	2′08″	3′08″
Synthetic-D	〃	〃	〃	6.5	3′58″	2.51	10	20.3	64.9	25.0	3′39″	6′01″
Synthetic-E	〃	〃	〃	7.2	4′23″	2.51	5	24.0	–	23.0	2′10″	3′10″
Synthetic-F	〃	gasoline[4]	〃	5.6	2′35″	2.51	5	28.0	–	23.4	4′13″	5′13″
Synthetic-G	〃	gasoline[3]	〃	8.0	3′49″	2.53	5	27.4	44.0	25.2	1′50″	2′50″
Protein-H	〃	〃	〃	6.6	2′31″	2.52	5	26.0	45.5	25.0	4′16″	5′16″
Protein-H	〃	〃	〃	6.2	3′29″	2.52	10	24.1	50.0	25.0	5′01″	6′01″
Light Water (FC-3031)[1]	6%	〃	〃	7.4	2′06″	2.55	5	28.0	44.4	29.0	1′43″	2′43″
Light Water (FC-3031)[1]	〃	〃	〃	6.8	2′47″	2.52	10	19.5	43.0	25.0	4′37″	6′01″
Fluoroprotein-J	3%	gasoline[4]	〃	6.3	2′00″	2.53	5	28.0	42.9	24.7	2′38″	3′38″
Fluoroprotein-J	〃	〃	〃	6.1	1′42″	2.51	10	23.1	51.2	25.0	3′07″	6′01″
Fluoroprotein AER-O-FOAM-XL3	〃	〃	〃	6.4	2′14″	2.50	5	27.8	42.0	24.1	5′02″	6′02″
Fluoroprotein AER-O-FOAM-XL3	〃	〃	〃	6.0	2′50″	2.53	10	20.0	58.0	25.0	7′46″	7′46″

Remarks 1) modified FC-206
2) The foam solution was premixed in fresh water.
3) A leadless cleaning solvent of less than 10 wt percent n-heptane (JIS K 2201-5).
4) A 10 to 7 mixture of the cleaning solvent (JIS K 2201-5) and leadless auto-gasoline (JIS K 2202-2).
5) Two small scale foam-generating nozzles used, each capable of a solution rate of 1.25 $l$pm at a discharge pressure of 7.0±0.1 kg/cm².
6) Two or ten min. after the foam application period, lighted torch was applied over the foam

能については泡供給停止2分後の密封性試験で全面火災になり，少なくともライトウオーターの単独使用時に見られたガソリン蒸気の密封性能はなくなり，むしろ，併用により合成泡の泡質に近くなったものと考えられる。

3.1.3.3 たんぱく泡と合成泡

Table 2 によると，この種の泡の併用では，たんぱく泡の単独使用時に比べ，消火時間は短縮される場合と反対に長くなる場合があった。このことからある種の合成泡消火剤の成分に合うとたんぱく泡の消火性能はかえって悪くなることが明らかになった。また，併用泡の再燃性能は泡供給停止2分後の密封性試験でいずれの場合にも全面火災になった。したがって前述3.1.3.2 のライトウオーターと合成泡の併用の場合と同様に，たんぱく泡の泡質も併用により合成泡のそれに近くなったものと考えられる。

3.1.3.4 弗化たんぱく泡と合成泡

供試弗化たんぱく泡J，あるいは AER-O-FOAM-XL-3 と合成泡Aとの併用ではいずれも，単独使用時の弗化たんぱく泡の1.5～2.0倍の速さで消火している。しかし，弗化たんぱく泡の単独使用時にくらべ，併用泡の再燃性能は著しく低下し，同時に泡質も前述3.1.

Fuel vapor sealability and burnback resistance						Fig. and Photo. to be referred
Sealability test[6] (1st time)		Sealability test[7] (2nd time)		Burnback test[8]		
2 min after foam application	10 min after foam application	2 min after foam application	10 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	Burnback area (cm x cm)	
ignition →full fire	–	ignition →full fire	–	–	–	Fig. 1
〃	–	ignition →self extinguishing	fuel surface immediately exposed no further test	–	–	〃
〃	–	ignition →full fire	–	–	–	〃
〃	–	ignition →self extinguishing	fuel surface immediately exposed no further test	–	–	〃
〃	–	–	–	–	–	Fig. 1 Photo. 4
〃	–	ignition →self extinguishing	fuel surface immediately exposed no further test	–	–	Fig. 1
〃	–	〃	〃	–	–	〃
〃	–	〃	〃	–	–	〃
ignition →self extinguishing	ignition partially	–	–	av. 6.5	24 x 26	〃
no ignition	ignition →self extinguishing	–	–	av. 9.0	20 x 24	Fig. 1 Photo. 1
ignition →self extinguishing	ignition →full fire	–	–	–	–	Fig. 1
no ignition	no ignition	–	–	av. 6.0	full fire	Fig. 1 Photo. 3
〃	ignition partially	–	–	av. 4.0	35 x 35	Fig. 1
〃	no ignition	–	–	6.5	19 x 19	〃
ignition →self extinguishing	〃	–	–	av. 6.5	23 x 23	〃
no ignition	〃	–	–	5.5	35 x 30	Fig. 1 Photo. 2

blanket.

7) This test was conducted only when reignition led to the full fire. Sealability test was repeated after the foam application was continued for 2 more min. after the extinguishment of the reignited fire.

8) Fifteen min. after the foam application period, a foam blanket of 15 cmx15 cm was cut off, the thickness of foam blanket was measured, continuously, the cut area was ignited. Five min. after the cut area was ignited, the burn area was measured.

3.2, 3.1.3.3と同じ結果になった。

3.1.3.5 たんぱく泡とライトウオーター

Teble 2 によると，この組合せの併用泡は，単独使用時のたんぱく泡の約2倍の速さで消火している。また，その再燃性能も耐火性試験では全面火災になっているが，泡供給停止10分後の密封性試験には不十分ではあるが合格しており，したがってたんぱく泡よりは劣るが，少なくともライトウオーター単独の再燃性能よりは良い結果が示されている。なお，本実験では同量の泡が併用されているが，その併用の割合を変えれば，また，再燃性能も異ってくるものと思われる。このことは，たんぱく泡消火剤に弗素系界面活性剤を数%加えた弗化たんぱく泡がたんぱく泡と同程度の再燃性能を示すことからも明らかである。

3.2 燃焼面中央打ちあて方式による消火

この種の方式による消火方法は，石油タンクなどの実火災においてよく用いられる方法で，高所放水車(スクワート)やモニターノズルなどを使って外部から燃焼油面に直接泡放射を行っている。しかし，この方式による消火実験の研究報告例はあまり多くはない[1]。そこで，今回の実験では泡の比較的油による汚染の少ない石油タンク用固定泡消火設備の消火方法（タンク壁面

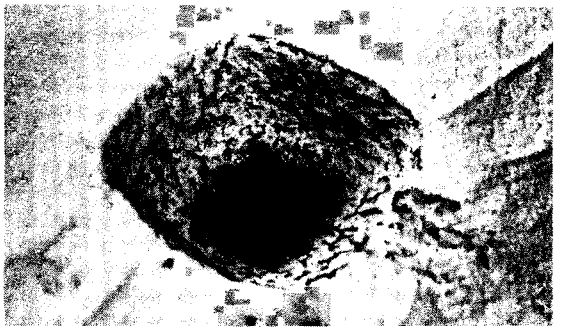


Photo. 1 Opened part of foam blanket after 5 min. burnback test of gently applied protein H
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 5′01″
Foam application time: 6′01″

Photo. 2 Burning behavior during burnback test of gently applied fluoroprotein AER-O-FOAM-XL-3
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 7′46″
Foam application time: 7′46″

Photo. 3 Burning behavior during burnback test of gently applied Light Water FC-3031
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 4′37″
Foam application time: 6′01″

Photo. 4 Failed foam blanket 2 min. after the gentle application of synthetic D
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 3′39″
Foam application time: 6′01″

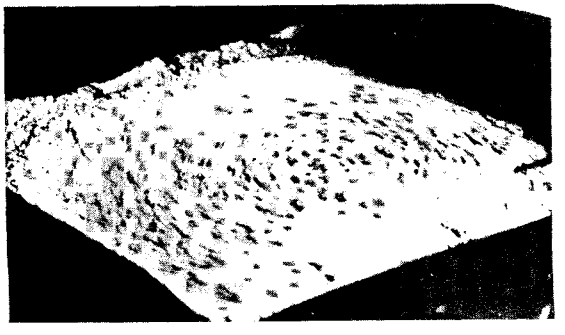


Photo. 5 Appearance of foam blanket after plunging application of protein H
Preburn time: 5 min.
Extinguishing time: 4′30″
Foam application time: 5′30″

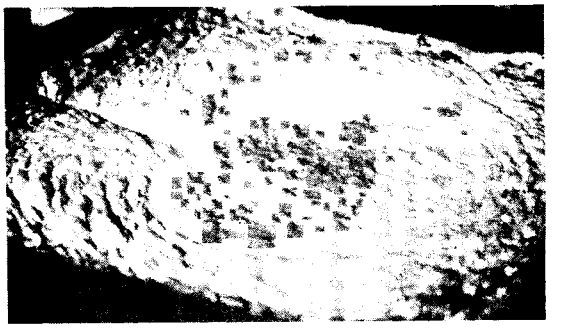


Photo. 6 Appearance of foam blanket after plunging application of fluoroprotein J
Preburn time: 5 min.
Extinguishing time: 7′54″
Foam application time: 8′54″

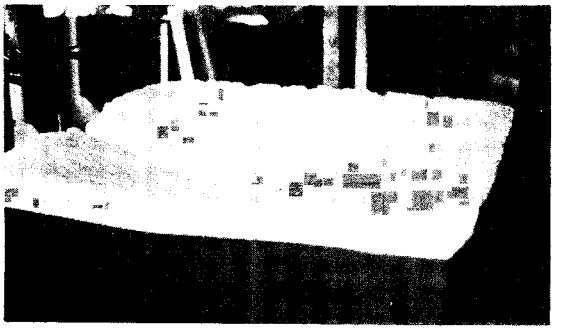


Photo. 7 Appearance of foam blanket after plunging application of fluoroprotein AER-O-FOAM-XL-3
Preburn time: 5 min.
Extinguishing time: 23′33″
Foam application time: 24′33″

Photo. 8 Appearance of foam blanket after plunging application of Light Water FC-3031
Preburn time: 5 min.
Extinguishing time: 14′59″
Foam application time: 15′59″

Photo. 9 Appearance of foam blanket after plunging application of synthetic A
Preburn time: 5 min.
Extinguishing time: not extinguished

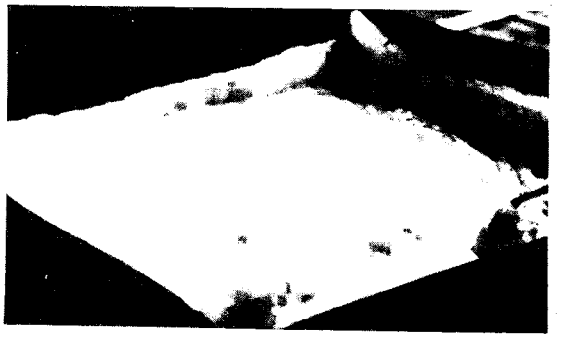


Photo. 10 Appearance of foam blanket after plunging application of a combination of protein H and Light Water FC-3031
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 1′47″
Foam application time: 2′47″

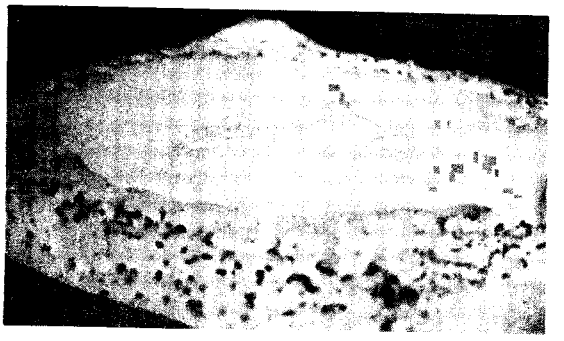


Photo. 11 Appearance of foam blanket after plunging application of a combination of protein H and Light Water FC-3031
Preburn time: 10 min.
Extinguishing time: 20′17″
Foam application time: 20′17″

Table 2 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, burnback resistance and foaming properties of four foam agents. (Gentle application method with each foam applied together)

Foaming agent	Concen-[2] tration of foam solution % (V/V)	Fuel used	Fuel depth (amount)	Properties of the foams		Applica-[5] tion rate	Preburn time (min)	Temperature of fuel (°C)	
				Expan-sion ratio	25% drain-age time	per unit time and area (l/min·m^2)		before burning	after extingu-ishing
Synthetic-A+Syn-D	3% + 3%	gasoline[4]	10cm (100l)	7.4	2′28″	2.49	5	28.2	45.9
Protein-H+Syn-A	〃	gasoline[3]	〃	7.4	1′49″	2.55	5	26.1	45.0
Protein-H+Syn-B	〃	〃	〃	6.6	1′37″	2.59	5	24.7	–
Protein-H+Syn-C	〃	〃	〃	6.5	2′02″	2.53	5	29.0	47.2
Protein-H+Syn-D	〃	〃	〃	6.9	2′09″	2.52	5	28.1	45.7
Protein-H+Syn-E	〃	gasoline[4]	〃	6.3	3′31″	2.54	5	26.0	41.9
Protein-H+Syn-F	〃	〃	〃	6.0	2′10″	2.53	5	25.6	–
Protein-H+Syn-G	〃	gasoline[3]	〃	7.6	2′41″	2.55	5	28.0	45.1
Light water (FC-3031) [1]+Pro-H	6% + 3%	〃	〃	7.0	1′37″	2.57	5	28.4	46.2
Light water (FC-3031) [1]+Syn-A	〃	gasoline[4]	〃	7.1	2′18″	2.51	5	25.5	41.1
Fluoropro-J+Syn-A	3% + 3%	〃	〃	7.0	2′02″	2.53	5	25.0	40.9
Fluoropro-AER-O-FOAM-XL3+Syn-A	〃	〃	〃	6.7	1′37″	2.51	5	31.5	47.8

Remarks 1) modified FC-206
2) The foam solution was premixed in fresh water.
3) A leadless cleaning solvent of less than 10 wt percent n-heptane (JIS K 2201-5).
4) A 10 to 7 mixture of the cleaning solvent (JIS K 2201-5) and leadless auto-gasoline (JIS K 2202-2).
5) Two small scale foam-generating nozzles used, each capable of a solution rate of 1.25 $l$pm at a

流下方式）との比較の意味で，泡の油による汚染が高くかつ実戦的なこの種の消火実験も試みることにした。

3.2.1 単独使用時の泡の消火性能

Fig. 2 に示すように，燃焼容器上部の2本の泡ノズルから同時に放出された成分の同じ泡を同一方向から燃焼油面の中央に向って打ちあてた時の各種泡消火剤の消火性能と再燃性能を **Table 3**, **Photo. 5, 6, 7, 8, 9** に示す。たんぱく泡，弗化たんぱく泡，ライトウオーターは供給可能な泡水溶液量以下で消火することが出来たが，そのうち，アメリカのナショナルフォーム社の弗化たんぱく **AER-O-FOAM-XL-3** とライトウオーターでは，たんぱく泡，国産の弗化たんぱく泡 **J** に比べて消火に時間がかかり，また，しばしば側壁にそって炎が走り，泡が燃焼容器の縁から上方にはみだすほどになってから完全消火が出来た。この結果はD. Hird[1]らが行った同じ方式の消火実験結果といちじるしく相反している。すなわち，D. Hirdらの報告によれば消火が速やかに行われたのは弗化たんぱくとライトウオーターのみで，反対にたんぱく泡は消火不能であった。一方，本実験では最も優秀な消火性能を示したのはたんぱく泡と国産の弗化たんぱく泡であった。この相反する結果が生じた原因としては，まず第一に，

Temperature of foaming solution (°C)	Extinguishing time	Foam application period	Fuel vapor sealability and burnback resistance				Fig. and Photo. to be referred
			Sealability test[6]		Burnback test[7]		
			2 min after foam application	10 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	Burnback area (cm x cm)	
24.0	1′50″	2′50″	ignition →full fire	–	–	–	Fig. 1
25.1	3′03″	4′03″	〃	–	–	–	〃
24.2	2′49″	3′49″	〃	–	–	–	〃
27.0	2′49″	3′49″	〃	–	–	–	〃
26.0	4′38″	5′38″	ignition →self-extinguishing	ignition →full fire	–	–	〃
25.1	2′41″	3′41″	ignition →full fire	–	–	–	〃
23.4	7′16″	8′16″	〃	–	–	–	〃
25.2	5′23″	6′23″	ignition →self-extinguishing	ignition →full fire	–	–	〃
27.5	2′03″	3′03″	ignition partially	ignition partially	–	full fire	〃
24.4	1′22″	2′22″	ignition → full fire	–	–	–	〃
26.5	1′50″	2′50″	〃	–	–	–	〃
28.9	2′31″	3′31″	〃	–	–	–	〃

discharge pressure of 7.0±0.1 kg/cm^2.

6) Two or ten min. after the foam application period, lighted torch was applied over the foam blanket.

7) Fifteen min. after the foam application period, a foam blanket of 15 cm×15 cm was cut off, the thickness of foam blanket was measured, continuously, the cut area was ignited. Five min. after the cut area was ignited, the burn area was measured.

現在の国家検定たんぱく泡消火剤は従来の損保規格品に比べ泡の流動性が優れ，したがって燃焼油面上の泡の展開が速くなっていること，第2は今回のような小規模実験では，泡の燃焼油面に突入する圧力が弱く，泡が油中にもぐる深さが少ないので油汚染が少なかったこと，このほか大規模石油タンク火災などに比べ,[*5] 油温が比較的低温であったため(40～50℃)，たんぱく泡の高温の油による汚染が低かったことなどが考えられる。したがって大規模石油タンク火災に対してこの結果をそのまま適用することは危険であり，その適用の良否はさらに実験条件を変えて確認する必要がある。合成泡消火剤は **Photo. 9** で示すように，消火経過中泡は全燃焼油面をおおってはいるが，泡層の所々で間けつ的に火炎が走り，このような現象は供試泡水溶液の全使用量がなくなるまで続き，最後まで完全消火が出来なかった。この原因の一因として考えられることは，他の供試泡消火剤に比べ，合成泡の耐油性が一段と劣っていたこと及び油による汚染率も著しく高かったことがあげられる。

＊5）予燃時間が増加するにつれ，ガソリンのホットゾーンの温度は70～80℃になる。

Table 3 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, burnback resistance and foaming properties of four foam agents. (Plunging application method with each foam applied alone)

Foaming agent	Concen-[2] tration of foam solution % (V/V)	Fuel used	Fuel depth (amount)	Properties of the foams		Applica-[5] tion rate	Preburn time (min)	Temperature of fuel (°C)	
				Expan-sion ratio	25% drain-age time	per unit time and area (l/min·m^2)		before burning	after extingu-ishing
Synthetic-A	3%	gasoline[4]	10cm (100 l)	8.9	1′35″	2.48	5	28.0	–
Synthetic-G	〃	gasoline[3]	〃	8.7	3′52″	2.54	5	19.5	–
Protein-H	〃	gasoline[4]	〃	7.0	3′13″	2.51	5	30.0	43.0
Protein-I	〃	〃	〃	6.7	2′44″	2.54	5	19.9	38.2
Light water (FC-3031) [1]	6%	〃	〃	9.4	2′09″	2.53	5	21.8	–
Fluoroprotein-J	3%	〃	〃	7.4	1′46″	2.50	5	28.0	42.2
Fluoroprotein AER-O-FOAM-XL3	〃	〃	〃	6.2	2′48″	2.53	5	20.0	34.0

Remarks 1) modified FC-206
2) The foam solution was premixed in fresh water.
3) A leadless cleaning solvent of less than 10 wt percent n-heptane (JIS K 2201-5).
4) A 10 to 7 mixture of the cleaning solvent (JIS K 2201-5) and leadless auto-gasoline (JIS K 2202-2).
5) Two small scale foam-generating nozzles used, each capable of a solution rate of 1.25 $l$pm at a

3.2.2 単独使用時の泡の再燃性能

燃焼面中央打ちあて方式により完全消火をすることが出来たたんぱく，弗化たんぱく，ライトウオーターのいずれの泡も密封性試験，それにつづく耐火性試験にも合格しているが，Table 3 に示すように，耐火性試験で，5分間燃焼させた後の露出油面の広がりはライトウオーターが最大であった。ライトウオーターの場合，長時間にわたる消火により消火後の泡層も厚く，また泡から還元された泡水溶液の冷却効果によって，油温も40℃以下に低下しているものと思われるのにもかかわらず，このような現象が生じているのは，たんぱくや弗化たんぱくの泡に比べ，油面上のライトウオーター表面膜による油蒸気の抑制が十分ではなかったことをよく示している。なお，この結果は前述 3.1.2 の側壁面流下方式で得られた各種泡の再燃性能ともよく一致している。

3.2.3 併用時の泡の消火性能と再燃性能

3.2.3.1 たんぱく泡とライトウオーター

Table 4, Photo. 10, 11 によると燃焼面中央打ちあて方式による泡の併用例のうち，完全消火を行うことが出来たのはこの種の泡の組合わせのみであった。この場合，予燃時間が5分から10分に変っていても，消火時間の差がほとんど認められない例(Photo.10参照)と，反対にいちじるしくその差が認められる例(Photo. 11 参照)が得られたが，どのような原因によって，このような現象が生じたのかは明らかではないが，いずれにしても，予燃時間の増加にともなう，高温の油による泡の汚染と，水/油界面におけるたんぱくとライトウオーター分子の界面化学的挙動とを考慮に入れて解明する必要があるものと思われる。消火後の泡の再燃性能については，消火がいちじるしく速かった二例の場合は，予燃時間が5分，10分のいずれでも泡供給停止2分後の密封性試験で全面火災になり，前述3.1.3.5の側壁面流下方式時で得られたたんぱく泡とライトウオーターとの併用泡の再燃性能より，一段と劣る傾向を示したが，この相違は，燃焼面打

Temperature of foaming solution (°C)	Extinguishing time	Foam application period	Fuel vapor sealability and burnback resistance				Fig. and Photo. to be referred
			Sealability test[6]		Burnback test[7]		
			2 min after foam application	10 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	Burnback area (cm x cm)	
24.1	26′58″ foam application stopped, not extinguished		–	–	–	–	Fig. 2 Photo. 9
20.8	24′39″ foam application stopped, not extinguished		–	–	–	–	Fig. 2
24.2	4′30″	5′30″	no ignition	no ignition	a.v. 7.5	20 x 20	Fig. 2 Photo. 5
20.0	5′29″	6′29″	〃	〃	a.v. 6.5	28 x 29	Fig. 2
21.0	14′59″	15′59″	〃	〃	a.v. 15.0	circle ϕ40	Fig. 2 Photo. 8
26.9	7′54″	8′54″	ignition → self extinguishing	〃	a.v. 7.5	25 x 25	Fig. 2 Photo. 6
20.3	23′33″	24′33″	no ignition	〃	a.v. 13.5	17 x 16	Fig. 2 Photo. 7

discharge pressure of 7.0±0.1 kg/cm^2.

6) Two or ten min. after the foam application period, lighted torch was applied over the foam blanket.

7) Fifteen min. after the foam application period, a foam blanket of 15 cm×15 cm was cut off, the thickness of foam blanket was measured, continuously, the cut area was ignited. Five min. after the cut area was ignited, the burn area was measured.

ちあて方式による併用泡は，消火が速かったために，消火後の泡層も薄く，また油による泡の汚染も，3.1.3.5の場合よりいちじるしかったものと思われる。このことは，消火に時間を要したもう一方の例では(**Photo. 11**参照)，密封性試験のみならず，これに続く耐火性試験にも合格していることからも明らかである。なお，消火がいちじるしく速かった前述二例の併用泡の密封性試験において，生じた全面火災に対し直ちに同じ泡消火剤による併用消火を開始したが，供試泡水溶液量の全使用量を供給しても消火不能であった。このような事例は側壁面流下方式による各種合成泡の第2回密封性試験(前述3.1.2参照)では見られなかった特異な現象であり，この一因として考えられることは，いったん消火後の水/油界面において，弗素系界面活性剤(ライトウオーター)とたんぱく分子が共存した不安定な膜が生成されたため，このあと再着火して全面火災に拡大した時には，新たに同種の併用泡を供給し続けても，水/油界面に安定な分子膜が形成されにくくなり，同時に消火も困難になったことがあげられる。今後，界面化学的方法によって，このような現象を解明することは，異なる成分の併用泡の消火性能や再燃性能を調べる上で，有力な対策になりうるものと思われる。

3.2.3.2 合成泡とそのほかの泡

前述3.2.1で明らかなように，燃焼面中央打ちあて方式により，各種泡消火剤を単独で使用して完全消火が出来たのは，たんぱく泡消火剤，弗化たんぱく泡消火剤，ライトウオーターのみであるが，弗化たんぱくを除いたこれらの泡消火剤を，同じ泡適用方式により合成泡消火剤と併用した場合は，**Table 4**に示されているように，すべて消火不能であった。このことは合成泡との併用により，これらの併用泡の泡質が合成泡のそれに変わり，これにともない油による泡の汚染がいちじるしく進んだことを示している。また，消火実験時の観察によれば，消火の経過にともない，併用泡層は全燃焼面をおおって行くが，燃焼容器の周辺や中

Table 4 Details of the relative fire extinguishing ability, fuel vapor sealability, burnback resistance and foaming properties of three foam agents. (Plunging application method with each foam applied together)

Foaming agent	Concen-[2] tration of foam solution % (V/V)	Fuel used	Fuel depth (amount)	Properties of the foams		Applica-[5] tion rate	Preburn time (min)	Temperature of fuel (°C)	
				Expan-sion ratio	25% drain-age time	per unit time and area (l/min·m^2)		before burning	after extingu-ishing
Protein-H +Synthetic-E [1]	3% + 3%	gasoline[3]	5cm (50l)	6.3	2′20″	2.55	5	–	–
Light water (FC-3031) +Synthetic-A [1]	6% + 3%	gasoline[4]	10cm (100l)	8.3	1′59″	2.53	5	22.5	–
Light water (FC-3031) +Protein-H [1]	〃	〃	〃	7.6	1′45″	2.52	5	23.2	31.8
Light water (FC-3031) +Protein-H [1]	〃	〃	〃	7.5	1′56″	2.55	10	21.0	41.9
Light water (FC-3031) +Protein-H	〃	〃	〃	6.8	1′51″	2.50	10	27.5	39.1

Remarks 1) modified FC-206
2) The foam solution was premixed in fresh water.
3) A leadless cleaning solvent of less than 10 wt percent n-heptane (JIS K 2201-5).
4) A 10 to 7 mixture of the cleaning solvent (JIS K 2201-5) and leadless auto-gasoline (JIS K 2202-2).
5) Two small scale foam-generating nozzles used, each capable of a solution rate of 1.25 $l$pm at a

央で間けつ的に火炎が走り，このような現象は泡水溶液の全使用量がなくなるまで続き，最後まで完全消火が出来なかった。この消火観察経過は，また，同じ泡適用方式により合成泡消火剤を単独で使用した時の消火経過と類似しており(前述 3.2.1.参照)，このことからも合成泡との併用により，併用泡の泡質が合成泡のそれに変っていることがわかる。なお，合成泡消火剤単独ではこの泡適用方式による消火が不可能であったことから，合成泡同志を併用しても消火不能になることがあらかじめ予想されたため，あえて合成泡同志による消火実験は行わないことにした。

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) 低膨脹泡を用いて流出油火災を消火する場合，通常，燃焼油面への棒状泡放射が多く行われているが，この方法により，同じ泡水溶液供給率(2.5l/min·m^2)で比較したところ，完全消火が出来たのはたんぱく泡，弗化たんぱく，ライトウオーターで，合成泡はたんぱく泡(弗化たんぱくも含む)，ライトウオーターに比べ，油に汚染されやすく消火不能であった。一方，比較的油による汚染の少ない側壁面流下方式では，予燃時間が5分の場合は，ライトウオーターと同様に，合成泡消火剤は泡の流動性が優れ，たんぱく泡消火剤の約1.5～2倍の速さで消火している。しかし，予燃時間が10分になると，たんぱく泡消火剤との消火時間の差は縮小する傾向を示した。したがってこれらのことから，合成泡消火剤を流出油火災に使用する時には，油で汚染されにくく，しかも低膨脹泡よりも一段と消火効率の高い中，高膨脹泡として使用するほうがより望ましいものと思われる。

(2) 泡の適用方法が側壁面流下，あるいは燃焼面中央打ちあてのいずれの方式でも，単独使用の場合には，ライトウオーターと合成泡消火剤はたんぱく泡消火剤(弗化たんぱくも含む)に比べ，高温の油に対する耐油性と再燃防止能力が劣るため，現在の製品の水準では，これらを単独で用いた場合，赤熱したタンク壁の影響で再燃の危険があり，また，消火の確認が困難な大規模石油タンク火災を消火することは適当ではな

Temperature of foaming solution (°C)	Extinguishing time	Foam application period	Fuel vapor sealability and burnback resistance				Fig. and Photo. to be referred
			Sealability test[6]		Burnback test[7]		
			2 min after foam application	10 min after foam application	Thickness of foam blanket (cm)	Burnback area (cm x cm)	
24.4	12′10″ foam application stopped, not extinguished.		–	–	–	–	Fig. 2
23.4	28′12″ foam application stopped, not extinguished		–	–	–	–	〃
22.9	1′42″	2′42″	ignition →full fire	–	–	–	〃
23.4	1′47″	2′47″	〃	–	–	–	Fig. 2 Photo. 10
25.0	20′17″	20′17″	ignition →self extinguishing	ignition →self extinguishing	a.v. 10.0	30 x 30	Fig. 2 Photo. 11

discharge pressure of 7.0±0.1 kg/cm².

6) Two or ten min. after the foam application period, lighted torch was applied over the foam blanket.

7) Fifteen min. after the foam application period, a foam blanket of 15 cm×15 cm was cut off, the thickness of foam blanket was measured, continuously, the cut area was ignited. Five min. after the cut area was ignited, the burn area was measured.

い。今後，これらの泡消火剤が，単独で大規模石油タンク火災に使用される可能性としては，これらの製品自体の改良のほかに，底部泡注入方法や中・高膨脹泡としての使用など，その適用方法も考慮に入れて取り組む必要があると思われる。

(3) たんぱく泡消火剤とライトウオーター，またはたんぱく泡消火剤と合成泡消火剤との併用のうち，前者の場合は，泡の適用方法が側壁面流下，燃焼面中央打ちあてのいずれの方式でも消火可能であり，また，たんぱく泡消火剤，弗化たんぱく泡消火剤，ライトウオーターの単独使用時よりもいちじるしく消火時間が短縮される場合があった。一方，後者の場合は，側壁面流下方式においてのみ消火可能であった。このことから，流出油火災のみならず大規模石油タンク火災においても，たんぱく泡とライトウオーターとの併用は可能であると思われる。なお，以上の結果は**NFPA, NO. 11 B**において，泡の併用について述べられている事実とほぼ一致している。

(4) 各種泡消火剤を単独に用いた時の泡の再燃性能は，たんぱく泡消火剤(弗化たんぱくも含む)，ライトウオーター，合成泡消火剤の順に低下することが明らかになった。また，たんぱく泡とライトウオーター，または，たんぱく泡と合成泡との同量併用により生成された併用泡は，たんぱく泡消火剤を単独に用いた時に比べ，その再燃性能はいちじるしく低下し，たんぱく泡の特徴である高温の油に対する耐油性が認められず，むしろ，その泡質はライトウオーター，あるいは，合成泡のそれに近くなった。その反面，たんぱく泡とライトウオーターとの併用では，ライトウオーター単独時よりは良い再燃性能が得られた。

(5) 今回の実験は，油の厚さ10cm，燃焼面積1 m²の小規模ガソリン火災を用いたが，これは防油堤などにおける厳しい流出油火災を対象として考えたものである。したがって，今回得られた消火実験結果をそのまま大規模石油タンク火災に適用することは危険である。大規模石油タンク火災に適用するためには，大型の消火実験などにより確認する必要があろう。しかし，少なくとも或る種の実験結果，たとえば，泡の再燃性や併用性などの結果は，大規模石油タンク火災に使用可能な泡剤を選択する際の重要な参考資料になりうるも

のと思われる。

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。

引用文献

1) D. Hird, A. Rodriguez, and D. Smith.,
Fire Technology **6**, 5 (1970)

Evaluation of Extinguishing Abilities of Fire-Fighting Foam Agents Applied Alone or Together

(Abstract)

Makoto Hoshino and Koji Hayashi

(Received May 31, 1978)

The object of this study was to evaluate the effect of application methods by determining the extinguishing ability, fuel vapor sealability and burnback resistance of various foams. The tests were carried out indoors using a small scale (1 m^2) steel pan.

Among the commercially available foam agents, used were two protein-based foams, two fluoroprotein foams, a light water FC-3031 (modified FC-206) and seven synthetic foams containing detergents.

Except a fluoroprotein foam (National Aero XL-3 of National Foam System Inc., USA), all of the foam agents were manufactured in Japan in accordance with the Japanese Home Affairs Ministry Spec. (Home Affairs Ministry Ordinance, No. 26, 1975)

The fuels used were two type gasolines, a leadless cleaning solvent of less than 10 wt percent n-heptane (JIS K 2201-5), and a 10 to 7 mixture of the cleaning solvent (JIS K 2201-5) and leadless auto-gasoline (JIS K 2202-2).

The experimental procedure was as follows:

The 100 litres of gasoline (10 cm deep) were used per test. The fuel was allowed to preburn for 5 or 10 min. The foam agents were premixed to 3 or 6% concentration in fresh water.

Following the preburning, the premix solution was applied to the burning gasoline from two nozzles (1/3 in scale of the Japanese standard type for protein foam), each capable of a solution rate of 1.25 $l$pm at a discharge pressure of 7.0 ± 0.1 kg/cm^2.

The solution application rate for all tests was set at 2.5 $l$pm/m^2 in accordance with the Japanese Home Affairs Ministry Specification.

Two foam application methods were used. One is the plunging of foam into the fuel over the top of the pan simulating the application with foam monitors, and the other was a gentle application of foam on to the fuel surface, simulating the application with the fixed, top applicators.

The results and discussions are described as follows:

1. Although the plunging of foams in extinguishing gasoline spill fires is popular, in the case of the solution rate of 2.5 $l$pm/m^2, the use of synthetic foams was found unfavorable, because they pick up more gasoline than protein-based foams, fluoroprotein foams and light water.

On the other hand, under the gentle foam application on to fuel surface at the same solution rate of 2.5 $l$pm/m^2, synthetic foams worked as well as light water or fluoroprotein foams,

and extinguished the gasoline fire of the same scale in about half to two-thirds the time protein-based foams took, but when preburn time increased from 5 min. to 10 min., the difference in extinguishing time between the protein foam and synthetic foam or between the protein foam and light water considerably reduced due to the increased fuel temperature.

The above mentioned experimental results indicate that as for the application of synthetic foam agents to spill fire, high expansion foam or medium expansion foam is more effective than low expansion foam because the former two have smaller pick-up of fuel and quicker extinguishing effects than the last when the application rate is the same.

2. Both for the plunging application and the gentle application methods, light water and synthetic foam have poor resistance to hot oil, fuel vapor sealability and burnback compared with both protein foam and fluoroprotein foam.

From the above reasons, both light water and synthetic foam agents now on the market are presumably not suitable to extinguish large scale gasoline tank fires after a long preburning, because there is a fear of reignition by heated side wall and hot oil surface.

3. From the results of the compatibility tests of protein foam with light water and synthetic foams, it was found that the combination of a protein foam (1.25 *l*pm) and light water (1.25 *l*pm) took a shorter time in extinguishing small scale gasoline fires (1 m^2) than a protein foam alone (2.5 *l*pm) under the condition of either the gentle application or the plunging application after a 5 min. preburning. It was also found that the combination of a protein foam and a synthetic foam successfully extinguished the same fire, only when the gentle application not the plunging application was used. Among the agents used in this study, except for fluoroprotein, light water was the only one agent which had a good compatibility with protein foams in extinguishing not only spill fires but also oil tank fires. These results agree with NFPA 11B.

4. When fuel vapor securing ability and burnback resistance are taken into consideration, protein foams including fluoroprotein have the highest ability to prevent reignition, followed by light water, and synthetic foams. When a protein foam, and light water or a synthetic foam were applied together at an equal application rate, both the fuel vapor securing ability and burnback resistance were much lower than those of protein foam alone, and rather close to those of light water or synthetic foams.

However, the combination of protein foam with light water proved to be superior to light water alone in respect to the ability to prevent reignition.

5. It is dangerous to directly apply the results of the tests to the operation in extinguishing long preburning large scale gasoline tank fires. The results need to be verified on a large scale fire, whether they can be applied or not.

But, some of the test results, concerning foam compatibility, fuel vapor securing ability and burnback resistance, can probably scale up in practice to give predictable performance on full scale gasoline tank fire.

高膨脹泡の効率的なダクト輸送に必要な泡流断面径とダクト径の関係

新　居　六　郎

（昭和53年 5 月31日受理）

1. はじめに

高膨脹泡をダクトを用いて効率良く輸送できるためには既報[1]のとおり，ダクト内の泡流がダクトの中心部に集中し，その周囲に気流があるという流動形態が維持される必要があること，また，泡を連続泡流として輸送可能な最大距離のところでは，泡流の平均断面積の使用ダクト断面積に対する比が約0.45に等しいという結論を得た。この報告では，上述の結論のうち，後者の部分の理論的根拠に関する考察結果について述べる。

2. 考　察

実験結果の一例として，供試泡の膨脹率が約500の場合の泡流の水平方向のダクト内流動状況の概要を **Fig. 1** に示す。

いま，ダクトを用いて高膨脹泡を輸送可能な最大距離以内の泡の流れ，すなわち連続的な泡の流れを考える。また，ダクト壁と泡流側面上の気流に対する摩擦力を考え，これらをそれぞれF_1及びF_2とする(**Fig.2**参照)。

定常状態では，これら摩擦力と気流の静圧力損失が等しいから(1)式を得る。

$$\pi(DF_1+D_fF_2)=\Delta p\pi(D^2-D_f^2)/4 \qquad (1)$$

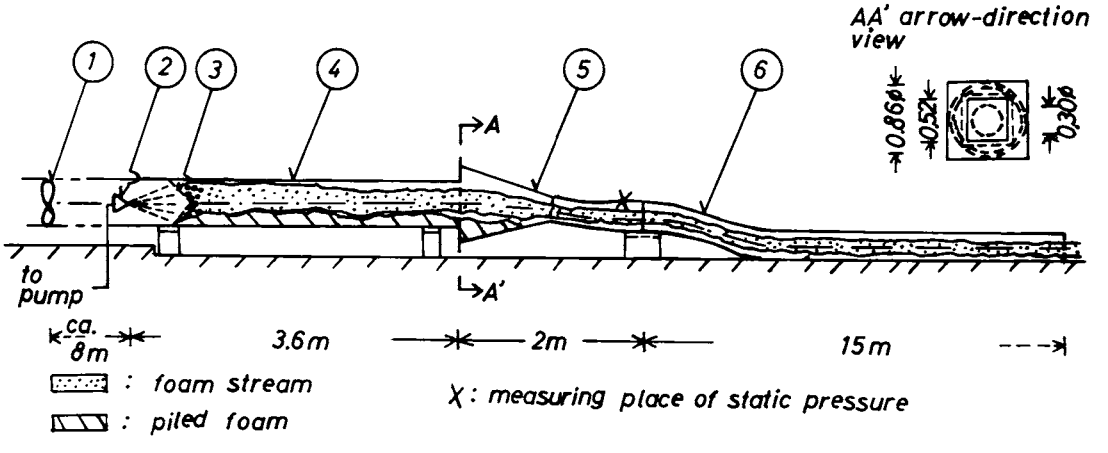


Fig. 1 Outline of a foam stream in the ducts in horizontal transport of hi.-ex. foam (expansion ratio: ca. 500)
1; fan (the mean wind velocity is 3.7 m/s at the front of the net), 2; fog nozzle (15.3 l/min), 3; net for generation of foam, 4; duct made of transparent PVC plates (cross-section = 52 cm x 52 cm), 5; reducer duct (0.86 m dia. x 1m+ 0.3 m dia. x 1 m, made of vinylon-tarpaulin) and 6; duct for connection (0.3 m dia. x 5 mx 3, made of vinylon-tarpaulin)

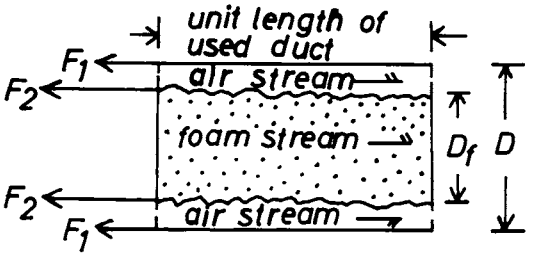


Fig. 2 Frictional forces F_1 and F_2 relating to static pressure loss per unit length of duct in horizontal transport of hi.-ex. foam

D; diameter of used duct,

D_f; mean diameter of cross-section of foam stream,

F_1; a frictional force of duct wall of unit length to air stream and

F_2; a frictional force on outside area of foam stream of unit length to air stream

(1)式で，Dは使用ダクト径，D_fは平均の泡流断面径，Δpは高膨張泡送泡時の単位長についての静圧力損失(mmAq/m)を表わす。

送風のみのときのダクト単位長あたりの静圧力損失をΔp_1(mmAq/m)，送泡時の気流と泡流側面の摩擦による静圧力損失をΔp_2(mmAq/m)と表わす。ただし，Δp_2の直接測定は不可能であるが，(2)式により間接的に求めることができる。

$$\Delta p_2 = \Delta p - \Delta p_1 \tag{2}$$

さらに，F_1とΔp_1及びF_2とΔp_2の関係は(3)及び(4)式でそれぞれ表わされる。

$$F_1 \pi D = \Delta p_1 \pi D^2/4 \tag{3}$$

$$F_2 \pi D_f = \Delta p_2 \pi D_f^2/4 \tag{4}$$

(1)，(2)，(3)及び(4)式からDとD_fの関係を求めると，(5)式を得る。

$$D_f = D\sqrt{(\Delta p - \Delta p_1)/(2\Delta p - \Delta p_1)} \tag{5}$$

3. 検　討

供試泡の膨張率が約500, 650及び750のときのΔpとΔp_1の実験値と，(5)式を用いてD_fと$(D_f/D)^2$を計算した結果を**Table 1**に示す。

Table 1から$(D_f/D)^2$すなわち，泡流の平均断面積のダクト断面積に対する比が，膨張率が500, 650及び750に対して，それぞれ0.40，0.43及び0.47となり，実験から得られた値，約0.45に近い値になることがわかる。

Table 1 Experimental values of Δp and Δp_1 and calculated ones of D_f and $(D_f/D)^2$ for hi.-ex. foams of some expansion ratios

Expansion ratio of hi.-ex. foam	Experimental values				Calculated values (1)	
	In blowing only		In transport of foam			
	Δp_1 (mmAq/m)	Mean wind velocity (2) (m/s)	Δp (mmAq/m)	D_f (cm)	D_f (cm)	$(D_f/D)^2$ (3)
ca. 500	0.36	9.3	1.1	ca. 20	19.0	0.40
ca. 650	0.33	8.0	1.4	ca. 20	19.7	0.43
ca. 750	0.23(4)	5.8	2.2	ca. 20	20.6	0.47

Remarks: (1); obtained from the Eq. (5), (2); in the duct of 30 cm in dia.,
(3); D = 30 cm and (4); the presumed value from the ones of Δp_1 which were experimentally obtained for the wind velocities, 9.3 and 8.0 m/s

4. むすび

理論的考察から得られた(5)式の関係は，実験から得られた結論をほぼ裏づけるものであると考えられる。

ダクト内の高膨張泡の流動現象と類似の現象は血管中の血液の流れにおいても観測されている。このように管の中心部に変形可能の微粒子群が集中する現象は集軸現象[2]とも呼ばれ，このような特異な流動現象の理論的解釈については，在来の流体力学の知識で可能であるかどうか，あるいは，異なる相の2種の流体の

密度と粘性の間に特別な関係があるときに成立するのかどうかについて，さらに探究を進めてゆくべき課題であると考えられる。

文　献

1）R. Nii，高膨脹のダクト輸送に関する実験的研究，*Report of Fire Research Institute of Japan*，Serial No. 39，1（March 1975）

2）Y. Matsunobu，微粒子の横ばい運動－低レイノルズ流体力学の一側面－，"Butsuri"，**27**，107－114（1972）

A Relationship between Duct Diameter and Necessary Cross-sectional Diameter of Foam Stream for Effective Transport of High-Expansion Foam through Ducts

(Abstract)

Rokuro Nii

(Received May 31, 1978)

As already reported by the author, the following conclusions were obtained: it is necessary for the effective transport of hi.-ex. foam through ducts to maintain two steady coaxial streams in which inner one is a foam and outer one is air; the transportable distance is a maximum, when the ratio of cross-sectional area of foam stream to that of duct is about 0.45.

The following equ. (1) was derived by the author as the result of the theoretical consideration on some relationships between the static pressure losses and the frictional forces to air stream of the duct wall and the outside area of foam stream

$$D_f = D\sqrt{(\Delta p - \Delta p_1)/(2\Delta p - \Delta p_1)} \tag{1}$$

where D_f is the mean cross-sectional diameter of a foam stream, D the diameter of used duct, Δp the static pressure loss in foam transport and Δp_1 the static pressure loss in blowing only per unit length of duct.

The calculated values of the $(D_f/D)^2$ for hi.-ex. foams of various expansion ratios are nearly equal to the experimental values.

消防研究所報告

通巻 46 号

昭和53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)