

# 船用消火装置作動時の静電気帯電に関する実験的研究

山根健次\*・吉田紘二郎\*

## Experimental Study on Electrification Phenomena in Operation of Fire Extinguishers for Marine Use

By

Kenji YAMANE and Koujirou YOSHIDA

### Abstract

This paper reports the results of an experiment conducted for the purpose of preventing an electrostatically initiated explosion in the operation of several types of fire extinguisher for marine use.

A real scale model of fire extinguishers was used to make an engineering clarification of electrification phenomena.

The following characteristics of electrification phenomena was made clear from the experimental results and discussions : (1) Generation of static electricity is concentrated on the discharge head of extinguishing fluid, (2) the electric field around the head becomes strong and the head acts as an ignition source in a wide range of condition, when an extinguisher is operated in an explosive atmosphere, (3) The shape of the discharge nozzle shows great effects on the amount of static electrification, while the material exerts little influences.

Comparing the experimental data with the analytical results, the transient characteristics of the current arising from the electrification could be well explained. Further, it was also clarified experimentally using a sophisticated device that there exist the same amounts of positive and negative electric charges in the discharged gas, and that this phenomenon causes current instability.

Judging from the relationship between grounding resistance and voltage charged to an operator of powder-type portable fire extinguishers, it was concluded that the operator will not be attacked by an electric shock if the grounding resistance is kept below  $10^7 \Omega$ .

### 目次

1. 緒言	12	2. 実規模消火装置作動時の発生電荷量	12
		2.1 CO <sub>2</sub> 消火装置作動時の発生電荷量	12
		2.2 ハロゲン化合物消火装置作動時の発生電荷量	14
		2.3 粉末消火装置作動時の発生電荷量	14
		3. 噴出ヘッド近傍での発生電荷量	15

\*大阪支所

原稿受付：昭和62年5月1日

3.1	噴出ノズルの発生電荷量	15
3.1.1	ノズル口径の影響	18
3.1.2	窒素ガスの溶解の影響	18
3.1.3	加圧の影響	18
3.1.4	消火剤の種類	19
3.2	噴出ホーンの発生電荷量	19
3.2.1	実際に使用されているホーンの発生電荷量	19
3.2.2	噴出ホーンの材質、形状の影響	22
3.2.3	平板に消火剤を衝突させた場合の発生電荷量	23
3.2.4	発生電荷量のマクロ的な解析	26
4	噴出ガスの帯電量の測定方法	26
4.1	ネットによる電荷捕捉	27
4.2	吸引式電荷密度計測装置による方法	27
5	静電気による着火源としての危険要因	28
5.1	CO <sub>2</sub> 消火装置の場合	28
5.2	ハロゲンガス消火装置の場合	29
5.3	粉末式消火装置の場合	29
6	まとめ	30
	参考文献	30
付録1	消火剤の導電率測定	31
付録2	N <sub>2</sub> 加圧による消火剤の噴出係数	31
付録3	CO <sub>2</sub> 噴流下における平板の温度分布	32

## 1. 緒言

船舶の消火設備には、従来、消火剤としてCO<sub>2</sub>、泡、あるいは水などが用いられ、船体必要箇所に予め固定設置されている配管を通じて放出される方式が主流であった。中でも、固定式二酸化炭素消火設備は無毒性、非汚染性、長期保存安定性などの長所が多いことから広く採用されてきた。近年、カーフェリー等の発達に伴い、比較的小型の移設式粉末消火装置が多く用いられるようになり、さらに、燃焼に対する触媒効果による高消火効率性と、消火対象物への非汚染性という利点を持つ、ハロゲンガスを利用した消火設備も、陸上での実績を背景に使われ始めている。

CO<sub>2</sub>、ハロゲンガス等の鎮火性ガス消火装置は上記の利点を有する反面、静電気帯電による発火源としての危険性を有する。1954年西ドイツにおいて、陸上燃料油タンクの竣工時に行われた消火設備の作動テスト中に、CO<sub>2</sub>の噴出帯電による放電着火が原因とみられる大爆発が起り、それ以来高圧ガスの噴出に伴う静電気帯電の危険性が注目されるようになり、安全工学の立場から種々の検討が始められた。消火装置における

静電気帯電は爆発災害の原因となる他、移設式消火装置を用いた消火作業、消火訓練などの際に、操作員が噴出帯電による強い衝撃を受け、放出ノズルを取り落とす事や飛び退く等の動作から引き起こされる二次災害の危険性も存在する。このような状況の中でIMCO (現IMO) 勧告によって、鎮火性ガス消火設備をLPG、LNG又はオイルタンカーに設置する場合には静電気発生に対する予防措置を講ずることが要求されるに至ったが、その発生を回避する決定的な手段ははまだ確立されていない。

消火剤が配管内を流動する際に生じる帯電は基本的には誘電体の流動帯電<sup>1)~3)</sup>現象と考えられる。しかし、鎮火性ガス消火装置における静電気帯電現象は、噴出部での激しい流体の相変化のため、流動状態の把握あるいは再現性のある静電気計測が困難なこともあり、これまで十分な研究がなされていない<sup>4)~5)</sup>。

本研究は、種々の模擬装置を用いた実験を基に、船用鎮火性ガス消火装置作動時の安全性について検討したものである。初めに、実際の消火装置における発生電荷量を定量的に把握するための実験を行うとともに、静電気帯電の軽減法を探るため、噴出ヘッドの材質(特に表面塗装材)や噴出ヘッドの形状と帯電量の関係を実験的に調べた。続いて、静電気発生原因を調査するため、噴出模擬装置による実験を実施し、静電気発生に関与する因子の洗い出しを行った。更に、引火性ガスが存在する雰囲気中で鎮火性ガス消火装置を作動させた場合、帯電した噴出ガスによって空間に形成される電場が、引火性ガスへの着火源になり得るかどうかの検討を行った。

二次災害の危険性を軽減させるための研究として、粉末式消火装置を扱う操作員が直接放出ノズルを手で持つことを想定した場合の電撃防止の観点から検討を行った。また、消火設備設置現場における噴出消火剤の帯電による安全評価を容易にするため、噴出中の帯電ガスの電荷を直接測定することによって、帯電ガスの極性、電荷密度を把握出来る吸引式の電荷密度計測装置を試作し、この装置の有効性について考察した。

## 2. 実規模消火装置作動時の発生電荷量<sup>6)~8)</sup>

### 2.1 CO<sub>2</sub>消火装置作動時の発生電荷量

まず、CO<sub>2</sub>消火装置作動時の静電気帯電の分布を全般的に把握する目的で、Fig.1に示す全長90mの実船の配管を模擬した装置を作製した。配管系全体を大地に対して電氣的に絶縁すると共に、配管の数箇所に絶縁フランジを配置し、配管相互間もお互いに分離絶縁し

た。従って、配管各部と大地間に微小電流計を挿入することにより、その区間での発生電流を計測記録することができる。帯電々流は、手動メインバルブ以後の配管について曲がり部を含んだ4部に分割して計測された。配管には内径25mmの圧力配管用炭素鋼管( STPG, スケジュール80, 亜鉛メッキ仕上げ)を使用し、噴出ヘッドには主として汎用型 ( Fig.2) を使用した。

CO<sub>2</sub>流量は噴出ヘッド部のオリフィス径を、吹き出し時間はCO<sub>2</sub>容器 ( 充填量45kgを最高7本まで並列に継ぐ) の数を、それぞれ変化させ調節された。CO<sub>2</sub>流量は、容器全重量の変化を歪ゲージ式荷重変換器で測定し、求められた。

CO<sub>2</sub>容器7本を使用し、メインバルブを一気に開放した際の各部分における発生電流の計測値の例をFig. 3に示す。

管路部における発生電流の特徴を経過時間で見ると、いずれの場合も、バルブ開放直後に正又は負に大きな電流の発生が見られる。これは、開きつつあるバルブのスリット部でCO<sub>2</sub>の液相がドライアイスに相変換し、ドライアイスが気流に乗って飛来し管壁に衝突し、帯電したためと思われる。測定電流値には、帯電ドライアイスが管内に流入する際の誘起電流による正負のパルス状電流も含まれているものと考えられる<sup>9)</sup>。時間が経過し、配管内が液体CO<sub>2</sub>で満たされ流れが安定すると、電流の発生は減少する。さらに時間が経過して

容器内のCO<sub>2</sub>残量が減少すると、高压容器群の一部で容器内に挿入されたサイフォン管の先端がCO<sub>2</sub>液面から離れ、気体CO<sub>2</sub>が流出するため、配管内のポイド率は大きくなる。このため、管内流動状態が不安定となり再び発生電流が増加するが、開弁直後ほど大きくはない。

噴出ヘッド部においても、管路部と同様、CO<sub>2</sub>噴出開始直後に短時間ながら大きなスパイク状の電流の発生が見られるが、その後はほぼ一定値を示す。Fig.3の例では、まず正に約 $0.25 \times 10^{-5}$  Aの電流値を記録し、ついで急激に極性が変化し $-1.3 \times 10^{-5}$  Aを示しているが、実験値の再現性はなく、絶対値においても数倍の変化がある。全ての容器から液体CO<sub>2</sub>が供給され初めると、発生電流はほぼ一定値となり、極性も安定する。更に、時間が経過して容器内CO<sub>2</sub>の残量が減少すると、管路部と同様、噴出ヘッド部の発生電流は正負に大幅に脈動するが、放出末期において負の帯電々流を示すことが多い。

本実験条件下では、管路部の発生電流の絶対値の最大は、 $0.5 \times 10^{-6}$  A程度で、発生持続時間は非常に短い。これに対して噴出ヘッド部に於いては数 $10 \mu$  Aの大きな電流が管路部よりも長時間持続し、発生総電荷量が0.01クーロンに達するものも見られた。これは、噴出部オリフィスで、急膨張したCO<sub>2</sub>はドライアイスの細粉となってホーン部に激しく衝突し、大きな摩擦帯電を生じたためと考えられる。

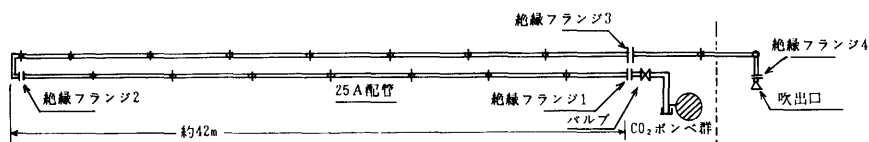


Fig.1 実規模CO<sub>2</sub>消火配管実験装置

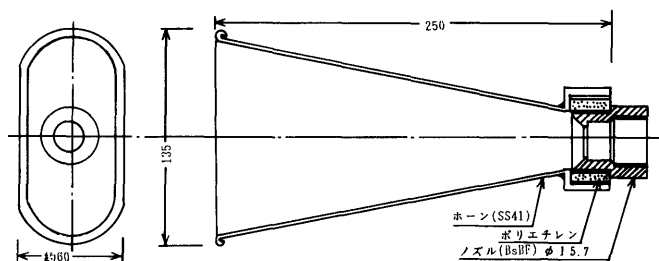


Fig.2 汎用直接噴出型ホーン及びノズル

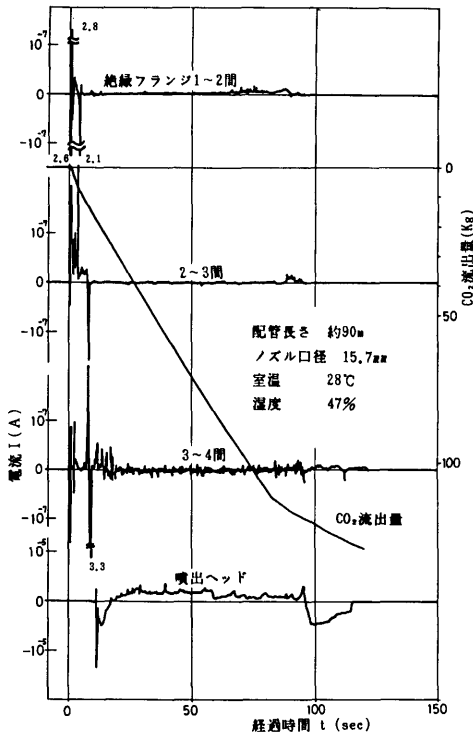


Fig.3 実規模CO<sub>2</sub>消火配管における放出実験結果

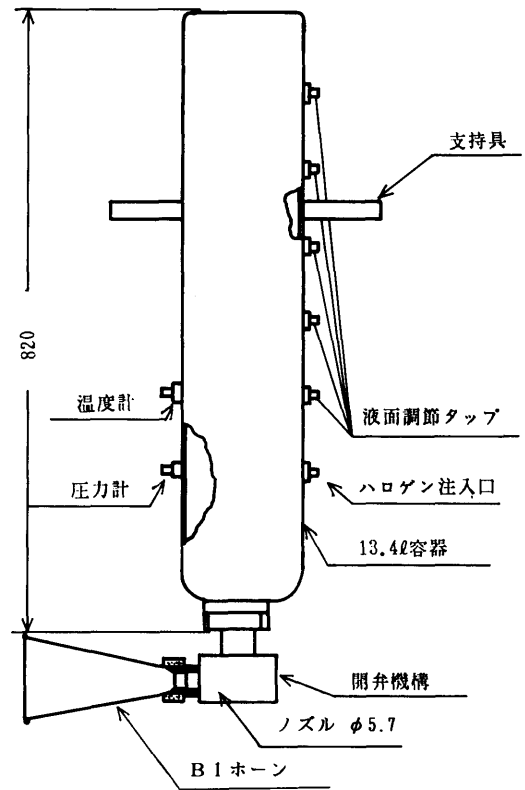


Fig.4 実験用ハロゲン消火装置

2.2 ハロゲン化合物消火装置作動時の発生電荷量

実規模実験に用いた消火剤は通称ハロン1301と呼ばれるもので、ハロゲン系消火装置の内では一番よく採用されるものである。ハロゲン系消火装置は、ハロゲンの蒸気圧が低いため、高压容器内に窒素ガスを封入し、過飽和状態まで加圧 (40kg/cm<sup>2</sup>程度) した状態で用いられるのが一般的である。

Fig.4に示す実験装置を用いて、実規模に近い流量で消火剤約4ℓを放出させ、帯電現象を調べた。実験に用いた吹出しホーンはFig.2に示すものと同一である。発生電荷は、容器から大地への漏洩電流を微小電流計により計測し、求められた。なお、装置全体を大地より絶縁する必要上、消火剤放出弁の作動には空気アクチュエーターを用いた。実験に際しては、実際に使われている状態に合わせて、ハロン1301に窒素ガスを飽和状態まで溶解したものについて行った。

実験結果の一例をFig.5及びTable 1に示す。液体のハロン1301がノズルを通過している間の発生電流は比較的安定している。放出末期に発生電流が大きくなるのは、容器内の消火剤が液切れを起こし、N<sub>2</sub>ガスの噴出により流速が大きくなるためと考えられる。この傾

向は、高压ガスを消火剤放出のエネルギー源とする消火装置に共通の現象である。

2.3 粉末消火装置作動時の発生電荷量

粉末消火装置の主要目をTable 2に示す。実際の消火装置は、鉄製のキュービクルの中にセットされ、必要に応じて移動できるようになっているが、本実験に際してはキュービクルを除いた本体部分を堅ろうな木製パレットの上に架設し、大地間とは磁器を介して電的に絶縁した。Fig.6に実験装置の外観を示す。

消火装置本体と大地間に微小電流計を設け発生電荷量を求めた。又、放出ノズルの前方約500mmの位置に金属ネットを設け、放出された粉末が金属ネットに接触し、通過した際に捕捉された電荷を微小電流計により計測した。

実験に先立ち、現場において組み立てた実験装置の絶縁抵抗を計測した。消火装置の金属部に3KVの直流電圧を印加充電し、漏えい放電による電圧変化を回転セクター型電位計を用いて計測した。電圧の変化は次式で表される。

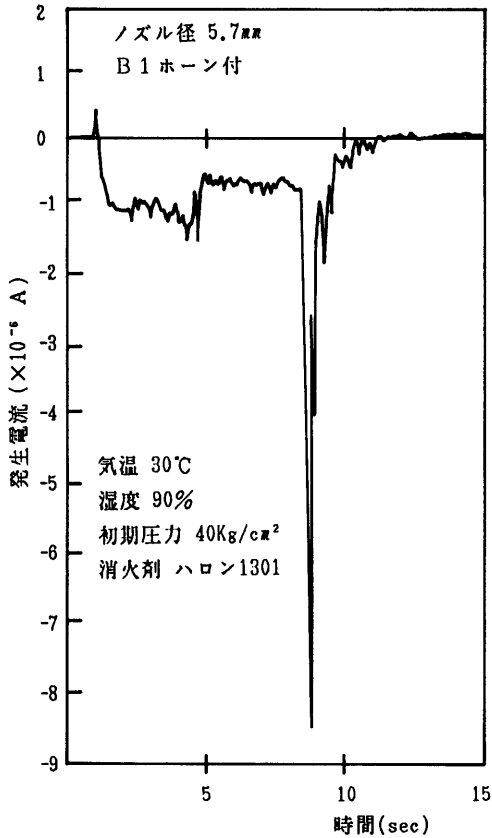


Fig.5 実験用ハロゲン消火装置における放出実験結果

$$E = E_0 \exp(-t/\tau) \dots\dots\dots (1)$$

但し、 $\tau$ : 放電時定数(=CR),  $E$ : 電圧(V),  $E_0$ : 印加初期電圧(V),  $t$ : 経過時間(sec),  $C$ : 消火装置の静電容量(F),  $R$ : 絶縁抵抗( $\Omega$ )。実験の結果, 本実験装置の, 放電時定数 $\tau$ は238secで, 直統容量計により計測された静電容量は170pFであった。これらの値から, 本実験装置の絶縁抵抗は $1.4 \times 10^{12} \Omega$ であり, 本装置は十分な絶縁状態にあることが確認された。

粉末消火装置作動時の実験結果の発生電荷量を Table 3に, 経過時間と発生電流の計測例をFig.7に示す。図は, 絶縁パレット上にいる操作員が放出ノズルを保持し, 手でバルブを操作して消火剤の放出を行ったTable 3の実験No.1の結果である。実験No.2は, 放出ノズルを固縛し, 絶縁パレットの外部からバルブを遠隔操作した場合の発生電荷量である。

3. 噴出ヘッド近傍での発生電荷量<sup>10)~14)</sup>

以上の実験により鎮火性液化ガス消火装置における静電気の発生量は噴出ヘッド近傍に集中していることが分かったので, 噴出ヘッドを噴出ノズル部と噴出ホーン部に別け, さらに詳しい実験的検討を行った。なお, 配管部の帯電が噴出ヘッド部の帯電現象に与える影響は小さいことを示すため, 消火剤の導電率を測定し, 付録-1に掲載した。

3.1 噴出ノズルの発生電荷量

実験に用いた消火剤は, 船舶にも用いられているハ

Table 1 実験用ハロゲン消火装置作動時の発生電流

気温10°C 湿度90%

実験 No	1	2	3	4	
ノズル口径mm	4.0	5.7	8.0	11.0	
充填圧力kg/cm <sup>2</sup>	40	40	40	40	
放出流量kg/sec	0.43	0.82	1.63	2.05	
設備本体発生電流	最大値A	$2 \times 10^{-6}$	$-8.5 \times 10^{-6}$	$-5.8 \times 10^{-6}$	$-1.0 \times 10^{-5}$
	平均値A	$-1.2 \times 10^{-7}$	$-9.8 \times 10^{-7}$	$-3.5 \times 10^{-6}$	$-1.2 \times 10^{-6}$

Table 2 粉末消火装置の主要目

消火剤	消火剤充てん量	噴出圧力	噴出流量
ABC粉末薬剤 (第1 磷酸ア ンモニウム系)	40kg	10kg/cm <sup>2</sup> (平均)	32.1kg/min (平均)

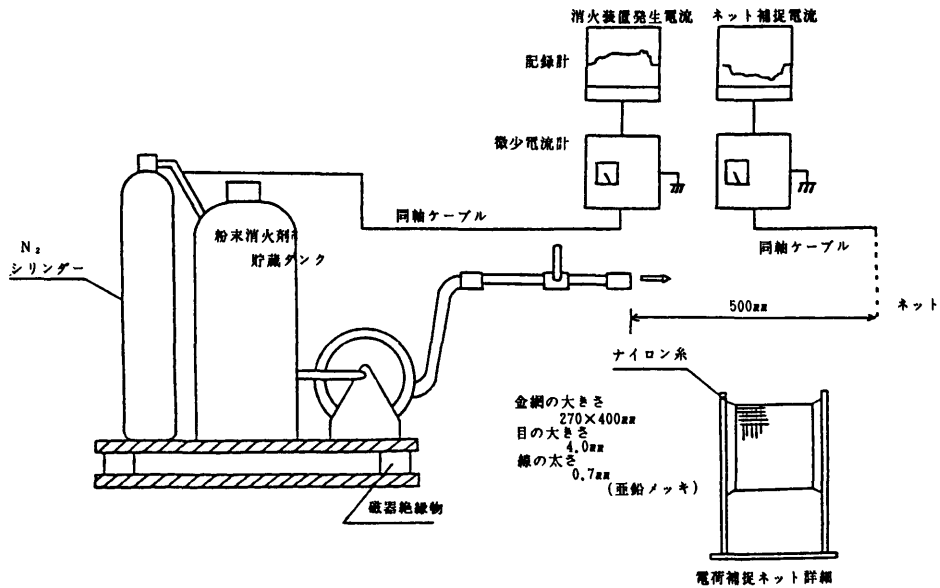


Fig.6 実規模粉末消火装置

Table 3 実規模粉末消火装置作動時の発生電荷量

実 験 No.		1	2	3
項 目				
気 温	°C	24	25	24
湿 度	%	38	35	38
設 備 本 体 発 生 電 流	最大値A	$2.09 \times 10^{-5}$	$1.48 \times 10^{-5}$	—
	平均値A	$9.75 \times 10^{-6}$	$7.67 \times 10^{-6}$	—
発生総電荷量 C		$9.23 \times 10^{-4}$	$7.57 \times 10^{-4}$	—
ネ ッ ト 捕 足 電 流	最大値A	$-1.53 \times 10^{-5}$	$-1.08 \times 10^{-5}$	$-2.02 \times 10^{-5}$
	平均値A	$-6.59 \times 10^{-6}$	$-6.37 \times 10^{-6}$	$-1.26 \times 10^{-5}$
ネット捕足電荷量 C		$-6.21 \times 10^{-4}$	$-6.29 \times 10^{-4}$	$-1.26 \times 10^{-3}$
設備本体漏えい抵抗 Ω		—	—	$1.4 \times 10^{12}$
設備本体静電容量 F		$2.0 \times 10^{-10}$	$1.7 \times 10^{-10}$	$1.7 \times 10^{-10}$
そ の 他		放出ノズルを人が保持し、バルブ操作等を行う。設備本体接地。	放出ノズル固定、バルブ遠隔操作。設備本体接地。	放出ノズル固定、バルブ遠隔操作。設備本体非接地。

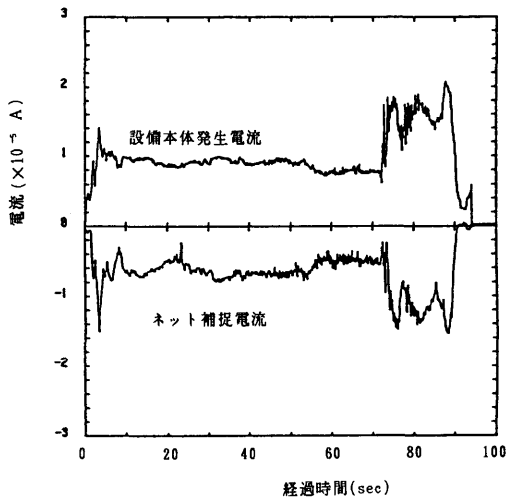


Fig.7 実規模粉末消火装置における放出実験結果

ロン1301, ハロン1211, CO<sub>2</sub>, 主に陸上施設に用いられているハロン2402の計4種類で, さらに, 比較のためハロン系冷媒フロン12についても検討した。各消火剤の性状及び実験条件をTable 4に示す。

Fig.8の装置で, 消火剤1ℓを噴出させ帯電現象を調べた。噴出ノズルの形状をFig.9に示す。開口径2mm, 2.8mm, 4mm, 5.7mm, 8mm及び11mmである。静電気発生量は, 容器から大地に流れる電流を微小電流計により計測し, 求められた。なお, 実験装置全体をステンレス製金網のケージの中に收容し, 外部からの電磁誘導を防止した。ハロン1301については, これに, N<sub>2</sub>ガスを飽和状態まで溶解させたものと, 実験直前に窒素ガスで加圧したものの両者について調べた。

ノズルから噴出する消火剤の流量は帯電量を評価する上で重要なパラメーターであることから, 消火剤のN<sub>2</sub>加圧による噴出係数を実験データから求める方法

Table 4 噴出帯電実験用ガスの性状及び実験条件

	ハロン1301	ハロン1211	ハロン2402	二酸化炭素	フロン12	
分子式	CBrF <sub>3</sub>	CBrClF <sub>2</sub>	C <sub>2</sub> Br <sub>2</sub> F <sub>4</sub>	CO <sub>2</sub>	CCl <sub>2</sub> F <sub>2</sub>	
沸点 (大気圧) °C	-57.75	-3.4	47.26	-78.48	-29.79	
飽和蒸気圧 (25°C) Kg/cm <sup>2</sup>	16.5	2.8	0.5	65.1	6.65	
臨界温度 (°C)	67.0	153.8	214.5	31.1	112.2	
液体比重量 (25°C) Kg/m <sup>3</sup>	1,538	1,805	2,163	705	1,311	
気体比重量 (25°C 大気圧) Kg/m <sup>3</sup>	6.09	6.76	10.63	1.7	4.95	
実 験	初期噴出圧力Kg/cm <sup>2</sup>	14~17 <sup>①</sup> , 40 <sup>②</sup>	20 <sup>②</sup> , 40 <sup>②</sup>	60~66 <sup>①</sup>	4~7 <sup>①</sup> , 20 <sup>②</sup>	
	ノズルの口径mm	2, 2.8, 4, (5.7, 8.0, 11.0)				
	N <sub>2</sub> の溶解	飽和, 不飽和	不飽和	不飽和	—	不飽和
用途	陸上用及び船舶用消火設備	陸上用及び船舶用消火設備	陸上用及び船舶用消火設備	陸上用消火設備	冷媒	

① 飽和蒸気圧のみによる加圧

② N<sub>2</sub>にて加圧

③ 飽和; N<sub>2</sub>の溶解が飽和に達するまでN<sub>2</sub>加圧を続けたもの

不飽和; 噴出直前にN<sub>2</sub>を加圧したもの

ノズル口径の ( ) 内はハロン1301のみ実施

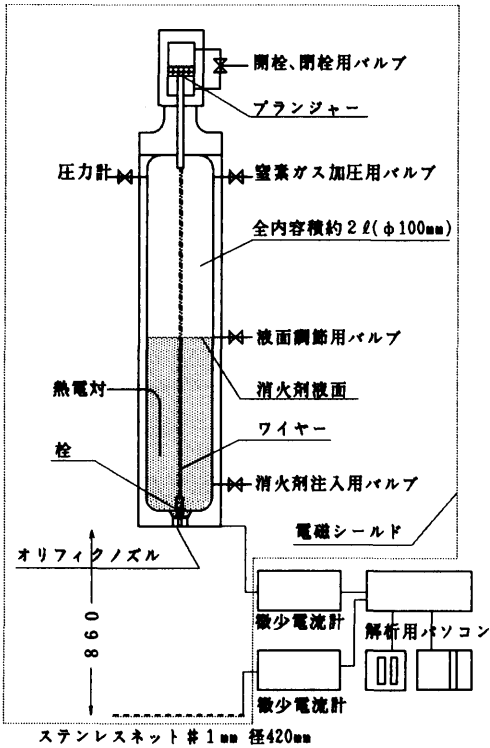


Fig.8 高圧液化ガス噴出帯電実験装置

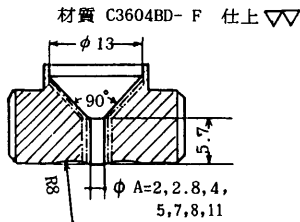


Fig.9 噴出ノズル

およびその計算結果を付録-2 に示した。

平均電荷密度をノズルの発生電荷量と大気圧下における噴出ガスの容積の比で定義し、平均電荷密度と噴出流量の関係をFig.10(CO<sub>2</sub>フロン12), Fig.11(ハロン1301), 及びFig.12(ハロン1211, 2402)に、発生電流と流速の関係をFig.13に、定常状態で噴出している間での最大電荷密度をTable 5に示す。

### 3.1.1 ノズル口径の影響

初期圧力一定の条件でノズル口径の平均電荷密度への影響をみると以下の傾向となっている。

(18)

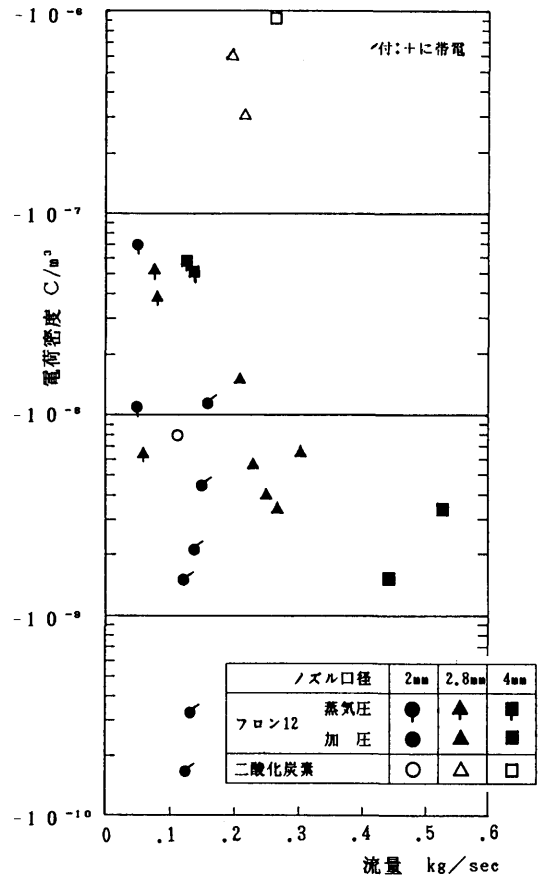


Fig.10 噴出流量と噴出ガスの電荷密度 (CO<sub>2</sub>及びフロン12) の関係

CO<sub>2</sub>の場合には、口径が大きくなると平均電荷密度が大きくなっている (Fig.10)。

ハロン1301, フロン12では、ノズル口径の違いによる電荷密度への影響は殆ど認められない (Fig.11)。

ハロン1211, 2402では、口径が大きくなると平均電荷密度がやや小さくなっている。

### 3.1.2 窒素ガスの溶解の影響

Fig.11より、ハロン1301のN<sub>2</sub>ガス溶解時と非溶解時の同一圧力における発生電流を比較すると、ガス溶解時の噴出流量は、非溶解時より少ないので、その発生電流も非溶解時より少ない。しかし、発生電荷密度で比較するとその差は認められない。

### 3.1.3 加圧の影響

ハロン1301とフロン12に対して飽和蒸気圧以上にN<sub>2</sub>にて十分加圧した場合、ノズル内の流体はノズル先



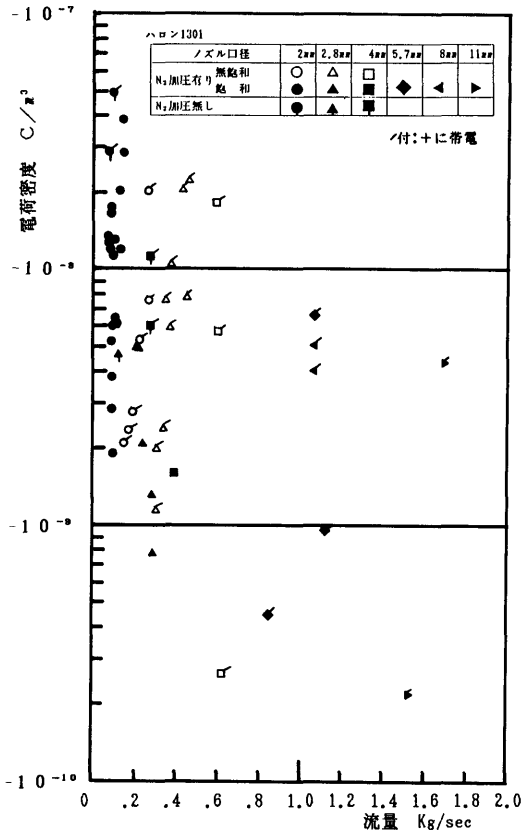


Fig.11 噴出流量と噴出ガスの電荷密度(ハロン1301)の関係

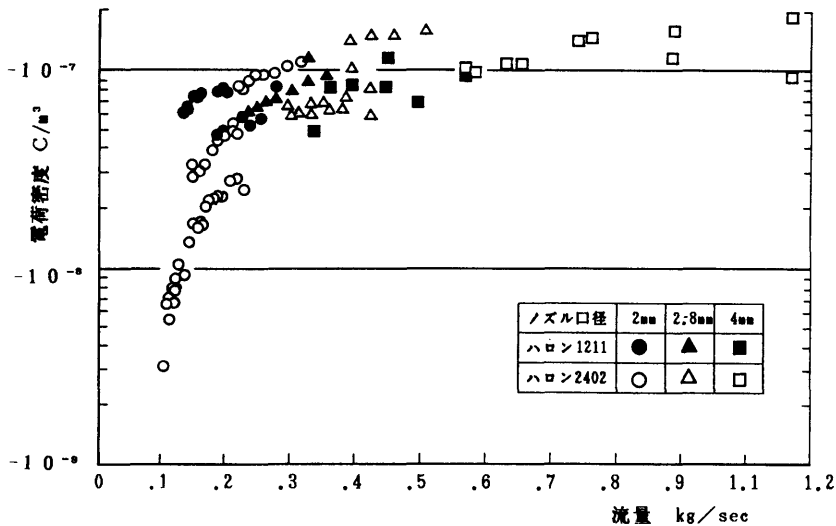


Fig.12 噴出流量と噴出ガスの電荷密度(ハロン1221及び2402)の関係

端部まで飽和蒸気圧以上に保持され、液单相流の状態に有るものと考えられる。そのため、加圧により流速が増加(口径一定で流量増加)しているにもかかわらず、発生電荷量の絶対値は大きくない。

Fig.13で、ハロン1211, 2402は、いずれも飽和蒸気圧力に対して十分加圧されているため、液体のままノズル部を液相状態で通過するため、加圧に伴う流速変化に対応し、ほぼ流速の2~3乗に比例した発生電流を示している。

### 3.1.4 消火剤の種類

CO<sub>2</sub>とハロン系では噴出圧力が異なるため電荷密度の厳密な比較はできないが、それぞれが実用の圧力条件下、定常状態で噴出している場合のガスの最大電荷密度を比較し、Table 5に示した。3種類のハロン系の間には有意差は認められない。CO<sub>2</sub>の場合、口径2mmについてはハロン系消火剤と同程度であるが、口径が大きくなると、ドライアイス発生の影響により、電荷密度は他の場合より大きい。

### 3.2 噴出ホーンの発生電荷量

#### 3.2.1 実際に使用されているホーンの発生電荷量

ノズルと噴出ホーンから構成される噴出ヘッド部における電荷の発生量は配管部に比べ、けた違いに大きいにもかかわらず、ノズル部ではさほど大きな電荷量は発生しないことが、前述の実験から分った。そこで、噴出ホーンを中心に、消火剤流量と帯電量との関連を調べるため、Fig.14に示すように、配管を2.3mに短縮

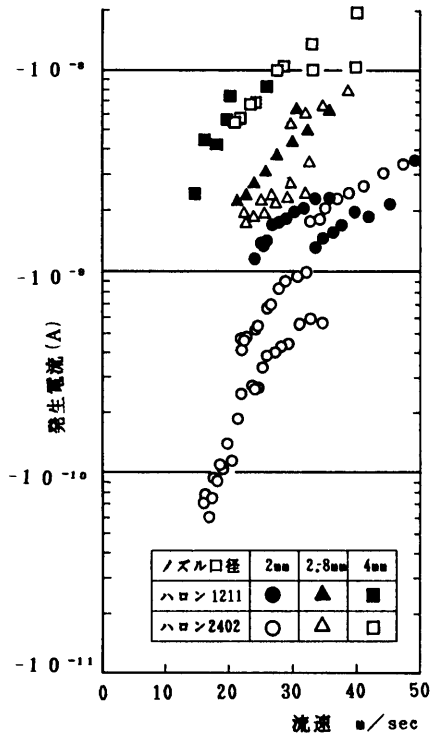


Fig.13 ノズル通過流速と発生電流の関係

Table 5 ノズルによる定常状態噴出中の最大電荷密度  
単位 C/m<sup>3</sup>

ノズル口径	2mm	2.8mm	4mm
ハロン1301	$4.5 \times 10^{-8}$	$2.3 \times 10^{-8}$	$1.5 \times 10^{-8}$
ハロン1211	$8.1 \times 10^{-8}$	$1.2 \times 10^{-7}$	$1.1 \times 10^{-7}$
ハロン2402	$1.1 \times 10^{-7}$	$1.6 \times 10^{-7}$	$1.8 \times 10^{-7}$
二酸化炭素	$7.9 \times 10^{-9}$	$6.0 \times 10^{-7}$	$9.9 \times 10^{-7}$
フロン12	$1.2 \times 10^{-8}$	$5.2 \times 10^{-8}$	$5.9 \times 10^{-8}$

ノズル口径	5.7mm	8mm	11mm
ハロン1301	$6.8 \times 10^{-9}$	$5.2 \times 10^{-9}$	$4.4 \times 10^{-9}$

し、噴出ヘッドをノズル部と噴出ホーン部とに分離絶縁し、それぞれの部分での発生電流と、同時刻における噴出ヘッド直前の管内の温度と圧力を記録した。実験に用いたホーンはFig.2のものと同じである。

発生電流の経時変化をFig.15, Fig.16に示す。放出直後を除くと、流量が約0.35kg/secの場合のホーン部電流は、流量が約0.67kg/secの場合の約1/10である。Fig.17は、CO<sub>2</sub>につき流量と平均発生電流の関係を求

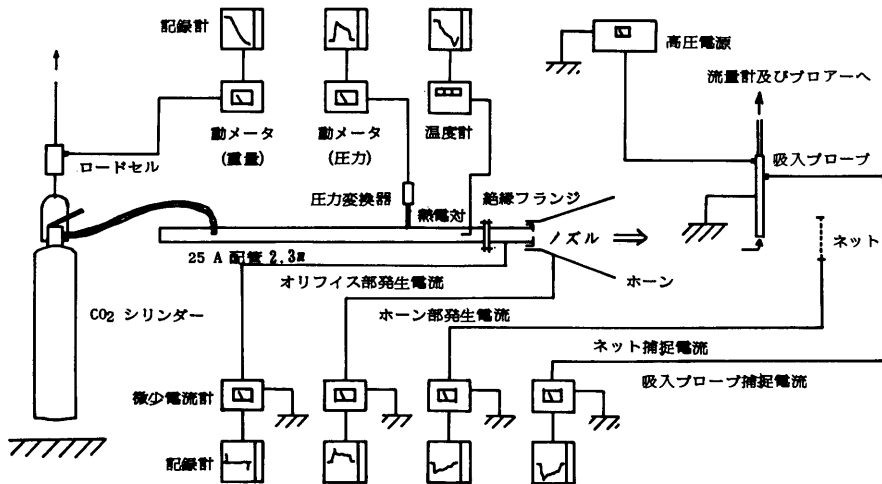


Fig.14 ホーン及びノズル部の発生電荷測定系統図

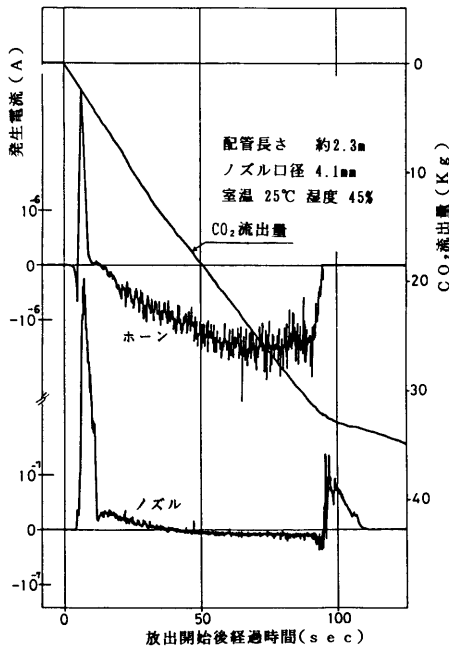


Fig. 15 ホーン及びノズル部の発生電流 (その1 流量約0.35Kg/sec)

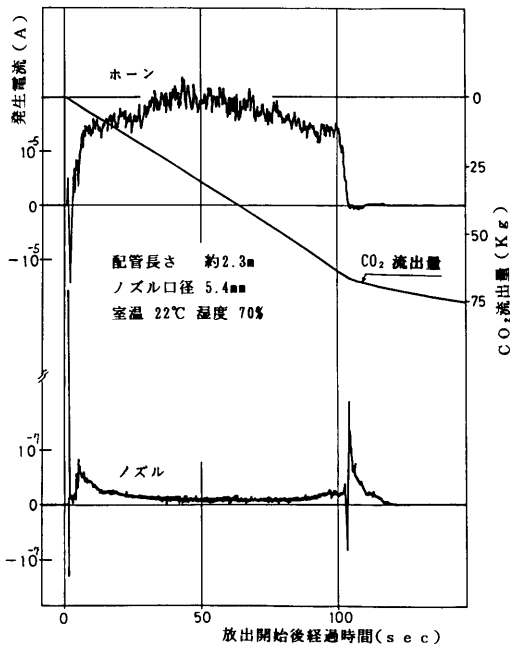


Fig. 16 ホーン及びノズル部の発生電流 (その2 流量約0.67Kg/sec)

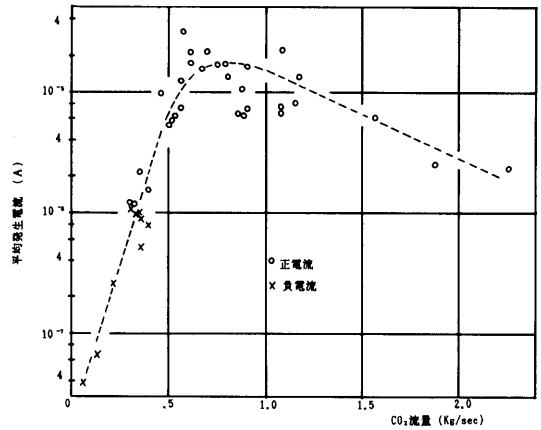


Fig. 17 CO<sub>2</sub>放出流量とホーン部平均発生電流の関係

めたものである。流量が0.3~0.4kg/sec以下のとき、電流の極性は時間により逆転する現象が見られるため、図ではそれぞれの絶対量で表示した。平均発生電流は、流量が約0.6kg/secで最大値に達し、その後は次第に減少した。

噴出帯電した消火剤が大気中の空間で形成する電荷密度と噴出流量の関係をFig.18に示す。大気中に放出される電荷のほとんどはホーン部で発生することから、大気中の電荷密度は、ホーン部での発生電流と同じ傾向を示し、流量が約0.6kg/sec以上になると減少する。流量が多いときの噴出状態の観察から、ある流量以上になると、ノズル部で発生したドライアイスの多くはホーンの中心部を流れ、ホーン壁とドライアイスの接触割合が低くなるためと考えられる。Fig.18の電荷密度は、噴出した消火剤の全量が、直ちに蒸発するものとして求めた値であるが、実際には未昇華の浮遊ドライアイスがあるため、これより大きい電荷密度になるものと考えられる。

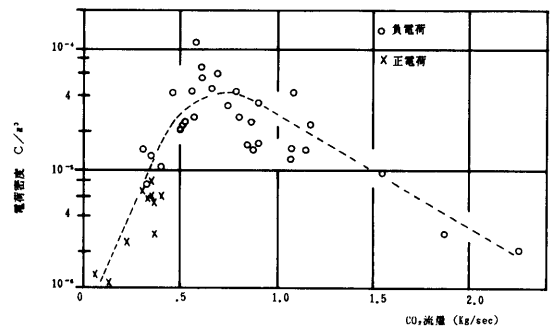


Fig. 18 CO<sub>2</sub>放出流量と噴出ガスの電荷密度の関係

### 3.2.2 噴出ホーンの材質、形状の影響

静電気抑制の可能性を探る目的で、噴出ヘッドの材質（特に表面塗装材）と帯電量との関連、さらには噴出ヘッドの形状が帯電におよぼす影響をFig.14の装置を用いて調べた。実験に用いたホーンとノズルをFig. 2, Fig.19, Fig.20に示す。Fig.2のホーンは、遠くの対象物に消火剤を方向性を持って勢い良く到達させる目

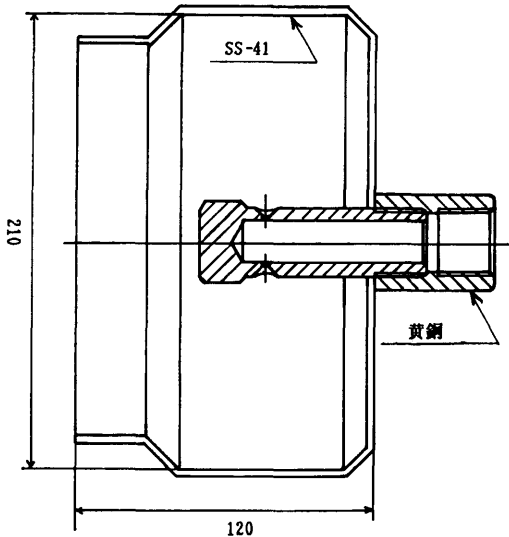


Fig.19 間接噴出型ホーン及びノズル (S-8型)

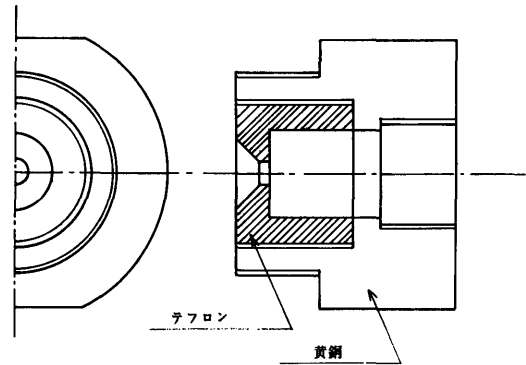


Fig.20 テフロン製ノズル

的で使用されるのに対し、Fig.19のS-8型は、燃烧液面のような広い面の対象物に対し消火剤を静かに到達させる目的で使用される。実験に用いた噴出ホーンの形状、材質、表面状態、塗装方法をTable 6に示す。ホーンの表面状態としては、表面粗度、塗装の有無、塗料およびメッキ処理の種類、塗膜厚さ等の異なる代表的なものを選んだ。

総放出量35kg、流量約0.7kg/secの一定の条件下で、繰り返し行ったCO<sub>2</sub>の放出実験からホーン部の発生電流についてまとめたものをFig.21に示す。ホーンの表面材質などによって発生電流の極性の変化は見られるものの、発生電荷レベルそのものの差異は少ない。発

Table 6 噴出ホーンの種類と主要目

種類	形状	材質	塗装方法等
P-80	Fig. 2	鉄板 (SS41)	メラミン20ミクロン焼付け+アクリルウレタン80ミクロン
P-200	〃	〃	〃 〃 200ミクロン
W	〃	〃	ラッカーペイント吹付け
T-25	〃	〃	特殊下地+テフロン粉体 (PTFE) 焼付け25ミクロン
T-50	〃	〃	〃 〃 50ミクロン
B	〃	硬質塩化ビニール	3mm厚曲げ加工 取付け部鉄材 (SS41)
C	〃	鉄板 (SS41)	銅メッキ 2ミクロン
F	〃	〃	表面塗装無し 部分的に発錆
S-8	Fig.19	〃	メラミン20ミクロン焼付け
O-1	Fig. 2	黄銅 (BsBF)	ノズルのみ
O-2	Fig.20	テフロン (PTFE)	〃 補強カバー (BsBF) 付き

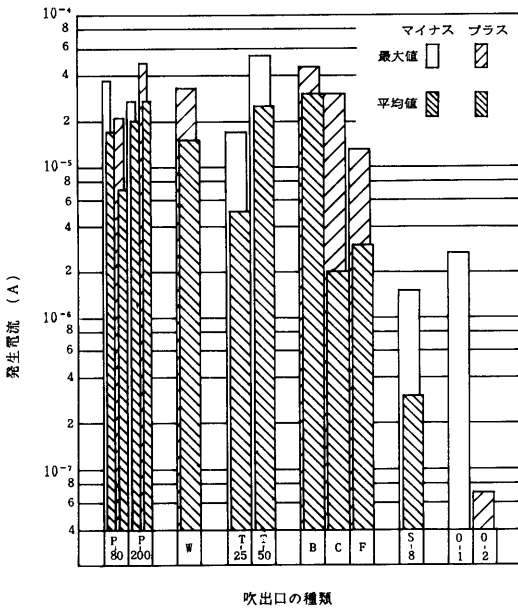


Fig.21 吹出口の種類と発生電流の関係

生電荷レベルを低下させるには、表面材質を変えるよりも、むしろS-8型ホーンのようにホーン形状を変えるほうが有効であることが判る。Fig.2の直接噴出型ホーンの場合、ドライアイスの噴流は、ホーン壁に対し斜め方向に衝突するため、壁面に付着し難いが、S-8型の噴流は直角方向に衝突するため、衝突壁でドライアイスの付着堆積が起り易いため発生電荷は減少するものと考えられる。

3.2.3 平板に消火剤を衝突させた場合の発生電荷量

CO<sub>2</sub>消火装置作動時における静電気の発生箇所は噴出ヘッドに集中しており、特にホーン部での発生が顕著であることが判明したが、前述の噴出実験では、静電気の発生に関与すると考えられる因子が多いため、その原因を明確にすることはできなかった。

ここでは、特に電荷発生が著しかった噴出ヘッドのホーン部を一枚の試料平板でモデル化し、さらにCO<sub>2</sub>の噴出条件を一定に保つことのできる噴出装置による実験から帯電に影響する因子間の関係を明らかにする。

Fig.22に実験装置の概要を示す。噴出ホーン部に相当する試料平板は、テフロン材によって実験装置と電氣的に絶縁され、台上に固定されている。試料平板はCO<sub>2</sub>噴出孔からの距離や衝突角度を変化させることができる。压力容器(5ℓ)に充填された実験用CO<sub>2</sub>は、

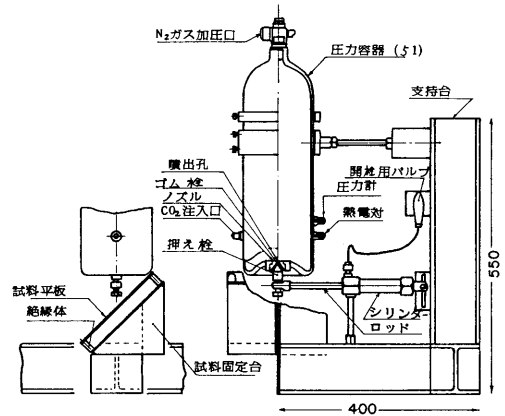


Fig.22 CO<sub>2</sub>噴出帯電および衝突帯電実験装置

下部噴出孔から一度に大気中に放出される。压力容器には噴出条件を設定するため、CO<sub>2</sub>注入口、噴出ノズル、圧力計、温度計が取り付けられている。压力容器の頂部には液化CO<sub>2</sub>の噴出圧力調節用のN<sub>2</sub>ガス加圧口が設けられている。噴出ノズルの閉塞方法は、噴出中に流路の障害にならないことや、短時間に開栓できる様にとの配慮から、外栓式とし、ノズル孔に、テーパ状のテフロン、または先端にゴム片を付着した金属栓を押しつけることにより行った。ノズルの開栓は、開栓用ポンペに接続されている開栓バルブの操作により開栓用シリンダ内に高压ガスを送り、その圧力により栓を押さえているロッドを引き込むことにより行われる。

Fig.23に計測系統図を示す。発生電荷量の計測は主に試料平板と大地間の微小電流計によって行われるが、压力容器からの発生電荷量も計測するため実験装置全体をテフロンで絶縁した。試料平板の中心には表面から0.5mm下の位置にC-C熱電対が埋め込まれている。また压力容器内の温度も同型の熱電対により計測した。圧力計接続口には200kg/cm<sup>2</sup>フルスケースのブルドン管型圧力計が取り付けられているが、必要に応じて、圧力センサーと取り換えて噴出中の圧力を記録した。

CO<sub>2</sub>の噴出流量は、初期充填量と、CO<sub>2</sub>液面の下部噴出孔までの到達所要時間から得られたもので、相変化を考慮しない近似値である。

(1) ノズルの形状および孔径変化の影響

実験では、主に、ホーン部に相当する試料平板の電荷発生量を計測したが、一連の実験に先立って、ノズルの形状および孔径を1, 2, 3 mmに変化させた場合のノズルからの発生電流も計測した。

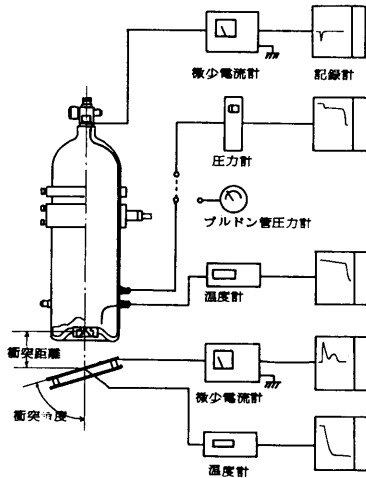


Fig.23 噴出帯電と衝突帯電の発生電荷測定系統図

ノズルと試料板との衝突距離を75mm, 衝突角度を90度とし, 4.5mm厚の銅メッキ鉄板の試料平板ならびにノズルからの発生電流を微小電流計で計測した。

試料平板からの発生電流の経時変化は, 一般に, Fig. 24に示すように, まず噴出開始直後に正の方向に大きく突出した値を示した後, 急減し, その後再び増加, 減少し, ならぬかな突出部分が表われる。このように電流値に極大, 極小点, 即ち, 第1ピーク, 第1ボトム, 第2ピーク, 第3ピークが発生するのは試料平板の表面温度や表面状態の変化に対応して起こる現象である。

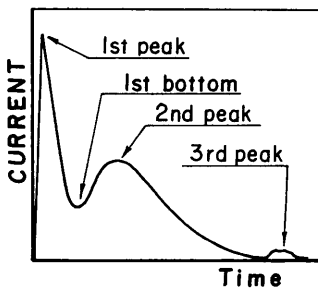


Fig.24 噴出中における平板での発生電流の特徴

Fig.25に, ノズル孔径をパラメータとし, CO<sub>2</sub>噴出流量と第1ピークの電流値の関係を示す。発生電流とCO<sub>2</sub>噴出流量には大きな相関があることが分かる。

(2) 噴出圧力変化の影響

(24)

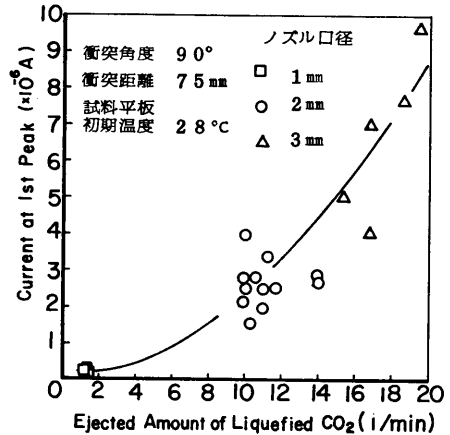


Fig.25 ノズルの孔径変化に伴う噴出流量と平板での発生電流の関係

CO<sub>2</sub>容器内の圧力の経時変化を減少させるため, CO<sub>2</sub>の圧力容器(5ℓ)の10倍程度の容積を持つN<sub>2</sub>高圧ガスをCO<sub>2</sub>噴出用圧力容器に導き, CO<sub>2</sub>の液面を加圧した状態で実験を行った。Fig.26は噴出中のCO<sub>2</sub>容器内の圧力ならびに試料平板の発生電流の計測例である。噴出開始直後に若干の圧力低下を起こすが, その後は比較的一定圧力に保持されている。第3ピークは液化CO<sub>2</sub>の液切れ(急激な圧力低下)と密接に関係していることが分かる。Fig.27に試料平板からの発生電流の第1ピーク値と, N<sub>2</sub>ガス加圧時における容器内初期圧力の関係を示す。圧力と噴出流量の関係も図中に併記した。本実験範囲内において, 試料平板からの発生電流は, 圧力の上昇と共に増加する傾向にあるが, 圧力上昇により噴出流量も増大するため, 単位流量当たりで比較すれば, 噴出圧力と発生電流との間の相関は小さい。

ノズルの逃げ角が90度の条件で実験中, 容器内圧力が30kg/cm<sup>2</sup>以下に降下した際に, 噴流が, Fig.28に示すように, 突然, 横方向に広がりを持った形状に変化する現象が見られた。この際のノズルの発生電流は増加する傾向にあるが, 試料平板の発生電流は噴流と試料平板との衝突力が弱まるため減少する。噴出初期にこの現象が起ると, 空気の巻き込みが抑制され, 衝突面に空気中の水分が結露せず, 噴流は常に金属面に直接衝突するため, 試料平板からの発生電流の経時変化は小さくなる。

(3) 試料平板の初期温度変化の影響

試料平板(銅メッキ鉄板4.5mm厚)を熱風発生器に

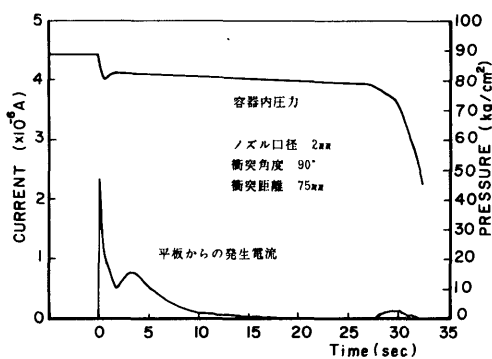


Fig.26 N<sub>2</sub>ガス加圧時における噴出中の圧力変化の一例

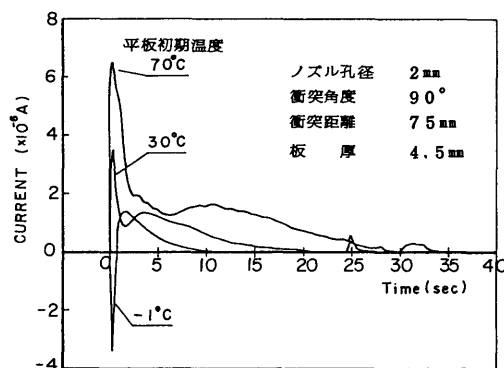


Fig.29 平板の初期温度変化による発生電流の時間変化

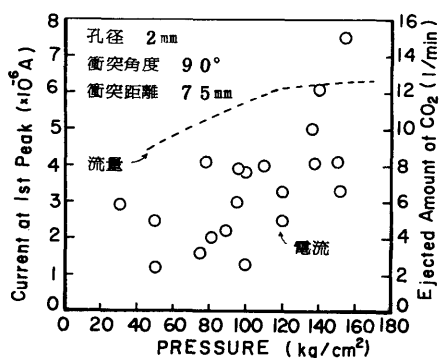


Fig.27 N<sub>2</sub>ガス加圧力変化による平板での発生電流

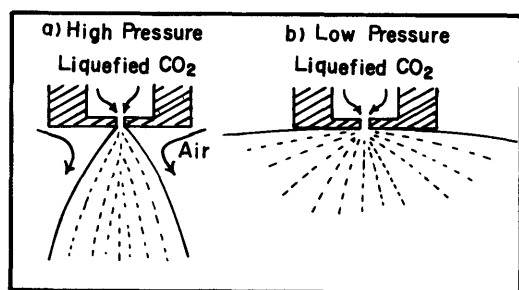


Fig.28 噴流の形状変化

より加熱，又は冷却槽により冷却し，初期温度を変化させた条件で噴出実験を行った。

Fig.29に，初期温度を変化させたときの，CO<sub>2</sub>噴出中の試料平板からの発生電流の経時変化を示す。試料平板の初期温度が変化すると，第1ピーク値は著しく変化し，-1°Cで負の発生電流を生じる。Fig.30に，試料平板からの発生電流の第1ピーク値と試料平板初期温度との関係を示す。

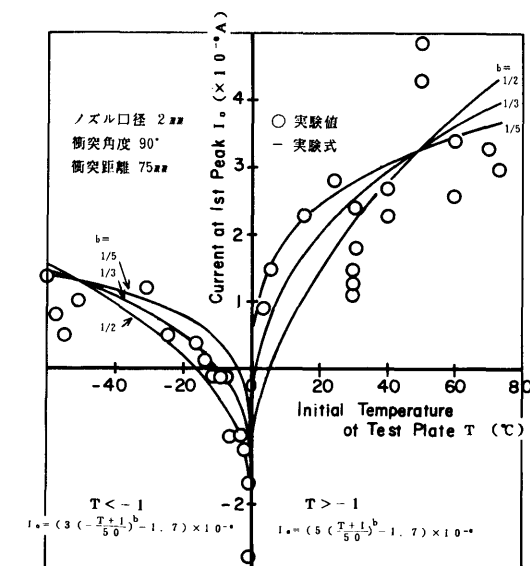


Fig.30 平板の初期温度変化と第1ピークの発生電流

度との関係を示す。初期温度が0°C付近の場合に限り，第一ピーク値が負の電流を示す。空気中の水分が試料板表面で一旦結霜し，その後微細な氷となり，試料板表面より剝離するためと推測される。

#### (4) 試料平板とCO<sub>2</sub>噴流の衝突角度変化の影響

噴出ノズルとホーンの，形状及び構造が異なると，CO<sub>2</sub>の噴流とホーンとの衝突角度が変化するので，これをモデル化し，Fig.23の衝突角度を35~90°Cに変化させて実験を行ったが，発生電流の変化は認められなかった。また，Fig.31は第1ピーク電流値を衝突角度に

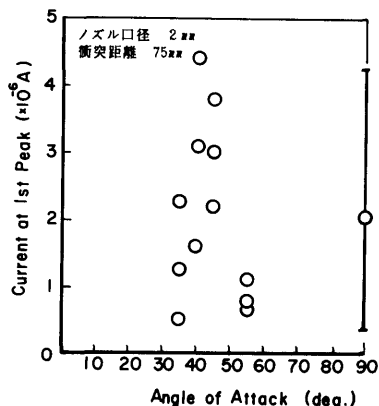


Fig.31 衝突角度変化による平板での発生電流

対応させたものであるが、衝突角度による影響は認められない。

(5) 雰囲気湿度の影響

一連の実験において、試料平板がドライアイスを含むCO<sub>2</sub>の噴流によって冷却されることや、噴流が空気を巻き込むこと等から、雰囲気中の湿度が試料平板の表面状態に与える影響（水の付着等）について考察する。第2ピーク以後、経時的に発生電流が減少していく原因は、発生電流の減少後、着氷層（薄く霜が付着した様な状態）を機械的に削ぎ落とすと再び発生電流が上昇することから、着氷の成長によると考えられる。湿度が増加すると第2ピーク以後、早く発生電流が減少する。

3.2.4 発生電荷量のマクロ的な解析

3.2.3において試料平板の表面温度が変化したときの表面温度と発生電流の間には相関があることが分かった。そこで、Fig.24で述べた発生電流の経時変動発生の原因は、試料平板の表面温度が噴出時間中に変化することによるのではないかと推察から、表面温度変化に着目して発生電流の解析を試みた。

表面温度及びその分布が時間の経過とともに変化する場合においても、CO<sub>2</sub>衝突域内の微小面での発生電流はその部分の温度の関数として表せると仮定すれば、全体の発生電流は近似的に(2)式で表すことができる。

$$I = \int i(T) ds \dots \dots \dots (2)$$

ここでds, T, i, Iは、それぞれ表面微小面要素、表面温度、単位面積当たりの発生電流、全体の発生電流である。(2)式を解くため、Fig.32の円柱状試料平板の温度分布を計算により求めた(付録-3参照)。板厚4.5

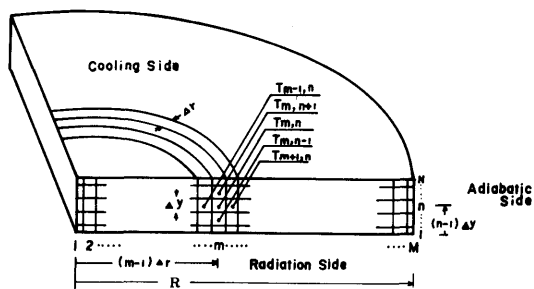


Fig.32 噴流衝突中における平板の温度分布計算に用いた差分モデル

mm, 直径200mmの試料平板について計算した結果をFig.33に示す。

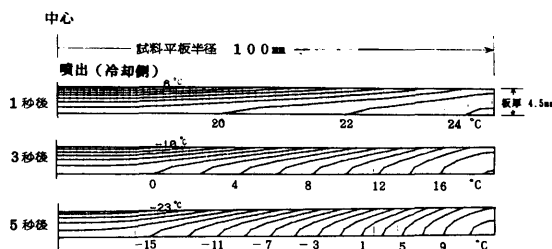


Fig.33 試料平板（鉄板）内の温度分布計算例

(2)式の発生電流を差分形に書き改めると

$$I = 2 \pi \sum_{m=1}^M m \cdot i(T_{m,n}^p) (\Delta r)^2 \dots \dots \dots (3)$$

ここで、噴流の観察から定められる発電半径RΔrを新たに定義する。Fig.30中の実線(b=1/5)で示される電流値を面積π(RΔr)<sup>2</sup>で除した値を発電領域の単位面積当たりの発生電流iと考える。また、RΔrからMΔrの周辺部分ではCO<sub>2</sub>噴流の衝突が起こらないと仮定し、この部分での発生電流を省略した。Fig.34に発電半径50mm, 板厚, 試料板初期温度を変えたときの発生電流を示す。計算値を実線で、計測値を破線で示す。計算結果は第1ピーク, 第1ボトム等の定性的傾向をよく表現しているものと考えられる。第2ピーク以後における発生電流の減少は、3.2.3で述べた、試料板表面の状態変化によるもので、ここでは計算の対象外とした。

4. 噴出ガスの帯電量の測定方法

噴出した消火剤の電荷雲から直接帯電量を測定することができれば、絶縁が困難な消火配管等の帯電量を



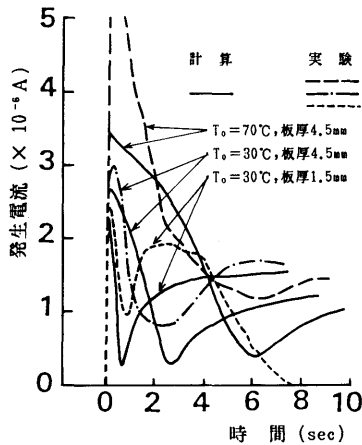


Fig.34 平板の温度分布計算から求めた発生電流と実験値の比較

評価するのに有用である。そこで2つの方法につき検討した。

#### 4.1 ネットによる電荷捕捉

噴出ガス前方に金属製ネットを配して荷電ガスからの漏洩電流を捕捉測定する方法は、簡便で一般的な方法である。

粉末消火剤の実規模実験で得られたネット捕捉電流を、Fig.7の設備本体発生電流の実験結果に併記した。両者の発生電流相関は良く、ネットは設備本体発生電流の約80%を捕捉している。本例では、消火剤を加圧するガスの圧力が、鎮火性ガス消火装置に比較して低く、噴出消火剤の流速も低いため、すでに帯電している電荷がネットに捕捉される率は高く、それに対してネットに衝突する際に起こる新たな発生電荷量は少ないためと考えられる。

また、Fig.8に示す、直径420mmのステンレス製ネット（ピッチ1mm）をノズル前方860mmの位置に配した場合の実験結果をFig.35に示す。ネット捕捉電流と設備本体発生電流の平均値との比を、消火剤放出流量に対して示した。粉末消火剤については前述の理由により1近辺の値を示しているが、これ以外の消火剤では、流量が多くなると設備本体で帯電した量をはるかにこえる電荷が、ネットで新たに発生している。実験時、噴出ヘッドとネットの間隔が短かったため、ネットに衝突するガス流速が大きくなり、大量の電荷が発生したものと考えられる。ネットを遠方に配置することによりこの種の発生電荷を小さくすることができると思われるが、その場合、ガスが四方に拡散してい

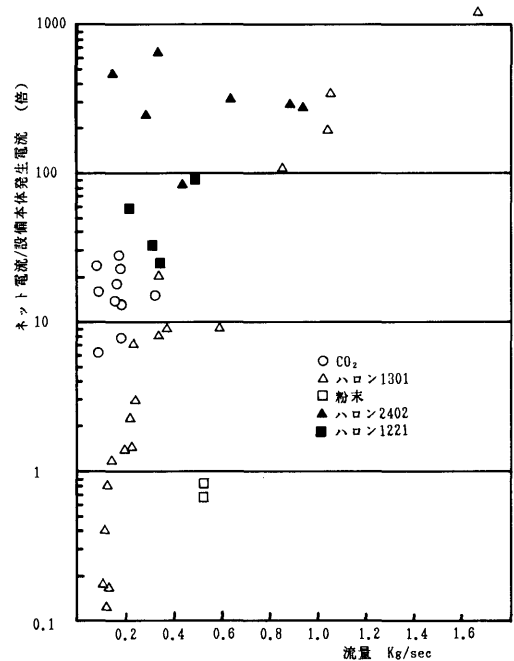


Fig.35 消火剤噴出流量変化による発生電荷のネットによる捕捉率

るため、大きなネットが必要となり、電磁誘導その他のノイズに対する配慮が必要となる。従って本方法は、粉末消火剤以外の他の消火剤に対して適切でないと考えられる。

#### 4.2 吸引式電荷密度計測装置による方法

前項で述べたように、ネットによる方法はCO<sub>2</sub>消火装置に対しては適切な方法ではない。そこで、ある程度拡散した状態の噴出ガスの一部を吸引し、そのガス中に含まれる電荷を計測することにより、全体の電荷量を推定するという吸引式電荷密度計測法を試みた<sup>15)</sup>。

吸引式電荷密度計測装置をFig.36に示す。2重管の電極に直流電圧を印加し、クーロン力によって気体中のイオンを捕捉するには(4)式を満足する必要がある。

$$U < (2\omega VL) / \{ (a^2 - b^2) \log(a/b) \} \quad \dots\dots (4)$$

ここで、 $U$ :吸引ガス流速(cm/sec)、 $\omega$ :イオンの移動度(cm<sup>2</sup>/sec·volt)、 $V$ :印加電圧(volt)、 $L$ :有効電極長さ(cm)、 $a$ :集電極半径(cm)、 $b$ :印加電極半径(cm)とする。通常空気中のイオンの移動度は1~2 cm<sup>2</sup>/sec·volt程度である。今回の実験条件、印加電圧2KV、吸引ガス流速1260cm/sec等を(4)式に代入し、捕捉できるイオンの移動度を求めると、0.062cm<sup>2</sup>/sec-

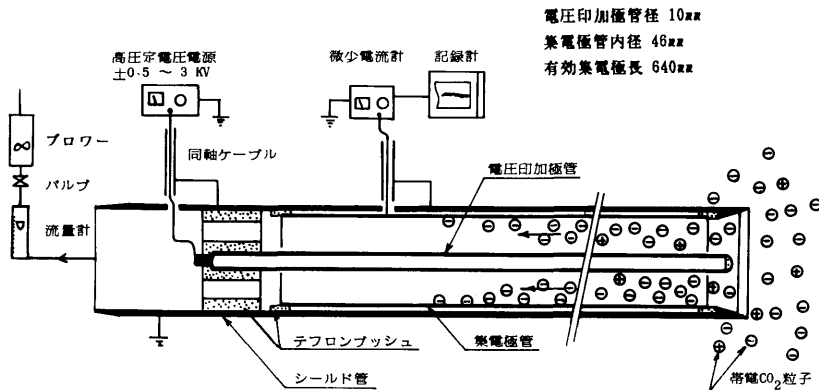


Fig.36 吸引式電荷密度計測装置

・voltとなる。この値は、通常空気中のイオン移動度、 $1 \sim 2 \text{ cm}^2/\text{sec} \cdot \text{volt}$ の約  $1/15 \sim 1/30$ であり、十分小さい移動度のイオンをも捕捉できることがわかる。ドライアイス粉として噴出ヘッドから放出された $\text{CO}_2$ は、ある程度の距離を進むと気体になり、その大部分はイオン化しているものと考えられる。Fig.14に示すように、吹出口前方2mの位置で噴出ガスの中心部に噴流方向に対し直角に電荷密度計測装置を配置し、 $\text{CO}_2$ ガスを毎分200ℓで吸引した。印加電極に正負の直流高電圧を与えることより吸引された気体中の電荷は集電極上に捕捉される。印加電圧を約1.8KVに上昇させると捕捉電流はほぼ一定となる。実験では2KVを印加電圧とし、逆極性の帯電量を見るため極性のみ切り換えた。

吸引プローブ捕捉電流を電荷密度に換算し、Fig.37に示す。ホーン部発生電荷①と、極性の合う電荷②の定性的傾向はよく一致する。しかし、逆極性の電荷③には、極性の異なる電荷が相当量存在する。これは、ノズルやホーン壁での衝突時、両極の電荷が発生すること、及び、ドライアイスの分裂時逆極性に帯電すること、によるものと考えられる。逆極性の電荷は、ノズルやホーンと衝突することによってその表面から受け取る電荷と同程度に大きく、今後の検討課題である。

また、噴出ホーンの電流値から求めた電荷密度①と電荷密度計測装置で計測した電荷密度、即ち②から③を引いた残りの電荷密度の定量的な比較をすると、噴出ホーン側の方が数倍大きい。これは、噴出ガスの電荷密度の分布が均一でなく、ホーン壁に衝突する確率が高いと考えられる周辺の流れは大きな電荷密度を持ち、吸引プローブを配置した中心部は低い電荷密度分布になっているためと考えられる。また、吸引プロー

(28)

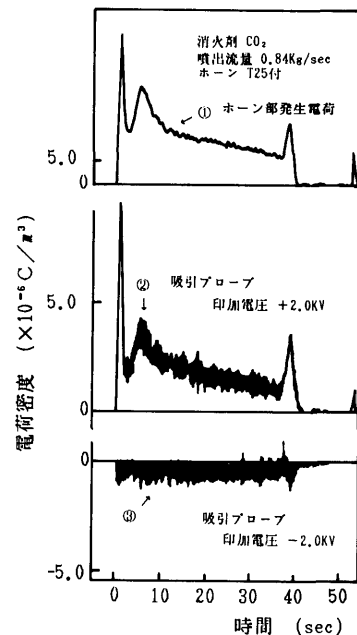


Fig.37 吸引プローブによる電荷密度の計測例

ブを噴流に対し直角に配置すると、大きな電荷を持っていると考えられる未昇華のドライアイスが吸引されにくいので、一考を要する。

## 5. 静電気による着火源としての危険要因

最後に、発生電荷量と静電気による危険要因について考察する。

### 5.1 $\text{CO}_2$ 消火装置の場合

$\text{CO}_2$ 消火装置を引火性ガス中で作動させると、消火装置自身に放出ガスとは逆極性の電荷が蓄積帯電し、

火花放電を起こし、静電気による着火源要因になる可能性がある。噴出ホーンと消火配管との間を絶縁フランジで接合し、アセチレンガスと空気を適度に混合させたビニール袋を絶縁フランジにかぶせ、消火装置を作動させたところ、放出開始直後に引火爆発が起こった。従って、船舶においては固定式消火設備全体を確実に接地状態にし、この種の危険性を未然に防ぐ必要がある。

次に、噴出ガスの電荷雲が起こす放電の作用について考える<sup>16)</sup>。均一に帯電した電荷密度 $\rho$ のガスが、球体換算で半径 $r$ 、誘電率 $\epsilon$ の区画に均一に充滿した場合、球体中心部の最高電位は $V = \rho r^2 / 6 \epsilon$ で、また、なんらかの非接地導体がこの電位に帯電して放電する場合の放電エネルギー $E = CV^2 / 2$ で与えられる。空間に存在する半径 $r_1$ の球状導体を持つ静電容量を $C = 4 \pi \epsilon r_1$ とすると、放電エネルギーが、炭化水素系ガスの最低着火エネルギー $0.2$ ミリジュール以上に達するのは、誘電率 $\epsilon = 8.854 \times 10^{-12} \text{ F/m}$ 、 $r_1$ をパラメータとするとFig.38の直線より上の領域となる。これより、非接地導体が存在するホールド内で $\text{CO}_2$ 消火装置を作動させると、ほとんどの場合、引火源になることが分かる。また、非接地状態の導体がない場合でも、ドライアイスに空気中の水分が吸着して一種の非接地導体を形成し、ドライアイスの大きさによっては着火源となる可能性があることが分かる。

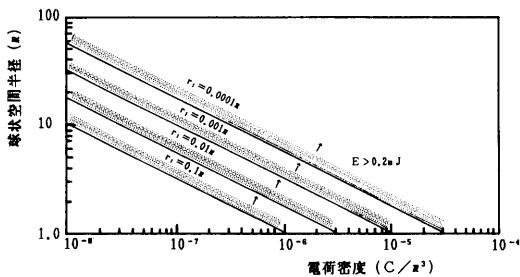


Fig.38 帯電ガス空間に存在する導体の危険性

## 5.2 ハロゲンガス消火装置の場合

ハロゲンガス消火装置の場合も $\text{CO}_2$ の場合と基本的に同じであるが、ノズルを通過中に固体になることがなく、また、 $\text{CO}_2$ と比べて、同じ容積の区画に対し噴出ガス総量が少なくすむことから静電気による危険性は少ないと考えられる。

## 5.3 粉末式消火装置の場合

粉末式の場合、移動式消火装置として使われること

が多いため、使用場所によっては装置全体が完全な接地状態にならないことがある。従って、接地抵抗と装置の電圧上昇の関係をFig.7の実験結果より求めた。

発生電流を時間の関数と仮定すると、消火装置に蓄積される電気量の変化は

$$(I(t) - V(t)/R) dt = CdV$$

電圧は

$$V(t) = \exp(-t/RC) \int_0^t (1/C) I(\xi) \exp(\xi/RC) d\xi$$

で表される。但し、 $I$ : 発生電流(A),  $V$ : 発生電圧(V),  $R$ : 漏洩抵抗( $\Omega$ ),  $C$ : 静電容量(F),  $t$ : 経過時間(sec),  $\xi$ : 時間(sec)

あるいは、

$$V(t) = \exp(-t/RC) \sum_{n=1}^N (1/C) I_n \exp(n\Delta\xi/RC) \Delta\xi$$

但し、 $N = t/\Delta\xi$ ,  $\xi = n\Delta\xi$

計測した電流は時間的変動が大きいため、放出時間 $t = 100$ 秒を $N = 1300$ に分割し、今回の実験条件で計算すると、最終電圧は $46 \text{ MV}$ になる。一方、同規模の $\text{CO}_2$ 消火装置の放出時電圧の計測結果をFig.39に示す。放出時電圧は $35 \text{ KV}$ 付近で、充放電の繰り返しと見られる鋸歯状波形を示した。これより、一般の消火装置では、周囲に金属部が存在し、ある電位で放電をしているため、計算例のような高電圧になることはないと思われる。

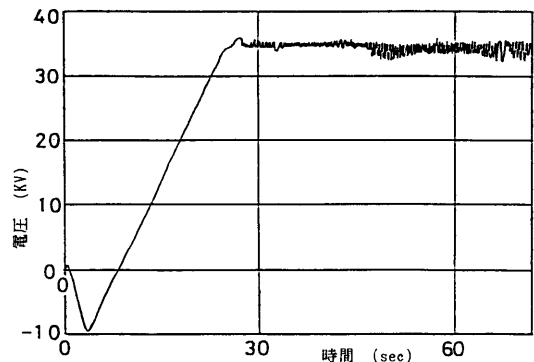


Fig.39  $\text{CO}_2$ 消火装置作動時の電圧測定例

次にFig.7のデータをもとに、粉末式消火装置の接地抵抗が変化した場合の、電圧の計算結果をFig.40に示す。これより、消火装置の設置に当たり、約 $10^7 \Omega$ 以下の接地抵抗を確保すれば、装置の上昇電圧は約 $100 \text{ V}$ 以下になり、操作員が電撃を受けることはない。

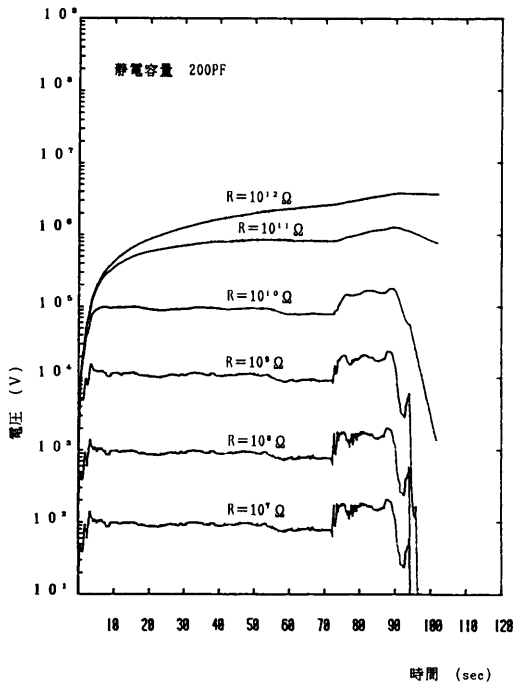


Fig.40 粉末式消火装置作動時の接地抵抗と電圧上昇

## 6. まとめ

船用消火設備の中で静電気を発生しやすい鎮火性ガス消火装置と可搬式粉末消火装置に対して、種々の実験と若干の解析を実施した。得られた結果を要約すると次のとおりである。

- (1) 実規模消火装置作動時の静電気は、主に噴出ヘッドのホーン部で起こり、電流値で比較するとCO<sub>2</sub>で $5 \times 10^{-5}$ A、ハロゲンで $4 \times 10^{-6}$ A、粉末式で $1 \times 10^{-5}$ A程度である。
- (2) 消火装置作動直後と消火剤の無くなる直前に大きな発生電荷が生じる。
- (3) 噴出ノズル部での発生電荷は、ホーン部に比較して小さく、発生電流で比較するとホーン部の約1/100~1/1000である。
- (4) 噴出ホーンの発生電荷は、その材質を変化させてもあまり変わらず、形状変化の影響の方が大きい。
- (5) ホーンを模擬したCO<sub>2</sub>噴流衝突実験より、発生電荷のホーン部温度への依存性が大きいことが分かった。
- (6) ホーン部発生電荷の時間的変化は、ホーン部の過渡温度分布から逆算される帯電量変化と定性的によく対応する。

(30)

(7) 噴出ガスの直接的な電荷計測法としてネットによる方法と吸引式による方法を試みた。

ネットによる方法は、粉末消火装置には有効である。他の装置に対し電荷補足率を高めることが困難である。

吸引式による方法においては、ホーン等の発生する平均電荷とは逆極性の電荷が、装置本体の電荷量の他に相当量含まれていることがわかった。

(8) 鎮火性ガス消火装置においては、その接地を確実にとり、噴出ホーンの発生電荷を抑制することにより、噴出ガスが引火源になる危険性を小さくできる。

(9) 可搬式消火装置においては、接地抵抗を約 $10^7 \Omega$ 以下にすることにより電撃をなくすることができる。

## 謝辞

本実験を実施するにあたり、高圧瓦斯工業株式会社から、消火剤の提供等、多大の協力を得た。ここに謝辞を表す。

## 参考文献

- 1) 浅野和俊：“静電気による石油燃料爆発に関しての欧米での研究状況”，静電気学会誌，1，1（1977），p.59.
- 2) 川崎正士，松原美之：“静電気帯電の災害防止技術に関する調査報告書”，消防研（昭和57年3月）.
- 3) 山根健次，津島 聡：“石油類の管内流動帯電について”，日本船用機関学会第26回秋季講演会前刷（1979-10），p.111~114.
- 4) 増田閃一：“高压ガスの噴出に伴う帯電について”，高压ガス，Vol.6，No.5（1969），p.313.
- 5) Leonard, J.T, and Clark, R.C: “Generation of Static Electricity by Carbon Dioxide in inerting and Fire Extinguishing Systems,” Inst. Phys. Conf. Ser. No.27（1975），p.301.
- 6) 吉田紘二郎，山根健次：“CO<sub>2</sub>消火装置における噴出帯電について” 船舶技術研究所第34回講演集（1979-12），p.117~120.
- 7) 吉田紘二郎，山根健次：“CO<sub>2</sub>消火装置に於ける管系材質形状の噴出帯電への影響” 船舶技術研究所第36回講演集（1980-12），p.121~124.
- 8) 山根健次，他2名：“可搬式粉末消火装置の噴出帯電”，静電気学会講演論文集（1983-10），p.154~157.
- 9) 増田弘昭：“低濃度固気2相流によるパルス状電流の実験的検討”，化学工学，第45巻，第6号，（1981），p.357.

- 10) 山根健次, 吉田紘二郎: “CO<sub>2</sub>消火装置における噴出帯電について第3報”, 船舶技術研究所第40回講演集 (1982-12), p.110~113.
- 11) 山根健次, 吉田紘二郎, 林 慎也: “船用消火装置の帯電現象について”, 船舶技術研究所第44回講演集 (1984-11), p.183~186.
- 12) 吉田紘二郎, 山根健次, 林 慎也: “ハロン系消火剤の噴出帯電”, 静電気学会講演論文集 (1984-10), p.166~169.
- 13) Keigher, D.J. et al.: “Standard on Halon 1301 Fire Extinguishing Systems,” NFPA 12A (1980), National Fire Protection Association.
- 14) Taylor, G. et al.: “A Compilation of NFPA Technical Committee Reports for Public Review and Comment Prior to November 12, 1982, and Consideration at the NFPA Annual Meeting,” TCR-83-A, Kansas City, MO (May 1983), p.47.
- 15) 高分子学会編: “静電気ハンドブック”, 地人書館 (1966-11), p.133~134.
- 16) 森田 豊, 原田秀己: “タンカーにおける静電気の諸問題”, 日本船用機関学会誌第16巻, 第11号 (1981), p.928.

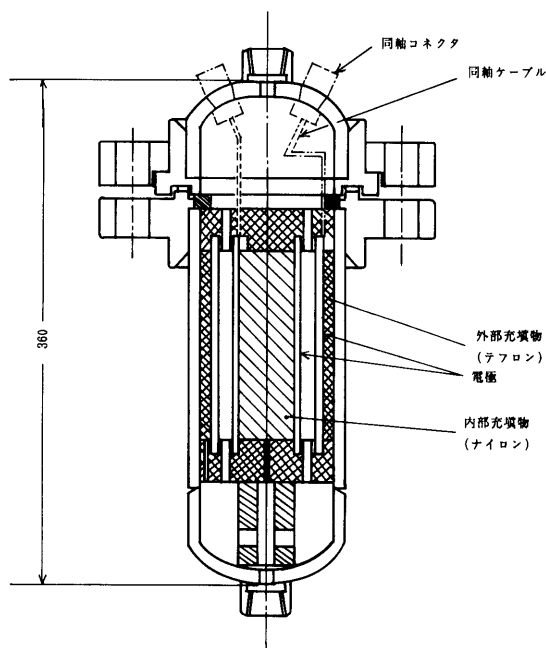
#### 付録一 1 消火剤の導電率測定<sup>付1)</sup>

消火剤の電気導電率は、管内流動摩擦帯電における静電気発生と電荷緩和の平衡条件に大きな影響を与えることが予想されるため、付Fig.1に示すような高压液化ガス導電率測定装置を作製し、各種消火剤の導電率測定を行った。電極にはステンレス製シリンダーを用い、液面を常に満たした状態で、電極間に500Vの直流電圧を印加し、通電電流を計測することにより導電率を求めた。

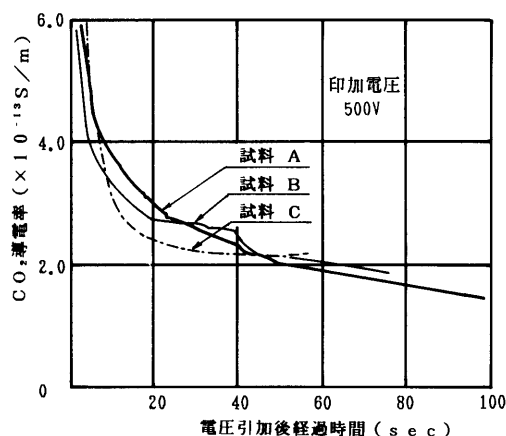
異なる時期に購入した液体CO<sub>2</sub> (試料A~C) の導電率測定結果を付Fig.2に示す。各試料間に大きな差は見られずほぼ同一の導電率を示した。

各消火剤の導電率の測定値と、放電時定数の計算結果を付Table 1に示す。荷電消火剤が管内を流動する時に電荷が緩和する時間は、CO<sub>2</sub>では数十秒であり、ハロン系消火剤は数秒である。従って、ハロン系消火剤の方が、管内流動摩擦帯電に関して配管長さの影響が少ないと言える。

粉末消火剤は管内を固気二相流状態で流れるため、導電率から電荷緩和を論じる事はできない。



付Fig.1 高压液化ガス導電率測定装置



付Fig.2 液化CO<sub>2</sub>導電率の測定例

#### 付録一 2 N<sub>2</sub>加圧による消火剤の噴出係数

容器内の底部にある液体消火剤を、容器内上部のN<sub>2</sub>ガスにより、液体の飽和蒸気圧以上で加圧し、大気中に噴出させる場合を考える。

容器内の液体上部の加圧ガスは断熱変化をすと仮定し、容器内上部の気体部分の容積:  $V$  (m<sup>3</sup>), ノズル

付Table 1 消火剤用各種高压液化ガスの導電率

		ハロン1301	ハロン1211	ハロン2402	二酸化炭素
導電率(常温)	S/m	$(1.1\sim 2.9) \times 10^{-12}$	$(1.4\sim 3.6) \times 10^{-10}$	$(7.1\sim 7.5) \times 10^{-11}$	$(3.6\sim 9.3) \times 10^{-13}$
放電時定数	sec	6.2	0.05	0.25	50

からの液体平均流速： $\bar{v}$ (m/sec)，及び容器内絶対圧力： $P$ ：(kg/m<sup>2</sup>)の関係は次式で表すことができる。

$$\bar{v} = K \{2g(P - Patm) / \gamma\}^{1/2} \dots\dots\dots (付-1)$$

$$PV^x = P_0 V_0^x \dots\dots\dots (付-2)$$

$$dV/dt = A\bar{v} \dots\dots\dots (付-3)$$

ここで、 $\gamma$ ：液体の比重量(kg/m<sup>3</sup>)、 $K$ ：噴出係数、 $g$ ：重力加速度、 $x$ ：気体の比熱比、 $A$ ：ノズル開口断面積(m<sup>2</sup>)、 $Patm$ ：大気圧(kg/m<sup>2</sup>)、 $t$ ：時間(sec)とする。

Fig.8の実験装置で、液体部分および気体部分の容積をいずれも1ℓ、N<sub>2</sub>による加圧力40kg/cm<sup>2</sup>に設定後、噴出開始から液体の噴出が終了するまでの時間を計測し、上式より求めた噴出係数を付Table 2に示す。

ハロン1031のN<sub>2</sub>加圧の場合、N<sub>2</sub>が飽和した場合のKは不飽和の場合より著しく小さい。N<sub>2</sub>飽和の場合にはノズル出口でガスの流れが大きく膨らむ現象が観察された。これはノズルを通過中、あるいは噴出直後に、消火剤に溶解していたN<sub>2</sub>ガスの一部がハロン1301と共に気化し、流動抵抗の増加をもたらすためと考えられる。また、付Table 2から飽和蒸気圧の高い低沸点消火剤 (Table 4参照) ほどKの値は小さい。これは、ズル出口での急激な気化によるものと考察される。

付録-3 CO<sub>2</sub>噴流下における平板の温度分布<sup>付2)</sup>

CO<sub>2</sub>の噴流の円柱状平板の中心に直角に衝突し、その表面を軸対称の状態で流れている場合、円柱断面内の伝熱方程式は次式で示される。

- 但し、
- $a$ ：試料平板(鉄)の温度伝導率=0.053(m<sup>2</sup>/h)
  - $t, \Delta t$ ：時間及び時間差分=0.02(s)
  - $r, \Delta r$ ：半径及び半径方向差分=0.0015(m)
  - $y, \Delta y$ ：板厚及び板厚方向差分=0.0015(m)
  - $T$ ：温度
  - $T_3$ ：CO<sub>2</sub>噴流(ドライアイス)温度=-78(°C)
  - $T_4$ ：気温
  - $H$ ：冷却側熱伝達率
  - $H_1$ ：冷却側中心部付近の熱伝達率=2400(Kcal/h・deg・m<sup>2</sup>)
  - $H_2$ ：冷却側周辺部付近の熱伝達率=500(kcal/h・deg・m<sup>2</sup>)
  - $H_3$ ：外部空気側の熱伝達率=10"
  - $\lambda$ ：試料平板熱伝導率=46(kcal/h・deg・m)
- $$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left\{ \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right\} \dots\dots\dots (付-4)$$
- ここでは差分を用いた階差式によって数値解を求め

付Table 2 液化ガスの噴出係数K

ノズル径	2 mm	2.8mm	4 mm
ハロン1211	0.79~0.80	0.65~0.70	0.44~0.48
ハロン2402	0.80~0.86	0.77~0.84	0.75~0.82
ハロン1301 (N <sub>2</sub> 飽和)	0.79 (0.45~0.48)	0.70~0.71 (0.46~0.54)	0.55~0.57 (0.37)
フロン12	0.76	0.77	0.69

る。Fig.32に示すように円柱の中心軸を通る断面を長方形の網目要素に分解する。但し同柱厚さは直径に比して小さいため円柱側面は断熱状態にあるとする。各要素の階差式は軸対称ゆえ(付-5)式で示される。

$$\begin{aligned} \text{基礎式} \cdots \cdots T_{m,n}^{P+1} &= T_{m,n}^P + \Theta_r \left(1 + \frac{1}{2(m-1)}\right) (T_{m+1,n}^P - T_{m,n}^P) \\ &+ \Theta_r \left(1 - \frac{1}{2(m-1)}\right) (T_{m-1,n}^P - T_{m,n}^P) \\ &+ \Theta_y (T_{m,n+1}^P + T_{m,n-1}^P - 2T_{m,n}^P) \cdots \cdots (\text{付-5}) \end{aligned}$$

ここで

$$\Theta_r = \frac{a\Delta t}{(\Delta y)^2}, \quad \Theta_y = \frac{a\Delta t}{(\Delta y)^2}$$

であり  $T_{m,n}^P$  は要素  $m, n$  の  $P\Delta t$  時間後の温度である。境界条件は冷却面  $m = 2 \sim M, n = N$  において

$$\begin{aligned} T_{m,N}^{P+1} &= T_{m,N}^P + \Theta_r \left(1 + \frac{1}{2(m-1)}\right) \\ &(T_{m+1,N}^P - T_{m,N}^P) + \Theta_r \left(1 - \frac{1}{2(m-1)}\right) \\ &(T_{m-1,N}^P - T_{m,N}^P) \\ &+ \Theta_y (T_{m,N+1}^P + T_{m,N-1}^P - 2T_{m,N}^P) \\ &+ 2q_y^P \Delta y \Theta_y / \lambda \cdots \cdots (\text{付-6}) \end{aligned}$$

CO<sub>2</sub>の噴流による冷却面上の熱流束を  $q_y^P$  とし、次の線形関係が成り立つものとする、

$$q_y^P = H(T_3 - T_{m,N}^P) \cdots \cdots (\text{付-7})$$

ただし、界面上及び軸を横切る熱伝導による熱流束は0なので架空の要素に対し  $T_{m,n+1}^P = T_{m,n-1}^P, T_{\delta,n}^P = T_{\delta,n}^P, T_{M+1,n}^P = T_{M-1,n}^P$  とおく。

放熱面  $m = 2 \sim M, n = 1$  においては、

$$\begin{aligned} T_{m,1}^{P+1} &= T_{m,1}^P + \Theta_r \left(1 + \frac{1}{2(m-1)}\right) (T_{m+1,1}^P - T_{m,1}^P) \\ &+ \Theta_r \left(1 - \frac{1}{2(m-1)}\right) (T_{m-1,1}^P - T_{m,1}^P) \\ &+ \Theta_y (T_{m,2}^P + T_{m,0}^P - 2T_{m,1}^P) + 2q_y^P \Delta y \Theta_y / \lambda \\ &\cdots \cdots (\text{付-8}) \end{aligned}$$

$$q_y^P = H_3(T_0 - T_{m,1}^P)$$

ただし架空の要素に対し  $T_{m,0}^P = T_{m,2}^P, T_{\delta,n}^P = T_{\delta,n}^P, T_{M+1,1}^P = T_{M-1,1}^P$  とおく。

断熱面要素  $m = 1, n = 2 \sim N-1$  および  $m = M, n = 2 \sim N-1$  に対してはそれぞれ

$$\begin{aligned} T_{\delta,n}^P &= T_{\delta,n}^P \text{ および } T_{m+1,n}^P = T_{m-1,n}^P \text{ において} \\ T_{1,n}^{P+1} &= T_{1,n}^P + 4\Theta_r (T_{\delta,n}^P - T_{1,n}^P) \\ &+ \Theta_y (T_{1,n+1}^P + T_{1,n-1}^P - 2T_{1,n}^P) \cdots \cdots (\text{付-9}) \\ T_{M,n}^{P+1} &= T_{M,n}^P + \Theta_r \left(1 + \frac{1}{2(M-1)}\right) (T_{M+1,n}^P - T_{M,n}^P) \\ &+ \Theta_r \left(1 - \frac{1}{2(M-1)}\right) \cdot (T_{M-1,n}^P - T_{M,n}^P) \\ &+ \Theta_y (T_{M,n+1}^P + T_{M,n-1}^P - 2T_{M,n}^P) \cdots \cdots (\text{付-10}) \end{aligned}$$

と与えられる。尚、中心軸上の冷却面及び放熱面は付-9式にそれぞれ付-6及び付-8式の熱流束項(最後の項)を加えればよい。

ここで  $m \leq K$  のとき  $H = H_1, m \geq K$  のとき

$$H = H_1 - (H_1 - H_2)(m - K) / (M - K) \cdots \cdots (\text{付-11})$$

とおき、CO<sub>2</sub>噴流の熱伝達率  $H$  を  $K$  番目から  $M$  番目の要素にかけては、 $H_1$  から  $H_2$  まで直線的に低下すると仮定した。ここで  $H$  と  $K$  はパラメータとして扱い、実験から得られた温度分布が計算値と合致するように選んだ。

付1) Beachman, E.A and Divers, R.T : "Some Practical Aspects of the Dielectric Properties of Refrigerants," Refrigerating Engineering, (July 1955), p.33.

付2) 片山功蔵, 他2名 : "非定常熱伝導の数値解法" 伝熱工学の進展3, 養賢堂 (1976), p.111.