

港湾域における船舶の SO₂ 排出総量 及び環境濃度の一評価手法

伊 従 功*

A Method for Estimating the Total Source Strength and Environmental Concentration of SO₂ Exhausted from Ships in Harbor and Bay Areas

By
Isao IYORI

Abstract

A simple method for estimating the total amount of SO₂ exhausted from engines of ships in harbor and bay areas is shown. The main features of the present method are in its macroscopic way of approach, i.e., (1) the determination of effective unloading-time length from the work done by the cargo-oil pumps and the amount of the cargo-oil, (2) the wide use of statistical (or macroscopic) data on ships, and (3) the compilation of complicated (or microscopic) data released from relevant authorities etc.

A summary of a survey on atmospheric diffusion theories is also shown for the purpose of application to the diffusion analysis of ship exhaust gas.

The results of an application of the present method to the harbor of Yokohama and the bay of Tokyo are summarized as follows:

- (1) Predominant portion (about 90%) of the total environmental concentration of SO₂ exhausted from ships are due to the ships in the harbor,
- (2) The contribution of the ships entering and leaving the port is small (at most 4%),
- (3) The contribution of the ships in the class of 10,000-29,999 G.T. is relatively large (about 30%),
- (4) The environmental concentration due to ships were estimated to be several ppb's.

Referring to the interpretation of the above-shown numerical results, it is added that further studies such as an error estimation are needed in order to give a clear and final meaning to them. At the present stage of the study, the above results have a meaning in offering new reference data obtained by a different method from the others applied up to date.

目 次

1. 緒 言	42	3.4 航走時の燃料重油のS分含有率	46
2. 航路及び機関運転状態	42	3.5 煙源強度の計算式と数値計算例	47
3. 航走時の船舶からの SO ₂ 排出量	44	3.6 3章の考察とまとめ	48
3.1 基礎式	44	4. 入出港時の船舶からの SO ₂ 排出量	49
3.2 年間通過隻数	44	4.1 負荷率の変動モード	49
3.3 通過所要時間及び燃料消費量	45	4.2 煙源強度の計算式と数値計算例	50
		4.3 4章のまとめ	50
		5. 停泊時の船舶からの SO ₂ 排出量	51
		5.1 港内全域からの SO ₂ 排出量の計算式	51
		5.2 荷役時間及び非荷役時間	52

* 原子力船部

原稿受付: 昭和55年1月28日

5.2.1	揚油時の機関運転方式とエネルギー勘定	53
5.2.2	揚油量と燃料消費量との関係	53
5.2.3	荷役時間及び非荷役時間の推定	54
5.3	停泊時の燃料重油のS分含有率	56
5.4	数値計算例と5章のまとめ	56
6.	煙突及び排ガス	57
6.1	煙突の形状と構造	57
6.2	煙突の実体高	57
6.3	排ガスの温度、熱量及び容積	58
6.3.1	主ボイラの場合	58
6.3.2	補助ボイラの場合	58
6.3.3	ディーゼル機関で排エコノマイザのある場合	59
6.3.4	ディーゼル機関で排エコノマイザのない場合	60
6.4	排ガス吐出速度及び煙突内筒内径	60
7.	大気拡散の解析手法の特徴と濃度評価の実際	61
7.1	いろいろの解析手法の特徴	61
7.1.1	差分法	62
7.1.2	ボックス法	62
7.1.3	ブルーム法	62
7.1.4	パッフ法	63
7.2	実的手法の動向	63
7.3	濃度評価の実際的技法	64
7.4	現時点での科学的濃度評価の限界と展望	64
7.5	7章のまとめ	64
8.	環境濃度の試算例	66
9.	結 言	71
	謝 辞	71
	参考文献	71

1. 緒 言

SO_x (硫黄酸化物) や NO_x (窒素酸化物) などによる汚染質の環境濃度は、1960年代に深刻なレベルに達したが、その後、大気汚染防止法や地方自治体条例による規制と発生源側の対策の強化が進むにつれて、年々減少してきた。しかし、横浜や川崎などのように大量の汚染源を有する大都市では、なお、環境基準に適合しない地域が残されていたため、大気汚染防止法の改正に伴い、総量規制基準及び燃料規制基準が適用され(昭和51年4月1日)、規正強化の方向が打出された。

こうした推移の中で、神奈川県は、電子計算機を用いた大気汚染のシミュレーションを行う一方、それまで対象とされていなかった移動発生源であるところ

の船舶についても実態調査を行った。そして、工場や自動車などの陸上発生源に対する規制の効果が既に顕著に現われてきた状況下では、船舶の寄与率(環境濃度の中に船舶排ガスの占める割合)が相対的に増してきて、注目すべき値になってきたことを報告した^{1),3)}(昭和51,52年)。

他方、これより先、運輸省船舶局では、船舶排ガス問題をいち早く取上げて、東京湾とその周辺を対象とする実態調査を試み、第1次の調査報告として、調査・解析の手法の先駆となる例を示した²⁾(昭和49年)。

船舶排ガスに関する調査報告書として今日までに公表されているもので、比較的詳しいものは、上述の3例のみである。これらの報告書で用いている手法の特徴は、主機、補機の台数、負荷率、稼動時間等の細かいデータを集め、SO₂の排出量を積上げて行く所にある。しかしながら、この種の調査においては、方法論的には理想的なものであっても、それに見合う十分なデータを得ることの難しさとデータ補完・処理の実際面での曖昧さを伴うものであり、両者が複雑に絡み合って誤差の評価が非常に難しくなる。

そこで、本報では、改めて出発点に戻り、方法論的にはプリミティブではあるが、巨視的な平均量に基づいて排出量を評価する一手法を示す。記述の仕方は、計算式や仮定に由来する誤差が容易に調べられるよう、やや詳細にわたるものとした。基礎とする資料は、船舶の年間入港隻数の統計、船舶明細書のデータ及び上述の3報の基礎データとする。併せて、船舶及び大気拡散に関する一般的知識の船舶への応用上の問題点について調査考察した結果を整理して述べる。本報の構成は、

SO₂排出量の評価法と煙突・排ガスとの考察(2~6章)、

大気拡散解析手法の特徴と濃度評価の実際(7章)、
環境濃度評価の試算例(8章)

の3部からなり、内容的には第1報としてSO₂汚染評価法のほぼ全般に亘るものとした。数値計算例は、上述の3つの報告によって比較的データの揃っている東京湾とその周辺の港について行い、環境濃度評価例は代表的な測定局である横浜市内の測定点を対象とした。

2. 航路及び機関運転状態

東京湾内を航行する船舶の航路には、第2海堡を通って湾の内外を結ぶもの(港→湾口、湾口→港と略記)

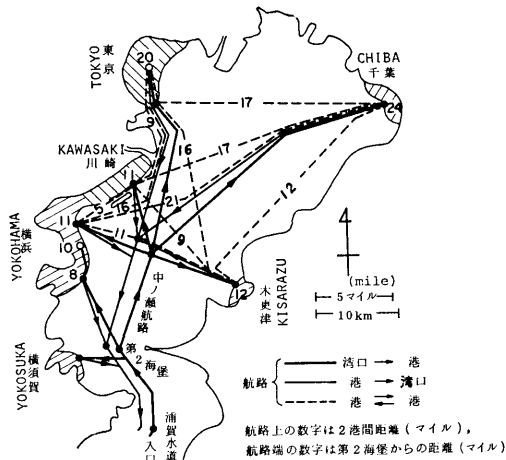


図-1 東京湾を航行する船舶の航路のモデル(文献^{1),2)}をもとに作成。1 マイル=1 海里=1852 m)

と湾内の港と港とを結ぶもの(港⇄港航路)とがある(図-1)。他方、船舶は入出港時には機関の負荷を変動させるが、負荷変動させる区間と岸壁から港口までの区間との対応は確定的なものではない。そこで本報では、航路を港—湾口航路と港—港航路に分けるとともに、運転状態を航走時、入出港時および停泊時(荷役時と非荷役時)の3つの状態に分ける。本報では航路上の船舶とは航走時の船舶を指すことにする。また、タンカー(油槽船)は他の船種の船舶と比べて荷役時の運転状態に特徴があるので他の船種から区別することにする。

表-1 に船種別・船型別・運転状態別・主機別の稼動主要機関、機器をまとめて示す。表-1 は文献^{1),2),4),5)}をもとに総トン数階級区切りを考慮して作成したものである。

表-1 主要機関・機器の使用状況

(a) タンカーの場合

総トン数 G.T.	航 走 時		入 出 港 時		荷 役 時		非 荷 役 時	
	T 船	D 船	T 船	D 船	T 船	D 船	T 船	D 船
10万以上	主ボ2缶又は主ボ, 補ボ各1缶	—	主ボ2缶又は主ボ, 補ボ各1缶	—	主ボ2缶又は主ボ, 補ボ各1缶	—	主ボ1缶又は補ボ1缶	—
6万~10万	"	D主機, 補ボ(T発), 排エコ有	"	D主機, 補ボ(T発), 排エコ稼動又は停止	"	補ボ(荷油ボ, T発)	"	補ボ(T発)
3万~6万	—	"	—	"	—	"	—	"
6千~3万	—	D主機, 補ボ, D発, 排エコ有	—	D主機, 補ボ, D発, 排エコ稼動又は停止	—	補ボ(荷油ボ), D発	—	補ボ, D発
3千~6千	—	"	—	"	—	補ボ(荷油ボ), D発, D主機	—	"
1千~3千	—	D主機, 補ボ, D発, 排エコ無	—	D主機, 補ボ, D発, 排エコ無	—	補ボ, D発, D主機	—	"
1百~1千	—	D主機, D発, 排エコ無	—	D主機, D発, 排エコ無	—	D主機, D発	—	D 発

(b) 貨物船の場合

3千以上	—	D主機, D発, 補ボ, 排エコ有	—	D主機, D発, 補ボ, 排エコ稼動又は停止	—	D発(荷役), 補ボ(雑用)	—	D発(照明), 補ボ(雑用)
1千~3千	—	D主機, D発, 補ボ, 排エコ無	—	主機, D発, 補ボ, 排エコ無	—	"	—	"
1百~1千	—	D主機, D発, 排エコ無	—	D主機, D発, 排エコ無	—	D 発	—	D 発

(注) — 印; 該当船無し, T; タービン, D; ディーゼル, 主ボ; 主ボイラ, 補ボ; 補助ボイラ, 発; 発電機, 荷油ボ; 荷油ポンプ駆動用, 排エコ有(無); 排ガスエコノマイザ有り(無し), "; 上段の記載事項と同じ。

3. 航走時の船舶からの SO₂ 排出量

3.1 基礎式

ある航路の中で、長さ L (mile=海里) のある区間に着目する。この区間を通過する船舶の年間隻数を N_R 隻、この区間を通過するまでの所要時間を T_L (hr)、1日1隻当りの燃料油消費量を w (ton/day/隻) と書く。この区間には毎時 $N_R/(365 \times 24)$ 隻/hr の船が入って来るので、 dt (hr) の間に $N_R dt/(365 \times 24)$ 隻の船がこの区間に入って来る。他方、この区間内を航走中の船の隻数を n_L と書くと船の密度は n_L/L 、船の速度は L/T_L であるから、 dt 時間の間にこの区間から出て行く船の隻数は $(n_L/L)(L/T_L)dt = (n_L/T_L)dt$ である。定常状態では出入する隻数は相等しいから、 $N_R/(365 \times 24) = n_L/T_L$ 、すなわち、 $n_L = N_R T_L / (365 \times 24)$ 隻である。燃料消費量は $w/24$ (ton/hr/隻) であるから、この区間に存在する全船舶が毎時消費する燃料油の総量 W_L (ton/hr) は、

$$W_L = N_R T_L w / (365 \times 24 \times 24) \quad (1)$$

で与えられる。

SO_x は実質的には SO₂ で、その比容積は 22.4 Nm³/64 kg であるとする。重油の S (硫黄) 分含有率を $s\%$ と書くと、長さ L の区間で排出される SO_x の総量 Q_L は、

$$\begin{aligned} Q_L &= (W_L \times 10^3) \cdot (2s/100) \cdot 22.4/64 \\ &= 3.3 \times 10^{-5} N_R T_L w s \quad (\text{Nm}^3/\text{hr}) \quad (2) \end{aligned}$$

で与えられる (上式で $2s$ の 2 は SO₂ の分子量を S のそれの 2 倍としたことによる)。

$L=1$ マイルのときの T_L を T 、 Q_L を Q (以下では、線煙源強度と呼ぶ) と書くと、 Q は

$$\begin{aligned} Q &= Q_L/L = 3.3 \times 10^{-5} N_R T w s \quad (\text{Nm}^3/\text{hr}/\text{mile}) \\ &= 2.2 \times 10^{-8} N_R T w s \quad (\text{kg}/\text{day}/\text{mile}) \quad (3) \end{aligned}$$

で与えられる。往路と復路とを区別しない近似では、往路・復路の合計線煙源強度 Q^* は (3) 式の Q の 2 倍である。

総トン数別、船種別の扱いをするときは、総トン数階級について添字 j をつけて Q_j のように書くこととする。(1)~(3)' 式及び以下に現れる諸式は、殆どの場合、添字 j が省略されていると解してよいものである。

3.2 年間通過隻数

(1)~(3)' 式の年間通過隻数 N_R は、ある港に入出港した船舶のうちで着目している航路を通った船舶の

(218)

年間隻数であるから、その港への年間入港隻数 N と着目している航路をとる相対頻度 (以下、航路選択比と呼ぶ) が知れば求められる。 N は港の統計年報 (港湾管理所) から求められる。文献¹⁾の結果との比較ができるよう、文献¹⁾の表 1-61 に拠ることにすれば、表-18 の第 2 欄の通りである。航路選択比は文献²⁾の表 V-18 の航路別・港別船舶隻数表をもとにして、およそその値を推定できる。同表から直ちに表-2 を得、港一第 2 海堡及び合計の 2 欄から、港一湾口航路をとる航路選択比 p_{out} を得る。港一港航路をとる航路選択比は $1-p_{out}$ となる。これを、さらに各港一港航路に分けるときの相対頻度 p_{inter} は、表-2 の (小計) 欄より上の欄のデータを用いて得られる。 p_{out} 及び p_{inter} の値を表-3 に示す。

表-2 航路別・港別船舶隻数

至	自	横浜	川崎	東京	千葉	木更津	第 2 海堡
横須賀		14	1	2	2	2	7
横浜		—	106	117	104	65	257
川崎		108	—	127	161	142	235
東京		94	95	—	86	64	251
千葉		91	133	103	—	28	296
木更津		73	143	92	42	—	45
(小計)		380	478	441	395	301	1,091
第 2 海堡		269	312	246	282	82	—
合計		649	790	687	677	383	—

(注) 昭和 48 年 10 月 29 日から 31 日までの 3 日間の集計 (100 総トン以上)。文献²⁾による。

また、表-3 より、A 港から B 港に向う船舶と B 港から A 港に向う船舶との隻数の比を求めると、表-4 のようになり、比はほとんど 1 に近い。これより、港一港航路では一方の港についての隻数が知れていれば、他の港についての隻数はかなりよい精度で推定できるといえよう (第 2 海堡→A 港→B 港→第 2 海堡というような複雑な経路を無視できるので)。

ところで、表-2 及び 3 は、総トン数別のものではない。一方、港一港航路を航行する船舶は極く少ない例外を除いて 3 千総トン未満で、しかも 1 千総トン未満のものが圧倒的に多いことが知られている。このように、港一港航路と港一湾口航路とはトン数的に著しい差があるので、煙源強度の算出上、区別していく必要がある。そこで、船舶を 1 千総トン以上 ($j \leq 7$)

表-3 ある港からある航路へ向う割合 (航路選択比)

(a) 湾口へ向う航路をとる割合: p_{out}

横浜	川崎	東京	千葉	木更津
0.41	0.39	0.35	0.42	0.21

(b) 港→港航路をとる割合 ($1-p_{out}$) の内訳: p_{inter} (ただし, 合計を1とする)

自	横浜	川崎	東京	千葉	木更津
至					
横須賀	0.04	0	0.01	0.01	0.01
横浜	—	0.22	0.27	0.26	0.22
川崎	0.28	—	0.29	0.40	0.47
東京	0.25	0.20	—	0.22	0.21
千葉	0.24	0.28	0.23	—	0.09
木更津	0.19	0.30	0.21	0.11	—
合計	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00

表-4 A港からB港に向う船舶とB港からA港に向う船舶との隻数比

(A → B)/(B → A)	隻数比
(川崎→横浜)/(横浜→川崎)	0.98
(東京 → ")/(" → 東京)	1.24
(千葉 → ")/(" → 千葉)	1.14
(木更津 → ")/(" → 木更津)	0.89
(東京→川崎)/(川崎→東京)	1.34
(千葉 → ")/(" → 千葉)	1.21
(木更津 → ")/(" → 木更津)	1.00
(千葉→東京)/(東京→千葉)	0.83
(木更津 → ")/(" → 木更津)	0.69
(木更津→千葉)/(千葉→木更津)	0.67

のものと, 999 総トン以下 ($j \geq 8$) のものとの2グループに分け, 1千数トン以上の船はすべて港一湾口航路に, また, 999 総トン以下の船舶は一部が港一湾口航路に, 残りが港一港航路に就くとする近似をする。この2-グループ近似によれば, 1千総トン以上の船舶に対して, $p_{out,j}=1$ である。999 総トン以下の船舶に対する $p_{out,j}$ は, 次のようにして求められる。表-18-(a) の N_j の欄の合計を N , 999 総トン以下の隻数 ($j=8$ 及 9 の欄の合計) を N' , N' のうちで第2海堡へ向う船の隻数を N'_{out} と書くと, $p_{out,j}=N'_{out}/N' = 1-(1-p_{out})(N/N')$ で与えられる。 N/N' は表-18 から容易に求められる。 $p_{out,j}$ の値を表-5 に示す。

表-5 港一湾口航路への航路選択比 $p_{out,j}$ (総トン数2グループ近似)

港名	仕分法	仕分法-1の場合		仕分法-2の場合	
		$j \leq 7$	$j \geq 8$	$j \leq 6$	$j \geq 7$
横浜	川崎	1.0	0.27	1.0	0.31
川崎	東京	1.0	0.35	1.0	0.38
東京	千葉	1.0	0.20	1.0	0.24
千葉	木更津	1.0	0.34	1.0	0.39
木更津		1.0	0.19	1.0	0.19

(注) 仕分法-1; 1000 総トン以上と未満との2グループ
仕分法-2; 3000 "

以上をまとめて, ある港に入港した船舶 N_j (隻/y) のうちで, 出港後, ある航路に入る隻数 $N_{R,j}$ (隻/y) は

$$N_{R,j} = \begin{cases} p_{out,j} N_j & (\text{港} \rightarrow \text{湾口航路}) \quad (5) \\ p_{inter}(1-p_{out,j}) N_j & (\text{港} \rightarrow \text{港航路}) \quad (6) \end{cases}$$

で与えられる。ただし, $N_j, p_{out,j}$ 及び p_{inter} は, それぞれ, 表-18, 5 及び 3-(b) で与えられたものとする。なお, 添字 j は総トン数階級を示す。

3.3 通過所要時間及び燃料消費量

次に, 所要時間 T は船速を v (knot) とかけば,

$$T = 1/v \quad (7)$$

で与えられる。 v は船舶明細書⁴⁾ から無作意に抽出したデータをグラフに描いた図-2 から平均的な量として求められる。総トン数 t の関数として表すと,

タンカーの航走時の速力 v (knot);

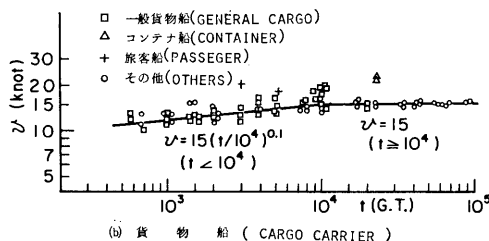
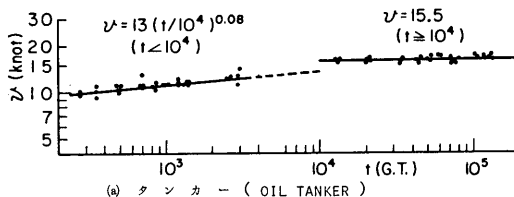


図-2 満載航海速力 v と総トン数 t との関係

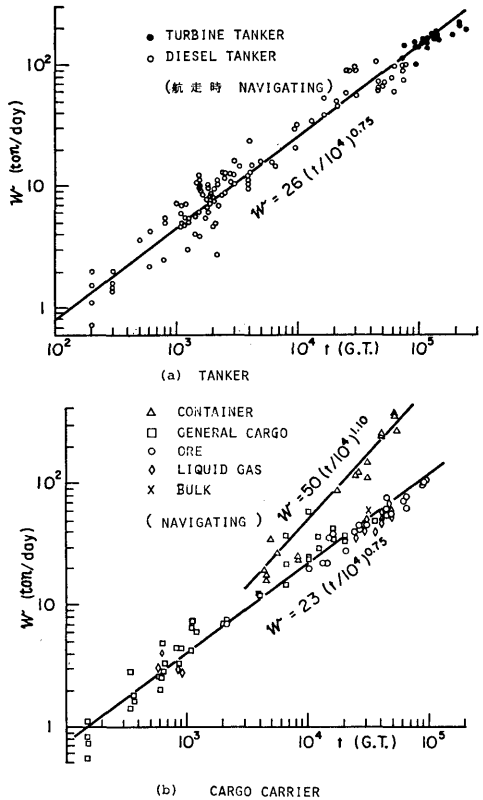


図-3 航走時の燃料消費量 w と総トン数 t との関係

表-6 船舶の使用重油の用途と性状 (表-7 参照)
(a) 文献¹⁾に拠る用途表

機 関	港湾内	外 洋
主ボイラ	C重油	C重油
補助ボイラ (3000トン以上)	C	C
(2999トン以下)	BまたはA	BまたはA
ディーゼル (5000トン以上)	A	C
主機 (4999トン以下)	A	BまたはA
ディーゼル発電機	A	A

(b) 文献²⁾に拠る用途及び性状表

種類	用 途							高発熱量 (kcal/kg)	比重	予熱の 要 否
	窯業, 金 属製錬	小型内燃機		中型内燃機			大 容 量 ボイラ			
1 種							小 容 量 ボイラ	0.92	不要	
2 種							中 小 容 量 ボイラ			
3 種		製 鋼			大 型 内 燃 機			大 中 容 量 ボイラ	0.96	要
硫黄含有 率 S (%)	0	0.5	1	1.5	2	2.5	3	3.5		

(注) 1種, 2種, 3種は A, B, C 重油に相当する。

$$v = \begin{cases} 13f_{\text{bay}}(t/10^4)^{0.08}, & (t < 10^4), & (8) \\ 15.5f_{\text{bay}}, & (t \geq 10^4), & (9) \end{cases}$$

貨物船の航走時の速力 v (knot);

$$v = \begin{cases} 15f_{\text{bay}}(t/10^4)^{0.10}, & (t < 10^4), & (10) \\ 15f_{\text{bay}}, & (t \geq 10^4), & (11) \end{cases}$$

ただし, f_{bay} は東京湾での“湾内”全力速力と船舶明細書に記載されている満載航海速力との比 (本報では湾内減速係数とよぶ) である。 f_{bay} は大型タンカーでは0.8くらいといわれている。オイル・ショック以降は, 減速運転も実施されているので, この効果も含めると速力 v では更に小さくなるが, 本報では, この議論は第2報に譲ることにし, SO_2 排出量を多めに評価する意味で $f_{\text{bay}}=1$ としておく。

航走時の1隻当りの燃料消費量 (主機, 補機合計) w (ton/day) も同じく船舶明細書のデータを用いて描いた図-3から,

$$w = \begin{cases} 26f_{\text{bay}}^3(t/10^4)^{0.75} & (\text{タンカー}) & (12) \\ 23f_{\text{bay}}^3(t/10^4)^{0.75} & (\text{貨物船}) & (13) \end{cases}$$

と求められる。但し, (13) 式は, 本報でいう広い意味での貨物船からコンテナ船を除いた船舶について求めた式である。図-3-(b)から明らかのように, コンテナ船を貨物船のカテゴリーに含めることには無理があるわけであるが, 航走時の排ガスの環境濃度への寄与は小さい (8章参照) ので無視することにする。なお, (12) 式は回帰直線であるが, その相関係数は0.94である。

3.4 航走時の燃料重油のS分含有率

燃料油のS分含有率 s と油種については, 文献¹⁾によれば, $s=1.0$ (A-重油), $s=2.0$ (B-重油), $s=3.0$ (C-重油) 及び表-6-(a)のように報告されている。また, JIS規格と対応させた資料としては, 文献²⁾があり, 表の形にまとめると表-6-(b)のようである。一般に船舶においては, いろいろの性状の低質油が使われていることからすると, 船用機関で実際に使用されている重油のS分含有率 s はやや高め of 1.3 (A重

表-7 本報の計算に用いる燃料重油S分含有率の値と各種重油の用途表(表-1, 6参照)

(a) S分含有率 s (%)

A 重油	B 重油	C 重油
1.3	2.2	2.8

(b) 各種重油の用途タンカーの場合

総トン数 GT	湾内航走時	入出港時	荷役時	非荷役時
10万以上	C	C	C	C
6万~10万	B	B	C	C
3千~6万	A	A	C	C
1千~3千	A	A	A+B	A+B
1百~1千	A	A	A	A

貨物船の場合

3千~10万	A	A	[A] (C)	C
1千~3千	A	A	[A] (B)	B
1百~1千	A	A	A	A

(注) A+Bに対しては $s=1.7$ 。

[]印はディーゼル機関に対して、

()印は補助ボイラに対して。

油), 2.2 (B重油), 2.8 (C重油) ぐらいとするのが妥当であろう(表-7-(a))。

総トン数別・運転状態別にみた使用重油の種類は表-6-(a)と表-1との組合せで与えられるが、ここで、最も燃料消費量の多い機関・機器に着目しつつ、組合せを単純化すれば表-7-(b)のようになる(第4, 5欄については5章3節参照)。

3.5 煙源強度の計算式と数値計算例

総トン数 t の函数として線煙源強度 Q を算出する式を、(3), (7)~(13)式から求め、表-8に示す。

表-8 航路の線煙源強度 Q の計算式

タンカーの場合	港一港航路	港一湾口航路
$t_j > 10^3$	$q_{t,1} p_{inter}(1 - p_{out,j}) N_j s_j$	$q_{t,1} p_{out,j} N_j s_j$
$10^3 \leq t_j < 10^4$	0	$q_{t,1} N_j s_j$
$10^4 \leq t_j$	0	$q_{t,2} N_j s_j$
貨物船の場合	港一港航路	港一湾口航路
$t_j < 10^3$	$q_{e,1} p_{inter}(1 - p_{out,j}) N_j s_j$	$q_{e,1} p_{out,j} N_j s_j$
$10^3 \leq t_j < 10^4$	0	$q_{e,1} N_j s_j$
$10^4 \leq t_j$	0	$q_{e,2} N_j s_j$

ただし、 q ($q_{t,1}, q_{t,2}, q_{e,1}, q_{e,2}$ の総称) は次式とする。

$$q_{t,1} = 6.7 \times 10^{-5} f_{bay}^2 (t_j/10^4)^{0.67}, \quad (14)$$

$$q_{t,2} = 5.6 \times 10^{-5} f_{bay}^2 (t_j/10^4)^{0.75}, \quad (15)$$

$$q_{e,1} = 5.1 \times 10^{-5} f_{bay}^2 (t_j/10^4)^{0.65}, \quad (16)$$

$$q_{e,2} = 5.1 \times 10^{-5} f_{bay}^2 (t_j/10^4)^{0.75}. \quad (17)$$

また、 t_j は総トン数の階級値(総トン数 t を幾つかの階級に分け、大きい方から j 番目の階級の総トン数の上限と下限とを幾何平均した値)である。 q は総トン数 t_j の船1隻が1マイル航走する間に排出する SO_2 の量(ただしS分含有率 $s=1\%$)である。 $f_{bay}=1$ としたときの q の値を表-9に示す。

表-9 航走時の船舶1隻当たり、1マイル当りの SO_2 排出率 q ($Nm^3/hr/mile/隻$)

総トン数階級; j	平均総トン数 $t/10^4$	q_t (タンカー)	q_e (貨物船)
1	14.1	4.0×10^{-4}	3.8×10^{-4}
2	7.8	2.6 "	2.4 "
3	4.2	1.64 "	1.53 "
4	1.73	8.4×10^{-5}	7.8×10^{-5}
5	0.78	5.6 "	4.3 "
6	0.42	3.8 "	2.9 "
7	0.173	2.1 "	1.63 "
8	0.071	1.13 "	9.2×10^{-6}
9	0.022	5.2×10^{-6}	4.3 "

(注) S分含有率 s は1%として算出

航路の線煙源強度 Q_j の値は、 $N_j, p_{inter}, p_{out,j}$ 及び q の値を、それぞれ、表-18, 3, 5及び9から求め、表-8の式に代入して算出される。横浜港一湾口航路の例を表-10に示す。各港から第2海堡までの航路の全長にわたって排出される SO_2 の総量 Q_L は $Q_L = LQ = L \sum_j Q_j$ によって求められる。また、航路の往路・復路についての排出 SO_2 の合計 Q_L^* は、十分な精度で、 $Q_L^* = 2Q_L$ から算出される。結果を表-11に示す。なお、表-10及び11においては、S分含有率 s を1%としてある。 L の値は図-1によった。図-1は文献¹⁾及び文献²⁾を参考にしてかいたものであるが、これは、データのばらつきが大きい入出港時の運転モードを考慮して作った一つのモデルである。したがって、港湾管理上の港口と図-1の航路の末端とは多少のずれがある。本報では、図-1の航路上の船舶を航走時の船舶として扱った。他方、末端から接岸までの船舶は、入出港時の船舶として、4章において扱う。

次に、港一港航路における航路別線煙源強度 Q を

表-10 横浜港一湾口航路における線煙源強度 (総トン数別) $100Q_j^*/Q^*$ (%) 及び総和 $Q^* = \sum_j Q_j^*$ (Nm³/hr/mile)

総トン数階級; j	タンカー	貨物船
1	4.5	0.0
2	16.5	0.4
3	18.5	4.2
4	13.6	39.5
5	0.2	24.5
6	1.2	12.2
7	29.6	9.8
8	6.2	1.3
9	9.7	8.1
合計	100.0	100.0
$Q^* = \sum Q_j^*$	0.44	1.09

(注) * は往復合計値を示す。
S 分含有率 s は 1% として算出。
航路長は第 2 海堡までとした。

表-11 港一湾口航路の線煙源強度 Q^* 及び航路全長からの SO₂ 排出量 $Q_{\Sigma}^{\#}$

港名	L mile	Q* Nm ³ /hr/mile	Q _Σ [#] Nm ³ /hr	kg/day	Q*, Q _Σ [#] の内訳 (%)	
					タンカー	貨物船
横浜	10	1.53	15.3	1050	29	71
川崎	11	0.83	9.1	620	58	42
東京	20	0.61	12.2	840	13	87
千葉	24	0.94	22.6	1550	52	48
木更津	12	0.27	3.2	220	4	96
合計			62.4	4280		

(注) L は各港から第 2 海堡までの航路全長,
* は往復合計値 ($Q_{\Sigma}^{\#} = LQ^* = 2LQ$),
S 分含有率 s は 1% として算出
(SO₂ 1 kg/day = 0.0146 Nm³/hr)

表-12 に示す。港一港航路の各々の航路全長から排出される SO₂ の往路・復路合計値 $Q_{\Sigma}^{\#}$ は、表-12 の対角線 (ダッシュ: — 印を結ぶ直線) に関して互に対称の位置にある 2 つの数値を加え合わせたもの、すなわち Q^* に航路長 L を乗じて得られる。計算結果を、港一第 2 海堡航路の場合の結果と一緒にまとめて図-4 に示す。

表-12 港一港航路における航路別線煙源強度 Q (Nm³/hr/mile)

至	自	横浜	川崎	東京	千葉	木更津
横須賀		0.010	0.000	0.002	0.003	0.002
横浜		—	0.067	0.067	0.072	0.041
川崎		0.065	—	0.071	0.110	0.088
東京		0.058	0.060	—	0.061	0.040
千葉		0.056	0.084	0.057	—	0.016
木更津		0.045	0.091	0.052	0.031	—
合計		0.24	0.30	0.25	0.28	0.19

(注) S 分含有率 $s=1\%$,
Q はタンカーと貨物船とからの合計値

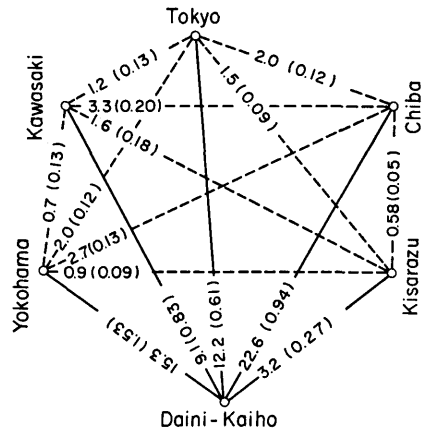


図-4 航路別 SO₂ 排出量 $Q_{\Sigma}^{\#}$ (Nm³/hr)
港一第 2 海堡航路についての $Q_{\Sigma}^{\#}$ の和 = 62
港一港航路についての $Q_{\Sigma}^{\#}$ の和 = 17
合計 = 79
(注) () 内の値は 1 マイル当りの排出量 (線煙源強度)。排出量はすべて往路・復路合計値。S 分含有率 $s=1\%$ 。

港一港航路の煙源強度の算出法は、以上でみてきたように、やや複雑でかつ近似的なものであるが、これにより、環境濃度への寄与率についての見当をつけることができる。例として、横浜港についてみると、図-4 より、港一港航路の線煙源強度を各航路にわたって和をとれば、 $0.13+0.12+0.13+0.09=0.47$ となり、これを港一第 2 海堡航路の 1.53 に加えれば 2.0 となるので、港一港航路からの寄与率 β は全航路の寄与率の $(0.47 \div 2.0) \times 100 = 24\%$ である。

3.6 3章の考察とまとめ

航走時の船舶から排出される SO₂ の量を、文献^{1), 2), 3)}

の中の基礎データを用いて算出する手法とそれを使って行った計算結果とを述べてきた。

この手法において、問題となる点は、1千総トン以上の船舶は、すべて港一第2海堡航路をとると近似したことであろう。この点を少し調べるために、3千総トン以上の船舶はすべて港一湾口航路をとると仮定して同様の計算を行ってみた。結果は、港一港航路の線煙源強度が10%程度増すのみであり、1~3千の辺りでは境目になる総トン数の値に殆ど影響されることが示された。したがって、さらに精度を要するときは、2-グループでなく多-グループとすること、すなわち、表-3を総トン数別に実態調査で求めることが必要となる。

次に、ここで示した手法では、文献^{1),2),3)}の手法と異なり、主機、補助ボイラ、ディーゼル発電機、あるいは補機などの容量、負荷を細かく分けて、大量のデータ処理をすることはしないで、船舶明細書に記載されている船1隻当りの燃料消費量(主機、補機合計)を用いていることが問題とされよう。そこで、この手法の妥当性を調べる意味で、航路全長からの排ガス量を航路端である港別に合計した結果を、上述の文献の結果と比較して図-5に示す。ただし、文献¹⁾の計算では、本報の計算と同じくS分含有率を1%としているが、港一港航路を無視(しかし、港一第2海堡航路に含めている)して得られたものである。厳密には比較はできないものである。また、文献²⁾では、

S分含有率を計算式に含ませないで、実測値から決めた標準排出SO₂濃度を用いているので、S分含有率の相当値は明らかではない(標準濃度の決め方からすると、恐らく0.7%前後と推定される)。したがって、図-5の比較には、多少の曖昧さがあるが、この比較からみたりでは、本報の手法は、上述の2つの手法に劣らない精度を有する簡便法であるといえよう。

以上の結果は、大掴みな推論を進めてきた本報の近似的な処方からすれば予想外のことである。しかし、更に遡れば、ある程度想像されたことでもある。それは、大小様々の船舶が、絡み合った航路を動き廻る動態の実態調査では、かなりのデータ補完作業が必要であろうからである。

本章の計算結果の中から、特徴的なものを横浜港についてまとめると次のようである。

- (1) 1000(3000)総トン以上の船舶はすべて港一第2海堡航路に就くと近似すると、999(2999)総トン以下の船舶でこの航路に就く船舶の相対的度数は27(31)%前後である(表-5)。
- (2) 排ガス量への寄与の大きな船型は、タンカーの場合1,000~3,000総トン及び10,000~100,000総トンで、貨物船の場合3,000~10,000総トンである(表-10)。
- (3) 横浜港一湾口航路では、貨物船の方がタンカーより寄与率の大きい、川崎一湾口航路では逆にタンカーの方が大きい(表-11)。
- (4) 横浜港では、港一港航路からの排ガス量と全航路からの排ガス量との比が、他の港の場合と比べて小さい(図-4)。

4. 入出港時の船舶からのSO₂排出量

入出港時の船舶から排出されるSO₂の量は、機関負荷率の変動につれて変わるので、排出量の評価は航走時のそれよりこみ入っている。しかしながら、幸い、岸壁に近いところほど負荷率が低く、また、負荷率が変動する区間の長さは、せいぜい3マイル程度であるので、ある程度の単純化が許される。

4.1 負荷率の変動モード

負荷率の変動モード(主機出力の変化の仕方)については文献^{2),7)}に報告がある。変動のモードは、港と船型によって異なることが示されているが、総トン数の函数としての平均的な変動モードは示されていない。そこで、以下では、文献²⁾に示されている変動モードの数例をもとにして作成した負荷変動モードのモ

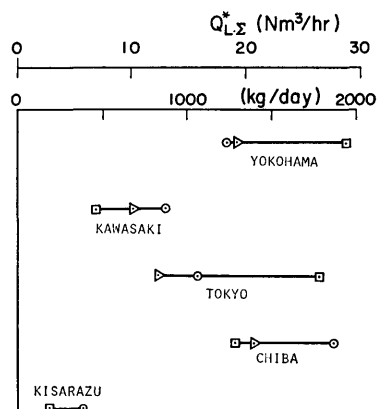


図-5 航路別SO₂排出量 $Q_{L\Sigma}$ の港別集計値 $Q_{L\Sigma}$ の比較(△印; 文献¹⁾, □; 文献²⁾, ○; 本報)

(注) 港一港航路に対しては、図-4に示す値を2で除して集計した。 $s=1\%$ 。

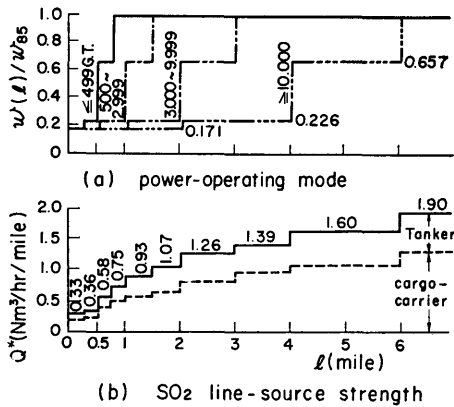


図-6 出力運転モード (a) 及び SO₂ 線煙源強度 Q^* (b) と岸壁からの距離 l との関係
(注) $s=1\%$, $f_{bay}=1$ 。

デル (図-6-a) について述べる。

図-6-(a) の燃料消費率変動モードの考え方は次のようである。まず、入出港時の岸壁からの距離を l 、負荷率 100% のときの燃料消費量を w_{100} 、推進用動力以外の目的で消費される燃料量を w_h 、岸壁からの距離が l のところでの燃料消費量を $w(l)$ 書き、次式を仮定する。

$$w(l) = f_{bay}^s F(l)(w_{100} - w_h) + w_h, \quad (18)$$

$$w_h = 0.1w_{100}, \quad (\text{ホテルロード}). \quad (19)$$

$$f_{bay} = 1.0 \quad (\text{湾内減速係数})$$

上の 3 つの式から、 $w(l) = w_{100}(0.9F(l) + 0.1)$ が得られる。湾内での Full 出力レベルは負荷率 85% である (殆どディーゼル船なので) から、 $F(l) = 0.85$ のときの $w(l)$ を w_{85} とかくと、 $w(l) = w_{85}(1.04F(l) + 0.116)$ とかける。 $F(l)$ は、階段関数で、文献²⁾の表 VII-8 に示された値: 0.85 (Full), 0.52 (S/B Full (S/B は Stand by の略記)), 0.106 (Half), 0.053 (Slow) 及び 0.036 (Dead Slow) をとるものとする。 l と F との函数関係には総トン数 t がパラメータとして入ってくるので、多くのデータが欲しいところであるが、本報では、文献²⁾の限られた枚数の図を重ねて函数関係を推定した。図-6-(a) はその結果である。この図の特徴は、すべての船が "Slow" で岸壁を離れ、 $l = l_t \equiv (t/5500)^{0.45}$ マイルのところまで "Half" に負荷を上げ、 $l = 2l_t$ マイルのところまで "S/B Full" に、そして、 $l = 3l_t$ マイルのところまで "Full" に負荷を上げることである。

なお、ここで "Slow" で岸壁を離れるとした理由は、実際には船は "Dead Slow" で岸壁を離れるわけ

(224)

であるが、この出力レベルで航走する区間は十分に短いので、燃料消費量を多めに見積って "Slow" としても差しつかえないからである。また、 l_t を定義する表式の中の 5500 という値は、上述の図の横軸 (総トン数 t) を 5500 総トンという基本尺度で無次元化すると、 F がほぼ 1 本の階段関数で表されるという経験に基くものである。同様に 0.45 という指数も経験的なものに過ぎない。

図-6-(a) に示した負荷変動モードの概形は下に凸 (例えば t^0 のグラフ) となっているが、これは東京湾周辺の港についていえることで、一般には必ずしも下に凸ではない (例えば $t^{1/6}$ のグラフ)⁷⁾。

4.2 煙源強度計算式と計算例

岸壁から距離 l マイルの点での燃料消費量 $w(l)$ は、4.1 で述べたところにより、

$$w(l) = w_{85}(1.04F(l) + 0.116)$$

で与えられる。 w_{85} は "Full" 運転時 ($F(l) = 0.85$) の燃料消費量であるから、(12) 及び (13) 式と同じ式で与えられる。入出港時に対しては、港一港航路と港一第海堡航路との区別をしないことにすれば、入出港時の線煙強度 Q は、表-8 に対応する次式によって与えられる。

タンカーの場合;

$$Q_j = \begin{cases} f_{RQ_{t,1}} N_j S_j & (t_j < 10^4), \\ f_{RQ_{t,2}} N_j S_j & (t_j \geq 10^4), \end{cases} \quad (20)$$

$$(21)$$

貨物船の場合;

$$Q_j = \begin{cases} f_{RQ_{t,1}} N_j S_j & (t_j < 10^4), \\ f_{RQ_{t,2}} N_j S_j & (t_j \geq 10^4), \end{cases} \quad (22)$$

$$(23)$$

ただし、 $f_R = 1.04F(l) + 0.116$ (24)

f_R は図-6-(a) によって、また、 q は (14), (15), (16) 及び (17) 式によって与えられる。また、 t_j は j 番目の総トン数階級の階級値である。

図-6-(a) の負荷変動モードのモデルを横浜港に適用して、岸壁近くの航路長 1 マイル当りの SO₂ 排出量 (往復合計) Q^* を算出した結果を図-6-(b) に示す。岸壁から l マイルまでの区間からの SO₂ 排出量 Q^* は、 Q^* を図-6-(b) の上で数値的に積分して求められる。結果を表-13 に示す。

4.3 4章のまとめ

本報では、2.1 節において、東京湾内の航路の末端を図-1 に示したように決めてあるので、どの港についてみても、航路末端から岸壁までの距離は 3 マイル程度で、長くて 4 マイル以内である。よって、入出港時の SO₂ 排出量は表-13 により 2.8 Nm³/hr 程度

表-13 入出港時の SO₂ 排出量 Q_t^{*} の計算例

岸壁からの距離 <i>l</i> (mile)	SO ₂ 排出量 Q _t [*] (Nm ³ /hr)
0.25	0.08
0.50	0.17
0.75	0.32
1.00	0.51
1.50	0.97
2.0	1.51
3.0	2.77
4.0	4.16
6.0	7.35

(注) 入港隻数は表-2の横浜港の欄による。

* は往復合計値を示す。s=1%

で、せいぜい 4.2 Nm³/hr である。ただし、これらの値は S 分含有率 s=1.0% の場合のものである。s=1.3% としてみても、その値は後述(5.章)の停泊時の SO₂ 排出量の僅か数パーセント(横浜港の例では、3~4%)でしかない。

他方、入出港時の航路は港口から複数箇の岸壁までの間に広がっているため、煙源分布を与えるためには詳しいデータが必要で、扱いは簡単ではない。

上述の2点を鑑み、入出港時の船舶からの SO₂ 排出量は後述(5.章)の停泊時の SO₂ 排出量に加算する扱いが妥当と考えられる。この扱いでは、環境濃度は、煙突高などにもよるが、一般に高めに評価されるとみてよい。

5. 停泊時の船舶からの SO₂ 排出量

停泊時の船舶は、航走中の船舶と異なり、一般に市街地に近いところに存在しているため、SO₂ 排出量の評価は航走時や入出港時に対する評価よりも高い精度のものであることが望まれる。しかし、現在、入手できる資料によれば、停泊時の煙源データは、停泊時について最も著しい差違がみられる。これらのデータは、いろいろの船種・船型の船舶において荷役時用あるいは非荷役時用の動力源として使われる主機や各種の補機類などの複雑な運転モードを実態調査して得たものである。したがって、これらの基礎データはすべて貴重なものであるが、これを補完する過程においてはある程度の曖昧さが混入し、出力データの中には、なお、検討を要するものもあり得ると思われる。あるいは、停泊中の船舶からの排ガス量というものは、本来、大きなバラツキのあるもので、原因は実態調査の

側にはなく、事象そのものの側にあるのかも知れない。事象の本質がそのようなものであるならば、実態調査の試行回数を増すとか、調査時期、期間を変えるとか、いずれにせよ、過去の調査規模を大幅に上回る調査が必要ということになる。これでは、かなり厄介な事態となるので、ここで、今までの調査とは異なる見方で SO₂ 排出量を評価するような手法について検討してみるのも有益であろう。

そこで、本章では、タンカーの揚油に要する動力から燃料消費量を求め、これから荷役時間を推定するなどの方法で、従来の基礎データのバラツキに対処する手法を試みる。参考のため、数値計算の結果を附す。

5.1 港内全域からの SO₂ 排出量の計算式

停泊中の船舶の機関運転状態には荷役時と非荷役時との二つの運転状態がある。従って、SO₂ 排出量 Q は船種別・運転状態別に算出した排出量(4項)の和として、次式で与えられる(各項は(2)式と同型)。

$$Q = Q_{0,t} + Q_{f,t} + Q_{0,c} + Q_{f,c} \quad (25)$$

ここで、

$$Q_{0,t} = 3.0 \times 10^{-5} N_t T_{0,t} w_{0,t} s_{0,t} \quad (26)$$

$$Q_{f,t} = 3.0 \times 10^{-5} N_t T_{f,t} w_{f,t} s_{f,t} \quad (27)$$

$$Q_{0,c} = 3.0 \times 10^{-5} N_c T_{0,c} w_{0,c} s_{0,c} \quad (28)$$

$$Q_{f,c} = 3.0 \times 10^{-5} N_c T_{f,c} w_{f,c} s_{f,c} \quad (29)$$

ただし、

Q ; 港内全域からの SO₂ 排出量 (Nm³/hr)

N ; 年間入港隻数 (隻/年)

T₀ ; 荷役時間 (hr)

T_f ; 非荷役時間

w₀ ; 荷役時燃料消費量 (ton/day)

w_f ; 非荷役時

s₀ ; 荷役時燃料重油 S 分含有率 (小数表示)

s_f ; 非荷役時

添字 t ; タンカー

c ; 貨物船

例: T_{0,t} ; タンカーの荷役時間

(26)~(29)式の中の N は表-18に、また、s は表-7に与えられている。T は次の 5.2 節で与えられるものである。w は船舶明細書に記載されているデータを用いて求められる。明細書から無作為に取り出したデータをグラフにかくと図-7, 8 のようになるので、w は近似的に次の式で与えられる(表-18-(a)参照)。

荷役時:

$$\text{タンカー;} \quad w_{0,t} = 9.2(t/10^4) \quad (30)$$

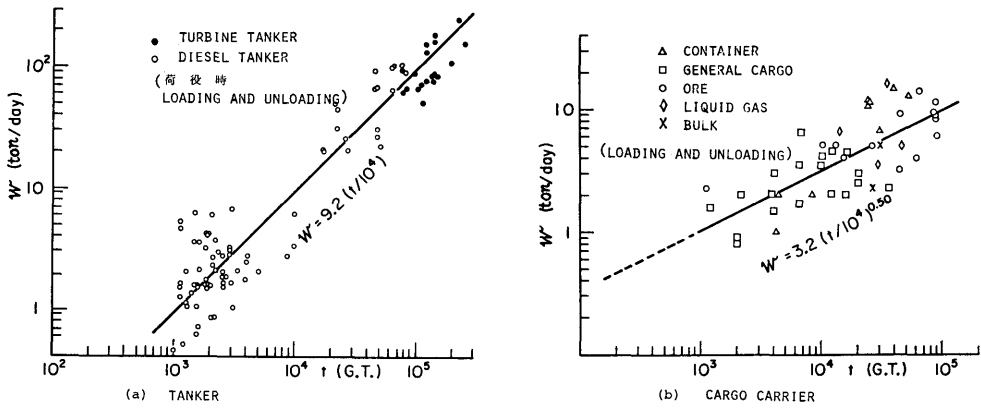


図-7 荷役時の燃料消費量 w と総トン数 t との関係

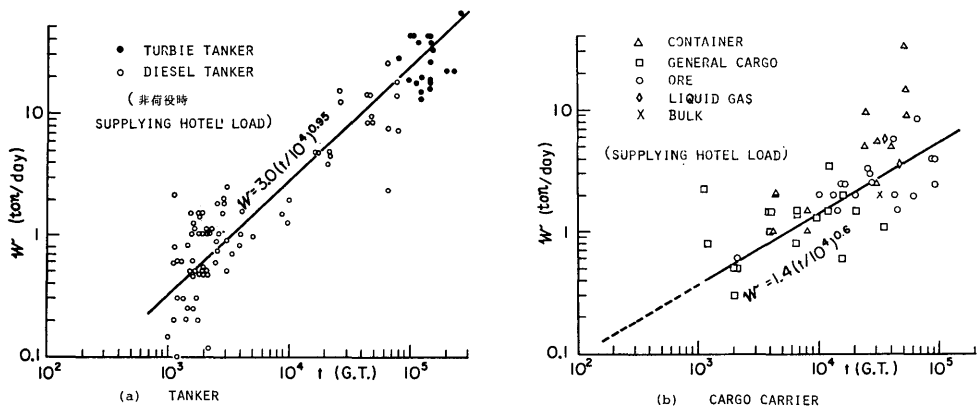


図-8 非荷役時の燃料消費量 w と総トン数 t との関係

貨物船; $w_{0,o} = 3.2(t/10^4)^{0.50}$ (31)

非荷役時:

タンカー; $w_{f,t} = 3.0(t/10^4)^{0.95}$ (32)

貨物船; $w_{f,o} = 1.4(t/10^4)^{0.60}$ (33)

5.2 荷役時間及び非荷役時間

荷役時間 T_0 と非荷役時間 T_f は SO_2 排出量を与える (25)~(29) 式の中に積の形で含まれているので、重要な因子である。しかし、現状では、図-9-(a) 及び (b) に示すように文献によって3倍くらいの違いがあ

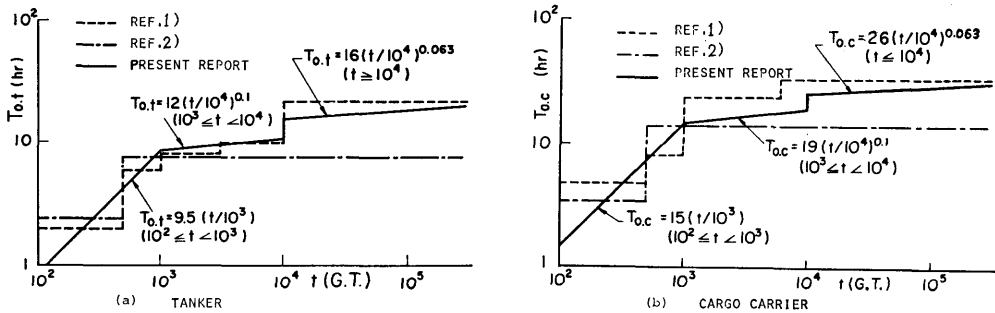


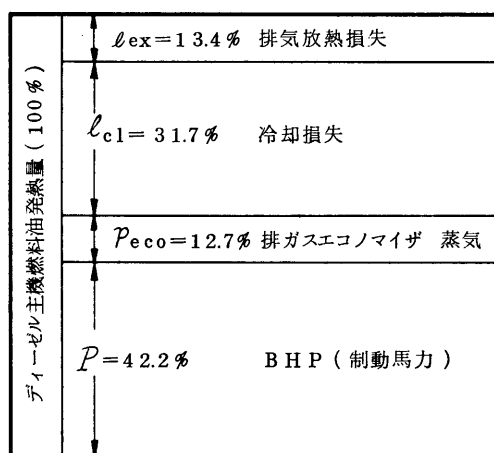
図-9 荷役時間 T_0 と総トン数 t との関係

る。このような基本的なデータに大きな差違がある原因は、訪船調査の時期、期間あるいは事象そのものの中に潜んでいるのであろうが、推測の域を出ない。

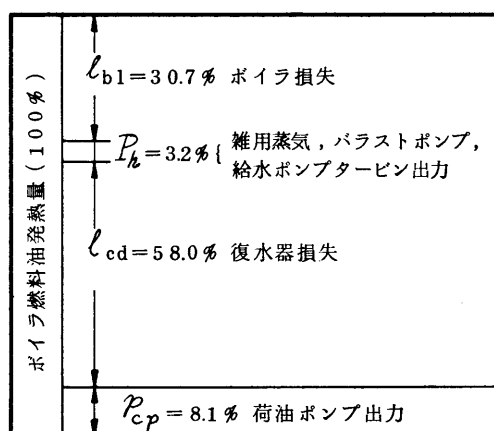
そこで、本報では、訪船調査によるデータの集収とは対照的に、荷油を揚げるのに要する仕事量から燃料消費量、すなわち、(26)式の左辺を算出し、右辺の $T_{0,t}$ を右辺の w の函数として解くことを試みる。

5.2.1 揚油時の機関運転方式とエネルギー勘定

荷油ポンプは、タービン船、ディーゼル船のいずれにおいても、一般に蒸気タービン駆動のものが圧倒的に多く使われている。クラッチを介してのディーゼル主機駆動方式は代案として考えられてはいるが、わが国ではあまり実績がない⁹⁾。



(a) ディーゼルタンカー-航走時



(b) ディーゼルタンカー-荷役時

図-10 ディーゼル・タンカーのエネルギー勘定
(文献⁹⁾に拠って作成)

蒸気は、タービン船では主ボイラ及び補助ボイラから、また、ディーゼル船では補助ボイラから供給されるが、ボイラの容量は普通はタンク洗浄に必要な大量の熱量から決まるので、主ボイラと補助ボイラとは共に揚油の目的には余裕のあるものとなっている。ボイラで発生した蒸気の大部分は荷油ポンプの駆動用タービンに供給されるが、効率が極めて低く10%前後である。残りの90%は復水器損失として海水に捨てられる(この低効率である点は、今日、省エネルギーの観点から指摘されているところであるが、実態としては、プラントの簡素化、取扱いの確実性、簡便性などに重点が置かれていることと1航海当り十数時間程度の短時間であることとの2つの理由によってエネルギー損失は顧みられていない⁹⁾)。

図-10-(b)にディーゼル・タンカーにおける揚油時(常に補助ボイラ使用)のエネルギー勘定の典型的な例を示す(図-10-(a)は航走時の勘定)。図-10-(b)において荷油ポンプの効率 η_c を $\eta_c = 100p_{cp}/(p_{cp} + l_{ca}) = 100p_{cp}/(100 - l_{bt} - P_h)$ で表すと $\eta_c = 12.3$ (%)となる。(このように、 η_c は現状では非常に低いレベルに留まっているので、将来は省エネルギーの観点からよりも、むしろ、公害防止の観点から検討されることもあり得よう)。

5.2.2 揚油量と燃料消費量との関係

比重量 γ の液体を高さ H の所まで流量 G で押し上げ続けるに要する動力 P は、次式で与えられる。

$$P = 100\gamma GH / (75\eta_p) \quad (34)$$

ただし、 P ; メートル馬力(PS)

γ ; 比重量(kg/l) [水るとき1kg/l]

G ; 流量(l/sec)

H ; 全揚程(m)

η_p ; ポンプの効率(%)

(34)式をタンカーの揚油の問題に 응용して次式を得る(動力を熱量単位で、時間を日(day)単位で書く)。

$$P = 235W_{carg}H/\eta_{cp} \quad (35)$$

ただし、 P ; 揚油に要する荷油ポンプ動力(kcal/day)

H ; 揚程(m)

W_{carg} ; 1日当りの揚油量(ton/day)

η_{cp} ; 荷油ポンプ効率(%)

他方、荷油ポンプ動力 P (kcal/day)は燃料消費量、重油発熱量及び有効熱量百分率 p_{cp} などを用いて次式で与えることもできる。

$$P = 10p_{cp}q_{fuel}W_{fuel}, \quad (36)$$

ただし、

$$p_{cp} = 100 - l_{bl} - l_{ca} - P_h \quad (\text{図-10-(b) 参照}) \quad (37)$$

W_{fuel} ; 燃料重油消費量 (ton/day)

q_{fuel} ; 燃料重油の発熱量 (kcal/kg)

l_{bl} ; ボイラ損失 (%)

l_{ca} ; 復水器損失 (%)

P_h ; 雑用蒸気, バラスト・ポンプ及び給水ポンプのタービン出力が占める百分率

(35) 及び (36) 式より, 次式を得る。

$$\frac{\text{揚油量}}{\text{燃料消費量}} = \frac{W_{carg}}{W_{fuel}} = \frac{\eta_{cp} p_{cp} q_{fuel}}{23.5H} \quad (38)$$

5.2.3 荷役時間及び非荷役時間の推定

(38) 式の W_{fuel} に (30) 式の w を代入すれば, 分子の W_{carg} は総トン数 t トンのタンカーにおいて 1 日当りに揚油される荷油の重量 (ton/day) を与える。よって, 1 隻のタンカーに積まれている荷油の量を W_{ship} と書けば, 荷役時間 $T_{0,t}$ は, W_{ship}/W_{carg} (day) となる。 $T_{0,t}$ を hr 単位で表せば,

$$T_{0,t} = 24W_{ship}/W_{carg} \quad (39)$$

W_{ship} は載貨重量 t_{DW} から食料, 飲料水, 燃料などを差し引いたものであるが, 近似的に

$$W_{ship} = 0.9t_{DW} \quad (40)$$

で与えられる⁹⁾。(30)~(40) 式より

$$T_{0,t} W_{fuel} = \frac{508Ht_{DW}}{\eta_{cp} p_{cp} q_{fuel}} \quad (41)$$

を得る。(41) 式は本報の手法の特徴を端的に表している式で, $T_{0,t}$ と W_{fuel} との積が t_{DW} に比例すること, すなわち, $T_{0,t}$ が W_{fuel} に見合っ算出されることを示している。 t_{DW} は船舶明細書のデータをもとにして書いた図-11 により,

$$t_{DW} = \begin{cases} 1.6t(t/10^4)^{0.063} & (t \geq 6000) \\ 1.6t(t/10^4)^{-0.09} & (1000 \leq t < 6000) \end{cases} \quad (42)$$

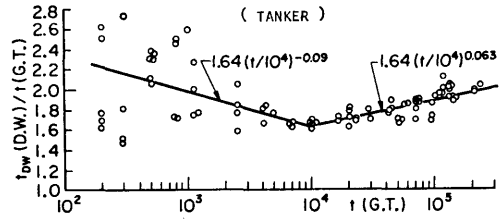


図-11 タンカーの載貨重量トン数 t_{DW} 対総トン数 t の比と総トン数 t との関係

で与えられる。 W_{fuel} は近似的に (30) 式で与えられるとすると, (41) 及び (42) 式より,

$$T_{0,t} = \frac{8.8 \times 10^5 (t/10^4)^{0.063} H}{\eta_{cp} p_{cp} q_{fuel}} \quad (\text{hr}) (t \geq 6000) \quad (43)$$

を得る。(38), (43) 式に含まれる H, p_{cp} などは次のようにして求められる。

全揚程 H は文献¹⁰⁾ (649 ページ) によれば 85~120 m, また, 文献⁵⁾ (662~665 ページ) によれば, 表-14 に示すように 100~150 m という実績値が示されている。このように H の値にはかなりの幅があるが, ここでは上下端の平均をとって, $H=120$ m とする。

p_{cp} はボイラと荷油ポンプの実績値をもとに求める。そのために, まず, ボイラ損失 l_{bl} についてみると, 主ボイラの場合, 高発熱量基準でボイラ効率が一般に 88~91% (文献⁵⁾, 615 ページ) ぐらいになっているので, $l_{bl}=10.5\%$ とする。補助ボイラの場合は, 高効率が必要でも得策でないという理由で, ボイラ効率が低く, 低発熱量基準で 70~80% 程度となっている (文献⁵⁾, 545 ページ) ので, 燃料消費量の多い側, すなわちボイラ損失の多い側をとって $l_{bl}=30\%$ とする。

表-14 荷油ポンプ用タービン要目

メーカー, 型式	A		B			C	
	CVT 41	CVD 21	RE-600	RM-600	RT-600	EN-116	ENR-125
出力 (PS)	2400	1530	2300	2050	4350	750	3600
蒸気圧力 (kg/cm ²)	57	14.5	25	15	60	52	14.5
蒸気温度 (°C)	340	199	378	飽和	430	320	飽和
ポンプ全揚程 (m)	150	100	150	127	150	—	—
蒸気消費量 (ton/h)	19	15	26	22.5	25	8	29

(注) 文献⁵⁾による。

表-15 荷油ポンプ用タービンの出力と燃料油発熱量との比

要 目		メーカー, 型式		A			B			C		平均
		CVT 41	CVD 21	RE-600	RM-600	RT-600	EN-116	ENR-125				
用 途	タービン船	○		○		○	○					
	ディーゼル船		○		○			○				
$\eta_t = \frac{\text{タービン出力} \times 100}{\text{タービン流入エネルギー}} (\%)$		11.2	10.0	7.6	8.9	14.5	8.6	12.2		10.5		
$\frac{\text{タービン出力} \times 100}{\text{燃料油発熱量}} (\%)$		10.2	9.1	6.9	8.1	13.2	7.8	11.0		9.5		

(注) タービン出力は熱の仕事当量を用いて熱量に換算した。

雑用蒸気などに使われる熱量の百分率 P_h は図-10-(b) に示されているように、一般に 3~4% 程度に計画されているようであるから $P_h=3.5$ とする。

荷油ポンプ・タービンの実績値は、文献⁹⁾によれば表-15 のようである。タービンの出力をタービンに流入する蒸気のエネルギー (エンタルピ×流量) で除した値 (効率) を η_t と書くと、 η_t は表-14 の値を用いて求められ、表-15 に示すような値になる。 η_t の平均値は 11% (ポンプ出力 2400 PS 以上の平均 13%, 2400 PS 以下の平均 9%) である。他方、図-10-(b) を使って η_t と書くと $\eta_t=100p_{cp}/(100-l_{bi}-P_h)$ となるので、この式に $\eta_t=11$, $l_{bi}=10.5$ (主ボイラ), $l_{bi}=30$ (補助ボイラ), $P_h=3.5$ を代入して、 $p_{cp}=9.5$ (主ボイラ), $p_{cp}=7.3$ (補助ボイラ) を得る。なお、 l_{ca} は、上の値に対応して、(37) 式より、76.5 (主ボイラ) 及び 57.2 (補助ボイラ) となる。ここで求めた p_{cp} (補助ボイラ)=7.3% は 図-10-(b) の $p_{cp}=8.1\%$ より 1 割程小さいが、その理由は、小型の荷油ポンプを含めたためと考えられる ($\eta_t=13\%$ (大型) とすれば、 $p_{cp}=8.6\%$)。したがって、ここでは、ポンプの容量別台数が問題となるが、台数についての度数分布のデータは見当たらないので、上記の 8.1% と 7.3% とを参考として、単純に平均をとり $p_{cp}=7.7\%$ とする。

荷油ポンプの効率 η_{cp} は、文献¹⁰⁾ (642 ページ) 及び文献⁹⁾ (699 ページ) によれば 80~84% であるので、 $\eta_{cp}=82\%$ とする。

q_{fuel} は、表-6-(b) により $q_{fuel}=1.03 \times 10^4$ kcal/kg である。

以上において求めた値;

$$H=120 \text{ m}, \quad \eta_{cp}=82\%, \quad p_{cp}=7.7\%,$$

$$q_{fuel}=1.03 \times 10^4 \text{ kcal/kg}$$

を (38), (43) 式に代入し、次式を得る。

$$\text{燃料消費量} = \text{揚油量} / 2300 \quad (38')$$

$$T_{0,t} = 16(t/10^4)^{0.063} \quad (\text{hr}) \quad (44)$$

(44) 式を $t \geq 10^4$ の範囲で図に表すと、図-9-(a) の実線のようなものである。 $t < 10^4$ の範囲の折線は、文献^{1),2)}を参考にして引いたものである (表-18-(a) 参照)。

貨物船の場合はタンカーの場合と異なり、実際の積荷の量と総トン数との相関、陸上荷役施設への依存度、ウインチの負荷変動などの船種・船型によって変わる要因と実際の使用状況とに大きく左右される (文献^{1),2)} 及び文献⁹⁾ 158 ページ)。そこで、本報では、文献^{1),2)} に報告されている荷役時間とタンカーのケースとを参考にして、貨物船の荷役時間を 図-9-(b) の実線のように推定する。

非荷役時間 $T_{f,t}$ (タンカー) 及び $T_{f,c}$ (貨物船) についても、文献により、かなりの差違がある。およその範囲を示せば、

$\gamma_T = \text{非荷役時間} / \text{荷役時間}$ と書いて、

$$\gamma_T = \begin{cases} 0.6 & \left\{ \begin{array}{l} 0 \quad (\text{タンカー}), \\ 1.0 \sim 1.2 \quad (\text{貨物船}), \end{array} \right. \end{cases}$$

である^{1),2)}。ただし、非荷役時間中は荷役機械の負荷率を 0%, また、荷役時間中は負荷率を定格値であるとみなす。このように、現状では、基本的なデータについても相当の違いがあるが、違いの原因、由来は明かでない。よって、本報では、上述のデータを参考にして、非荷役時間は、タンカーの場合には荷役時間の半分、貨物船の場合には荷役時間に等しいとおく。すなわち、

$$T_{f,t} = 0.5 T_{0,t} \quad (45)$$

$$T_{f,c} = T_{0,c} \quad (46)$$

と推定する。

5.3 停泊時の燃料重油のS含有率

荷役時及び非荷役時に使われる燃料重油のS含有率は船種、船型によって異なる。

まず、タンカーについてみると、図-3 に示すように10万総トン以上の船型では、タービン主機を用いているので主ボイラ2缶、または主ボイラと大容量の補助ボイラ各1缶を備えている。従って、停泊中に使用する重油は表-6-(a)によりC重油である。4.4で述べたところにより、燃料用重油のS含有率の推定値を表-7-(a)のようにとれば、10万総トン以上の船型の場合の硫黄含有率は2.8%である。6万~10万総トンの船型の場合には、図-3に示すように、タービン主機のもとディーゼル主機のものがある。ディーゼル主機のタンカーは補助ボイラを備えていて、これを荷油ポンプタービン用の蒸気源として揚油を行う。したがって、停泊中に使用する重油の種類は、表-6-(a)によりC重油であり、硫黄含有率はタービン主機の場合と同じで2.8%である。6万総トン未満のタンカーはすべてディーゼル主機のものであるが、3000総トン以上のタンカーではC重油を、3000総トン未満のタンカーではB重油またはA重油を用いる(表-6-(a))。B重油は予熱を要するものであるから小型船舶で使われることは少ないと考えられる。また、小型船舶ほど、ディーゼル発電機の重油使用量が相対的に多くなるので、平均的には、かなりA重油に近い重油を使用していると考えてよいであろう。このような事情から、本報では1000~3000総トンのタンカーではA重油とB重油を50%ずつ使うと考えて、S含有率を $(1.3+2.2)/2=1.7\%$ とする。また、1000総トン未満の船舶ではA重油のみを使うとし、1.3%とする。

次に、貨物船についてみると、荷役機械(デリック、ウインチ)はディーゼル発電機から供給される電力を使って仕事をする。従って、補助ボイラは燃料油の加熱、給湯、暖房等の雑用蒸気を供給するためのもので、小容量のものになっている。ディーゼル発電機は、実質上荷役時のみ使われ、補助ボイラは全停泊時間を通じて使われるので、貨物船の場合には、ディーゼル発電機稼動時(荷役中)と補助ボイラ稼動時(停泊中)とに区分して、重油の種類を与えるのが便利である。ディーゼル発電機は表-6-(a)に示すようにA重油を用いるので、使用重油のS含有率は1.3%とする。補助ボイラ用の重油はタンカーの補助ボイラ用の重油と同じS含有率のものとする。以上をまとめて表-18-(a)の第8,9欄に示す。なお、燃料消費量 w は

上述の区分に対応して、次のようになる((31),(33)式参照)。

貨物船の停泊時燃料消費量 (ton/day)

発電機用ディーゼル機関;

$$w_{G,0,c} = w_{0,c} - w_{f,c} \\ = 3.2(t/10^4)^{0.5} - 1.4(t/10^4)^{0.6} \quad (47)$$

補助ボイラ;

$$w_{B,a,c} = w_{f,c} = 1.4(t/10^4)^{0.6} \quad (48)$$

5.4 数値計算例と5章のまとめ

以上では、現在入手できる資料にいくつかの関連資料を加味するとともに、従来の方法と異なる方法を援用することによって停泊中の船舶からのSO₂排出量を推定する手法について述べた。精度をさらに上げるためには、改めて次の諸量についてより豊富な統計データを得る必要がある。荷油ポンプの全揚程(H)、荷油ポンプの容量別台数(p_{cp} の算出のため)、非荷役時間、貨物船の荷役時間、S含有率。なお、本章では、算式の複雑化と入力データの曖昧さとを避けるため、ディーゼル発電機を補助ボイラで置き換えて重油の種類を指定している(貨物船の非荷役時)が、これは、S含有率を高めて評価することになっている。

本章で示した諸式又は推定法を用いて求めた諸量の値をまとめて表-18に示す。

表-19は、表-18をインプットとして、横浜港における年間の燃料消費量とSO₂排出量とを算出した結果である。この結果は、文献¹⁾に示されている結果と比べて、燃料消費量について約35%、SO₂排出量について約17%少ないがインプットや算出法の違いからすれば、互にかなりよく一致しているといえる。

誤差の評価については、次報において述べる予定であるが、本報の計算方式及びインプットに含まれる誤差から推測すれば、表-19の結果には±50%程度の誤差があるとみるのが妥当である。ところで、図-5、表-13及び表-19の比較からわかるように、停泊時のSO₂排出量は航走時及び入出港時のそれと比べて圧倒的に大きい。したがって、本報で示した排出量の評価法の誤差も±50%程度とみることができる。

上の述べて来た結果は、本章の初めに述べた推測の一つ、すなわち、停泊中の多種多数の船舶から排出されるSO₂の総量は、本来、大きなばらつきを有するものかも知れない、という推測に対して否定的である。つまり、もう一つの推測、すなわち、データの補完に問題のあることを示唆している。したがって、現在までに行われた実態調査を第1段階のものとして位置づ

けし、次の段階では、データ補完の必要性を最小限にするような、本格的な実態調査の実施されることが望まれる。

6. 煙突及び排ガス

船舶の煙突は、発電所の煙突より遙かに低いものであるが、放出した煙に働く浮力は、 SO_2 の着地濃度をかなり下げる効果を持つものと考えられる。船の煙突の機能は、甲板上的排ガス濃度の低減や煙突防止を目的としたものであるから、設計パラメータの値は陸上の煙突のそれと大幅に異なるので、多少、検討を要するものである。以下では、煙突の形状、高さ、排ガス温度、流速等について行った文献調査の結果と考察について述べる。

6.1 煙突の形状と構造

船舶の煙突の形状には形態美、所属会社の識別（ファンネル・マーク）、馬力誇示など、煙害防止とは次元の異なる因子が重視されてきた。昔の船は、煙突が高く、本数も偽煙突を含めると合計4本のものもあったが、ディーゼル化と重油だきボイラーの高性能化とを経た今日では、煙突は低く、本数も多くとも2本となり、かつ、煙のダウン・ウォッシング（舞下り）の防止を考慮したスマートなものとなった²²⁾。

図-12に煙突の典型的な側面形状と水平断面形状を示す⁵⁾。煙突の外筒（化粧煙突）の前面の傾斜は煙の吹上げ速度を増す効果が相当あるが、後面の傾斜は美

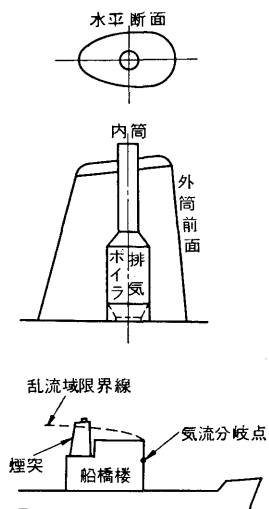


図-12 煙突の典型的な形状、構造。ただし、内筒1本の場合（文献⁵⁾による）

観のみで性能に与える影響は少ない。頂面の傾斜は外観美のためであるが、傾斜角が 5° を越えると、気流を乱して煙の巻返しを生じる。内筒（煙路）の高さが、この乱流域に影響される場合には、外筒頂面の前部寄りに内筒を立てるのが有利とされている。水平断面は、外筒背面の負圧によって生じるダウン・ウォッシングを小さくする形状が望ましい。内筒先端は、外筒の上方に突出しており、ダウン・ウォッシングを誘起しないように配慮されている⁵⁾。

以上でみてきたように、船舶の煙突には、公害への配慮は確かでないのであるが、ダウン・ウォッシングへの配慮は一応なされている。そこで、本報では陸上煙突の場合にならって、煙の運動量や煙に働く浮力を含んだ、煙の上昇高を算出する式を適用することにする。これは、一つの近似ではあるが、上昇高の計算式そのものの精度も決して高くはない現状では、許容限界内にある近似と考えられる。

6.2 煙突の実体高

煙突は船橋楼（ブリッジ）の後方近くに置かれるのが普通である。船の航走中は船橋の背後に乱流域ができるので、船上での煙害を防ぐようになっている。陸上の居住地に対する汚染防止の観点からすると、煙突の実体高は海面から測った煙の放出点の高さとされる。この高さは船の載貨状態（満載、空など）によって大型船舶では $0\sim 10\text{ m}$ ぐらゐ変わるもので、本報では、 SO_2 の着地濃度を高めに評価する意味で、満載吃水線から放出点までの高さを煙突実体高とする。

煙突実体高を3つの文献^{11), 12), 13)}の中にある図面から調べてみると、図-13のようである。この図からわかるように、煙突の実体高 $H(\text{m})$ は総トン数 t の函数として、近似的に、

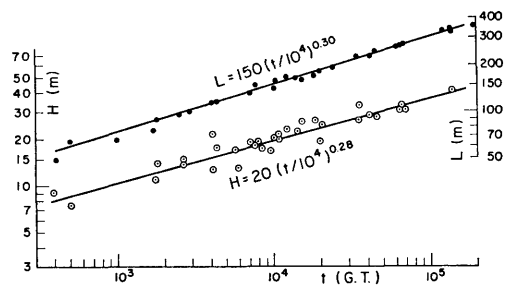


図-13 煙突実体高 H 及び船の全長 L と総トン数 t との関係

(注) H は満載吃水線から煙突端までの高さ、 L は垂直間長

$$H=20(t/10^4)^{0.28} \quad (49)$$

で与えられる。

船の全長 L (m) と H との間には、およそ、

$$H \approx L/7 \quad (L=150(t/10^4)^{0.3}) \quad (50)$$

の関係がある。

6.3 排ガスの温度、容積及び熱量

6.3.1 主ボイラの場合

ボイラの排気ガス温度はボイラの特曲線によるが、主ボイラでは、高性能化が進んでいて排ガス温度(ボイラ出口)は 200°C 前後といわれている。ボイラ出口と煙突との間に排ガスの熱を利用する熱交換器を置く場合、あるいは高性能化を極度に追求した設計の場合には、煙突出口の排ガス温度は更に低くなるが、あまり温度を下げると、排ガス中の水蒸気が凝結して亜硫酸ガスを溶解して亜硫酸となり、煙路を腐食する。そのため、排ガスの許容最低温度は、C重油の場合、 130°C 程度とされている⁹⁾。従って、主ボイラの場合には、排ガスの煙突出口温度は $130\sim 200^\circ\text{C}$ の範囲にあるとみられるが、ここでは、浮力による煙の上昇高さを低めに見積る意味で、 130°C とする。

排ガスの容積は、次のようにして求められる。理論空気量 L_{0v} ($\text{Nm}^3/\text{kg Oil}$) は、次式で与えられる。

$$L_{0v}=8.89C+26.7(H-O/8)+3.33S \quad (51)$$

ただし、C, H, O 及び S は、それぞれ、重油 1 kg 中に含まれる炭素、水素、酸素及び硫黄の量 ($\text{kg}/\text{kg Oil}$) である。理論空気量を重量で表わして L_{0w} ($\text{kg}/\text{kg Oil}$) とかき、空気比を m と書けば、排ガスの重量 G_w ($\text{kg}/\text{kg Oil}$) は次式で与えられる。

$$G_w = mL_{0w} + 1 \quad (52)$$

ただし、 L_{0w} は空気の比重量を $1.29 \text{ kg}/\text{Nm}^3$ とすれば $1.29L_{0v}$ で与えられる。排ガス容積 G_v (kg/m^3) は、 G_w を排ガスの比重量 γ (kg/m^3) で除して得られる。なお、空気比 m は主ボイラでは $1.05\sim 1.10$ くらいである。

$C=0.840$, $H=0.122$, $S=0.028$, $O=0.010$, $m=1.05$ とすると、 $L_{0v}=10.8$, $L_{0w}=13.9$, $G_w=15.6$ となる。排ガス中の各成分の重量 ($\text{kg}/\text{kg Oil}$) を化学記号そのもので表せば、 $\text{CO}_2=3.08$, $\text{H}_2\text{O}=1.10$, $\text{SO}_2=0.06$, $\text{N}_2=10.74$, $\text{Air}=0.70$ となるので 130°C , 1 気圧における排ガスの比重量 γ は 0.87 になる。よって、排ガス容積 G_v は 17.9 ($\text{m}^3/\text{kg Oil}$, 130°C , 1 気圧) である。

排ガス熱量 Q_H (cal/sec) は、排ガス熱損失率 l_g (%) と燃料消費量 w (ton/day)、燃料重油の高発熱量 H_h

($\text{kcal}/\text{kg Oil}$) 及び燃焼効率 η_f (%) を用いて次式で与えられる。

$$Q_H = \frac{l_g \eta_f w H_h}{864} \quad (\text{cal}/\text{sec}) \quad (53)$$

ここで、 w は、(12), (30) または (32) 式によって与えられるものである。 H_h は Dulong の式として知られている次式;

$$H_h = 8100C + 34200(H-O/8) + 2500S \quad (54)$$

によって算出することもできるが、この式は燃料中の化合物の生成熱を除き切っていないために、高めの H_h を与えるので、ここでは、実測値を用いることにし、A重油のとき $H_h=10700$, C重油のとき $H_h=10400$ とおくことにする。 η_f は事実上 100 である。 l_g は、主ボイラの場合、 $100 - (\text{ボイラ効率}) - (\text{ボイラ壁などからの放射放熱等による損失})$ によって与えられ、 8% 程度とされている。 l_g の近似値は次式によって求められる。

$$l_g = 10^4 \left\{ \sum_n (i_n(\theta_g) - i_n(\theta_a)) G_{w,n} \right\} / (\eta_f H_h) \quad (55)$$

ここで、

H_h ; 燃料重油の高発熱量 ($\text{kcal}/\text{kg Oil}$)

η_f ; 燃料効率

θ_g ; 排ガス温度 ($^\circ\text{C}$)

θ_a ; ボイラ入口空気温度 ($^\circ\text{C}$) (30°C 前後)

i_n ; 排ガス中の n 番目の成分のエンタルピ (kcal/kg)

$G_{w,n}$; 排ガス中の n 番目の成分の重量 ($\text{kg}/\text{kg Oil}$) (例えば、 CO_2 のとき $G_{w,n}=3.08$, Air のとき $G_{w,n}=0.70$)

以上の計算の入力及び出力をまとめて表-16の第2欄に示す。

6.3.2 補助ボイラの場合

補助ボイラは、高性能化よりも他の因子が優先されてきたので、排ガス温度は高くかつ広い範囲に散らばっていて、 $270\sim 420^\circ\text{C}$ とされてきた⁹⁾。しかし、近年、大型補助ボイラでは排ガス温度は 300°C 前後で比較的低いといわれている。特に水管ボイラでは高性能能力が相当進んでいて、温度は $200\sim 250^\circ\text{C}$ といわれている。本報では、煙の上昇高を低めに評価する意味で排ガス温度を低めにとり、水管ボイラ以外の補助ボイラでは 300°C , 水管ボイラでは 200°C とする。

排ガス熱損失等については、まず、水管ボイラ以外の補助ボイラの場合、空気比 m は 1.5 くらいであり、排ガス温度 300°C に対応する排ガス熱損失率 l_g

表-16 排ガスの温度、容積、熱損失率等の計算値及び入力データ

	主ボイラ	補助ボイラ		ディーゼル	
		非水管式	水管式	2 サイクル	4 サイクル
θ_g	130	300	200	200	350
m	1.05	1.5	1.2	3.5	2.5
c_p	0.26	0.26	0.26	0.25	0.25
γ	0.87	0.61	0.74	0.73	0.56
G_w	15.6	21.9	17.7	49.5	35.8
G_v	17.9	36.0	24.0	68.5	64.2
l_g	8.0	20.7	13.6	25.3	32.7

(注) θ_g ; 煙突出口の排ガス温度 (°C)
 m ; 空気比
 c_p ; 100°C~ θ_g °C における排ガスの平均比熱 (kcal/kg/°C, 1 気圧)
 γ ; θ_g °C における排ガスの比重 (kg/m³)
 G_w ; 重油 1 kg の燃焼によって生じる排ガスの重量 (kg/kg Oil)
 G_v ; 排ガス容積 = G_w/γ (m³/kg Oil, at θ_g °C)
 l_g ; 排ガス熱損失率 (% , 高発熱量基準) (ボイラには C 重油, ディーゼル機関には A 重油を使用するとした。)

は (55) 式から 20.7 (%) と算出される。排ガス容積 G_v は空気比 $m=1.5$ に対応して 68 (m³/kg Oil, 300°C, 1 気圧) となり、また、排ガス熱量 Q_H は $l_g=20.7$ を (53) 式に代入して求められる。

次に、水管式の補助ボイラについては、 $m=1.2$, 排ガス温度 200°C とし、同様の計算を行い、 l_g , G_v , 及び Q_H が求められる。

以上の計算の入力及び出力をまとめて表-16 の第 3 及び 4 欄に示す。

6.3.3 ディーゼル機関で排ガスエコノマイザのある場合

ディーゼル主機の常用出力が 3000 BHP (総トン数はおよそ 3000 トン) 以上のディーゼル船は殆どが排ガスエコノマイザ (蒸気を発生させるものは排ガスボイラとも称する) を備えている⁵⁾。ディーゼル機関では、排気弁を出た排ガスは集合管内に集められる。集合管内の排ガスの温度は図-14 に示すように、大形低速ディーゼル (2 サイクル) の場合 300~350°C, 中形ギヤードディーゼル (4 サイクル) の場合 350~460°C の範囲にある。排気ガスは、過給機を経て排ガ

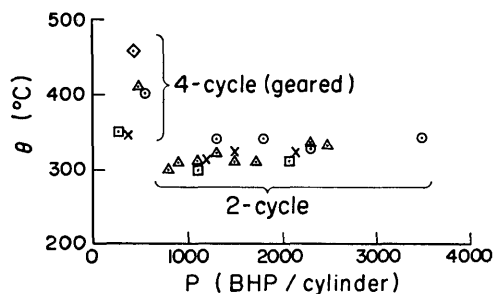


図-14 ディーゼル機関の排気ガス温度 (集合管内温度) θ と出力 P (シリンダ当り) との関係 (文献⁵⁾のデータをもとに作成)
 (注) \odot, \triangle 等の印はメーカーが異なることを示す。

スエコノマイザに導かれる。

排ガスエコノマイザ出口の排ガス温度は 200°C 前後といわれているが、出口蒸気の圧力と飽和温度とから、およそその値を推定することができる。実績例によると、排ガスエコノマイザ出口蒸気圧力は 4~10 (kg/cm²) であり⁵⁾, これに対応する飽和蒸気温度は図-15

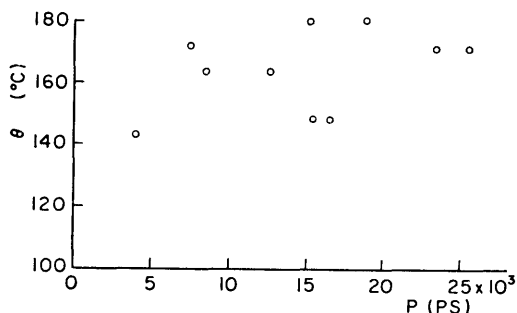


図-15 排ガス・エコノマイザの発生蒸気の飽和温度 θ と出機出力 P との関係

に示すように 140~180°C である。蒸気と排ガスとの間には少なくとも数十度 C の温度差があるものと考えられるので、排ガス温度は 190~230°C の範囲にあると推定される。この結果は、さきに述べた 200°C という値を裏付けているので、本報では、3000 総トン以上のディーゼル船が航走時に煙突から排出するガスの温度は 200°C とすることにす。入出港時には、排ガスエコノマイザは稼働されたり、されなかったりする。稼働されない場合はディーゼル主機排気ガス集合管内の温度 (大型で 300~350°C, 中型で 350~460°C) から過給機内及び煙道内での温度降下分 (合

わせて 50°C 前後) を差引いたものが煙突から排出される排気ガスの温度となる。

排ガス重量 G_w (kg/kg Oil) は、馬力当りの排ガス放出率 G_P (kg/BHP/hr) 及び燃料消費率 b_e (gr/BHP/hr) を用いて、次式から算出される。

$$G_w = 1000G_P/b_e \quad (56)$$

G_P の実績値を文献⁵⁾から拾ってグラフに描くと図-16

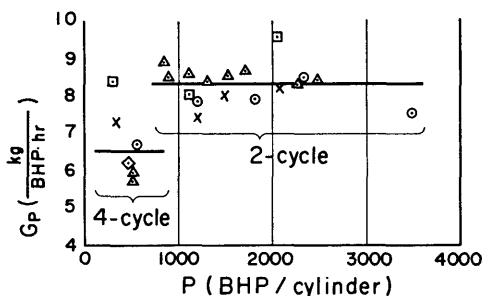


図-16 ディーゼル機関の馬力当りの排ガス量 G_P とシリンダ当りの馬力 P との関係

(注) ○, △ 等の印はメーカーが異なることを示す。

のようであり、2 サイクル・ディーゼルの場合の平均値は 8.3 (kg/BHP/hr) となっている。他方、 b_e の実績値は同じく文献⁵⁾によると、2 サイクル、4 サイクルいずれの場合も 150~160 (gr/BHP/hr) の間に入っている。 $b_e=150\sim160$ という値は b_e の最小値 (燃料消費率が最小となる理想的な状態) であると考えられるので、実際の運転条件下では b_e は 5% 程度大きいと仮定し、 $b_e=165$ とおく。 $G_P=8.3$ 、 $b_e=165$ として G_w を算出すれば、 $G_w=50$ (kg/kg Oil) となる。

理論空気量 L_{0w} (kg/kg Oil)、空気比 m 及び排ガス重量 G_w の間には、(52) 式の関係があるので、この式で $L_{0w}=13.9$ (kg/kg Oil) とおけば、 $G_w=50$ に対応して、 $m=3.5$ が得られる。このとき、排気ガスの容積 G_v は 68 (m³/kg Oil, 200°C, 1 気圧)、排ガス熱損失率 l_g は 25% になる。排ガス熱量 QH は $l_g=25$ を (53) 式に代入して得られる。以上の計算の入力及び出力をまとめて表-16 の第 5 欄に示した。

6.3.4 ディーゼル機関で排ガスエコノマイザのない場合

総トン数 3000 トン未満の船舶に搭載されるディーゼル主機は、およそ 3000 BHP 未満の中・小形ガードディーゼル (4 サイクル) であるので、このクラスの船舶には排ガスエコノマイザはないものとみなすこ

とにする。集合管内の排ガス温度は図-14 に示すように、350~460°C (平均 400°C) となっているので、この温度から、過給機での温度降下分 (50°C 前後) を差引いて、350°C を煙突から出る排気ガスの温度推定値とする。

馬力当りの排ガス重量 G_P は図-16 より、およそ 6.5 (kg/BHP/hr) である。燃料消費率 b_e は 2 サイクルと同程度であるので 165 (gr/BHP/hr) とおくと、消費燃料油重量当りの排ガス重量 G_w は (56) 式により、36 (kg/kg Oil) となる。このとき、空気比 m は (52) 式により 2.5、排ガス容積 G_v は 64 (m³/kg Oil, 350°C, 1 気圧)、排ガス熱損失率 l_g は 33% になる。

以上の計算の入力及び出力をまとめて表-16 の第 6 欄に示した。

6.4 排ガス吐出速度及び煙突内筒内径

煙の有効上昇高さを与える計算式はいろいろあるが、式の中に排ガス流速と煙突内筒内径を含むものが多い。内筒内径を決定する仕方はまちまちであるが⁵⁾、標準的な仕方は見当たらない。内筒内径及び排ガス吐出速度の具体的な値は文献¹⁾に数例、報告されているが、他方文献⁵⁾によれば、実績値として、主ボイラの場合の吐出速度 15~20 m/sec、補助ボイラの場合 10~15 m/sec の値が示されている。これらの文献によるデータを比べると、かなりの相違があり、煙害防止と送風機の性能とのにらみ合せ様によって、吐出速度はまちまちになるようである。

そこで、以下では、上述のデータを参考にして、総トン数の函数としての吐出速度及び内筒内径を算出するためのモデルを考え、上述のデータとの比較を試みる。

まず、煙路の断面積に流速を掛けたものは流量に等しいので、次の式が成立つ。

$$\pi(D/2)^2 v = 1.16 \times 10^{-2} G_w w \quad (57)$$

ただし、 D ; 内筒内径 (m)

v ; 吐出速度 (煙路流速に等しいとする)

G_w ; 排ガス容積 (m³/kg Oil) (表-20 参照)

w ; 船の燃料重油使用量 (ton/day) ((12) 式等参照)

他方、煙の噴流としての吹上げ高さ ΔH_{jet} は、近似的に次式の形に書けることが知られている。

$$\Delta H_{jet} = c_1 v D / U_0 \quad (58)$$

ただし、 c_1 ; const.

v ; 吐出速度 (m/sec)

U_0 ; 風速 (m/sec)

船上での煙害を起さない条件として、 ΔH_{jet} と船の全長 L (m) との比が総トン数によらないと仮定すると、

$$vD = c_2 L \quad c_2; \text{const.} \quad (59)$$

が得られる。 L は (50) 式により $150(t/40^4)^{0.3}$ と与えられている。

(57), (59) 式から D を消去すれば、総トン数 t の関数として v の関数型は次式のように決まる。

$$v = \frac{\pi c_2^2 L^2}{4.6 \times 10^{-2} G_v w} \quad (60)$$

D は (59), (60) 式により、次式で与えられる。

$$D = \frac{c_2 L}{v} = \frac{4.6 \times 10^{-2} G_v w}{\pi c_2 L} \quad (61)$$

ここで、 c_2 は (59) 式の条件だけでは決まらない定数であるので、1万総トンの船の煙突内筒内径が文献¹⁾のデータに合うように選ぶことにする。 G_v, L , 及び w に、それぞれ、表-16, (50) 及び (12), (13), (30)~(33) 式によって与えられている値及び式を代入すると、 v と D とは次の形に書かれる。

$$v = v_{10000}(t/10^4)^{m_v}, \quad D = D_{10000}(t/10^4)^{m_D},$$

表-17 に $v_{10000}, m_v, D_{10000}$ 及び m_D の値を示す。

表-17

	v_{10000} (m/sec)	m_v	D_{10000} (m)	m_D
タンカー (タービン)				
航走時 (主ボ)	10	-0.15	0.82	0.45
荷役時 (主ボ)*	3.6	0.1	0.82	0.45
非荷役時 (主ボ)*	1.2	0.05	0.82	0.45
タンカー (ディーゼル)				
航走時 (主D)	22	-0.15	1.10	0.45
荷役時 (補ボ)	15	-0.40	0.57	0.70
非荷役時 (補ボ)*	4.9	-0.45	0.57	0.70
貨物船				
航走時 (主D)	19	-0.15	1.10	0.45
荷役時 (発D)	12	0.10	0.50	0.20
非荷役時 (発D)*	5.3	0.20	0.50	0.20

(注) 主ボ; 主ボイラ, 補ボ; 補助ボイラ, 主D; 主ディーゼル, 発D; 発電機用ディーゼル (主ディーゼル用煙路と異なる煙路を使うとする)

* 印は、当該欄の D の値がその上欄の D の値と同じと考えられるので、その上欄の D を (57) 式に代入してを求めたことを示す。

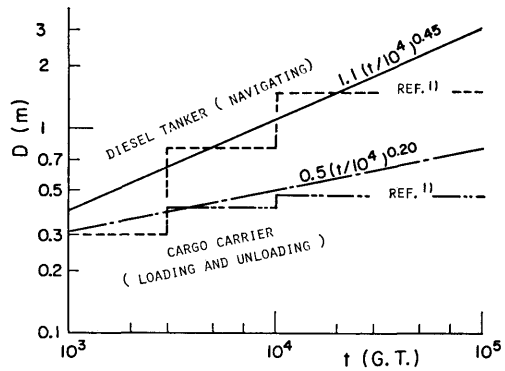


図-17 煙突内筒内径 D と総トン数 t との関係

ここで求めた煙突内筒内径 D を文献¹⁾のデータと比べると図-17のようになり、傾向はよく一致していることがわかる。他方、煙の吐出速度は文献¹⁾のデータの2倍くらいの値となる。その原因の一つとして、(60), (61) 式の w に主機・補機合計の燃料消費量を代入していることも考えられるが、これだけでは互に2倍も異なることの説明には不十分であるので、今後の課題としておく。

7. 大気拡散の解析手法の特徴と濃度評価の実際

大気拡散の解析手法は化学プラントや火力または原子力発電所、自動車などの排出ガスによる地域的なスケールの汚染から火山灰や核爆発に伴う放射性物質などによる大陸的なスケールの汚染までを対象として進歩してきた。したがって、それは、一見、極めて広い適用範囲を有するもののように思われるのであるが、これを船舶排ガスの拡散解析へ実際に応用しようとすると、少なからず戸惑うところがある。そこで、本章では、既成のいろいろの解析手法の特徴を概観し、あわせて、理論面及び実用面での最近の動向に簡単に触れ、既成手法を船舶排ガスの拡散解析へ応用する際の全般的な背景を整理し、解析コードの作成と濃度の計算結果の解釈とに備えることにする。

7.1 いろいろの解析手法の特徴

大気拡散の解析手法には大別して、次の二つの手法がある。

- (1) Fick 型の拡散方程式の数値解法 (差分法とボックス法)
- (2) ブルーム (煙流) またはパッフ (煙塊) を重合 (重畳) する法

7.1.1 差分法

差分法では、拡散係数 $K(K_x, K_y, K_z)$ を外から与えて、熱伝導方程式を解くときのような仕方で数値解を求める。メッシュの箇数は3次元問題の場合、少くとも数千必要である。この手法では、同時に速度ポテンシャル ϕ 中の数値解を求めて風速場 $u(u, v, w)$ を導き、これと組合せて濃度分布を求めるのが普通である。最近、風のシヤーを考慮できる手法として、速度ポテンシャル係数 $k(k_x, k_y, k_z)$ を導入し、次式によって風速を求める方法が Lantz らによって開発されている。

$$u = k_x \frac{\partial \phi}{\partial x}, \quad v = k_y \frac{\partial \phi}{\partial y}, \quad w = k_z \frac{\partial \phi}{\partial z}$$

計算に要する時間は、電算機で 10 分程度と報告されている。この方法では、Pasquill の拡散パラメータとの対応も一応つけられているが、対応の改善におお工夫を要するものと考えられる。

差分法の長所は、いろいろの境界条件（地表形状、建物）に適合できることとスケール効果を適切に配慮すれば、広域汚染にも局所汚染にも適用できることにある。その反面、短所として、濃度の時間的変化を追い切れない（電算機の記憶容量、処理速度などの制限による）ことやスケール効果を考慮するための一般の処法で確立されていないことの短所がある。

なお、差分法である程度広域的な汚染問題を解くとき、点煙源を置いた場合には、点煙源の近くの濃度は、当然のことながら、実際より低めに算出される（極端にメッシュを細かにとれば別であるが）。

7.1.2 ボックス法

ボックス法は動特性解析でいえば分布定数系の扱いに類似した手法で、濃度の空間分布については比較的粗いメッシュとしておき、その代り時間メッシュを細かくして、濃度の経時変化を詳しく追跡するのに適したモデルが用いられる。空間は、地表の凹凸に合せて比較的大きなボックス（箱）を積重ねた形にモデル化され、ボックス間に汚染質の交換係数（拡散係数に相当する）を導入する。

ボックス法の長所は、天気予報と組合せて、濃度予測をするなど、大まかな特徴を要領よく、素早く出力できることにある。

ボックス法を後述のプルーム法と組合せて、大気の流れが強くかつ多くの低煙突のある大気混合層の下層域に対してはボックス法を、他方、大気の流れが比較的定常でかつ煙突の本数の少い上層域に対してはプルーム法を、それぞれを用いるという手法も開発されて

いる。

7.1.3 プルーム法

プルーム（煙流の時間平均）を用いる手法は、米国などで K-理論とも呼ばれる理論に基づくもので、この手法では、拡散方程式の解の基本的な特徴を記述できるような拡散式（濃度分布の函数型）を近似基礎方程式を用いて解析的に求め、これを乱流の統計的理論から示唆される拡散係数あるいは濃度分布の広がり幅と結びつけて、単一煙源からの寄与を算出し、煙源、風向風速頻度、大気安定度出現頻度について重合する。このように、K-理論と乱流の統計的理論とを結合したものが、いわゆる大気拡散の理論で、ここでは、大気安定度、風向変動幅、地表粗度、有効煙突高、時間稀釈または現象のスケールの函数数としての拡散係数などが対象とされる。

実用に供されている拡散式は基礎となる方程式と境界条件の課し方の違いによって、いろいろの式あるいは流儀が提唱されており、それぞれに合った拡散パラメータが用意されている。代表的なものとしては、Pasquill 法（Meade, 英国気象局、または Pasquill-Gifford 法とも呼ばれる）と坂上法とを挙げることができる。しかし、現状では、こうした代表的な方法の間には、基本的な相違があり、濃度の計算値も図-18、

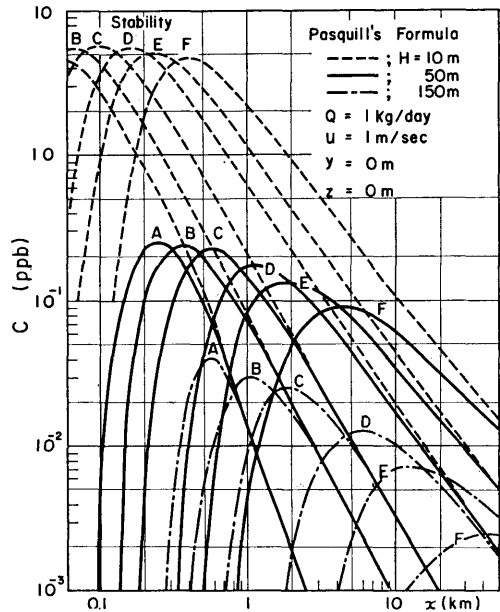


図-18 Pasquill 法によって求めた濃度 C と風下距離 x との関係（点状煙源の場合。拡散パラメータは文献²⁰⁾による）

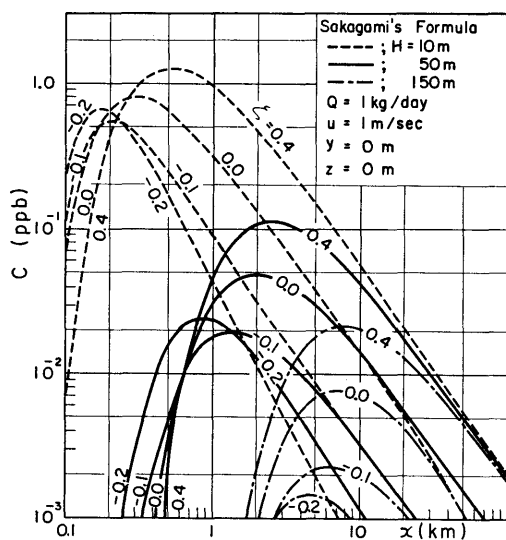


図-19 坂上法によって求めた濃度 C と風下距離 x との関係 (点状煙源の場合。拡散パラメータは文献¹⁷⁾による。ただし、 $A = q_A \{ \varphi_A x + \exp(-\varphi_A x) - 1 \}$ とする)

19 からわかるようにある程度互にずれたものとなっており、手法の標準化は今後の課題とされている。このような、さまざまな流儀が存在しうるのは、恐らく、次のような事情によるものと考えられている。

- (1) 煙の拡散特性は、われわれが日常の目視経験をもとに描いている煙の挙動、すなわち、平均的には煙軸の周りにガウス分布をとるであろうという直観に大雑把には合致している。
- (2) 大抵の場合、地表濃度だけを記述できればよいので、鉛直方向分布の実測値との突合せは実用上重要ではない (γ -線被曝線量を対象とするときは別であるが)、すなわち、拡散式の函数型に課する条件が弱いので、拡散式の中にいわば一つ余分なパラメータあるいは曖昧さが残されている。このパラメータを調節すれば、地表濃度の実測値と計算値とはある程度一致させることができる。

(2) のような観点からみると、坂上式は、鉛直方向分布の曖昧さを函数型の中から除去した型となっており、本質的な特性を表現ないし指摘した拡散式となっている¹⁴⁾。坂上式の鉛直方向分布型は、ガウス型ではなくベッセル函数を含んだものとなっているため、拡散式を出発点としているいろいろの理論解析を進める上で、困難を伴うものであるが、パッフの重畳問題など

では解析解がいくつか示されており^{15), 16)}、今後、大型高速電子計算機を駆使した実用面での進展が期待される。

7.1.4 パッフ法

パッフ (放出されてから一定時間経た煙塊サンプルの平均) を用いる手法では、Turner の手法が専ら実用に供されている。Turner の図表は、Pasquill の図表と同様に風速階級と日射強度階級との枠組の中で大気安定度を与えている。パッフ法によれば、プルームは、煙源から刻々放出されてから時間経過とともに広がっていくバックを重畳したものとして表現されるので、バックの広がりの標準偏差 σ_y , σ_z は時間の函数として表される。Turner 図表の特徴は、その風速の第1及び第2階級が Pasquill 法でははっきり規定していない無風または静穏時に対応しているので、無風時の濃度を算出できることである。ただし、無風時といわれる状態には微風速計でも計れないほどに風が弱い状態 ($u < 0.3 \text{ m/sec}$) と微風で風向が不安定な状態 ($u = 0.4 \sim 1.0 \text{ m/sec}$) とがあるので、これら2つの状態の出現頻度を地域毎に知るか、あるいは、その地域での実測濃度のパターンを最もよく再現できるような σ_y と σ_z とを選定しなければならない。

今日用いられている標準的な手法では、有風時 ($u > 1 \text{ m/sec}$) に対して Pasquill のプルーム法を、無風時 ($u \leq 1 \text{ m/sec}$) に対して Turner のパッフ法を用いている。無風時の気象データが乏しくて風配図の静穏 (calm) 出現頻度しか入手できない場合には、この頻度を有風時の風向別出現頻度に比例して各方位に配分するのが普通である。

7.2 実用的手法の動向

実用性の観点から最近の傾向をみると、Pasquill 法が広く各国で用いられるようになってきている。その理由は、この手法が Gauss 型の分布函数を採用していてパラメータの意味がわかり易いことのほか、大気安定度を与える図表も風速と日射量 (雲量) という地上で観測できる量を用いて作られていることと簡便さの割に豊富な理論的基礎と多くの実験データを踏まえているためといわれている。

他方、坂上法についてみると、初期の論文の中では拡散パラメータは Sutton のように風下距離 x のべき乗の形で与えられていたが、後の論文では独自の安定度の導入と合せて拡散パラメータも Taylor の乱流理論に基づく形式に改められ、今日ではパラメータの値も表の形で示されており、実用の便が図られている。

坂上の安定度と Pasquill の安定度との対応もつけられており、坂上法の実用化は Pasquill 法の実用化を追う位相で進められている。

7.3 濃度評価の実際的手法

以上では、大気拡散の理論が Fick 型の拡散方程式と乱流の統計理論とを結合させた形で構成されていて、これに実用的な図表を組込むことによって拡散解析の実用的手法が作られてきたことを述べた。しかしながら、現状では、こうした実用的手法の適用範囲には限界があり、環境汚染評価や予測の目的で特定地域についての濃度分布を電子計算機を用いて数値的に再現しようとする際には、なお、一工夫を要する。

そこで、評価の実際では、対象とする地域の中の数十箇所における濃度実測値の全体的なパターンを最もよく数値的に再現できるような数箇のパラメータの値の1セットを見出すための技法が開発されている。このようなパラメータとしては、拡散幅 σ_y, σ_z , バックグラウンド Q_B , 風速, 大気安定度, それに時間稀釈係数などがある。この技法の立場からすると、拡散式は一種の拘束条件に過ぎず、濃度分布を求める問題は、この枠内でパラメータの最適値を探す問題に置き換えられていることになる。

さて、こうした技法を施した解析結果の例は、地方自治体の報告書にみることができ、実測値のパターンを予想外によく再現しているもののように思われる。ここで“予想外”とは、前述の実用的手法をその適用限界を越えて使っていることなどにも拘らずという素朴な印象を述べたものである。気象・地勢などの地域特性を含めた大きな不確かさがある中で、ともかく、数箇のパラメータの操作で実測値のパターンによく合致させようという事実は注目し得る。大気拡散の理論が、今後、科学としてどのような形で完成するかを予想するうえで、上述の事柄は興味あるものと思われる。

7.4 現時点での科学的濃度評価の限界と展望

以上では、大気拡散の実用的解析手法は一応でき上がっているが、実際の規制に役立てる濃度評価のためには、パラメータの最適化などの技法が必要であることを述べてきた。このような科学としては、本来、好まれない処方頼りに頼らざるを得ない事情を考察すれば次のようである。

上述の実用的手法と呼ばれる手法は、今日までに得られた実測値の範囲について体系化されたもので、さ

まざまの特殊性を有する特定地域にそのまま適用できるところまでは完成されたものではない。本来の適用範囲を記すと、次のようである。

- a. 濃度測定点は遠くても煙源から数 km 以内であること、
- b. 大地は平坦であること、
- c. 試料採集時間は数分から数十分であること、
- d. 大気安定度は試料採集中変化しないこと、
- e. 風速は安定していて、極端な無風状態でないこと。

このように、実用的手法は適用範囲も明確で普通の意味で科学的であり続けているわけであるが、評価の実際面では、拡散式やパラメータ図表の提唱者の手を離れて、一人歩きをせざるを得ないという事情がある。換言すれば、上述の適用範囲を越えたところでの濃度の実測費には多額の用がかかるので、大気拡散の科学は、その発達に不可欠な実験データを十分揃えられずに足踏みしている¹⁹⁾のが現状である。とりわけ不可欠なデータとしては鉛直方向の情報（濃度、風向、風速、変動幅）が考えられている。他方、理論の原点に立ち帰って大気の運動方程式などと拡散方程式とを連立させ、これに複雑な地表境界条件を課して解き上げ、理論の本格的な見直しをする方向の試みがなされている¹⁹⁾。これに呼応して、大気の流れの場の非定常性、あるいは時間稀釈などの統計論的な特性を上述の連立方程式系と結合させる研究が、再度、展開されるであろう。

7.5 7章のまとめ

以上において大掴みに述べてきたところに若干補足して、大気拡散の解析手法の全般についてまとめると図-20 のようである。図の全体構成は、左方に拡散式の基礎となる方程式を、右方に拡散係数などのパラメータの基礎づけとなった乱流の統計理論を配してある。この二つを結合したものとして、図の中央上方に拡散式を、次に、それを実用化したものとして中央下方に実用的手法を、さらにその下方に濃度評価の実際的手法を記してある。図の最下方の左右に走る点線は、このような実際的手法を用いてもなお、汚染解析シミュレーションによる評価値と実測値との一致が得られない場合には、不一致の原因がどの方向に存在すると予想されているかを示している。この破線を含めると、図-20 は全体として一つのリボン型 (∞ 状) のループをなしているが、これは、大気拡散の研究が理論の基礎的な観点からも、また、基礎データの蓄積

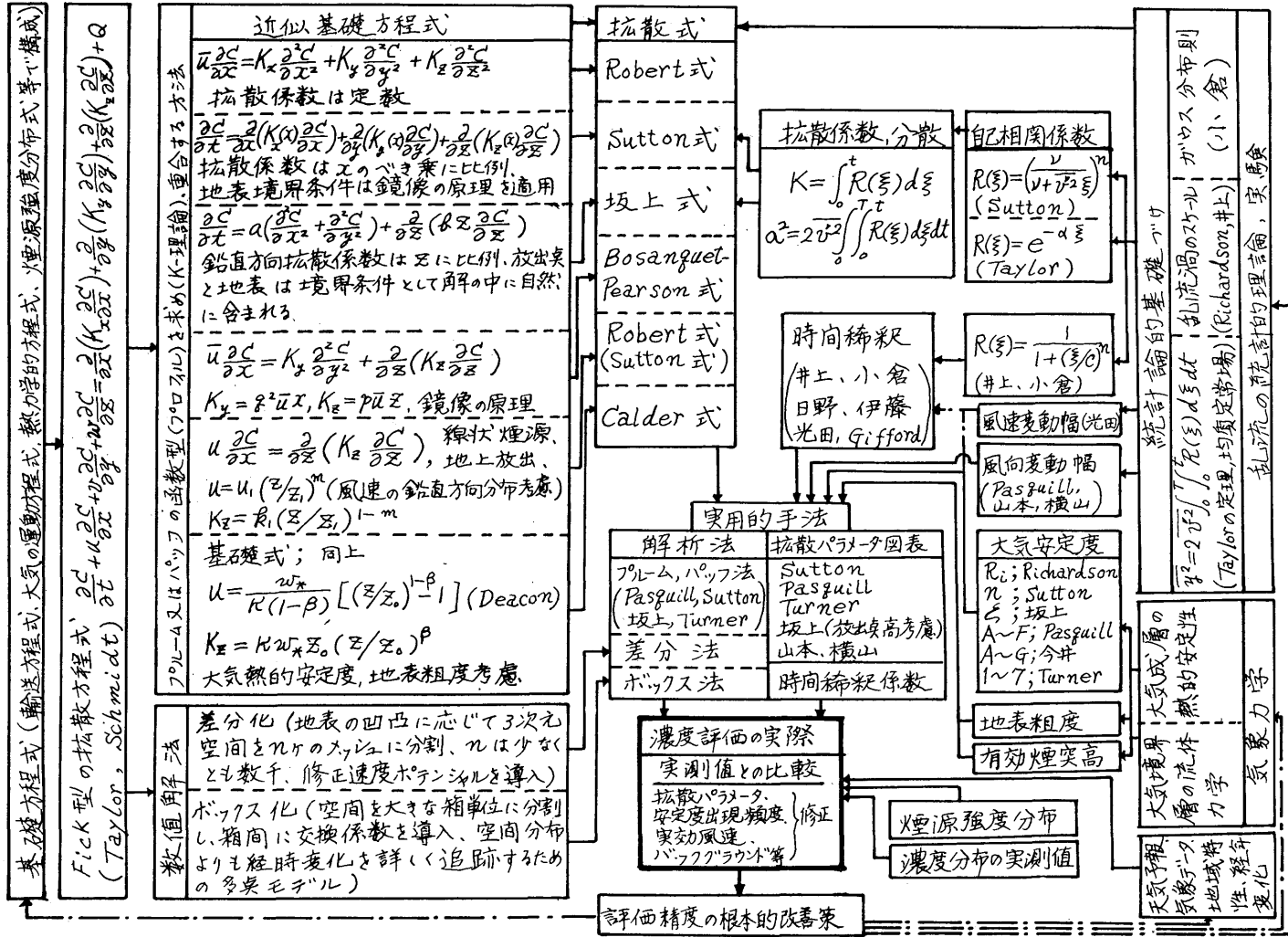


図-20 拡散解析手法の系統図

という観点からも2巡目の研究段階に入りつつあることを示している。

8. 環境濃度の試算例

以上、2~5章では港湾域における船舶からのSO₂排出量をマクロ的な観点から算出する一手法について、6章では濃度計算に必要な煙突及び排ガスに関するインプットデータについて、そして7章ではいろいろの拡散解析手法の特徴を述べ、まとめとして、現状では、科学としての大気拡散の解析法といろいろの地域特性や不確定要素を多少曖昧なまま処理せざるを得ない実際の濃度評価の技法との間の隔たりについて述べてきた。

上述の隔たりは、船舶排ガスの寄与が陸上煙源をも含めた環境濃度の第1次近似の程度であるときは、一応、第2近似の議論であるとみなすことができるが、測定点によっては、船舶排ガスの寄与率は第0近似において扱わなければならない可能性のあることが概算によって示される。すなわち、船舶からの寄与率は、その評価誤差を安易に無視できない厄介で微妙な領域にあると推定される。

微妙な議論においては、更に次のような点が問題とされよう。

(a) 岸壁毎のSO₂排出量、(b) 海・陸風の影響、(c) 拡散式と拡散パラメータの選択、(d) 静穏時の拡散、(e) Lid (不透層)、(f) ダウン・ウォッシング、(g) 風速・風向分布のデータ整備、(h) 鉛直方向風速プロファイル、(i) 有効煙突高、(j) 気流の湾曲、(k) 1000 総トン未満の船舶の統計の整備。

これらのうち、特に、(a)、(b) および (j) の問題点は、船舶からの寄与率を推定するうえで重要なものであるが、今のところ、決め手となる手法は確立されていない。そこで、本研究では、上述の(a)~(k)の点を可能な限り扱い得る形に計算コードを構成しておく、上述の問題点については、将来、パラメータ計算などの形で数値計算を行うことを予定している。

また、第7章で述べた大気拡散研究の現状調査結果に基づき、次のような方針で計算コードの作成と環境濃度の計算値の解釈とを行うことにする。

(a) 解析法は、一応、Pasquillの手法によるが、これを唯一の標準的手法であるとは見なさないで、多種多様な諸手法にも対処できるような形の計算コードとする。

(b) 濃度の絶対値については、十分に幅を持たせ

た解釈に留めなければならない。

(c) 濃度の相対値(空間分布型)は、一応、実相性を有するものと解釈して差しつかえない。

本報では、上に述べた諸点を念頭に置きつつ、現時点で標準的とされている拡散式、パラメータ、有効煙突高の経験式等を一応適用して環境濃度を算出した1例を示す。対象年度は文献¹⁾との比較の便宜上、昭和49年度とし、対象地点は、神奈川県庁と横浜市神奈区総合庁舎とした。計算コード(名称; PORTPLUME-78)とインプットの概要及びアウトプットを以下に示す。

[計算コード]

(a) ゾーン 東京湾を図-21に示すように、大きく9つのゾーンに分け、横浜市に近いゾーンほど、その中のメッシュを細かくとる(最小メッシュは東西方向の1辺566m、南北方向の1辺462m、南北方向の辺、すなわち、経緯度法の1/2kmメッシュ)。煙源強度はメッシュ毎に与える。

(b) ブロック ゾーンとは独立に東京湾を9つのブロックに分ける。風配図等の気象データはブロック毎に与える。

(c) 船型クラス 総トン数を9つのクラスに分ける。

(d) 拡散式 プルームを全方位にわたって重合する(本例ではPasquillの拡散式をもとにして扇形(セクター)のプルームを作り、16方位にわたって重合)

(e) 拡散パラメータ 環境庁大気保全局の総量規制マニュアル²⁰⁾に記載されているPasquill-Giffordのパラメータによる。

(f) 有効煙突高の算式 経験式を用いる(本例ではCONCAWE式を採用)

[インプット]

(a) 船種船型別データ 第2~6章に述べた方法によって求めた表-16, 17, 18, 19による(ただし、表-18, 19は港または東京湾全域についてのもので、メッシュ別のものではない)。

(b) メッシュ別の煙源データ 運輸省港湾局の資料をもとにして求めたメッシュ別データから、煙源の相対的な空間分布を求める(ただし、このデータは船種船型別のものではない)。この相対的な空間分布に表-19に示された港別・船種船型別のSO₂排出量を乗じてメッシュ別・船種別・船型別の煙源強度を算出する。

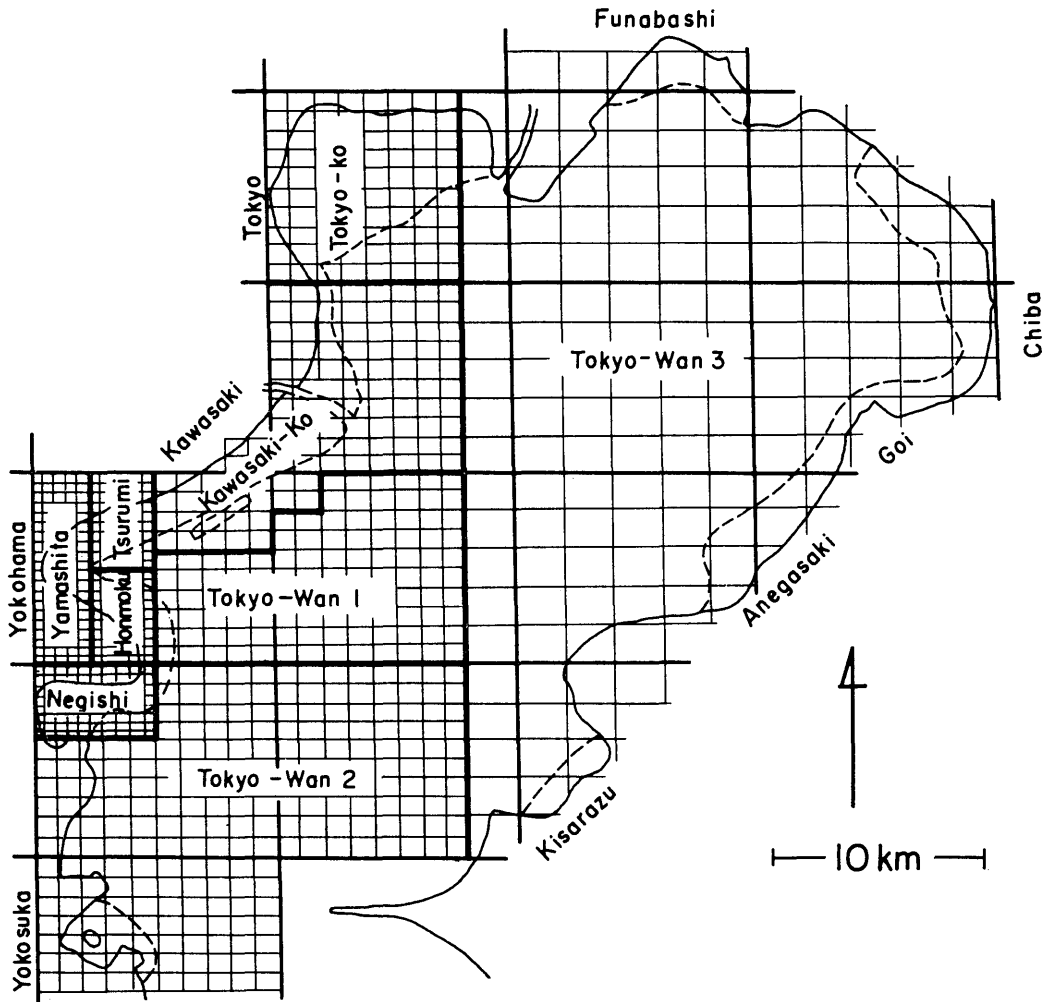


図-21 東京湾内の煙源のゾーン及びメッシュ分割

(c) 気象データ 風配図は図-22に示すものとする。風速は 3 m/sec, 大気安定度は Pasquill の分

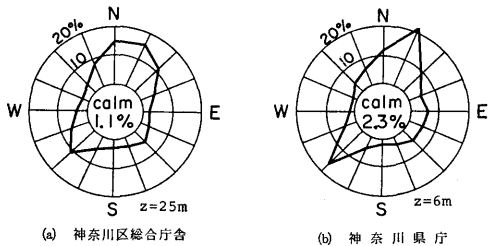


図-22 試算で用いた風配図と測定局の標高 z (文献²¹⁾に拠る)

類によるC型とする。
 (d) 濃度評価の対象地点の標高 図-22 に示す。
 (e) 船種の扱い タンカーと貨物船とを平均した仮想的な船種を考えることにより計算を簡略化することもできる(本例では、この方法によった)。

【アウトプット】

表-20 に計算結果を示す。表の縦欄は船型別の、横欄はゾーン別の SO_2 排出量 (ppb) を示す。

さて、計算結果(表-20)によると、神奈川県庁における年平均 SO_2 濃度は 6.9 ppb、神奈川県庁におけるそれは 2.5 ppb となっている。しかしながら、この結果の解釈については、前章までに述べてきたよ

表-18 年間入港隻数 (横浜港, 昭. 49), 1隻当り燃料消費量, 荷役時間等,
燃料重油のS分含有率及び排ガス熱損失率

(a) 停泊時

タンカー

j	N	$t/10^4$	$w_{0,t}$	$w_{f,t}$	$T_{0,t}$	$T_{f,t}$	$s_{0,t}$	$s_{f,t}$	$l_{g,0,t}$	$l_{g,f,t}$
1	24	14.140	130.0	37.2	18.90	9.50	2.8	2.8	8.0	8.0
2	131	7.750	71.3	21.0	18.20	9.10	2.8	2.8	10.8	10.8
3	231	4.240	38.9	11.8	17.50	8.60	2.8	2.8	13.6	13.6
4	333	1.730	15.9	5.1	16.70	8.40	2.8	2.8	13.6	26.7
5	9	0.775	7.1	2.3	11.80	5.90	2.8	2.8	23.2	26.7
6	67	0.424	3.9	1.3	11.00	5.50	2.8	2.8	23.2	26.7
7	2946	0.173	1.6	0.6	10.10	5.10	1.7	1.7	26.7	26.7
8	4497	0.071	0.7	0.2	6.70	3.40	1.3	1.3	32.7	32.7
9	15410	0.022	0.2	0.1	2.10	1.10	1.3	1.3	32.7	32.7

貨物船

j	N	$t/10^4$	$w_{B,a,c}$	$w_{G,0,c}$	$T_{a,c}$	$T_{0,c}$	$s_{B,a,c}$	$s_{G,0,c}$	$l_{g,B,a,c}$	$l_{g,G,0,c}$
1	0	14.140	6.9	5.2	61.40	30.70	2.8	1.3	20.7	32.7
2	9	7.750	4.8	4.1	59.20	29.60	2.8	1.3	20.7	32.7
3	137	4.240	3.3	3.3	57.00	28.50	2.8	1.3	20.7	32.7
4	2558	1.730	2.0	2.3	53.80	26.90	2.8	1.3	20.7	32.7
5	2834	0.775	1.2	1.6	37.00	18.50	2.8	1.3	20.7	32.7
6	2109	0.424	0.8	1.2	34.80	17.40	2.8	1.3	20.7	32.7
7	3028	0.173	0.5	0.8	31.80	15.90	2.2	1.3	20.7	32.7
8	2945	0.071	0.3	0.6	21.40	10.70	1.3	1.3	32.7	32.7
9	38357	0.025	0.1	0.3	6.60	3.30	1.3	1.3	32.7	32.7

(b) 航走時

j	タンカー					貨物船			
	$t/10^4$	w	T_{10}	s	l_g	w	T_{10}	s	l_g
1	14.140	189.7	0.65	2.8	8.0	167.8	0.67	2.8	8.0
2	7.750	120.5	0.65	2.2	16.7	106.6	0.67	2.2	16.6
3	4.240	76.9	0.65	1.5	25.3	68.0	0.67	1.5	25.3
4	1.730	39.2	0.65	1.5	25.3	34.7	0.67	1.5	25.3
5	0.775	21.5	0.79	1.5	25.3	19.0	0.68	1.5	25.3
6	0.424	13.7	0.82	1.5	25.3	12.1	0.73	1.5	25.3
7	0.173	7.0	0.87	1.5	32.7	6.2	0.79	1.5	32.7
8	0.071	3.9	0.95	1.3	32.7	3.2	0.87	1.3	32.7
9	0.022	1.7	1.04	1.3	32.7	1.5	0.98	1.3	32.7

[表-18 中の記号]

- N ; 年間入港隻数
 t ; 総トン数階級値
 $w_{0,t}$; タンカーの荷役時燃料消費量 (ton/day/隻)
 $w_{f,t}$; " 非荷役時 "
 $T_{0,t}$; " 荷役時間 (hr)
 $T_{f,t}$; " 非荷役時間
 $s_{0,t}$; " 荷役時燃料のS分含有率 (%)
 $s_{f,t}$; " 非荷役時 "
 $l_{g,0,t}$; " 荷役時排ガス熱損失率 (%)
 $l_{g,f,t}$; " 非荷役時 "
 $w_{B,a,c}$; 貨物船の補助ボイラの停泊時燃料消費量 (ton/day/隻)
 $w_{G,0,c}$; " 発電用ディーゼル機関の荷役時燃料消費量
 $T_{a,c}$; " 停泊時間 (hr)
 $T_{0,c}$; " 荷役時間
 $s_{B,a,c}$; " 停泊時の補助ボイラ燃料油のS分含有率 (%)
 $s_{G,0,c}$; " 荷役時の発電用ディーゼル機関 "
 $l_{g,B,a,c}$; " 補助ボイラの停泊時排ガス熱損失率 (%)
 $l_{g,G,0,c}$; " 発電用ディーゼル機関の荷役時 "
 T_{10} ; 10 マイルを航走するに要する時間 (hr)

表-19 燃料消費総量, SO₂ 排出総量, 排ガス熱損失量及び有効煙突高 (横浜港, 昭. 49)

(a) 停泊時

タンカー

<i>j</i>	$W_{0,t}$	%	$W_{f,t}$	%	W_t	%	$Q_{0,t}$	%	$Q_{f,t}$	%	Q_t	%
1	2.46	10.7	0.35	9.9	2.81	10.6	5.45	11.4	0.78	10.7	6.23	11.3
2	7.08	30.8	1.04	29.4	8.13	30.6	15.71	32.7	2.31	31.6	18.02	32.6
3	6.55	28.5	0.98	27.5	7.53	28.4	14.53	30.3	2.17	29.6	16.70	30.2
4	3.68	16.0	0.59	16.6	4.27	16.1	8.17	17.0	1.31	17.8	9.48	17.1
5	0.03	0.1	0.01	0.1	0.04	0.1	0.07	0.1	0.01	0.2	0.08	0.1
6	0.12	0.5	0.02	0.6	0.14	0.5	0.26	0.6	0.05	0.6	0.31	0.6
7	1.97	8.6	0.36	10.0	2.33	8.8	2.65	5.5	0.48	6.6	3.13	5.7
8	0.82	3.6	0.15	4.3	0.97	3.7	0.84	1.8	0.16	2.2	1.00	1.8
9	0.27	1.2	0.06	1.6	0.33	1.2	0.28	0.6	0.06	0.8	0.34	0.6
Total	22.98	100.0	3.55	100.0	26.54	100.0	47.96	100.0	7.32	100.0	55.28	100.0

貨物船

<i>j</i>	$W_{B,a,c}$	%	$W_{G,o,c}$	%	W_c	%	$Q_{B,a,c}$	%	$Q_{G,o,c}$	%	Q_c	%
1	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
2	0.11	0.4	0.05	0.3	0.15	0.4	0.24	0.5	0.05	0.3	0.28	0.4
3	1.08	4.4	0.53	3.2	1.61	3.9	2.40	4.8	0.55	3.2	2.95	4.4
4	11.18	45.9	6.48	38.9	17.66	43.0	24.80	49.1	6.67	38.9	31.47	46.5
5	5.24	21.5	3.54	21.3	8.78	21.4	11.63	23.0	3.64	21.3	15.27	22.6
6	2.57	10.5	1.90	11.4	4.46	10.9	5.70	11.3	1.95	11.4	7.65	11.3
7	1.97	8.1	1.69	10.1	3.65	8.9	3.43	6.8	1.73	10.1	5.16	7.6
8	0.76	3.1	0.74	4.4	1.50	3.6	0.78	1.6	0.76	4.4	1.54	2.3
9	1.48	6.1	1.74	10.5	3.22	7.8	1.52	3.0	1.79	10.5	3.31	4.9
Total	24.39	100.0	16.65	100.0	41.04	100.0	50.49	100.0	17.14	100.0	67.63	100.0

<i>j</i>	(タンカー)+(貨物船)				タンカー		貨物船		平均	
	W	%	Q	%	$Q_{H,t}$	$\Delta H_{1,t}$	$Q_{H,c}$	$\Delta H_{1,c}$	\bar{Q}_H	$\bar{\Delta H}_1$
1	2.81	4.2	6.23	5.1	0.890	164.1	0.217	81.0	0.890	164.1
2	8.28	12.2	18.30	14.9	0.664	141.8	0.156	68.8	0.653	140.6
3	9.14	13.5	19.65	16.0	0.461	118.1	0.113	58.4	0.394	109.2
4	21.93	32.5	40.94	33.3	0.326	99.3	0.069	45.8	0.112	58.2
5	8.82	13.0	15.35	12.5	0.163	70.3	0.045	36.8	0.045	37.0
6	4.60	6.8	7.96	6.5	0.090	52.1	0.032	31.2	0.034	32.1
7	5.98	8.8	8.29	6.7	0.038	34.0	0.020	24.5	0.026	28.1
8	2.47	3.6	2.54	2.1	0.019	24.1	0.015	21.0	0.016	22.2
9	3.54	5.2	3.65	3.0	0.006	13.5	0.008	15.2	0.007	15.0
Total	67.58	100.0	122.92	100.0						

(b) 航走時

<i>j</i>	タンカー		貨物船		平均	
	$Q_{H,t}$	$H_{1,t}$	$Q_{H,c}$	$H_{1,c}$	\bar{Q}_H	$\bar{\Delta H}_1$
1	1.821	234.8	1.611	220.8	1.821	234.8
2	2.415	270.4	2.136	254.3	2.398	269.4
3	2.335	265.9	2.064	250.0	2.238	260.3
4	1.190	189.8	1.053	178.6	1.070	180.0
5	0.653	140.6	0.577	132.2	0.577	132.2
6	0.416	112.2	0.367	105.5	0.369	105.7
7	0.275	91.2	0.243	85.8	0.260	88.7
8	0.141	65.4	0.125	61.5	0.135	64.0
9	0.067	44.9	0.059	42.2	0.061	43.1

〔表-19 中の記号〕

$W_{0,t}$ = タンカーの荷役時燃料消費総量 (10³ ton/y)
 $W_{f,t}$ = " 非荷役時 "
 $W_t = W_{0,t} + W_{f,t}$ = タンカーの燃料消費総量
 $W_{B,a,c}$ = 貨物船の補助ボイラの停泊時燃料消費総量
 $W_{G,o,c}$ = " 発電用ディーゼル機関の "

$W_c = W_{B,a,c} + W_{G,o,c}$ = 貨物船の燃料消費総量
 $Q_{0,t}$ = タンカーの荷役時 SO₂ 排出総量 (Nm³/hr)
 $Q_{f,t}$ = " 非荷役時 "
 $Q_t = Q_{0,t} + Q_{f,t}$ = タンカーの SO₂ 排出総量
 $Q_{B,a,c}$ = 貨物船の補助ボイラの停泊時 SO₂ 排出総量
 $Q_{G,o,c}$ = " 発電用ディーゼル機関の "
 $Q_c = Q_{B,a,c} + Q_{G,o,c}$ = 貨物船の SO₂ 排出総量
 $W = W_t + W_c$ = 停泊時の燃料消費総量
 $Q = Q_t + Q_c$ = " SO₂ 排出総量
 $Q_{H,t}$ = タンカーの排ガス熱損失量 (10⁶ cal/sec)
 $Q_{H,c}$ = 貨物船の "
 $\bar{Q}_H = \text{SO}_2$ 排出量を荷重とした $Q_{H,t}$ と $Q_{H,c}$ との平均
 $\Delta H_{1,t}$ = タンカーの煙の上昇高 (m) (CONCAWE 式, 風速=1 m/sec)
 $\Delta H_{1,c}$ = 貨物船の "
 $\bar{\Delta H}_1 = \bar{Q}_H$ を使って求めた煙の上昇高

表-20 SO₂ の年平均濃度試算値 (ppb) と内訳 (総トン数別・煙源ゾーン別)

(a) 神奈川県庁

j	Zone t/1000	Yama- shita	Tsurumi	Hon- moku	Negishi	Kawa- saki	Tokyo Ko	Tokyo Wan-1	Tokyo Wan-2	Tokyo Wan-3	Total	
											(ppb)	(%)
1	100.0-900.0	0.00	0.03	0.04	0.01	0.08	0.	0.00	0.00	0.00	0.2	2.4
2	60.0-100.0	0.03	0.13	0.16	0.02	0.02	0.	0.01	0.00	0.00	0.4	5.4
3	30.0- 60.0	0.06	0.19	0.25	0.03	0.05	0.03	0.01	0.01	0.00	0.6	9.1
4	10.0- 30.0	0.40	0.62	0.89	0.07	0.06	0.09	0.03	0.03	0.01	2.2	32.2
5	6.0- 10.0	0.28	0.28	0.44	0.03	0.01	0.05	0.02	0.02	0.00	1.1	16.5
6	3.0- 6.0	0.18	0.16	0.25	0.02	0.01	0.05	0.01	0.01	0.00	0.7	10.1
7	1.0- 3.0	0.23	0.17	0.28	0.02	0.02	0.05	0.02	0.02	0.00	0.8	11.8
8	0.5- 1.0	0.09	0.06	0.10	0.01	0.03	0.02	0.01	0.01	0.00	0.3	4.7
9	0. - 0.5	0.16	0.08	0.14	0.01	0.01	0.03	0.05	0.04	0.01	0.5	7.4
Total	(ppb)	1.43	1.72	2.75	0.21	0.29	0.30	0.16	0.14	0.04	6.9	
	(%)	20.8	25.1	37.4	3.1	4.3	4.4	2.4	2.0	0.6		100

(b) 神奈川県庁総合庁舎

j	Zone t/1000	Yama- shita	Tsurumi	Hon- moku	Negishi	Kawa- saki	Tokyo Ko	Tokyo Wan-1	Tokyo Wan-2	Tokyo Wan-3	Total	
											(ppb)	(%)
1	100.0-900.0	0.00	0.01	0.03	0.01	0.07	0.	0.00	0.00	0.00	0.1	5.0
2	60.0-100.0	0.02	0.02	0.11	0.02	0.02	0.	0.00	0.00	0.00	0.2	7.8
3	30.0- 60.0	0.03	0.04	0.13	0.02	0.05	0.02	0.00	0.01	0.00	0.3	12.1
4	10.0- 30.0	0.10	0.12	0.34	0.05	0.06	0.07	0.02	0.02	0.01	0.8	31.6
5	6.0- 10.0	0.05	0.05	0.14	0.02	0.01	0.03	0.01	0.01	0.00	0.3	13.5
6	3.0- 6.0	0.03	0.03	0.08	0.01	0.01	0.03	0.01	0.01	0.00	0.2	8.4
7	1.0- 3.0	0.03	0.03	0.08	0.01	0.02	0.04	0.01	0.01	0.00	0.2	9.2
8	0.5- 1.0	0.01	0.01	0.03	0.00	0.03	0.01	0.01	0.01	0.00	0.1	4.6
9	0. - 0.5	0.01	0.02	0.04	0.01	0.01	0.02	0.03	0.04	0.01	0.2	7.5
Total	(ppb)	0.29	0.33	0.98	0.15	0.28	0.22	0.09	0.12	0.03	2.5	
	(%)	11.4	13.3	39.1	6.2	11.2	8.9	3.7	4.9	1.4		100

うに、SO₂ 排出量の評価誤差、大気拡散の科学としての完成度等を十分考慮し、幅を持たせた解釈に留めなければならないものである。なお、濃度の絶対値についての議論は次報において行う予定であるが、予備的に行ったパラメータ計算の数例によれば、表-20の結果はファクター2の範囲にわたって容易に変動するものとみななければならないものである。

濃度の相対値については、表-20 から比較的明確な結果を抽出することができ、次のようなことが指摘される。

(a) 濃度への寄与率の大きい船型は 1~3 万総トン

であり、約 30% を占めている。6 万総トン以上の船型の寄与率は小さく、6~10 %程度である。

(b) 濃度への寄与率の大きいゾーンは本牧であり、約 40% を占めている。東京湾を航走中の船舶からの寄与率は小さく、10% 程度である。

(c) 本牧ゾーンからの寄与率は神奈川県庁総合庁舎においても最も大きい。

なお、表-13 及び 表-19 より、入出港時の SO₂ 排出量は停泊時のそれと比べて、僅か数 % に過ぎないことがわかる。それ故、ここに示した濃度計算例においては、入出港時の SO₂ 排出量を停泊時のそれに加

える近似法でメッシュの煙源強度を求めてある。

9. 結 言

港湾域の船舶から排出される SO_2 の総量を評価するための単純化した手法とインプット及び試算例を示した。本手法の主なる特徴は、その巨視的な扱いにある。すなわち、(1) 荷油ポンプの為す仕事と荷油の量とから有効揚油時間を決定すること、(2) 船舶についての統計的な（あるいは巨視的な）データを広汎に利用すること、及び (3) 関係官庁等から出される込み入った（あるいは微視的な）データを編集し直すこと、の3点を特徴とする。

また、大気拡散理論についての調査研究を行い、船舶排ガスの拡散解析への応用を図る目的で、調査結果をまとめて述べた。

本報に示した手法を横浜港と東京湾に適用して行った濃度計算の結果を要約すると次のようである。

- (1) 港湾全域の船舶から排出される SO_2 の環境濃度のうちの大部分 (90% 前後) は港内の船舶によるものである。
- (2) 入出港時の船舶の寄与率は僅少 (せいぜい 4%) である。
- (3) 10,000~29,999 総トン階級の船舶の寄与率は比較的大きい (約 30%)。
- (4) 船舶に依る環境濃度は数 ppm と評価される。

上に示した数値的な結果の解釈について一言つけ加えると、これらの値に対して、より明確で最終的な意味づけをするには、更に、誤差評価のような研究が必要である。本報では、大掴みに巨視的な手法を適用するとともに、今日までに公表された諸資料の中の基礎資料を編集し直して活用するという従来の手法とは異なる手法を用いている。上述の諸数値は、一つの新しい手法よりに試算結果を研究の現段階で一応取りまとめて示している点に意義があるとみるべきものである。

謝 辞

本研究の遂行にあたって、機関開発部前部長 (現、青山学院大学教授) には全般的な御指導を、同部の諸兄、特に宮城室長には研究管理面で御協力をいただいた。同部玉木部長には第 2~6 章について貴重な助言をいただくとともに、拙稿に目を通していただいた。機関性能部植田部長及び塚原室長には第 6 章について有益な助言をいただいた。また、第 7, 8 章について

は、お茶の水女子大学坂上名誉教授に影響されるところが大きかった。さらに基礎データについては、神奈川県環境部、日本海難防止協会及び運輸省官房、港湾局及び船舶局に負うところが多い。

また、数値計算については、当所の電算機室関係及び原子力船舶部の諸兄の御協力をいただいた。ここに、深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 神奈川県公害対策事務局: 船舶から排出される硫黄酸化物の実態調査, 神奈川県大気汚染調査研究報告, 第 18 報 (1976).
- 2) 運輸省船舶局: 船舶から排出される排気ガスに関する実態調査報告書 (1974).
- 3) 神奈川県環境部: 神奈川県大気汚染調査研究報告, 第 19 報 (1977).
- 4) (社) 日本海運集会所編: 日本船舶明細書 (1976).
- 5) 船用機関計画便覧: 日本船用機関学会編, コロナ社 (1969).
- 6) (社) 日本ボイラ協会: ボイラ技士教本 (1973).
- 7) T. D. Anderson: Activity Release from the N. S. SAVANNAH in the Maximum Credible Accident, ORNL-3361 (1963).
- 8) 赤木新介: 船舶のエネルギー解析と省エネルギー, 日本船用機関学会誌, Vol. 10, No. 11 (1975).
- 9) 上野喜一郎: 船の知識, 海文堂 (1962).
- 10) 関西造船協会編: 造船設計便覧, 海文堂 (1969).
- 11) 船舶, Vol. 46~50, 天然社 (1973~1977).
- 12) 船の科学, Vol. 26~30, 船舶技術協会 (1973~77).
- 13) 船体写真集, (株) 日本郵船 (1967).
- 14) J. Sakagami: On the Turbulent Diffusion in the Atmosphere Near the Ground, NSR. O.U., Vol. 5, No. 1 (1954).
- 15) J. Sakagami et al.: On the Concentration of Matter Emitted from a Source in the Atmosphere when a "Flux-Zero" Level Exists above the Source, NSR. O.U., Vol. 22, No. 2.
- 16) 渡辺健次: 排気ガスの大気乱流拡散—I, 船研研究報告, Vol. 4, No. 6 (1967).
- 17) 坂上治郎: 大気汚染の流体力学, 日本機械学会誌, Vol. 76, No. 660 (1970).
- 18) 坂上治郎: 原子力施設の安全性に関する気象学的部門の役割と現状, 原安協だより, No. 47, 原子力安全研究協会 (1978).
- 19) 拡散に関する研究ワーキング・グループ: 大気拡散におよぼす地形の影響の数値シミュレーション, 原子力安全協会 (1975).
- 20) 環境庁大気保全局大気規制課: 総量規制マニュアル, 公害研究対策センター (1975).
- 21) 日本海難防止協会: 海洋汚染防止の調査研究, (1979).
- 22) 池田 勝: 船の種類, 海文堂 (1974).