ISSN 0426—2700

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 64 September 1987

消防研究所報告

通 巻 64 号 1987年9月

目 次

研 究

積載はしごの強度 —その3—……山田 實，亀井浅道……(1)
熱量的手法による濾紙に対する防炎効果の測定……箭内英治……(9)
室内火災条件における市販建材からの有毒ガスの発生特性
……守川時生，箭内英治，松本隆治……(15)
早期津波情報自動検出システムの開発とその適用……座間信作，吉原 浩……(23)

消 防 研 究 所
東 京 都 三 鷹 市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 64 September 1987

– Contents –

MEMOIR

Strength of Carrying Ladder – Part 3 –
..... Minoru Yamada and Asamichi Kamei ..... (1)

Measurement of Flame Retardant Efficiency on Filter Paper by Calorimetric Method
..... Eiji Yanai ..... (9)

Characteristics of Toxic Gases Evolution from Commercial Building Materials under Fire Atmospheres in a Semi-Full Scale Room
..... Tokio Morikawa, Eiji Yanai and Takaharu Matsumoto ..... (15)

A System for Rapid Evaluation of Tsumani Potential of Earthquake at a Single Station
..... Shinsaku Zama and Hiroshi Yoshihara ..... (23)

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

積載はしごの強度
— その3 —

山田　實・亀井　浅道

（昭和62年 5 月29日受理）

前報では，鋼製およびチタン合金製かぎ付きはしごの強度を調べ安全性を検討した。得られた知見を基に著者らはアルミニウム合金を用いてかぎ付きはしごを試作した。本報はこのかぎ付きはしごの各部位に発生する応力および溶接継手部材の疲労強度を理論的及び実験的に調べたものである。その結果，試作したはしごは十分な強度と安全性を有していることが明らかになった。

1．緒　言

現在，消防活動で使用されているかぎ付きはしごには，従来の鋼製のものと最近開発されたチタン合金製のものとがある。チタン合金製はしごは，鋼製に比べて3.8kgf軽量化されているが，価格は鋼製の 4 倍以上となっている。

これらのはしごの強度については著者らがすでに実験的および理論的に解析し報告している。[1,2]この結果をみると，荷重の移動にともなう各部位の発生応力の変化はチタン合金製の方が鋼製のものよりも小さく構造的に最適設計されており，安全率も上回っていることがわかる。

著者らは前報の解析結果を踏まえて，両はしごの長所を有するはしご，すなわち軽量で強度が高くかつ安価なはしごをアルミニウム合金製パイプを用いて試作した。本報告は，この試作はしごの強度および溶接部材の疲労強度について理論的および実験的に検討した結果を述べたものである。

2．アルミニウム合金製かぎ付きはしごの概要

はしごの本体に使用した材料は外径22㎜，肉厚 2 ㎜のアルミニウム合金継目無管A2024TD(JIS H4080)で，化学成分を **Table 1** に，機械的性質を **Table 2** に示す。この材料は，一般にジュラルミンと呼ばれており，比強度（引っ張り強度／密度）が高いことがよく知られている。

Table 1　Chemical composition

(%)

Cu	Si	Fe	Mn	Mg	Zn	Cr	Ti
4.1	0.38	0.14	0.5	1.7	0.07	0.09	0.03

Table 2　Mechanical properties

$\sigma_{0.2}$ (kgf/mm²)	σ_B (kgf/mm²)	E.L. (%)
20.1	24.1	14

$\sigma_{0.2}$: 0.2% proof stress.
σ_B : tensile strength
E.L. : percentage elongation

はしご本体の構造は **Fig. 1** に示すようにチタン合金製のものとほぼ同じである。かぎ部の材質はチタン合金64ATで，その構造の特徴は **Fig. 2** のA部に示すように内側に補強がされている点である。前報の応力解析結果によるとチタン合金製はしごではこの部位に高

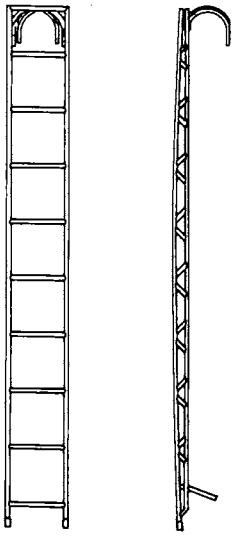


Fig. 1 Schematic illustration of Aluminum alloy ladder.

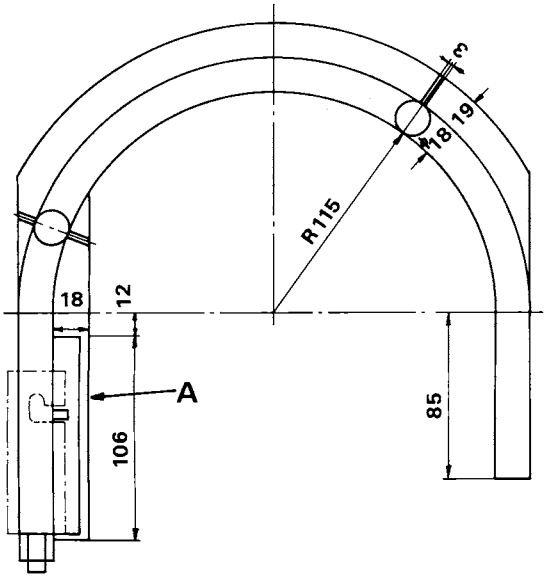


Fig. 2 Schematic illustration of improved titanium-alloy hook.

応力が発生する。ここでは，この改善策としてかぎ部の内側補強の下端とスリーブ上端の間に図に示すような補強材を用いることによりこの部位に生じる高応力を緩和している。

試作したはしごの総重量は8.3kgfで，鋼製のものより2.3kgf軽量化されているが，チタン合金製のものよりも1.5kgf重い。なお，この試作に要した費用（材料費と施工費）は，チタン合金製の価格の約半分である。

3．強度実験

試作したはしごの静荷重試験は前報とほぼ同じ条件で行った。(ただし，前報[1,2]に示したように動的応力は静荷重試験結果から推定できるため動荷重試験は省略した。) 本報では，はしごを登り降りする際に繰返し荷重が生じるため主かんと横さんの溶接継手部の疲労強度も調べた。

3.1 静荷重試験

はしごの両端を水平に支持し，静荷重80kgf の重りを主かんの第5段目横さん取り付け部位に釣り下げた場合，主かんと補助かんに発生する応力を測定した。その結果を **Fig. 3** に示す。

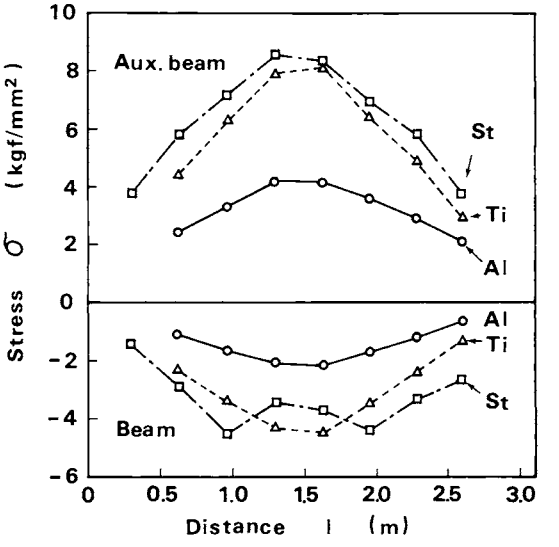


Fig. 3 Stress distributions of beam and auxiliary beam.

はしごに発生する応力は，鋼製およびチタン合金製の応力の約半分である。これは試作したはしごに使用したパイプの外径（22mm）および肉厚（2mm）が他のはしごのパイプ（鋼製：18×13×1.3，チタン合金製：ϕ19×1）より大きいためである。

はしごの主かん中央部のたわみ量の荷重（最大荷重80kgf）の関係を **Fig. 4** に示す。たわみ量は荷重に比例し，次の関係式が成立する。

$$\delta_{Al}=0.143W \qquad (1)$$

ここで，δ_{Al}は試作はしごのたわみ量で，Wは荷重であ

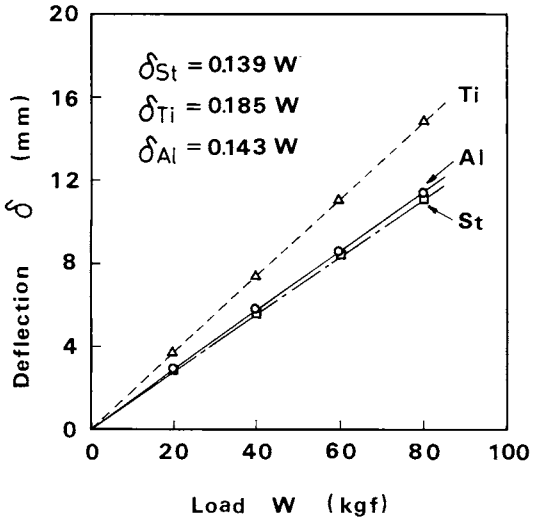


Fig. 4　Relation between load and deflection.

る。

たわみ量は鋼製とほぼ同じであり，チタン合金製より小さいことがわかる。アルミニウムのヤング率はチタンの約70%で，素材そのものはチタンよりたわみやすい。しかし，パイプの断面係数を大きくすることで鋼製に匹敵する曲げ剛性が得られている。

はしごを垂直にし，かぎ部の先端を建物の一部にかけ，はしごの最下段の横さん中央に80kgfが作用している場合のかぎ部に発生する応力を**Fig. 5**に示す。

かぎ部の外側に発生する最大圧縮応力はかぎ部の曲率中心に関する角度を θ とすると（自由端側を $\theta=0°$ とする），$\theta=154°$ 近傍で9.2kgf/mm² でこの値は改良前，すなわちチタン合金製はしごに比べて約3 kgf/mm² 減少しており補強の効果があらわれている。内側の最大引っ張り応力は $\theta=160°$ で13.2kgf/mm² で改良前とほぼ同じ値である。これは，改良前ではかぎ部内側の補強の板厚が5 mmにであったのに対し，改良後の板厚は3 mmと薄くなっていることに起因していると考えられる。

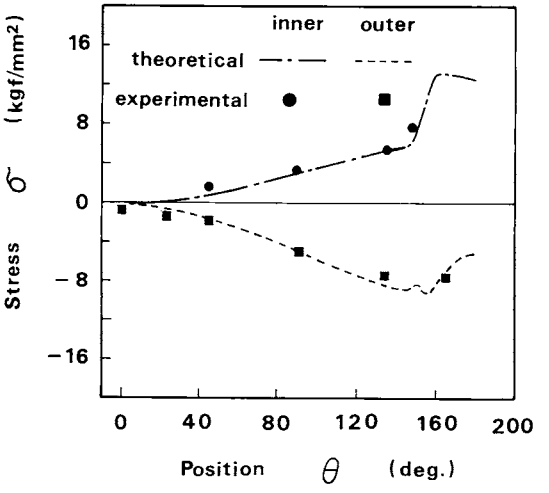


Fig. 5　Stress distribution (improved titanium-alloy hook).

3.2　動的応力の推定

ここでは，3.1節で得られた応力値から動荷重が横さんおよびかぎ部に作用した場合発生する動的応力を推定する。

かぎ部についてみると，構造は多少改良（かぎ部根元の補強策）されているが，材質はチタン合金製のものと同じである。このことから，かぎ部根元に発生する動的応力はチタン合金製の値と同程度もしくはそれ以下とみなしてもよいであろう。ここでは，横さんに発生する動的応力の大きさについて考察してみる。

試作したはしごを水平に支持し横さんの中央部を歩いて渡る場合，横さん中央部に発生する最大動的応力 σ_D は次式であらわされる。

$$\sigma_D=\alpha\cdot\sigma_S \tag{2}$$

ここで，α は動荷重係数，σ_S は静的応力を示す。

σ_S を実験から求めると，$W=100$kgf までの範囲内で次式が成立する。

$$\sigma_S=0.0989W \tag{3}$$

動荷重に対する安全率 S_D は

$$S_D=\frac{\sigma_Y(\text{or }\sigma_{0.2})}{\sigma_D} \tag{4}$$

で定義され，通常この値は1.7以上とされている。ここで，σ_Y は材料の降伏応力，$\sigma_{0.2}$ は0.2%耐力を示している。

(4)式に(2)，(3)式を代入すると次式が得られる。

$$S_D=\frac{\sigma_Y(\text{or }\sigma_{0.2})}{0.0989\,\alpha W} \tag{5}$$

試作したはしごの構造がチタン合金製のものとほぼ同一であるので，試作したはしごの動荷重係数 α も同じ1.25と考えてよいであろう。$W=90$kgf の場合，試作したはしごの安全率 S_D は

$$S_D=1.81 \tag{6}$$

となる。

この値はチタン合金製の安全率2.43より低いが鋼製の1.67より高く，一般に用いられている安全率1.7を上回っていることがわかる。

3.3　疲労強度実験

消防隊員等がはしごを登り降りする場合，横さんに繰返し荷重が作用するため，はしごの疲労強度を知ることは重要である。一般にアルミニウム合金は鋼やチタン合金に比べて疲労強度が低いといわれている。特に溶接継手近傍は応力が集中する部位であり，また溶接時の熱影響を受けて強度が低下している部位でもある。そこで，主かんと横さんの溶接継手部の疲労強度を実験的に調べた。

試験片は **Fig. 6** に示すようにパイプをT字型に溶接したものである。なお，使用したパイプの外径と肉厚を **Table 3** に示す。

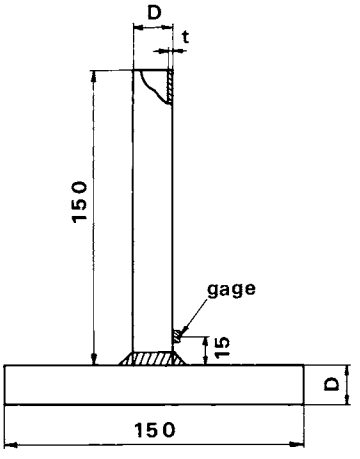


Fig. 6 Schematic illustration of specimen for fatigue test.

Table 3 Diameter and thickness of specimens (mm)

Material	D	t
Steel	18x13	1.33
Titanium	ϕ19.05	1.0
Aluminum	ϕ22	2.0

実験装置を **Fig. 7** に示す。実験は試験片下部の両端をボルトで固定し，上端に治具を介して繰返し荷重が負荷されるように行った。試験機は容量 5 tonf の油圧サーボ疲労試験機を用いた。荷重の繰返し周波数は1Hzとした。

実験結果を **Fig. 8** に示す。白ぬきの印は両振り試験の結果を，黒く塗つぶした印は片振り試験の結果を示している。矢印のついた印は 3×10^6サイクル繰返し荷重を負荷しても破断しなかったことを示している。この荷重を疲労限と呼ぶ（通常は 1×10^7サイクル以上で

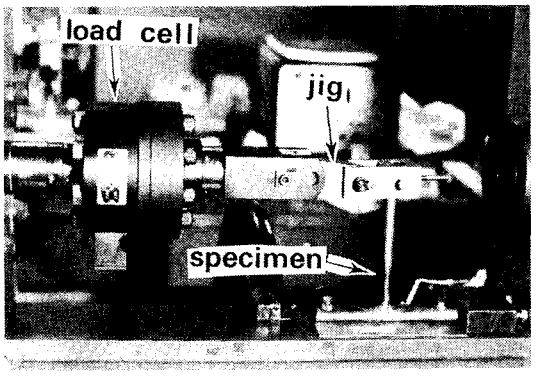


Fig. 7 Fatigue testing machine for welded specimens.

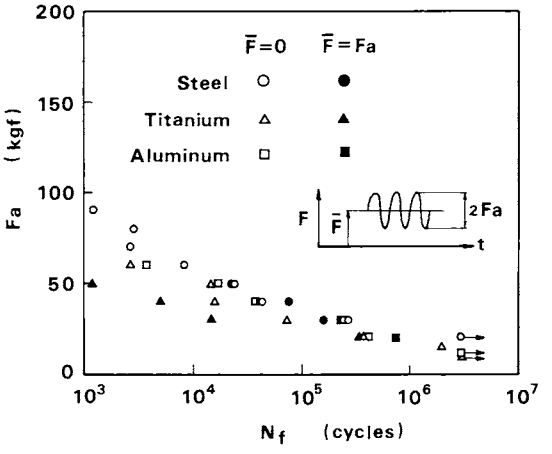


Fig. 8 Relation between cyclicload and number of cycles to failure.

破断しない応力値をいう）。

Fig. 8 において，それぞれの試験の破断サイクル数はチタン合金の片振りの値を除けば，$N_f<10^6$の範囲でほぼ一致している。疲労限は鋼製で20kgf，チタン合金およびアルミニウム合金製で10kgfである。この値は試験片の断面形状によって変化するのであって，素材そのものの疲労強度を表わしているものではない。そこで **Fig. 6** に示すように試験片の下端より15㎜離れたところにひずみゲージを貼り，その位置の応力振幅を測定した。この応力振幅の 1/2 の値と破断サイクル数の関係を **Fig. 9** に示した。この図から鋼の疲労限が最も高く，アルミニウム合金は鋼の約 1/5 であることがわかる。

この疲労実験結果より，はしごの耐用年数を推定してみよう。

Fig. 10 に示すようにはしごの横さん中央に消防隊員

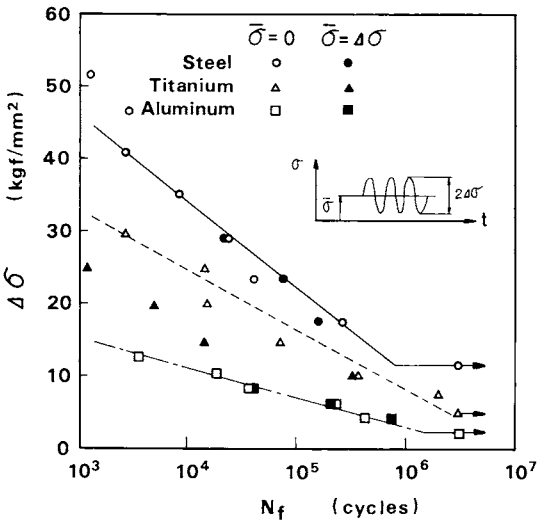


Fig. 9 S - N curve.

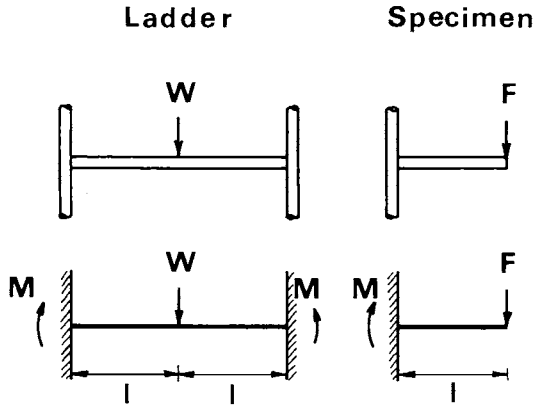


Fig. 10 Schematic illustration of a beam with built-in ends and cantilever beam.

の体重Wが作用した状態は両端固定はりの問題に置き換えられる。一方，疲労実験の場合は荷重Fが作用する片持ちはりとみなせる。溶接継手部近傍の応力が等しいとき，FとWとの間に次の関係式が成立していることが材料力労的検討からわかる。

$$F=\frac{W}{4} \tag{7}$$

すなわち，体重Wが横さんに繰返し作用した場合，その破断サイクル数は **Fig. 6** の形状の試験片に $W/4$ の荷重が繰返し作用した場合の破断サイクル数に等しい。一例として$W=90$kgf($F=22.5$kgf)の場合の耐用年数を **Table 4** に示す。ただし，100サイクル/週*) とした。

Table 4 Service lives of ladders

Ladder	N_f (cycles)	Service life (year)
Steel	$>3\times10^6$	>690
Titanium	3.7×10^5	71
Aluminum	4.2×10^5	80

一般に消防用器具の耐用年数を20年と考えれば，表に示した値はこれを十分満たしていることがわかる。**Table 5** にそれぞれのはしごの諸元および実験結果をまとめた。

アルミニウム合金には今回試作に使用した他にもより高強度な材料がある。これらの材料を用いることによって一層の軽量化が可能であり強度の観点からもかなりの向上が期待できる。ただし，これらの材料は溶接が難しく，その品質管理等にも十分な注意が必要となる。

4．結　言

前報で調べた鋼製およびチタン合金製かぎ付きはしごの強度に関するデータを基にしてアルミニウム合金製はしごを試作し強度を調べた。その結果，以下のことが明らかになった。

(1) 試作したはしごの全重量は8.3kgfで鋼製のものより2.3kgf軽く，チタン合金製のものよりも1.5kgf重い。

(2) 鋼製はしごの価格を1とした場合，アルミニウム合金製はしごの試作にようした経費は約2であり，チタン合金製の価格は4以上である。

(3) 静荷重試験において，主かんおよび補助かんに生じる応力は鋼製およびチタン合金製の約半分である。これは試作はしごに使用したパイプの断面係数が大きいことに起因する。

(4) 改良されたかぎ部に生じる応力について，内側の値は改良前の値とほぼ等しいが，外側の値は3 kgf/mm²小さくなっており，改良の効果が現われている。

(5) 試作はしごの動荷重に対する横さんの安全率は，

*) 東京消防庁統計書によると昭和60年のポンプ車一台当りの平均出場回数は，約5.6回/週である。この回数を積載はしごの使用回数と考えてみる。1回の出場当り，18サイクル程度と仮定すると，はしごが受ける繰り返し数は高々100サイクル/週となる。ただし，はしごの総数はポンプ車の総数に等しいと考える。

Table 5　Characteristics of hook ladders

		Aluminum	Titanium	Steel
dimension (mm)	total length	3100	3100	3100
	beam span	340	340	365
	rung span	330	330	330
	truss angle(°)	45	45	90
	cross-section form of beam	hollow circle (ϕ22 x 2)	hollow circle (ϕ19 x 1)	hollow ellipse (18 x 13 x 1.3)
material	beam and truss	A2024TD	TTH35W	STKM18B
	aux. beam			SGDA
	hook	64AT	64AT	S15C
safety factor of dynamic load*)	rung	1.81	2.43	1.67
	root of hook	3.73	3.41	1.77
deflection*) (mm)		12.9	16.7	12.5
total weight (kgf)		8.3	6.8	10.6
price ratio		2.3	>4	1

*) Load 90 kgf

1.81（鋼製：1.67，チタン合金製：2.43）で通常基準とされている1.7を上回っている。

(6) 試作したはしごの溶接部の疲労強度はチタン合金のそれとほぼ同じであり，十分な耐久性を有していることが明らかになった。

参考文献

1）山田　實，亀井浅道：積載はしごの強度―その1―　消防研究所報告，**63**，p. 45（1987）

2）亀井浅道，山田　實：積載はしごの強度―その2―　同上，**63**，p. 55（1987）

Strength of Carrying Ladder

– Part 3 –

(Abstract)
Minoru Yamada and Asamichi Kamei

(Received May 29, 1987)

In part 1 and 2 of this paper, the strength of steel ladder and of titanium-alloy ladder was investigated experimentally and theoretically. Obtained data were useful for the development of a new type of ladder.

By using an aluminium-alloy pipe, authors developed a new type ladder with a titanium-alloy hook. The new one is neary equal in structure to a titanium-alloy ladder, and is about 2 kgf in weight lighter than a steel ladder.

With respect to the strength, the safety factor for dynamic load is over the standard value 1.7. The fatigue test were carried out for specimens simulating the beam-to-rung welded joint part. As the result of this experiment, it was found that the service life of the new ladder is much longer than 20 years which is considered to be in service life limit of fire instruments.

熱量的手法による濾紙に対する防炎効果の測定

箭内　英治

（昭和62年 5 月28日受理）

3種の代表的な無機防炎剤で処理した濾紙について，ボンブ熱量計により燃焼熱を測定し，これらのデータから求められる可燃性ガス生成率から濾紙に対する防炎効果を検討した。

その結果，可燃性ガス生成率で防炎効果を見た場合，一番防炎効果が大きいのがリン酸一アンモニウム，次いで臭化アンモニウム，ホウ砂〔7〕＋ホウ酸〔3〕の順となることが分った。

また，濾紙に対するリン酸一アンモニウムの防炎効果は，固相制御による可燃性ガスを減少させる作用が主と考えられるが，臭化アンモニウム，ホウ砂〔7〕＋ホウ酸〔3〕の防炎効果は，可燃性ガスを減少させる作用以外に別の防炎作用が働いている可能性を示唆した。

1．はじめに

繊維の防炎に関する研究は非常に多く行なわれてきているが，防炎のメカニズムや防炎効果については，いまだ十分に明らかにされているとはいえない。これは，燃焼のメカニズム自体が，非常に複雑であるためと考えられる。

K. Yeh 等は，燃焼熱の面から，含リン防炎剤等で処理した綿や綿/ポリエステル混紡の防炎効果について研究を行い，[1~4]それらの防炎効果を矛盾なく説明した。彼等は，測定原理の中で燃焼プロセスを単純化しており，この燃焼プロセスに従って防炎処理物が燃焼した際に発生する熱量を酸素ボンブ熱量計などで測定している。彼等によると，この方法により防炎効果の測定が定量的に行なうことができ，かつ，防炎メカニズムに関する情報も得ることができると述べている。

そこで，本報では，彼等の手法を用いて，濾紙を防炎メカニズムが異なるとされている3つの無機防炎剤で処理し，これらの防炎効果について検討を行なった。

2．実験方法

2.1　試料

実験に用いた試料は，30cm×25cmの大きさの東洋濾紙KK製の濾紙（生産用濾紙No.24，厚み：0.75mm，重量：290g/m²）をリン酸一アンモニウム($NH_4H_2PO_4$，和光純薬KK製，特級)，ホウ砂〔7〕＋ホウ酸〔3〕*)($Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕＋H_3BO_3〔3〕，関東化学KK製，特級)，臭化アンモニウム（NH_4Br，関東化学KK製，特級）で処理したものを用いた。すなわち，前述した3種の防炎剤について，濃度の異なる水溶液を各々6種類作製し，その水溶液に濾紙を浸し，余分な水溶液を除いた後，室内で自然乾燥させた。その後，約50℃に保った電気乾燥器中で24時間乾燥させ，デシケーター中に2時間以上放冷した物を実験に用いた。

2.2　燃焼熱の測定方法

燃焼熱の測定は，島津自動ボンブ熱量計CA-4型を用いて行なった。

測定手順は，初め，作製した試料から約1～2gを

* 〔　〕内の数値は，重量比率を表わす。例えば，ホウ砂〔7〕＋ホウ酸〔3〕とは，ホウ砂7に対してホウ酸3の重量割合で混合したものを表わす。

切り取り，正確に秤量した後ボンブ熱量計にて燃焼熱を測定した。次に，あらかじめ重さを秤量した同一試料を弱い火炎のブンゼンバーナーを用いて，全て大気中で燃焼させた。残った残渣炭化物の重量を測定した後，再びその燃焼熱を測定した。

なお，これらの試料は，燃焼性の比較のために酸素指数式燃焼試験及びJIS L1091　A-1法(ミクロバーナー法）による燃焼性試験を行なった。

3．防炎効果の測定原理

K. Yeh 等によると，防炎処理物が大気中で単純化した燃焼プロセスに従って燃焼する際に発生する熱量（$\Delta H_{atm.}$ と記す）は，酸素ボンブ熱量計を用いて，次のように求めることができるとしている。その単純化した燃焼プロセスを **Fig. 1** に示す。

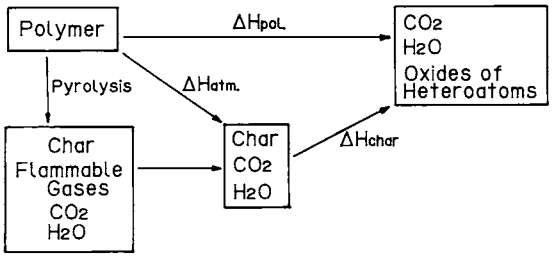


Fig. 1　A diagrammatic portrayal of a simple combustion system.

初めに，防炎処理物の燃焼熱を酸素ボンブ熱量計により測定し，それを $\Delta H_{pol.}$ とする。次に大気中で全て燃焼させ，残った残渣物の生成率をR，その燃焼熱を ΔH_{char} とすると，Hess の法則から

$$\Delta H_{atm.}=\Delta H_{pol.}-R\cdot\Delta H_{char} \qquad (1)$$

となる。

一方，防炎剤の含有率が X なる防炎処理物が，基質（$1-X$）のうち Y が大気中で燃焼したと仮定すると，

$$\Delta H_{atm.}=X\cdot\Delta H_{ret.}+Y\cdot\Delta H_{sub.} \qquad (2)$$

$$Y=\frac{\Delta H_{atm.}-X\cdot\Delta H_{ret.}}{\Delta H_{sub.}} \qquad (3)$$

となる。ただし，$\Delta H_{ret.}$，$\Delta H_{sub.}$ は，それぞれ防炎剤と基質（未処理物）の燃焼熱である。

そこで，大気中で燃焼する可燃性ガスを少なくすればするほど，燃焼を持続することができなくなり，結果として，防炎効果を強めることになる。したがって，実験によって防炎処理物の燃焼熱 $\Delta H_{pol.}$，残渣物の生成率Rと燃焼熱 ΔH_{char} を測定し，(1)式によって防炎処理物が大気中で燃焼した際に発生する熱量 $\Delta H_{atm.}$ を計算する。次に $\Delta H_{atm.}$ を(3)式に代入して可燃性ガス量 Y を求め，防炎処理物の可燃性ガス生成率〔$Y/(1-X)$〕を算出し，その大小によって，防炎効果を知ることができる。

4．結果と考察

4.1　防炎処理物の燃焼熱

Fig. 2 に，防炎処理物の燃焼熱の測定結果を示す。

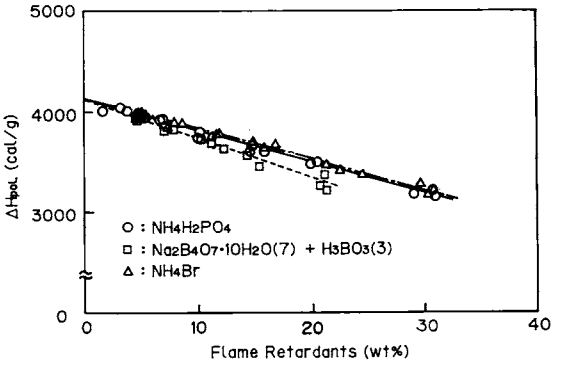


Fig. 2　Heats of combustion of filter papers treated with flame retardants.

横軸は，防炎剤の重量百分率(W)である。三種の防炎剤ともにそれぞれ直線関係が得られた。それぞれの直線に沿って防炎剤付着率をOに外そうしたY軸との切片から未処理濾紙の燃焼熱（$\Delta H_{sub.}$）が求められる。三種の防炎剤の $\Delta H_{sub.}$ は，$NH_4N_2PO_4$ が4,115cal/g，$Na_2B_4O_7\cdot10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕が4,125cal/g，NH_4Br が4,126cal/g となり，ボンブ熱量計による未処理濾紙の燃焼熱の測定値4,120cal/gと良い一致を示した。

4.2　防炎処理物の残渣生成率

大気中で燃焼した後の残渣物の生成率と防炎剤の付着率（重量百分率）の関係を **Fig. 3** に示す。残渣量は，目視観察によって，防炎処理物質からガス状物質が発生しなくなり，黒い炭化状物質になったと見られる点で燃焼を止め，その時点での炭化状物質の重量を残渣量と見なした。$Na_2B_4O_7\cdot10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕と NH_4Br で処理した濾紙に対しては，大気中で燃焼した際に残じん燃焼が観察された。特に，$Na_2B_4O_7\cdot10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕処理濾紙に対しては，低付着率のものに，また，NH_4Br に対しては，ここで測定した

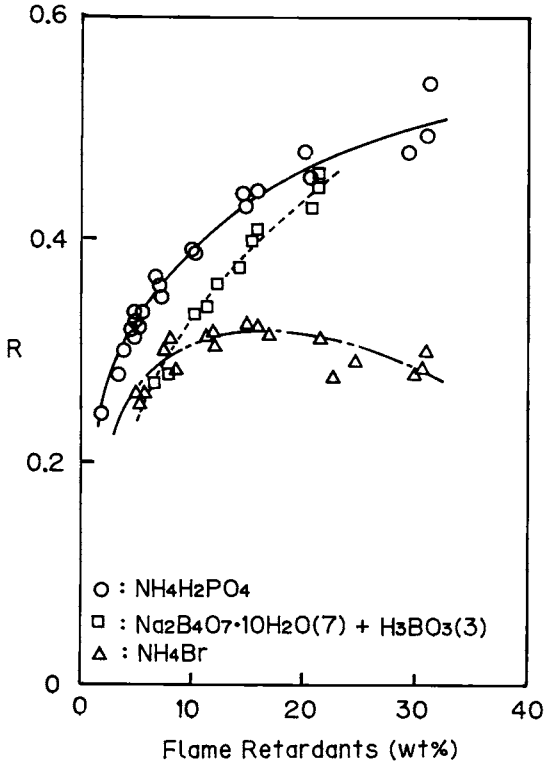


Fig. 3 Residue yield of filter papers treated with flame retardants.

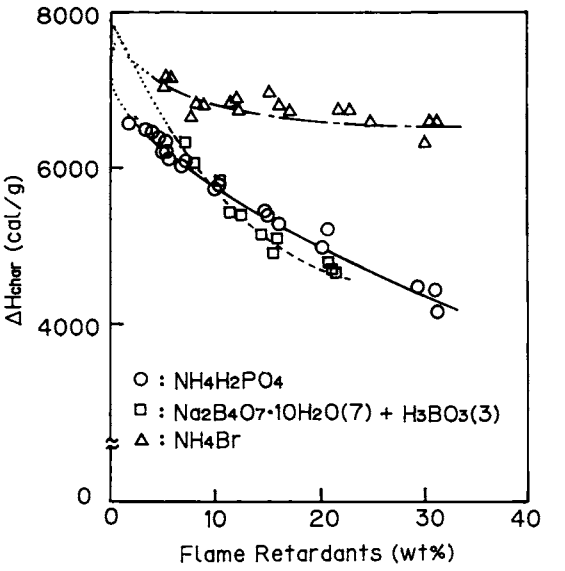


Fig. 4 Heats of combustion of residue.

全付着率にわたって残じん燃焼が観察された。そのため，大気中で燃焼した後の残渣量を測定する際に，できる限り残じん燃焼を最少にするようにしたが，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕の低付着率と NH_4Br の高付着率に対しては，残じん燃焼の影響が大きくでてしまったと考えられる。その結果，残渣量が低く測定されてしまったものと思われる。このことを考慮すると，残渣生成率は，$NH_4H_2PO_4$，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕に対して，防炎剤の付着率の増大に従って増えているが，NH_4Br に対しては，ここで測定した全付着率にわたって大きな変動がなくほぼ一定の約 0.3 前後の値をとると見ることができよう。

4.3　残渣物の燃焼熱

残渣物の燃焼熱と防炎剤の付着率の関係を **Fig. 4** に示す。3種の防炎剤とも，付着率の増大に従って，残渣物の燃焼熱が減少している。ただし，NH_4Br では，大きな減少は見られず，約7,000cal/g の値となっている。また，防炎剤付着率を0に外そうすると，残渣物の燃焼熱が3種の防炎剤処理物ともに 7,500～8,000 cal/g の値をとり，炭素の燃焼熱に近い値を示した。また，未処理物の燃焼熱より残渣物の燃焼熱の方が大きいことを考慮すると，残渣物の組成が炭素に富んだ成分の物であることを示唆している。また，NH_4Br 処理物が，防炎剤の全付着率にわたって残渣燃焼熱の変動がなくほぼ一定の値を示し，炭素の燃焼熱に近い値を示していることから，残渣物中には，防炎薬剤がほとんど残留していないことを示唆している。一方，$NH_4H_2PO_4$ と $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕処理に対しては，残渣生成率も防炎剤の付着率の増大とともに増えているのに対し，残渣燃焼熱は，逆に減少していることから，残渣物中に防炎薬剤が，なんらかの形で残留していることを示唆している。

4.4　防炎処理物の可燃性ガス生成率

防炎処理物が熱分解によって発生した可燃性ガスが大気中で完全燃焼したと仮定して(1)式から求めた熱量 $\Delta H_{atm.}$ と防炎剤の付着率の関係 **Fig. 5** に示す。また，$\Delta H_{atm.}$ を(3)式に代入して，可燃性ガス量 Y を求め，その Y と防炎剤付着率とから求められる可燃性ガス生成率〔$Y/(1-X)$〕と防炎剤付着率の関係を **Fig. 6** に示す。なお，Y を求める際に用いる防炎剤と基質（未処理濾紙）の燃焼熱は，ボンブ熱量計で別に求め，それぞれ $NH_4H_2PO_4$ の燃焼熱は 474cal/g，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕のそれは −130cal/g，NH_4Br のそれは797cal/g，基質のそれは4,120cal/gとなった。

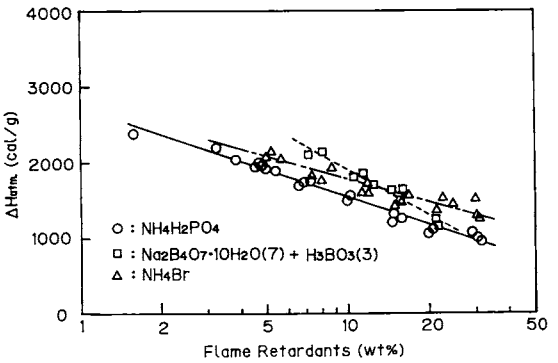


Fig. 5 Heat release of filter papers treated with flame retardants in the open atmosphere.

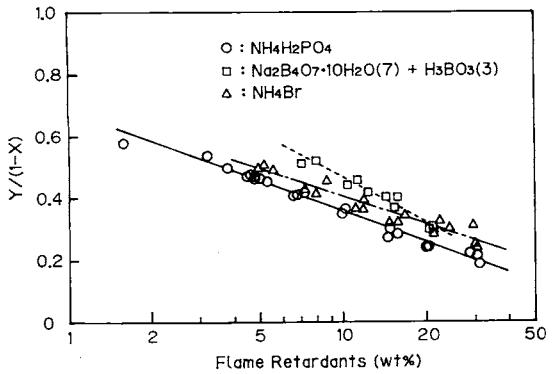


Fig. 6 Estimated flammable gases formation for filter papers treated with flame retardants.

防炎剤の付着率が約３～30wt%の範囲では，同一付着率で比較すると，$NH_4H_2PO_4$が最も可燃性ガス生成率が小さい。また，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔７〕$+H_3BO_3$〔3〕とNH_4Brの可燃性ガス生成率を比較すると，約20wt%以下では，NH_4Brの方が小さいが，それ以上では逆転する傾向を示した。このことから，防炎効果を可燃性ガス生成率で見ると，ここで測定した全付着率にわたって，$NH_4H_2PO_4$が最も防炎効果が大きく，次いで防炎付着率が20wt%までの領域では，NH_4Br，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔７〕$+H_3BO_3$〔３〕の順となることが分った。

4.5　燃焼性試験結果との対応関係

この実験で作製した試料に対して行なった JIS L 1091　A-1法による燃焼性試験結果（着炎後３秒加熱）としての燃え拡がり方を示す炭化面積を縦軸に取り，酸素指数式燃焼試験によって求めた酸素指数を横軸にとると **Fig. 7** となる。ほぼ，３種の防炎剤処理物とも，一つの曲線で表示できる。したがって，JIS で定められている防炎性能区分３（炭化面積30㎠以下）にするには，いずれの防炎剤ともに炭化面積30㎠以下に相当する酸素指数28以上になるように防炎処理を行なえばよいことになる。

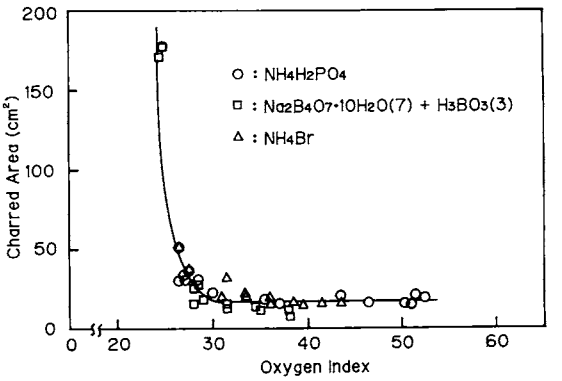


Fig. 7 Relation between charred area and oxygen index of filter papers treated with flame retardants.

また，可燃性ガス生成率と酸素指数の関係を **Fig. 8** に示す。**Fig. 8** からも分かるように，いずれの防炎剤ともにかなりのバラツキがあるものの１つの直線で表示できることがわかる。従って，区分３に相当する防炎性能を与えるには，酸素指数28以上に相当する可燃性ガス生成率をいずれの防炎剤ともに約0.42以下にすることが必要となる。逆に，**Fig. 6** から可燃性ガス生成率を約0.42以下にさせるために必要な防炎剤付着率は，それぞれ，$NH_4H_2PO_4$が約５wt%，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔７〕$+H_3BO_3$〔３〕が約10wt%，NH_4Brが約７wt%となることが分かる。しかし，JIS L1091　A-1法

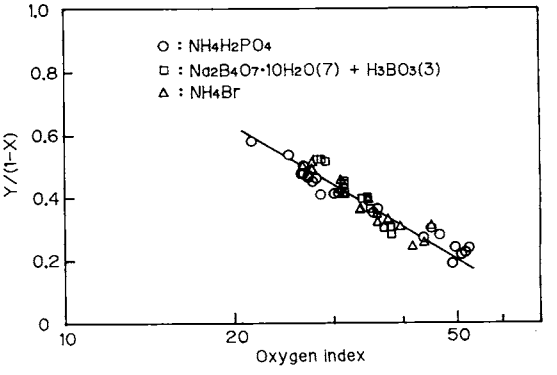


Fig. 8 Relation between the weight ratio of flammable gases to substrate and oxygen index of filter papers treated with flame retardants.

の燃焼性試験結果の炭化面積と防炎剤付着率の関係である **Fig. 9** を見ると，区分 3 に相当する防炎性能を与えるには，3 種の防炎剤ともに炭化面積30㎠以下に相当する防炎剤付着量を約 5 wt%以上付着させればよいという結果が得られ，前述と矛盾するが後者の方法から得られた防炎剤付着率は，誤差範囲以内で前者の方法から得られた防炎剤付着率とほぼ一致していると見ることもできる。しかし，もし差があるとすれば次のように解釈できる。すなわち，ここで用いた手法により測定できる防炎効果は，固相制御により可燃性ガスを減少させる作用のもののみであり，例えば，加熱された時にガラス状の皮膜を作って，熱遮断や可燃性ガスの発生を防ぐ作用の物や気相中で燃焼抑制する作用の物は，測定できないと考えられるからである。

以上のことから，JIS L1091　A-1法の燃焼試験結果による濾紙に対する $NH_4H_2PO_4$ の防炎効果は，固相制御による可燃焼ガスの発生を減少させる作用が主であるが，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕やNH_4Brの防炎効果は，可燃性ガスの発生を減少させる作用の他に別の作用も働いている可能性を示唆した。

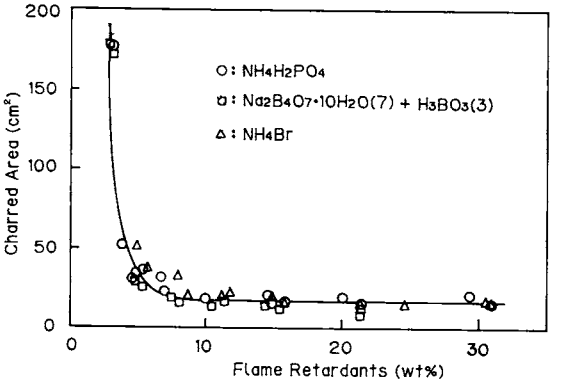


Fig. 9 Charred area of filter papers treated with flame retardants obtained by JIS L 1091 A-1 flammability test method.

5．結　論

濾紙に 3 種の代表的無機防炎剤で処理して試料を作製し，その防炎効果を K. Yeh 等の手法による燃焼熱の測定から調べた。その結果，次の結論を得た。

(1) 防炎効果を可燃性ガス生成率で見た場合，ここで作製した 3 種の無機防炎剤に対しては，最も防炎効果が大きいのが $NH_4H_2PO_4$，次いで NH_4Br，$Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕の順となる。

(2) $NH_4H_2PO_4$ の防炎効果は，固相制御による可燃性ガスの発生を減少させる作用が主であゆ。

(3) $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$〔7〕$+H_3BO_3$〔3〕とNH_4Brの防炎効果は，可燃性ガスの発生を減少させる作用の他に別の防炎作用が働いている可能性がある。

参考文献

1）K.Yeh, R.H.BarKer：Textile Res. J., **41**, p. 932 (1971)

2）沖野孝之：島津評論，昭和53年 9 月，p.**97**(1978)

3）K.Yeh, M.J.Drews and R.H.Barker：J.Fire Retardant Chem, **6**, p.92(1979)

4）K.Yeh, M.J.Drews and R.H.Barker：J.Fire Retardant Chem, **7**, p.99(1980)

Measurement of Flame Retardant Efficiency on Filter Paper by Calorimetric Method

(Abstract)
Eiji Yanai

(Received May 28, 1987)

Heats of combustion have been measured by oxygen bomb calorimeter for a series of filter papers treated with three typical inorganic flame retardants, $NH_4H_2PO_4$, $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O(7)$ $+H_3BO_3(3)$ and NH_4Br. When filter papers treated with these flame retardants were burned in the open atmosphere, the amount of heat evolved has been determined indirectly using calculations based on Hess' law summation. The weight ratios of flammable gases to substrate were estimated from the heat evolution and these ratios were found to correlate with the efficiency of the flame retardants for filter paper.

From these results, it was found that the effect of flame retardants decreased in order of $NH_4H_2PO_4$, $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O(7)+H_3BO3(3)$ and NH_4Br. In addition it was found that the flame retardat action of $NH_4H_2PO_4$ for filter paper was mainly to decrease flammable gases. But the experimental results suggested that other flame retardant actions might work for $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O(7)+H_3BO_3(3)$ and NH_4Br.

室内火災条件における市販建材からの有毒ガスの発生特性

守川　時生・箭内　英治・松本　隆治*

（昭和62年 5 月26日受理）

市販の種々の建材を半実大室モデル内により現実的使用状態に近い箱型（1側面の開いたもの）に組み，ブロワーから空気を定常的に供給しながら，多くの場合，メタノールを助燃剤として混焼させ，火災雰囲気における有毒ガスの発生特性を調べた。主たる有毒ガスは，木質系からはCOとアクロレイン，また，ウレタンフォーム系からはHCNとCOであった。クリブの形の燃焼の場合の結果と比較すると，これら有毒ガスの発生は濃度的に高く，全毒性指数，$\Sigma(C_i/C_{fi})$も大きいことが分かった。

1. はじめに

建材等有機材料の少量試料を実験室的に電気炉等小規模燃焼装置を用いて燃焼させることによって，それから火災時に発生するガスの毒性を，推定することができれば，コスト及び手間が軽減できる。しかし，実際的火災条件における燃焼と小規模燃焼の関係は必ずしも明らかになっておらず，本研究では半実大規模室における火災条件での有毒ガス発生について解明しようとするものである。

各種有機素材をクリブの形または平面的形状で半実大室内の火災雰囲気において燃焼させた場合の有毒ガスの発生特性については既報[1]で述べた。

可燃物は形状により燃焼性状が異なるのでクリブの形または平面形状の場合は必ずしも現実的とはいえない。今回は，同じ半実大室内で建材等の市販材料をより現実的に近い状態として立体的な箱型に組み立て，火災雰囲気において燃焼させ，有毒ガスの発生特性を調べ，またクリブ形の燃焼の場合の発生特性との比較をも行った。そこで，それらの結果について報告する。

なお，この実験は燃焼生成物であるCO及びCO_2の濃度を尺度として，可燃物の燃焼に伴う有毒ガスの発生特性を調べたので，燃料としての材料は重量及び厚さを特定する必要がなく，市販の材料を用いて実験解析することが可能であった。

2. 実験方法

燃焼実験には，**Fig. 1** に示すように，容積 8 m³（2 m × 2 m × 2 m）の鋼鉄製チャンバーをホテル，家屋等の室の半実大室として用いた。チャンバーは25mm厚のセラミックウールブランケットの内張りが施されており，ブロワーによる空気供給装置，排気口，燃焼試

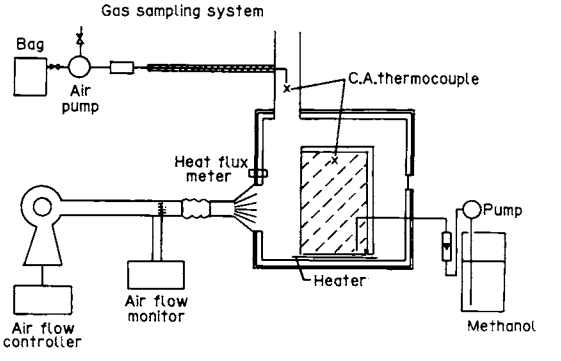


Fig. 1　Experimental set-up.

* 鐘淵化学工業株式会社

料搬入出用扉を備えたものである。

燃料に供した試料とその重量は板材で合板(Plywood) 11kg，難燃合板(FR Plywood) 46kg，硬質ウレタンフォーム(Rigid PUF) 9 kg，軟質ウレタンフォーム(Flexible PUF) 5 kg，イソシアヌレートフォーム(Isocyanurate foam) 9 kg，及びフェノールフォーム (Phenol foam) 13kgである。合板は厚さ 4 ～ 9 ㎜のものを用い，他は厚さ50㎜のものを用いた。板材は160cm (高) × 90 cm(幅)のものを用いた。板材は160cm(高)× 90cm (幅)のもの 3 枚と90cm×90cmのもの 1 枚により，側面三方と天井からなる箱型に組んだ。なお，側面は，空気が流入するようブロワー側にした。各板は，チャンバーの天井部から吊した針金で支持し，また，各隣接板間の固定も針金によって行った。箱型試料の底部には90 cm×90cm×10cm(高)の鉄皿を置き，メタノールを外部からポンプで200～360 g/minの一定速度で注入し燃焼させた。ただし，試料の燃焼がメタノールなしでも十分進行するときには，メタノールの供給を停止する場合もあった。

空気供給速度はダクト内空気平均速度測定用の複合ピトー管でモニターしながら調節し，約1.5～3.0 m³/minの範囲で 3 ～ 4 通りを用いた。

温度は箱型試料の天井直下と排気ダクトの付け根から50cm上方で，C. A. 熱電対(ステンレスシース 1 ㎜ ϕ)で測定した。また，熱放射はブロワーの上部床上 110 cmの壁面で水冷型熱流計により測定した。

発生ガスの採取は排気ダクト内の温度測定点と同じ位置から10㎜ ϕ ステンレスパイプを通して空気ポンプで吸引し，グラスウールフィルターを経てテフロンバッグに導入して行った。この操作は適宜の時間々隔で行った。なお，ステンレスパイプ及びグラスウールフィルターはリボンヒーターにより保温加熱した。テフロンバッグのガスは採取直後に 200 mℓ 注射筒に小分けして分析に供した。ガス分析はガスクロマトグラフ，イオンクロマトグラフ及び分光々度計を用いて行った。

CO，CO_2，O_2，N_2，メタン及びアクロレインはガスクロマトグラフにより，HCl，NO_x 及び SO_2 はイオンクロマトグラフによって分析した。また，HCNの分析はピリジン－ピラゾロン法[2]，ホルムアルデヒドはクロモトロプ酸法[3]またフェノールは 4 －アミノアンチピリン法[3]により分光々度計を用いた比色法によって行った。

3. 実験結果と考察

3.1 燃焼性状

排気温度と O_2 濃度の関係を **Fig. 2** に示す。この関係は直線的になるという報告[4]があるが，今回の実験では，温度400～700℃，O_2 濃度 1 ～ 5 %にプロットの分布が偏った。これは不完全燃焼の度合が強かったためと思われる。しかし，フェノールフォームの場合，温度と O_2 濃度の関係が直線的になっているが，フェノールフォームの燃焼速度が小さかったためと思われる。すなわち，メタノールのみに近い燃焼の場合には燃料／空気の関係で完全燃焼に近くなり，温度は O_2 濃度に依存する。

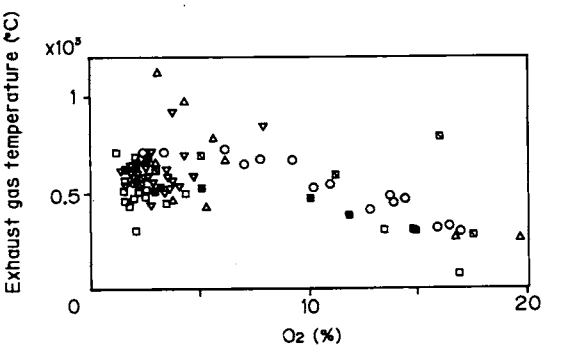


Fig. 2 Exhaust gas temperature vs. O_2 concentration.
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

CO_2/CO と O_2 濃度の関係を **Fig. 3** に示す。これによって燃焼の性状を知ることができると言われている[5]。CO_2/CO 70以下，O_2 濃度20%以下の範囲に分布したが，CO_2/CO 10以下，O_2 濃度 5 %以下の分布密度が最も高い。火盛り期では，CO_2/CO 比10%以下，O_2 1 ～ 5 %のときは低換気の燃焼といわれ，不完全燃焼の度合が高いことになる。

熱放射と排気温度の関係を **Fig. 4** に示す。熱放射は火炎の形状，距離によって異なるが，今回の実験では箱型燃焼試料の開放側の縁から約60cm離れた壁面で 0 ～ 6 W/cm² の範囲に分布し，その中で，2 ～ 4 W/cm² の範囲のものが多かった。熱放射の測定は，小規模燃焼装置の場合の燃焼試料に与えるべき熱放射の条件設定に資することが測定の一つの目的であり，上の値は不完全燃焼の場合のものと言える。また，熱放射は一般

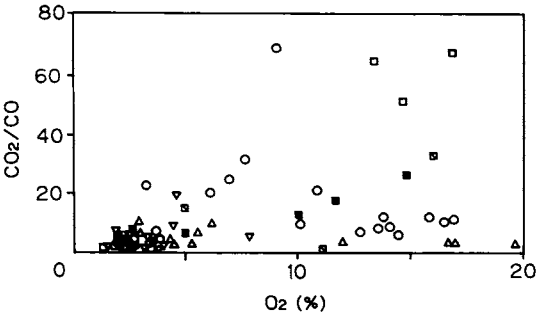


Fig. 3 CO_2/CO ratio vs. O_2 concentration
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

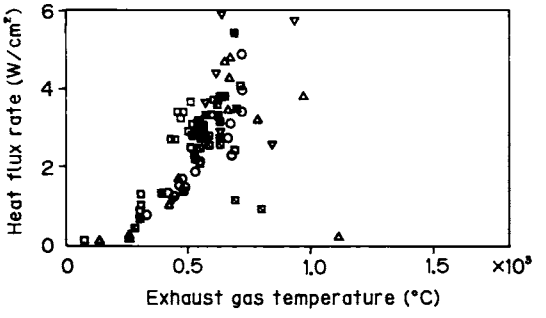


Fig. 4 Heat flux rate on the wall vs. exhaust gas temperature
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

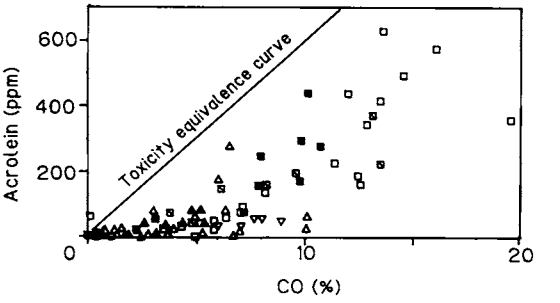


Fig. 5 Acrolein concentration (ppm) vs. CO concentration (%)
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

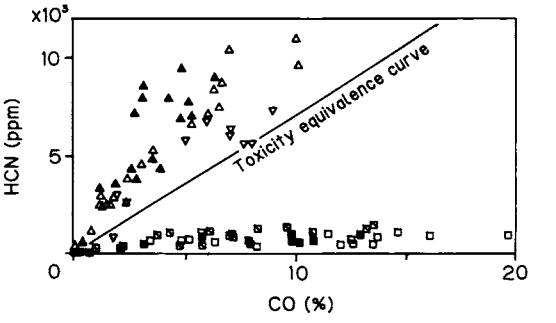


Fig. 6 HCN concentration (ppm) vs. CO concentration (%)
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

に排気温度の上昇と共に上昇している。なお，排気温度は箱型燃焼試料の天井直下の温度に比較して，最大で約200℃低かった。

3.2 有毒ガスの発生

有毒ガスの中で発生の顕著なものはCO，HCN及びアクロレインであった。全実験結果についてアクロレインとCOの濃度の関係を**Fig. 5**に，また，HCNとCOの濃度の関係を**Fig. 6**に示す。**Fig. 5**において，アクロレイン濃度はCO濃度の上昇に伴って上昇する傾向がみられ，合板系で高く，他は低い。メタノールと混焼させた場合の合板ではアクロレイン濃度の最高は約600ppmであった。プロットが，CO濃度が非常に小さい場合を除いてはCOとの毒性の等価曲線を上回るものは見られなかった。すなわち，アクロレイン濃度がCO濃度を毒性的に上回ることはなかった。**Fig. 6**においては，HCN濃度はイソシアヌレートフォーム，軟質及び硬質ウレタンフォームなどN含有率の高いものにおいて高く，これらは，多くの場合，COとの毒性等価曲線を上回り，COよりも毒性的に濃度が高かった。

ここで，毒性等価曲線を引くに当たり，5～10分間ばく露の致死濃度としてCO 5000ppm，アクロレイン30ppm，HCN 350ppmを用いた。

既報[1,5,6]では，各有毒成分の試料単位質量当りの発生量を求めてきたが，今回の実験では，それを求める代わりに気相中の炭素化合物中の炭素単位質量当りの各有毒成分の発生量を調べた。そのため，燃焼試料の重量変化の測定は行わなかった。それはチャンバーと試料の総重量を測定する場合には，試料の重量が小さ

く，その重量変化が温度によるチャンバー内空気重量変化によってマスクされる恐れがあり，また，試料のみを測定する場合には，測定が空気の振動の影響を受ける恐れがあるためである。**Fig. 7** に気相中の CO，CO_2，メタンの炭素含有量に基づく炭素発生速度に対する空気供給速度の比と気相中の炭素化合物中の炭素単位質量当りのアクロレインの発生量の関係を示す。なお，気相中の炭素としては CO，CO_2，メタン以外の物は定量しなかったため省略したが，量的にあまり多くないものと思われる。空気供給速度／炭素発生速度が小さい程，アクロレインの単位炭素当りからの発生量が大きくなっている。図示を省略したが，CO 及び HCN の発生量もほぼ同様の傾向を示した。

フェノールフォームに関しては，フェノールとホルムアルデヒドの検出を試みたところ，前者は燃焼実験毎の最高が6.5～14ppm程度であったが，後者は検出されなかった。

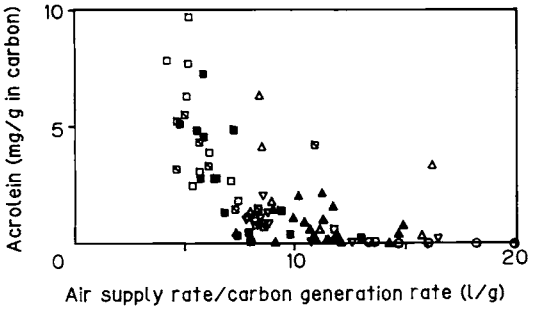


Fig. 7 Yield of acrolein (mg/g carbon) vs. Air supply rate/carbon generation rate (1/g)
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

3.3 毒性評価

各種有毒ガス成分の毒性の相互作用は解明されてない点が多いので，各成分に公平な毒性相加作用を仮定した全毒性指数[7] $\Sigma(C_i/C_{fi})$ で毒性評価を行うことにする。ここで，C_i はガス成分 i の濃度，また，C_{fi} はガス成分 i の 5 ～10分間ばく露の致死濃度である。全毒性指数の CO_2/CO との関係を **Fig. 8** に示す。全体として，既報[8]おける傾向と同じく，双曲線的な関係になっている。CO_2/CO 比は，材料の燃焼速度が大きいか，メタノールと混焼した場合に低い領域に分布し，全毒性指数は高くなった。合板を例にとると，合板のみや難

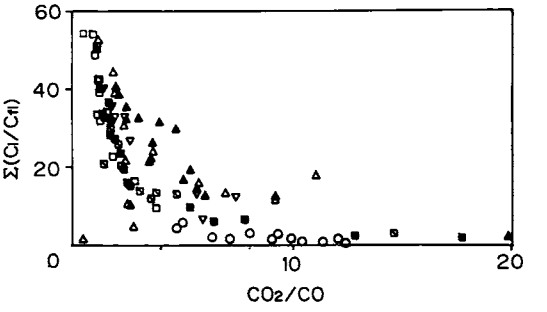


Fig. 8 Total toxicity index, $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. CO_2/CO ratio
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

燃合板＋メタノールの場合よりも，合板＋メタノールの場合に CO_2/CO 比は低い範囲までプロットが存在し，全毒性指数も高くなっている。このような結果を示したのは，材料の燃焼性が大きいか，メタノールとの混焼によって材料の熱分解が促進される場合には，酸素消費率が増大し，CO_2/CO 比が減少する一方，有毒ガスの発生が増加するため，全毒性指数が高まったものと思われる。材料別によって CO_2/CO 比や全毒性指数の取り得る範囲が定まっていることは興味深い。ウレタンフォーム系からの HCN の大量発生は **Fig. 9** に示すように，HCN の毒性指数の増加につれて，全毒性指数も増加している。その他の材料では，全毒性指数は HCN の毒性指数とは殆ど独立であり，ウレタンフォーム系の場合のような傾向はみられない。

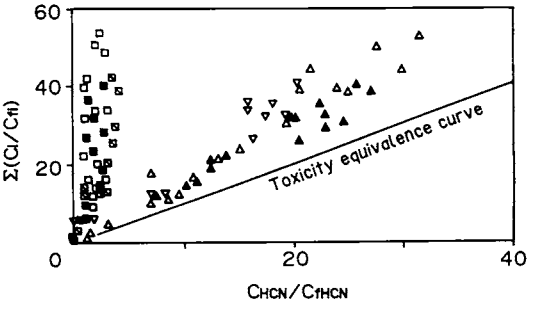


Fig. 9 Total toxicity index, $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. Toxicity index of HCN, C_{HCN}/C_{fHCN}
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

COの毒性指数C_{co}/C_{fco}とその他の有毒成分の毒性指数の和$\Sigma(C_i/C_{fi})-C_{co}/C_{fco}$の比較を**Fig. 10**に示す。イソシアヌレート，軟質及び硬質ウレタンフォームのプロットは毒性の等価曲線を上回った。これはHCNの影響によるものと思われる。

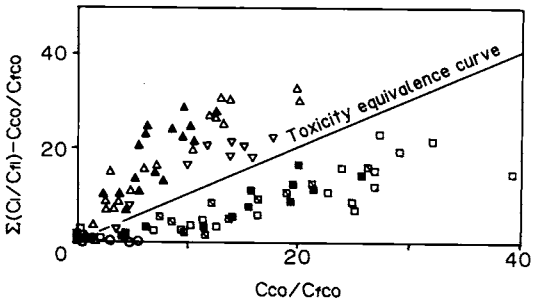


Fig. 10 Sum of toxicity indexes of gases excluding CO, $\Sigma(C_i/C_{fi})$-Cco/Crco vs. toxicity index of CO, Cco/Crco
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

全毒性指数と空気供給速度／炭素発生速度の関係を**Fig. 11**に示す。**Fig. 8**とほゞ同様な傾向を示している。これはCO_2/CO比，空気供給速度／炭素発生速度共，完全燃焼の程度に関係する因子であるためであろう。

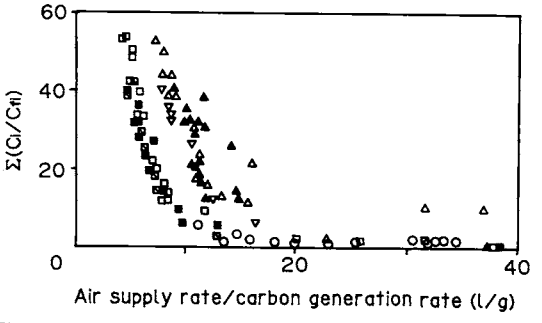


Fig. 11 Total toxicity index, $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. Air supply rate/carbon generation rate (1/g)
□ Plywood, ■ FR Plywood, □ Plywood without methanol.
△ Rigid PUF, ▲ Flexible PUF without methanol, Isocyanurate foam.
○ Phenol foam.

3.4 クリブ形状試料の燃焼の場合との比較

既報[1]における実験は，今回の実験と同じ装置で木材(Hemlok Spruce) 4 cm角×1 m，軟質及び硬質ウレタンフォーム5 cm角×1 mを，30cmφ×10cm(高)のメタノール燃焼鋼鉄皿の上方20cmに置いた90cm×90cm×10cm(高)の鋼鉄皿に空隙率72%のクリブ型に組み燃焼させた。なお，この時のメタノールの導入速度は200 g/minであった。上記3種類の燃焼をクリブの形状と箱型について種々の空気供給速度で燃焼させた場合の全毒性指数とCO_2/COの関係を**Fig. 12**に示す。この図から明らかに，今回の箱型試料燃焼の場合の方が，いずれも，全毒性指数が大きいことがわかる。

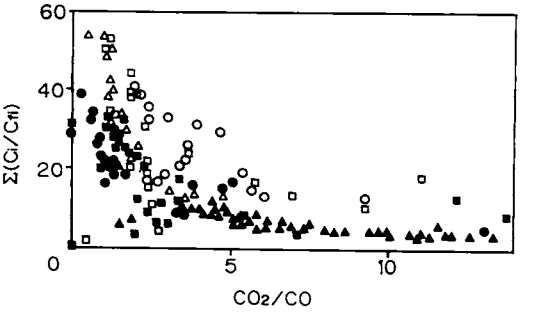


Fig. 12 Total toxicity index, $\Sigma(C_i/C_{fi})$ vs. CO_2/CO ratio in two different types, box type and crib type, of orientations of materials burning
Box type: □ Rigid PUF, ○Flexible PUF, △ Plywood
Crib type: ■ Rigid PUF, ● Flexible PUF, ▲ Wood sticks

Fig. 13にHCNとCOの濃度の関係を軟質及び硬質ウレタンフォームについて示し，**Fig. 14**にアクロレインとCOの濃度の関係を木材(または合板)について示す。**Fig. 13**において，毒性の等価曲線を上回るプロットは，箱型の場合が殆どであるのに対し，クリブ状の場合は殆どない。また，**Fig. 14**においても箱型の場合，

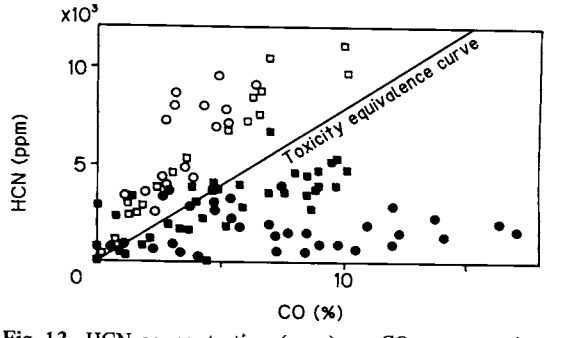


Fig. 13 HCN concentration (ppm), vs. CO concentration (%) in two different types, box type and crib type, of orientations of materials burning
Box type: □ Rigid PUF, ○ Flexible PUF
Crib type: ■ Rigid PUF, ● Flexible PUF

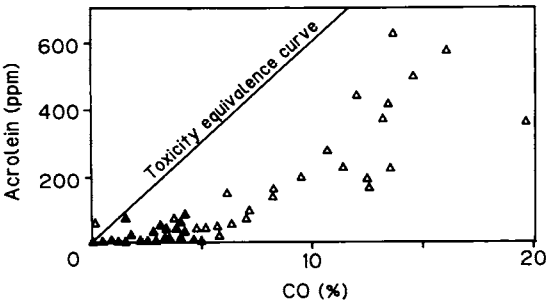


Fig. 14 Acrolein concentration (ppm) vs. CO concentration (%) in two different types, box type and crib type, of orientations of materials burning
Box type: △ Plywood
Crib type: ▲ Wood sticks

アクロレイン濃度及びCO濃度共，全般的に遥かにクリブの形の場合を上回っている。

箱型の場合には材料の燃焼により熱放射を多く受け，熱分解が盛んに起こることがその違いに対する一つの大きな理由であろう。

クリブの形状と箱型の形状の燃焼では，箱型の場合の方が実際的で，また，有毒ガスの発生が大きく，かつ，燃焼形状も実際的であるので，材料の燃焼毒性の評価には，箱型の方法による方が適しているように思われる。

結　論

半実大室モデル内で，ブロワーによる強制空気供給条件の下で，各種市販建材を立体的な箱型（ブロワー吹込み側開放）に組み，多くの場合メタノールを助燃剤として定常的に導入しながら燃焼させた。その結果，次の結論が得られた。

1）発生する主たる有毒ガスは，合板系からはCO，アクロレイン，ウレタンフォーム系からはHCN，COで，一方，フェノールフォームからはCOはじめその他の有毒ガスの発生が小さい。

2）ウレタンフォーム系の場合は，HCN濃度がCO濃度を毒性的に上回る場合が多い。

3）全毒性指数とCO_2/CO比は双曲線的な関係になり，CO_2/COの範囲は試料の燃焼性が大きいか，または，メタノールと混焼させる場合に低い領域に入り，したがって，全体としての燃焼性が大きくなる程，全毒性指数は大きくなる。

4）空気供給速度／燃焼ガスの化合物中の炭素発生速度と有毒ガスの発生や全毒性指数の関係はCO_2/CO比との関係に酷似する。

5）クリブ状の燃焼の場合に比較して，箱型の状態での燃焼の場合には，CO，HCN，アクロレインの濃度，全毒性指数とも遥かに高い。

上記結果からすると，小規模燃焼装置の場合も，材料の形状による有毒ガス発生への影響は当然みられるものと思われる。したがって，小規模の装置を用いて燃焼毒性の評価をする場合には，この研究結果との相関々係を検討する必要があろう。

終わりに，本研究は科学技術庁科学技術振興調整費による研究「米国・カナダとの協力による火災時の燃焼ガスの毒性評価と建材等の安全性向上に関する研究」の一環として行ったものであることを付記する。

引用文献

1）守川時生，箭内英治：消防研究所報告，**第60号**，p. 95（1985）
2）JIS K 0104
3）日本薬学会："衛生試験法注解"，金原出版（1973）
4）田中哮義　他：日本火災学会学術講演梗概集 p. 117（1980）
5）守川時生：消防研究所報告，**第63号**，p. 71(1987)
6）Morikawa, T. et al.：Journal of Fire Sciences, **4**, p. 299（1986）
7）Wooley, W. D.：ISO/TC 92/SC 3/WG 4/N 19
8）Torrill, J. B. et al：Science, **200**, p. 1343(1978)
9）Sumi, K. et al：Journal of Combustion Toxicology, **2**, p. 8（1975）

Characteristics of Toxic Gases Evolution from Commercial Building Materials under Fire Atmospheres in a Semi-Full Scale Room

(Abstract)

Tokio Morikawa, Eiji Yanai and Takaharu Matsumoto

(Received May 26, 1987)

Commercial building materials of board type assembled into a box shape, were each independently combusted in a semi-full scale room along with methanol, which was supplied at a constant rate, under the conditions of forced air supply by blower.

Primary toxic gases were CO and acrolein from wood-based materials, and CO and HCN from urethanes. From phenol foams, evolution of CO and other toxic gases was very small.

A comparison was made between the evolution of toxic gases from materials of a box shape and those of a crib shape. It was found that the total toxicity, $\Sigma(C_i/C_{fi})$, and concentrations of the above toxic gases were much higher in the case of the box shape.

早期津波情報自動検出システムの開発とその適用

座間　信作・吉原　浩

（昭和62年5月29日受理）

波源域が沿岸近くまで拡がっているような近地津波による被害を軽減するために，一地点で得られた地震動データを自動的に解析して，早期に津波情報を検出できるシステムを開発した。このシステムをモデル地区に適用したところ，P波検知後約2分で有効な津波情報を得ることができた。

1．はじめに

1983年日本海中部地震は，死者104名中100名が津波による犠牲者であるという近年例をみない特異な地震災害をもたらした。1983年5月26日12時00分に発生したこの地震に対し，仙台管区気象台は12時14分，東北地方日本海沿岸に津波警報を発した。一方，津波の第1波は既に青森県深浦へ12時07分に到達していた。従って，この時点で警報は間に合わなかったのであるが，更に地域によっては，津波警報の沿岸住民，観光客等への広報が遅れ，地震発生後約30分経ってから行われた所もあり，このことが津波による犠牲者を多くした原因の1つになった[1]。このことから，地震発生後早期に津波情報を沿岸住民等に伝達できる体制，システムが望まれていた。

管区気象台，気象庁本庁のいわゆる津波予報中枢における津波予報の発表に要する時間は，日本周辺で起った地震の場合，発震後約10分程度にまで短縮されつつあるが，それでもなお，津波波源域に近い海岸では，予報が発表される前か殆んど同時くらいに津波が到達することが今後もあり得るとされている。加えて津波情報伝達経路における伝達時間のロスもあり得ることを考え併せると，津波危険度の高い地域については，津波災害防止軽減対策をより強固なものにしておくことが必要であろう。

今回開発した津波情報自動検出システム（以下，システム）は，一地点で得られる地震動データをリアルタイムで自動処理し，震源，地震マグニチュード(M)を決定し，これに基づいて津波の規模，波高及び最寄りの沿岸への津波到達時間を迅速に求めるものである。従ってこのシステムが津波危険度の高い沿岸をかかえる地域（市町村レベル）に設置されれば，現在の津波予報・伝達体制では間に合わない近地津波に対しても，津波情報をいち早く沿岸住民等へ知らせることができるとともに，防災活動もより迅速かつ合理的に行うことが可能となると期待される。

このようにシステムは広く市町村に普及されることが要求されるため，安価で設置場所をあまり厳しく選ぶ必要のないこと，保守管理が容易で専門家を必要としないこともシステムの開発においては重要である。本報は，これらの要求を満足すべく試作されたシステムのハード，ソフトウェア及び本所構内における適用結果について報告するものである。

2．システムの機器構成

本システムは地震計，A/D変換器，パーソナルコンピューターから構成されている(**Fig. 1**)。

気象庁，大学等では多数地点のP，S波初動時刻を用いて震源決定を行っているのに対し，本システムでは一地点での地震観測データだけしか用いることがで

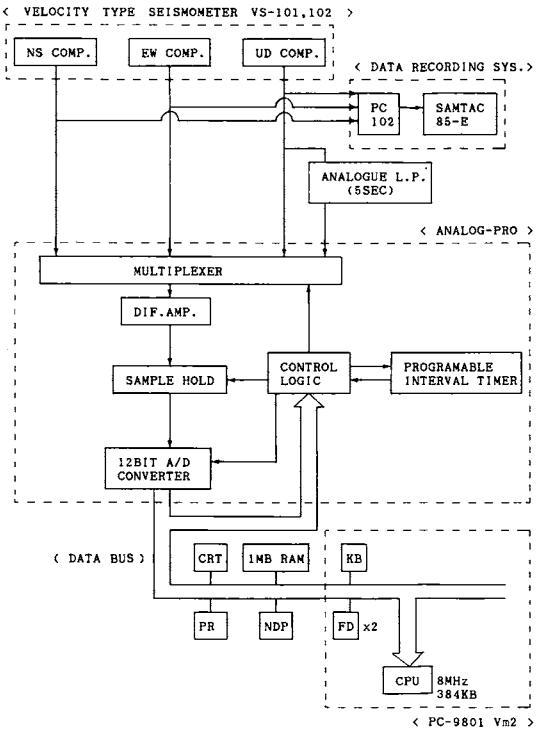


Fig. 1 Block diagram of the tsunami evaluating system.

きないので，より正確に地震動を検出できる地震計が要求される。用いた地震計は，速度型強震計（東京測振）で，水平動用（SF 101）2台，上下動用(SF 102) 1台を一組とし，東西(*EW*)，南北(*NS*)，上下(*UD*)の互いに直交する方向の地震動を検出する。この地震計の周波数特性は，0.025～20Hzの範囲で平坦であるため，極めて広い周波数帯域で地震動を正確に検出することができる。また，地震動の測定可能範囲は，チャンネル切り換えにより，0.01～100kine(cm/sec) であり，我々が対象とする近地大地震でも地震動を飽和することなく検出することができる。但し，現段階では，より多くの地震を検知して，システムの改良を重ねる意図から，最も電圧感度の高い5 v/kineの出力を用いている。地震計からのアナログ出力（電圧）は2つに分岐され，1つは後日の解析用にディジタルレコーダーに収録され，他は本システムのパーソナルコンピューターのスロットに附置された高速A/D 変換器（カノープス電子，ADX-98E）に送られディジタル化されて，コンピューターに高速転送される。

このうち上下動地震計からの出力は更に2つに分けられ，1つは後述の理由によりカットオフ周波数0.2Hzのハイカットフィルターへと送られている。津波情報検出には即時性が要求されるため，本システムではA/D変換をしながら各種演算を行うようにしている。用いたA/D変換器は，最大5 μs/ チャンネルという高速でA/D変換，データ転送を行うことができるため，CPUの演算処理時間を十分とれる。また，高速アナログマルチプレクサ内蔵により，最大8チャンネルまでの同時入力に対してA/D変換をすることができ，プログラムによって指定した番号のチャンネルを指定したクロックの周期で自動的に切り換えながら，A/D変換，転送を行うことができる機能を有しているため，チャンネル間の位相差が極めて小さい。A/D変換の分解能は12ビット，入力電圧範囲は－5 V～5 V，サンプリング周波数は100Hzである。A/D変換器の制御，ならびに送られてきたデータに対し演算処理を施すパーソナルコンピューターとして，比較的安価な割に高速であるNEC PC-9801VM2を採用し，これに数値演算プロセッサーを搭載し，より高速性をもたせた。また，地図データ，水深データ，及び演算結果，波形データの格納のために1MバイトのRAMディスクを付加している。

3．津波情報自動検出プログラムとその適用結果

プログラミングにあたっての基本的な考え方は，地震動3成分記録の波形を使って震源を決定し，震源距離と最大振幅から*M*を求め，震源地が海域にあれば津波マグニチュードと*M*との回帰式を用いて，波高を求め更に最寄りの沿岸への到達時刻を推定するという一連の流れを迅速に行おうとするものである。

プログラミングにはC言語を採用した。これはC言語がA/D変換器の制御，入力データのビット操作などきめの細かいプログラミングに適していること，パーソナルコンピューターで通常使用されているBASICに比較して数倍の高速演算能力を有していること，及び高速性では機械語に劣るもののプログラムの改良の面ではるかに柔軟性，保守性，安定性に優れている等の理由による。

プログラムは，a)地図データ，水深データの作成，及びパラメータの設定という前処理の他に，b)A/D変換器からのデータのとり込み，フィルタリング，c)P，S波検知，d)震源，地震規模の決定，e)津波情報の検出に大別される(**Fig. 2**)。以下この順に従って，詳しく考え方を述べることにする。尚一連の流れの基本的

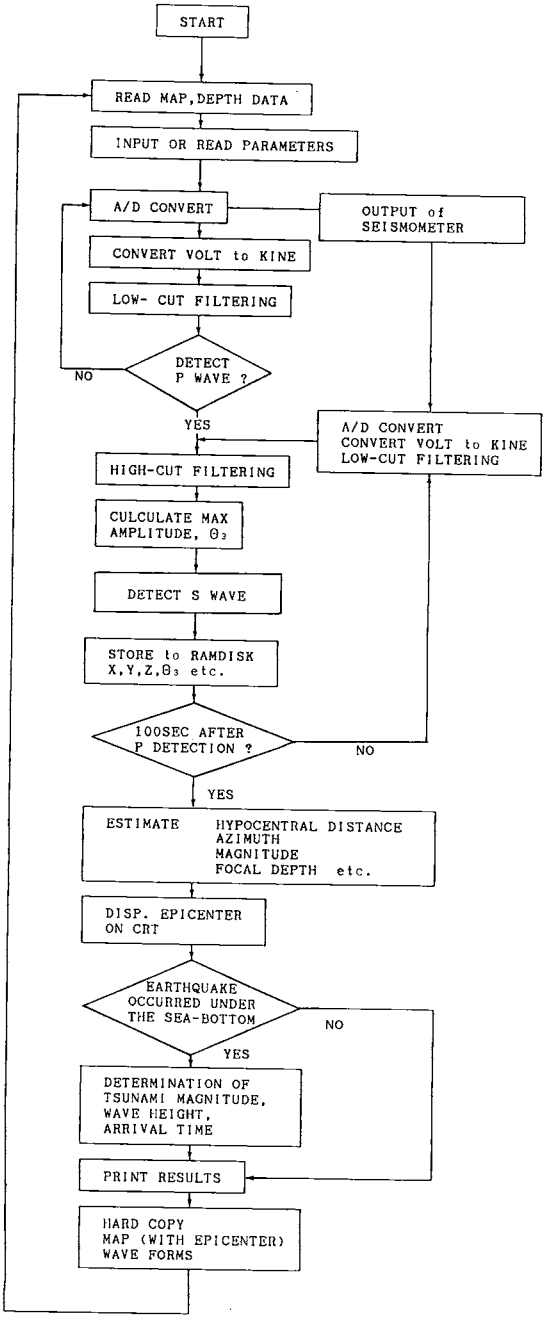


Fig. 2 Flow chart of the program used in the present system.

考え方については文献2)を参照されたい。

3.1　海岸線及び水深データの作成，パラメータの設定

本システムには，震源決定後，震源地が海域にあるか否かを判断し，最寄りの海岸までの津波到達時間を計算するために，広範囲の海岸線データ，水深データが用意されている。海岸線データは北緯30°～47°，東経127°～148°内の領域を，東経127°，北緯30°をX, Y座標の原点として，200m刻みで数値化され，ASCIIコードでファイルに格納されている。同様に水深データは，上記領域を10分毎に切ったメッシュポイント上で与えられ，ファイルに入れられている。ここで陸地の値は零としており，震源地が陸か海かの判断は，水深データが零であるか否かによってなされる。

本システムは市町村レベルで利用されることを前提としており，かつ近地地震を対象としていることから，当該市町村を中心とした任意領域の地図をCRT上へ表示できることが望ましい。高密度の地図データを用意したのはこのためである。本システムでは予めその領域を緯度，経度で指定して，地図をCRT上に描きそのグラフィックデータをファイルにおとし，システム起動時にVRAMを介してCRT上に瞬時に地図を描けるようにしてある。またこれと同時に指定領域内の水深データはRAMディスク内に保存され，後の演算に用いられる。

プログラム及び地図，水深データの入ったフロッピーディスケットをディスクドライブに入れ，パーソナルコンピューターの電源をONにすると，**Fig. 2**に示したフローに従って自動的にプログラムが走る。従って停電した場合も，復旧後自動的に再スタートする。

電源ONの後，VRAMから読んだ地図データがCRTに表示される。その後10秒以内に，P，S波トリガーレベル，マグニチュード決定のための係数など16個のパラメータの設定，あるいは変更がキー操作によってできるが，放置しておくと，前回設定パラメータをファイルから自動的に読み込み，次のステップである地震波検知のルーチンへと進む。

3.2　地震動データのとり込み，フィルタリング等

A/D変換器からは地震動のEW成分(x)，NS成分(y)，UD成分(z)，及び5秒のアナログハイカット・フィルターを通したUD成分がCPUにとり込まれる。そこでA/D変換値は各地震計の電圧感度を用いて，速度に変換される。しかしこのままでは，**Fig. 3 a**のNS成分にみられるように零線がずれている場合があり，振幅の正しい評価はできない。また本システムが設置される可能性の高い海岸付近では，この図のUD成分のP波到達前に見られるようなやや長周期の脈動が波

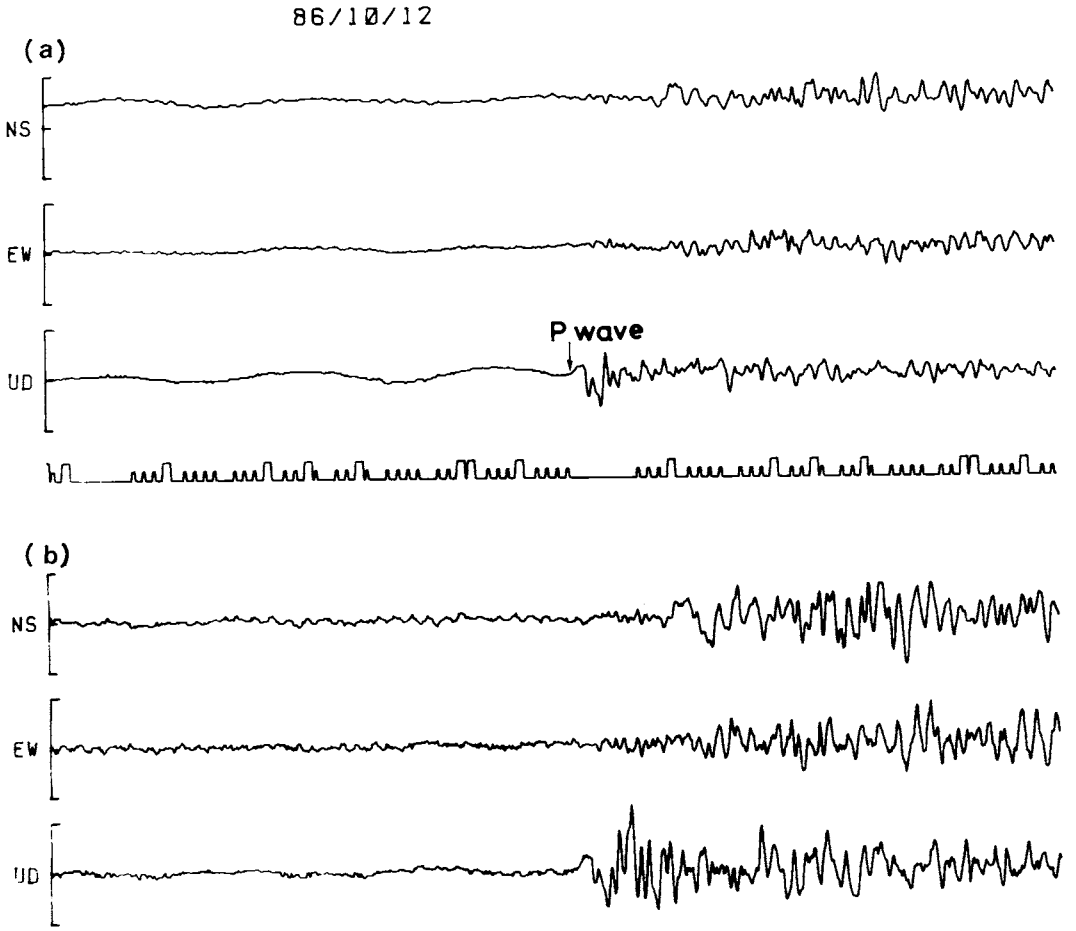


Fig. 3 An example of seismogram.
a) Unprocessed data.
b) Low-cut filtered data.

浪により時に顕著に現われS/N 比を小さくする。このようなノイズはP波検知を誤まらせるだけでなく，震央方位の推定をも困難にする原因となる。そこで長周期成分（DC成分も）を除去する処理，即ちローカットフィルタリングを施す必要がある。しかし，演算速度の遅いパーソナルコンピューターでは複雑なアルゴリズムは使えない。そこで本システムでは，入力データに対し数値微分を行うことによってこれに対処している。すなわち入力データを$u(t)$，そのフーリエ変換を$U(\omega)$，jを虚数単位とすると，

$$u(t)=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}U(\omega)e^{j\omega t}d\omega \tag{1}$$

$$\frac{du(t)}{dt}=\frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty}j\omega U(\omega)e^{j\omega t}d\omega \tag{2}$$

と表せる。従って時間領域の微分演算は周波数領域では$U(\omega)$と角周波数ωとの積で表せるから，長周期側，すなわちωが小さい時，微分値は入力データに比べ振幅が小さくなって，ローカットフィルターの特性をもつことがわかる。ここでは簡単のため入力データの2階微分を差分式で次のように表したものを用いている。

$$U(t,t_0)=\{u(t)-2u(t-t_0)+u(t-2t_0)\}/t_0^2 \tag{3}$$

ただしt_0はカットオフ周波数に関連する量である。**Fig. 3b** は **Fig. 3a** に示した波形に対してこのフィルターを適用した結果で，**Fig. 3a** の*NS*成分にみられた零線のずれ，*UD*成分のP波到達前にみられた長周期の振動はかなり除去されている．

(3)式で表されるフィルターの振幅特性$|H(\omega,t_0)|$を，

入力 $u(t)=e^{j\omega t}$，出力 $U(t,t_0)=H(\omega,t_0)e^{j\omega t}$ として求めると次式のようになる。

$$|H(\omega,t_0)|=\left(2\sin\frac{\omega t_0}{2}\Big/t_0\right)^2 \qquad (4)$$

これより，$\omega\to 0$ で $|H(\omega,t_0)|\to 0$ となることが示される。

Fig. 4 は横軸に f/f_0 なる無次元量をとって(f: 周波数，$f_0=1/t_0$)，この数値フィルターの特性を示したものである。このフィルターの欠点は高周波数帯域で利得が変動することである。しかし地震波は非定常でかつスペクトルの帯域幅が広いため，この欠点は地震波の検知や方位推定の障害にはならないと考えられる。むしろ $f/f_0=n$ (自然数)のとき，利得が零になるこのフィルターの特性を積極的に利用して，予め観測予定地における常時微動測定からノイズの卓越周期を求めておき，それを t_0 とすることによってS/N比を向上させることができると期待される。

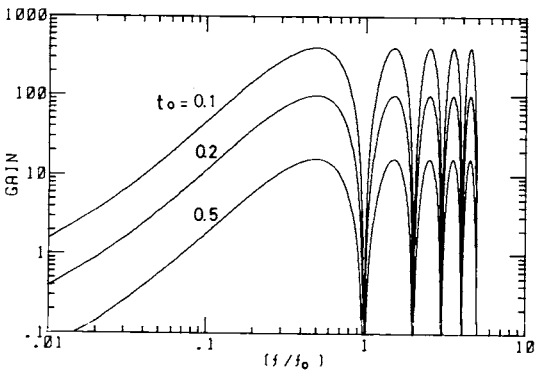


Fig. 4 Frequency response function for the second ordered low-cut filter plotted against normalized frequency. f_0 equals to a reciprocal number of t_0 in eq. (4).

3.3　P，S波の検知

無人の地震観測におけるP波の検知はトリガー方式によるものが一般的である。P波はその振動方向と伝播方向が同一で，地表面にはほぼ垂直に入射することから，P波部分では上下動成分が卓越する。従って上下動振幅を監視し，それがあるレベル以上になった時にP波と判断すればよい。そのためには，ノイズレベル及び対象とする地震の初動振幅を予めある程度見積っておくことが必要とされる。

Fig. 5 は前記フィルタリング等の処理をした後の80秒間（サンプリング周波数100Hz）のノイズの振幅分布を x，y，z 成分毎に描いたものである。同様のことを別の期間のノイズに対して行ってもほぼ同じ分布が得られる。図中には，平均 μ，標準偏差 σ 及び最大値 *max.* が示されている。平均値をみるとどの成分でも零に近く，DCオフセットがフィルタリングによって除去

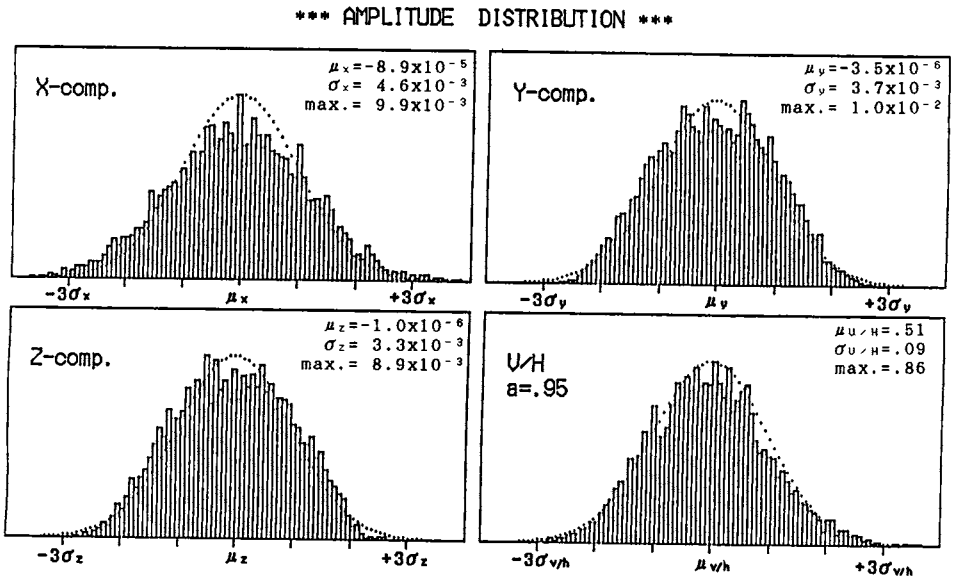


Fig. 5 Amplitude distribution of filtered noise and of V/H. Broken line indicates Gaussian distribution. μ, σ and max. indicates mean, variance and maximum for each quantity, respectively.

されていることが分かる。またこれらの振幅分布は，各々の平均μ，分散σ^2をもつ正規分布（破線）でよく表現されている。このことから，ノイズレベルとしてσ_zをとり，P波のトリガーレベルを$k\sigma_z(k>1)$とすることが考えられる。ここで例えば$k=3$とした時，ノイズの上下動振幅が$\pm 3\sigma_z$を越える確率は，正規分布を仮定すると0.27%と極めて小さくなるが，実際には常時上下動振幅と$3\sigma_z$を比較するため，サンプリング周波数100Hzで高々10秒間に93%以上の確率でトリガーがかかってしまうことになり，単に振幅を比較するだけではP波検知のための判断基準にならない。そこで本システムでは，最初にトリガーレベル($3\sigma_z \sim 0.01$)以上になった時点からM秒間にm回以上トリガーレベルを越えた時，P波とするという条件をつけた。これによって通常時のミストリガーは殆んどなくなっている。しかし例えば台風接近に伴う強風のためノイズの振幅が頻繁にトリガーレベルを越えることもある。そこで中村らの方法[3]も併せて用いることにした。それは地震計からの出力x，y，z成分のi番目のサンプル値をx_i，y_i，z_iとした時，

$$V_i = z_i^2 + aV_{i-1}$$
$$H_i = x_i^2 + y_i^2 + aH_{i-1} \qquad (5)$$
$$(V/H)_i = \sqrt{V_i/H_i}$$

で表わされる$(V/H)_i$がある閾値を越えた時，P波と判断するものである。但し，$V_0=0$，$H_0=0$とする。

(5)式で$a=0$とすれば$(V/H)_i$はある瞬間での上下動と水平動の振幅比を与えることになる。従ってP波が到達した時には上下動が卓越するから，$(V/H)_i$は大きな値をもつため，P波検知の判断指標となり得る。しかし瞬時値を監視するのでは，地震計近くでの衝撃的な振動，電気的ノイズ等でV/Hが大きくなることもある。また，ノイズレベルは小さくても，上下・水平動の位相関係によってはV/Hが瞬間的に大きな値をとり，P波と誤認してしまう恐れもある。これらのことを回避するために(5)式では$a(\neq 0)$をパラメータとして平滑化を行っている。即ち，(5)の上2式は次数1のARモデル*の形をとっていることから，両辺のz変換**を施すと，伝達関数$H(z)$は，

$$H(z) = 1/(1-az^{-1}) \qquad (6)$$

ここでzは複素数。$a=1-\varepsilon$　($\varepsilon \ll 1$)，$z=e^{j\omega\Delta t}$ (Δtはサンプリング時間間隔）とすると，$H(e^{j\omega\Delta t})$は周波数応答を与え，その振幅特性$|H(e^{j\omega\Delta t})|$は高次の微小量を略して，

$$|H(e^{j\omega\Delta t})| \fallingdotseq 1/\varepsilon\sqrt{1+(\omega\Delta t/\varepsilon)^2} \qquad (7)$$

で与えられる。従って$\omega\Delta t > \varepsilon$の時，即ち$\varepsilon = \omega_c\Delta t$として$\omega_c$をカットオフ周波数と解すれば，$\omega > \omega_c$で振幅が$\omega^{-1}$で減衰することになり，結局(5)式はハイカットフィルターの特性を有することとなり，水平動の合成値H_iによって激しく変動するV/Hの瞬時値の短周期成分を除去し，平滑化する効果をもっていることになる。本システムでは試行錯誤的に$a=0.95$としているのでカットオフ周波数は0.8Hzになる。(5)式によって上下動と水平動の平滑化された振幅比をリアルタイムで連続的に計算し，それを監視することによって，ノイズレベル全体が上っても先の上下動振幅の絶対値だけを監視している時の誤認は防げる可能性がある。

Fig. 5には平常時のノイズに対する$V/H(a=0.95)$の分布も示してある。この分布は興味深いことに，平均$\mu_{VH}(\sim 0.5)$，分散σ^2_{VH}の正規分布で近似できるようである。最大値は多くの場合0.7～0.8となり，1を越えることはなかった。これに基づき，経験も含めてP波検知の判断基準を$V/H \geq 2.0$としている。

このように上下動振幅レベルとV/Hの変化の両方をみることでP波を検知し，またミストリガーを少なくしているが，この方法によっても，遠い地震のためP波初動振幅が小さく検知せず，表面波(レーリー波)部分を誤ってP波と認識してしまうこともあり，今後更に検討を必要とする。

一方，S波の検知は，地震記録によっては熟練者でも判定の困難なこともある程で，それを複雑なアルゴリズムを用いないで精度よく行うことは極めて難しい。

ここではP波検知の場合と同様に，上下動振幅及びV/Hに着目する。S波はP波と異なり，進行方向と直交する面内で振動する。従って地表面にほぼ垂直に入射したS波は水平成分に大きな振幅をもつため，V/HはS波到来と同時に小さな値をとると考え

---

* 離散時間信号を考え，現時点の信号値u_kがそれ以前のn時点の信号値と入力v_kによって

$$u_k = -\sum_{l=1}^{n} a_l u_{k-l} + v_k$$

と線形結合で表わされるフィルターを次数nのARモデルという。

** 離散信号時系列$\{x_u\}$が与えられた時，複素パラメータzを用いて次式のように定義される$X(z)$を$\{x_n\}$のz変換という

$$X(z) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} x_n z^{-n}$$

$z = e^{j\omega}$とおけばフーリエ変換になる。

られる。そこで V/H がある閾値より小さくなった時，S波を検知したとすればよい(S_1)。S波到来時の V/H の値は平常時のノイズに対する V/H の平均的な値より小さくなると考えられるから，本システムではこの閾値として **Fig. 5** に示した V/H の平均値（～0.5）を採用している。ところがP波検知の場合も同様の問題を抱えているが，(5)式の a の値によってはP波部分で小さな値をとる場合もある。またPS変換波が出現することもあり，この判定方法だけではS波を正しく検知しない恐れがある。そこで更に経験から，P波の立上り後1～4秒の3秒間の上下動の最大振幅の3倍よりも水平動の合成値の方が大きくなる時をもってS波（S_2）と判断するようにしている。これによって V_i が偶然に微小な値をとることによって V/H が小さくなり，誤ってS波と判断することを回避できると期待される。以上2通りの方法でS波初動時刻（S_1，S_2）を推定するが，S_1 と S_2 の値が違っている場合（殆んどの場合），どちらか妥当な方を選択する(S)。ここでは試行錯誤によって S_2 がP波検知後30秒以上，又は S_2-S_1 が2秒以下の時は S_1 をSとし，それ以外は S_2 をSとするようにしている。

以上の方法で得たS－P時間を著者が目視で記録から読み取ったものとの比較を **Fig. 6** に示す。簡単なアルゴリズムを用いているにも拘らず，S－P時間が20秒程度以下，即ち震源距離約180km以内の地震に対しては，P,S波の検知はかなりうまくなされている。従ってこの程度の震源距離内にある近地地震を対象としている限り，実用上P,S波の検知に問題はないといえる。遠い地震についてはS波の立上りが不明瞭で目視による検測が困難となる場合もあり，当然このシステムによる検知能力も落ちてくるが，それでもここで扱った全地震に対する標準偏差は3.9秒程度である。

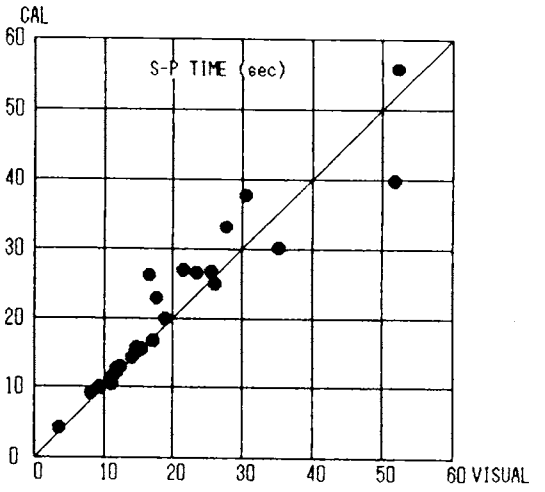


Fig. 6 Comparison between S-P time measured by our system and that by visual reading.

大学等における微小地震観測網での震源決定においては，最近極めて精度の高いP,S波初動の自動検知の研究が進み実用化に至っている。[4),5)] そこでは大型計算機によるやや複雑なアルゴリズムが用いられているが，演算速度の遅いパーソナルコンピューターで地震動データをとり込みながらリアルタイムで同様のことを行うには現段階では無理がある。しかし，今後精度を高めるために，この方法を本システムにも採用できるよう工夫していくことが必要である。

3.4　震源決定，地震規模等の推定

地震によって津波が発生するか否かは，震源地が海域にあるか否かにまずかかっている。従って本システムが沿岸地域に設置される可能性が高いことを考えると，震央方位の決定が最も重要であると考えられる。震央方位が真の値と大きく異ならなければ，震源地が海か陸かの判定は誤りなくなされるからである。

震源地が海域にある場合，津波の規模は地震マグニチュード(M)，震源深さ(h)等に依存し，M が大きく，h が小さい程大きくなることが経験的に知られている。従って次に推定すべき重要な要素は，マグニチュードと深さであろう。

以下では，まず震央方位の推定方法を述べ，次に震源距離，地震マグニチュード，深さ（震央距離）の推定法に関して述べる。

3.4.1　震央方位の推定

1観測点で得られる3成分地震記録を用いた方位角の推定は，P 波初動の水平2成分の振幅比と上下動成分の極性から原理的には可能である[6)]。しかし実際には，ノイズ，地表極く近傍の不均質構造による散乱波などの影響のため，サンプリング時点毎の振幅値の比をとる方法では，ばらつきが大きく正しい方位角を決定することは困難である。本システムでは，前述したように震央方位角が最も重要な役割りを果すことを考慮し，次の3通りの方法を試みている。

a）　地震動の水平，上下成分の乗算による方法

竹山ら[7)]は変位 x_i, y_i, z_i の積和

$$X_j=\sum_{i=1}^{j} x_i \cdot z_i \quad j=1, N \tag{8}$$

$$Y_j=\sum_{i=1}^{j} y_i\cdot z_i \quad j=1,N \tag{9}$$

をとり(N：データ数)，X_j，Y_jを直交成分とするベクトルの偏角を北から時計回りの角度で表わし，それを方位角 θ_j としている。

$$\theta_j=\tan^{-1}(X_j/Y_j)+\alpha \tag{10}$$

ここに，
$$\alpha=\begin{cases}0 & (X_j\geq 0,\ Y_j>0)\\ \pi & (X_j<0,\ Y_j>0)\\ 2\pi & (Y_j<0)\end{cases}$$

但し$|Y_j|<\varepsilon(\ll 1)$の時，$Y_j=\varepsilon$。

彼らはこの方法を固有周期30秒の長周期地震計で記録されたS/N比のよい変位波形に対して適用し良好な結果を得ている。

ところで(8)，(9)式は，

$$X_j=x_j\cdot z_j+a\,X_{j-1} \quad j=1,N \tag{11}$$

$$Y_j=y_j\cdot z_j+a\,Y_{j-1} \quad j=1,N \tag{12}$$

と表わした時，$a=1$の場合である。中村ら[8]は速度記録に対し，$a<1$として同様のことを行っている。

(11)，(12)式は(5)式と同じ形をとっているので一種のハイカットフィルターを施していることになるため，短周期変動が除去され比較的安定な解が得られることになる。この方法は波形データを蓄える必要がないのでリアルタイム処理に適している。この方法を差分によって長周期成分を除去したP波検知後のデータに対して適用した($a=1$)ところ，S/N比の小さい場合に短周期ノイズに影響され，誤った方位角を与えた。そこで本システムでは，方位角の推定に用いる地震動データに上式と同様の演算を施し，短周期成分を除去したものを用いた。ここでaの値は試行錯誤により0.95としている。これによって短周期ノイズが除去され，比較的良好な解が得られるようになった。

b)　座標変換による方法

P波初動部分の振動を震央方向(Radial)とそれに直交する方向(Transvers)の座標系(R, T)でみれば，T軸へ投影されたP波の動きは最小となる筈である。そこで震央方位推定の方法その2として，水平動成分の地震記録($x(t)$, $y(t)$)を座標変換(回転)することを考える。

3成分地震記録$x(t)$, $y(t)$, $z(t)$を，水平面内でθ(北から時計回り)だけ回転させた座標系(v_R, v_T, v_Z)に変換すると，

$$\begin{pmatrix}v_R\\ v_T\\ v_Z\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}+\sin\theta & +\cos\theta & 0\\ +\cos\theta & -\sin\theta & 0\\ 0 & 0 & 1\end{pmatrix}\begin{pmatrix}x\\ y\\ z\end{pmatrix},$$
$$(0\leq\theta<360^\circ) \tag{13}$$

一般にP波の振動方向の単位ベクトル$\mathbf{e}_L$は入射角をψとして観測システム系で，

$$\mathbf{e}_L=(+\sin\psi\sin\theta,\ +\sin\psi\cos\theta,\ -\cos\psi) \tag{14}$$

と表せる。従って入射角ψ_0，方位角θ_0の場合，x, y, zは，

$$\begin{pmatrix}x\\ y\\ z\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}+\sin\psi_0\ \sin\theta_0\\ +\sin\psi_0\ \cos\theta_0\\ -\cos\psi_0\end{pmatrix}u_L(t) \tag{15}$$

ここで$u_L(t)$は$\mathbf{e}_L$方向の振幅の時間変化である。

式(15)を(13)に代入すると，

$$\begin{pmatrix}v_R\\ v_T\\ v_Z\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}\sin\psi_0\ \cos(\theta_0-\theta)\\ \sin\psi_0\ \sin(\theta_0-\theta)\\ -\cos\psi_0\end{pmatrix}u_L(t) \tag{16}$$

ここで積v_Tv_Zをとると，

$$v_Tv_Z=u_L(t)^2\sin(\theta-\theta_0)\sin\psi_0\cos\psi_0 \tag{17}$$

となり$0\leq\psi_0\leq 90^\circ$から$\psi_0=0$，90°以外では，$\theta=\theta_0$即ちθが震央方位と一致した時零になる。実際にはノイズの影響でP波はベクトル$\mathbf{e}_L$の近傍で振動するため，ある時刻のv_Tv_Zを零にするθを求めると，真の震央と異なることが起る。そこでP波初動部分のある区間内でv_Tv_Zを積分し，その値が最小となるθをもって震央方位とした。この時，

$$v_Rv_Z=u_L(t)^2\cos(\theta-\theta_0)\sin\psi_0\cos\psi_0 \tag{18}$$

から，v_Rv_Zは最大となる。

本システムでは積分区間としてP波検知後V/Hが最大となる点から2秒間をとっている。なおθは最初に0°から10°間隔で変化させ，次にv_Tv_Zが最小となるθの-5°から$+5^\circ$までを1°刻みで変えることによって演算時間を短縮させている。

c)　主成分分析による方法

P波初動部分の3次元粒子軌道は，ほぼ震源と観測点を結ぶ方向に長軸をもつ回転楕円体内にあると考えられる。よって問題はこの長軸の方向を決定することに帰着する。この解は統計でよく用いられる主成分分析における第1主成分の固有ベクトルで与えられる。即ちサンプル値(x_i, y_i, z_i：$i=1,N$)の分散共分散行列の固有値問題を解き，その最大固有値に対応する固有ベクトル(ℓ_x, ℓ_y, ℓ_z)を求め，$\tan^{-1}(\ell_x/\ell_y)$から方位角を求めればよい。この方法の利点は求めた方位

角の確度を評価できることである。これは主成分分析における寄与率（固有値を分散共分散行列の trace で除したもの）で与えられる。

実際にP波初動部分にこの方法を適用する場合，ある区間をとって，その中心を移動させながら逐次固有ベクトルを求め，連続的に方位を算出しその平均値をもって震央方位とするのが最も適切な処理法と考えられるが，演算速度の遅いパーソナルコンピューターでは固有値を求めるのに時間がかかり，既時性を要求される本システムに適さない。ここでは他の2方法と同様，解析区間として V/H が最大となった後の2秒間をとっている。

この方法によって求めた震央方位を気象庁による値[9]（JMA値）と比較した（**Fig. 7**）。これをみると，数ケの地震を除いてほぼ両者は一致している（±19°）ことがわかる。誤差の大きい地震の大部分は，JMA値とほぼ180°ずれている。このことは，上下動振幅が微小なために，若干の長周期振動の影響を受けて，上下動の極性を誤って判断していることを示す。これは結局 S/N 比が小さいことによっている，このシステムが対象としている近地大地震の場合には，この種の誤りはないと思われるが，今後ともフィルタリングの改善等によって S/N 比を向上させることが重要である。

本システムでは，以上示した3通りの方法を用いて震央方位を推定しているが，現段階ではこの方法が最も安定してJMA値に近い解を与えるようである。

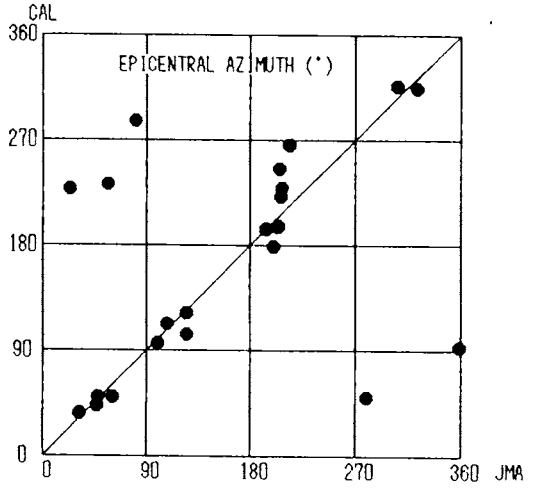


Fig. 7 Comparison between the epicentral azimuth (deg.) obtained by the present system and that by JMA.

3.4.2 震源距離(R)

半無限媒質においてS－P時間が与えられると，震源距離は正確に求まる。しかし実際の地下構造は多層で境界面も曲がっているため，厳密にはS－P時間からは解は得られないが，気象庁が求めた震源要素[9]から得られる震源距離とS－P時間との関係をみてみると（**Fig. 8**），多少のばらつきがあるものの，いわゆる大森公式が成立する。消防研究所における比例定数は約9となる。**Fig. 9** はこの関係を用い，本システムによって推定された震源距離をJMA値と比較したものである。ここで横軸はJMA値，縦軸は本システムによる推定値であり，両者は良く一致している。**Fig. 8** からわかるように R とS－P時間の関係はかなり良いので，

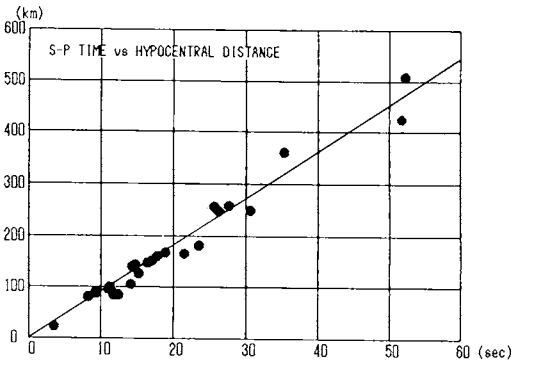


Fig. 8 Relation between hypocentral distance and S-P time at Fire Research Institute.
The regression line of hypocentral distance on S-P time is drawn.

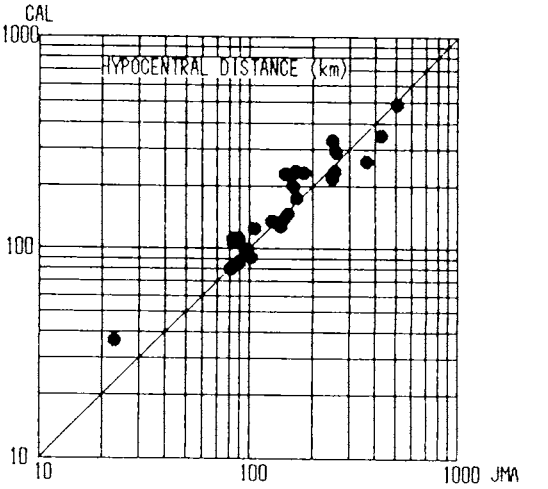


Fig. 9 Comparison between the hypocentral distance evaluated by the present system and that by JMA.

結局震源距離の決定精度はP，S波初動の読み取り精度に依存することになる。

3.4.3 地震マグニチュード(M)

気象庁におけるMの定義は，1倍変位強震計，59型地震計の最大振幅A(μ単位，水平動2成分の合成値)を用いて，深さ60km以浅の地震について

$$M=\log A+1.73\log \Delta-0.83 \quad (19)$$

で与えられる。ここで，Δは震央距離(km)である。

本システムではΔの代りにS－P時間から直接的に求まりかつ精度のよい震源距離を用いる。昭和61年9月以来本システムで得られた水平動の最大振幅とRとを用いて，気象庁発表によるMとを結ぶ回帰式を求めた。その結果，フィルタリングを施した水平2成分の最大振幅値の大きい方をAとした場合が，水平2成分の合成値を用いる場合より相関係数が大きく(0.96)

$$M=0.87\log A+2.87\log R-0.75 \quad (20)$$

が得られた。

この関係式を用いた結果をJMA値と比較したものが**Fig. 10**である。Mは(19)又は(20)式の形からわかるように，ΔまたはRの対数と結ばれているので，Δ，Rに多少の誤差があっても(Aには誤差はない)，その影響は小さい。そのためMの本システムによる決定の精度はかなりよい。気象官署では(19)式によってそれぞれMを決定できるが，場合によってはMが1異なることもあり，最終的には全国の気象官署で得られたMの平均値を真として発表している。このようにMは観測点，地震によって大きく異なる値をとることもあるので，それを考慮すると本システムによるMの決定精度はかなり高いといってもよいと思われる。

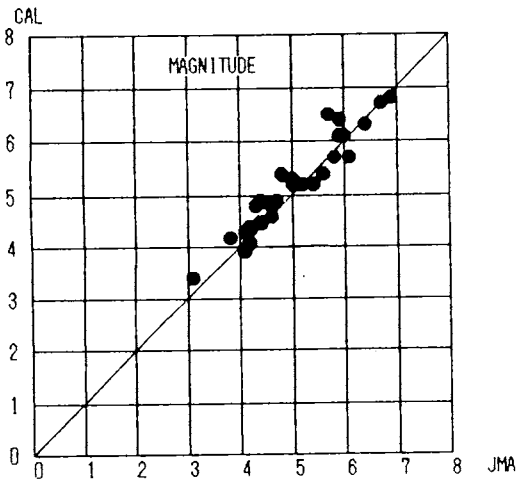


Fig. 10 Comparison between the earthquake magnitude estimated by the present system and that by JMA.

3.4.4 震源深さ，震央距離の推定

多点(3点以上)の地震観測データがある場合には，震央距離(Δ)は例えば作図法によっても簡単に得ることができる。しかし一地点での地震観測による推定は極めて難しい問題である。

これに対し，P波初動の上下動と水平動の振幅比(V/H)の最大値から深さ(h)を推定する方法が提案されている。[10]それはV/HがP波の入射角に関係し，更に入射角は震央距離と深さの比に関係することによっている。**Fig. 11**は座間[11]が求めた関東地方の地下構造に対して，様々なΔ，hに仮の震源を置き，P波の入射角を計算することによって理論的にV/Hを求め，それとΔ/hとの関係を示したものである。ここで入射波はsin波とし，更にそれにsin波の振幅の0，1/10，1/5倍の振幅をもつノイズを一様乱数で与えている。この図をみると，S/N比が∞の場合V/Hが10以上であるとΔ/hとの相関が強いが，8程度になるとΔ/hは1以上の全ての値をとり不安定となり，S/N比が悪くなると全く求まらなくなる。S/N比は地震の規模やラディエーションパターンによっても大きく変わるが，それを無視しても解を求めることができない。実際本システムで得たV/Hの最大値をこのグラフ上にプロット(黒

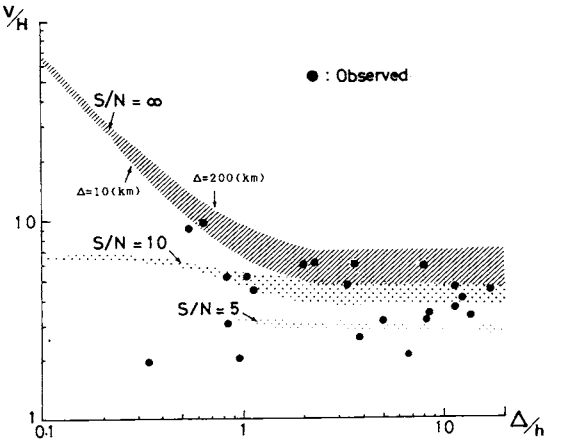


Fig. 11 Relation between V/H and Δ/h

V/H is the smoothed ratio of the vertical to the horizontal amplitude, and Δ/h is the ratio of the epicentral distance to the focal depth.

Hatched and dotted area show the theoretical curve, when the signal to noise ratio is infinite, 1/10 and 1/5, respectively. Closed circles are observed values.

丸）してみると，全く無相関に散らばっているのがわかり，この方法は用いることができないことがわかった。

そこで本システムでは次の2方法をとっているが，未だ満足できるものではない。1つは今までの観測結果をもとに，M, A, Δを結ぶ回帰式を作り，これからΔを求めるものである。この方法は，過去も将来も地震活動は変わらず定常的であるという前提の上に成立するものである。従ってデータを蓄積すればする程，推定したΔの精度はよくなる。なお，深さhは$\sqrt{R^2-\Delta^2}$で与えられるので，逆に，何らかの方法でhに関する情報が得られればΔが求まる。

他の方法は，表面波の励起が，強く深さhに依存し，かつ強震動の長周期上下動成分が主にレーリー波からなるとされていることから，5秒でのハイカットアナログフィルターを通して得た上下動成分の最大振幅Z_fに着目し，M, hとの回帰式を次のような形で作成し，深さを推定するものである。

$$\log h = a_h + b_h M + c_h \log Z_f \tag{21}$$

(21)式中にはΔの項がない。これは表面波の距離減衰が小さいことによっている。

(21)式を用いた本システムの深さ及び震央距離の推定結果をJMA値[9]と比較した(**Figs. 12, 13**)。

Fig. 12に示した結果では，hが浅い時(<15km)，推定値は20km程度深くなっている。これらの地震は伊豆半島東方沖を震源とする横ずれ断層型であるため上下動振幅は，震源が浅くても小さい。従って真の値より

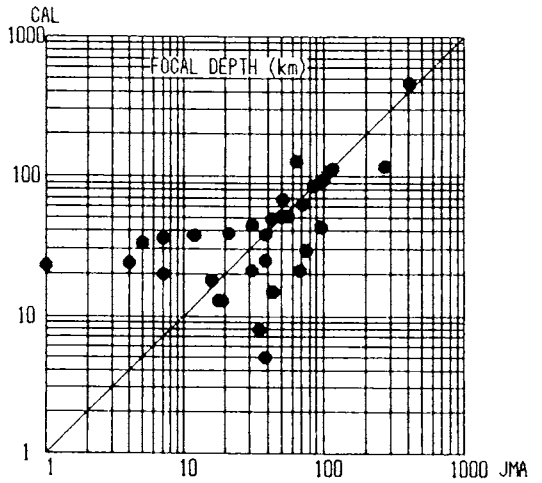


Fig. 12 Comparison between the focal depth (in km) estimated by the present system and that by JMA.

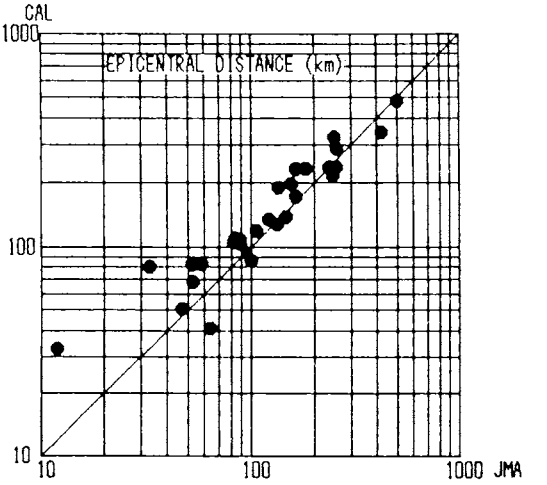


Fig. 13 Comparison between the epicentral distance (in km) estimated by the present system and that by JMA.

も深く求まっているものと考えられる。又，深さ40km付近のものを過小評価しているものがあるなど幾つか違いがみられ，今後の改良の余地がある。

一方震央距離については，震源深さほどばらつきが少なく，±30km程度の精度を保っている。

3.5　津波情報の検出

気象庁による現在の津波予報は，震源決定を正確に行う時間的余裕のない近地地震については，震源地を粗く評価し，それが海域にあるか否かを判断し，海域である時には，S－P時間と地震波の全振幅を津波予報図にプロットして津波の程度を推定し，これに基づいて予報文を決定するという手順で行われている[12]。本システムも大略これに従う。先づ，前述した処理によって求められた震源地が海域にあるかどうかの判断は，Δ, θで与えられた震央位置を緯度，経度に変換し，この点を囲むメッシュポイントでの水深データを探し，0以外の点が1つ以上あるか否かによって行われる。最寄りのメッシュポイントのデータを用いると，水深データの与え方が粗いため，震央が沿岸付近の海域にある場合でも陸として判断する可能性があるからである。

津波の規模の決定には，津波予報図を用いる代りに，地震マグニチュード(M)と津波マグニチュード(m)との経験式[13]

$$m = a_m M + b_m \tag{22}$$

を用いている。ここで係数a_m, b_mは地域によって異なる値をもつ。(22)式を用いたのは，簡便であるという理

由の他に，津波予報図でデータとして用いるS－P時間，全振幅の対数が結局Mとほぼ線形関係にあるという理由からである。但しここでは震源深さは，その決定精度が悪いため，mの評価には用いられていない。

沿岸での波高はmの定義に従ってほぼ2^{m}となる[14]。このようにして震源が海域にあることさえ知れれば，経験式によって波高を知ることができるが，得た値はあくまで過去の(それも長期間ではない)経験に基づいた回帰式から得られたもので，過去の平均的な値であることに留意しておく必要がある。

多点の観測データを用いている気象庁の津波予報においてもこのことは全く同じである。羽鳥[15]が過去の予報の精度を追跡調査した結果によれば，1964年新潟，1968年十勝沖地震津波のような比較的規模の大きな津波($m=2$)に対し，予報は過小評価しており，津波の規模の正確な予測は難しいのが現状である。これは，津波の発生が地震の規模だけに依存するのではなく，地震の起り方にも強く影響されるにも拘らず，これに関する情報を即時的に得て，津波予報に反映させることが困難であることによる。地震波形から即時的に断層パラメータ，破壊過程等の情報を得ることは今後に残された大きな課題である。

津波の予想到達時刻の計算方法は，津波の伝播速度vが$\sqrt{g\zeta}$で与えられることを用いている。ここで，g，ζはそれぞれ重力加速度，水深である。具体的には，震央から観測点を結ぶ大圏コースを定め，これに最も近いメッシュポイントでの水深データを深し出していく。i番目のメッシュポイントP_iの水深データをζ_iとすれば，P_iからP_{i+1}まで津波が進む時間T_iは，

$\zeta_i \neq \zeta_{i+1}$ の時，

$$T_i = 2(\sqrt{\zeta_i} - \sqrt{\zeta_{i+1}})/(\sqrt{g} \cdot \tan\alpha) \tag{23}$$

$$\tan\alpha = (\zeta_i - \zeta_{i+1})/\overline{P_i P_{i+1}}$$

$\zeta_i = \zeta_{i+1}$ の時，

$$T_i = \overline{P_i P_{i+1}}/\sqrt{g\zeta_i} \tag{24}$$

と表わせるから，観測点までの到達時間が容易に求まる。但し観測点と震央を結ぶ大圏コースが陸を通る場合は，そこまでの到達時間を求めるようにしてある。

本所構内で地震観測を開始した1986年9月から1987年5月現在までの間，「ツナミチュウイ」* の津波注意報が4回，「ツナミ」**の津波警報が1回出されている。このうち1986年11月15日台湾付近の地震，及び1987年3月18日の日向灘の地震は震源が遠く，本システムは作動していない。他の3つの地震について，本システムによる震源要素，地震の規模，津波の規模，波高等をJMA値とともに**Table. 1**に載せてある。震央距離が250km程度と遠い所で発生した地震であるにも拘らず，本システムは良い結果を与えており，また津波予報中枢での予報発令に要する時間(T)が発震後平均10分であるのに対し，本システムにおける津波情報検出にかかる時間はP波検知後2分であることから，本システムの有効性が示されたものと考えられる。

4. 検出例

3．で述べた方法によって津波情報が早期に得られ，結果はプリンター及びフロッピーディスケットに出力される。プリンターへの出力例を**Fig. 14**に示す。**Fig. 14a**は，地震・津波情報で，図中(1)～(12)の示す項目はそれぞれ(1)P波検知時刻（パーソナルコンピューターに内臓されたクロックによる），(2)S－P時間，(3)3通りの方法による震央方位角とそれらの平均値，(4)震源距離，(5)2通りの方法による震央距離及び(6)震源の深さ，(7)地震マグニチュード，(8)観測点での震度，(9)津波マグニチュード，(10)波高，(11)最寄りの沿岸への津波到達時間，そして(12)演算終了時刻（後のハードコピーに要する時間は含まない）である。

この地震（福島県沖）の気象庁による震源要素[9]（発震時：1987年2月6日21時23分，東経：141°56′，北緯：36°57′，深さ：18km，M：6.4）から震央方位，震央距離は56°，256kmとなって，本システムによる値とよく一致している。この地震により仙台管区気象台は，東北地方の太平洋及び日本海沿岸に，発震10分後の21時33分「ツナミナシ」の津波注意報を，また気象庁本庁は，茨城県から静岡県にかけての太平洋沿岸及び伊豆諸島沿岸に同じく21時33分「ツナミナシ」の津波注意報をそれぞれ発表している。これに対し本システムは地震検知後2分4秒で波高10cmの津波を予測しており，本システムの性能はほぼ所期の目標に達しているといえる。

Fig. 14bは，CRT上に描かれた地図，震央のハードコピー，**Fig. 14c**は，同様に地震動のEW，NS，UD成分のP波検知後50秒間の波形，周期5秒以下の短周期成分を除去したUD成分，V/H，及び上下動振幅を重みとして平滑化した水平動振幅比から得られる方位

* 津波の高さは高い所でも数10cmの意

** 津波の高さは高い所でも約2m，その他の所では数10cm程度の意

Table 1. Comparison between the information of the earthquakes, for which JMA has issued tsunami warning of "Tsunami Attention" since September, 1986, evaluated by the presented system and that by JMA.

Region	Date		JMA		FRI
off Fukushima	87' 02/06	θ(°)	51		34
		M	6.7		6.7
		R (km)	256		290
		Δ (km)	255		289
		h (km)	31		21
Tsunami Warning message		Tsunami Attention		m	-1.3
				w.h (m)	.4
		T (min)	7		2
off Niigata	87' 03/24	θ(°)	323		330
		M	5.9		6.4
		R (km)	249		330
		Δ (km)	248		330
		h (km)	21		39
Tsunami Warning message		Tsunami Attention		m	-2.3
				w.h (m)	.2
		T (min)	14		2
off Fukushima	87' 04/07	θ(°)	49		44
		M	6.6		6.7
		R (km)	278		275
		Δ (km)	275		275
		h (km)	37		16
Tsunami Warning message		Tsunami Attention		m	-1.6
				w.h (m)	.3
		T (min)	9		2

JMA: values issued by Japan Meteorological Agency.
FRI: values estimated by the present system installed at Fire Research Institute.
θ: azimuth　M : earthquake magnitude　R : hypocentral distance
Δ: epicentral distance　h : focal depth　m : tsunami magnitude
w.h: wave height of tsunami　T: Time needed in the issuance of Tsunami warnings.

角の変動のハードコピーである。**Fig. 14b**で震央に描かれた円の半径の大きさはMの大きさに応じている。また**Fig. 14c**の各段の右上の数値はそれぞれの量の最大値，V/Hの下側の線上にみられる∧印は，本システムが識別したS波初動時刻を表わす。

システムは更にこれらの地震・津波に関する情報，波形等のデータをフロッピーディスクに格納し，これで1つの地震に対する作業を終え，次の地震に備えることになる。

5．おわりに

波源域が沿岸近くまで拡がっているような津波による被害を軽減するために，一地点での地震動観測から早期にかつ自動的に津波情報を検出できるシステムを開発し，モデル地区で実証試験を行った。このシステムのハード・ソフトウェアの特徴及び適用結果等についてまとめると以下のようになる。

1）システムは地震計3台（東西，南北，上下動用）とA/D変換器を附置したパーソナルコンピューターとで構成されており，比較的安価でかつ保守管理が容易であるため，津波危険度の高い地域に広く設置できると思われる。

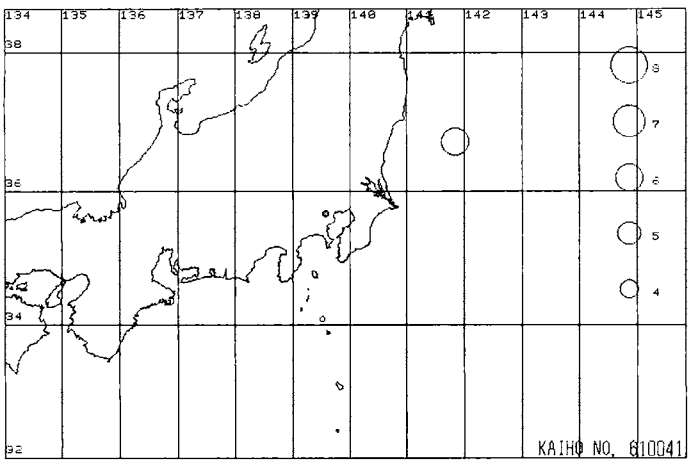
2）本システムで用いられているプログラムはC言語で作成されているため，演算処理は高速である。またプログラムの改良も容易であるので，システム設置場所に即したプログラムの変更が可能である。

3）津波情報検出方法は津波予報中枢が行っている津波予報業務における方法に準じている。即ち津波来襲前に到達する地震波を観測し，津波の規模等を予測するものである。但し津波予報中枢では，多数地点の観測データを用いているのに対し，本システムはただ1点のみのデータを用い，全て自動的に処理

(a)

```
-----------------------------------------------------------------------------
     Earthquake & Tsunami Information              by Fire Research Institute
-----------------------------------------------------------------------------
Start time ( Arrival  time of P - wave                  Fri Feb  6 21:24:25 1987 ----------(1)

S - P time                                                26.88 ( sec. ) ----------------(2)
Epicentral Azimuth ( principal component analysis )          61 ( deg. )
Epicentral Azimuth ( Rotation )                              56 ( deg. )
Epicentral Azimuth ( Weighted amplitude )                    65 ( deg. ) ----------------(3)
Average Azimuth                                              60 ( deg. )

Hypocentral distance                                        235 ( Km ) -------------------(4)
Epicentral distance (1)                                     235 ( Km ) -------------------(5)
Epicentral distance (2)                                     234 ( Km )
Focal depth (1)                                               0 ( Km ) -------------------(6)
Focal depth (2)                                              14 ( Km )
Earthquake magnitude                                        6.3 -------------------------(7)
Seismic intensity                                           2.6 -------------------------(8)

Tsunami magnitude                                          -3.0 -------------------------(9)
Wave height of tsunami                                      0.1 ( m ) -------------------(10)
Arrival time of tsunami                        after         16  min. -------------------(11)

Finish time of operation                                Fri Feb  6 21:26:29 1987 -------(12)
```

(b)



(c)

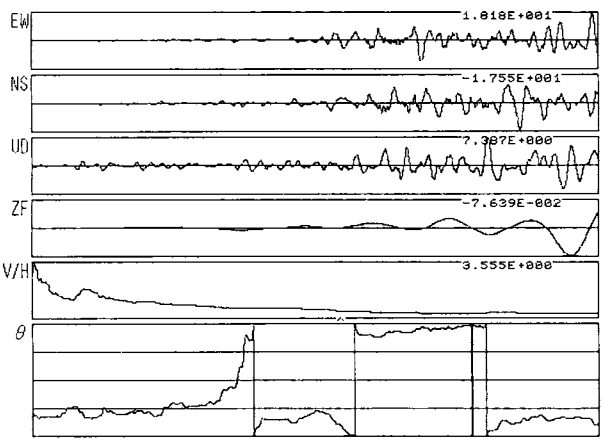


Fig. 14 An example of the output.
(a) Earthquake and tsunami information.
(b) Hard copy of the map with epicenter displayed on CRT.
(c) Seismograms and change of V/H and azimuth for 50 sec.

する。

4）プログラムは大別して任意領域の地図作成用と地震動データのリアルタイム処理用とに分けられる。後者は，地震動データのCPUへのとり込み，P，S波検知，震源決定，地震マグニチュードの決定及び津波マグニチュード，波高，津波到達時刻の推定を行う。

5）P,S波の検知は地震動の振幅と上下動・水平動の振幅比の両方を監視することによってなされており，ミストリガーが少なくなっている。しかしミストリガーが完全になくなっている訳ではなく，遠地地震の表面波部分をP波と誤認することもあり，より確度の高いP,S波検知のためのアルゴリズムを導入する工夫が必要と思われる。

6）震央方位の決定には3通りの方法を用いている。その際，1次のARモデルを地震動データに適用することによって，地表極く近傍の不均質構造による散乱波等の影響を除去している。その結果，S/N比が大きい場合には気象庁による値とほぼ等しい方位が得られており，本システムが対象としている近地大地震に対してはほぼ正確に震央方位の決定ができると思われる。

7）震源深さ又は震央距離の推定は本システムでは必ずしもうまくなされていない。しかし地震観測データの蓄積によって観測点周辺の地震環境が把握されれば，かなり精度良く求めることができるものと期待される。

8）S/N比が大きい時は震源決定の精度は高く，それ故，津波発生の有無の判断は予め用意した水深データを用いて的確に行われる。津波の規模は地震マグニチュードを用いた経験式から求められているが，現在までの観測では津波予報中枢発表の予報と良く一致する。しかし，過去には地震マグニチュードからは予測できない程の規模の津波を発生させた地震もあり，本システムの方法は，必ずしも満足できるものではない。津波を大きく発生させる地震のメカニズムは，縦ずれ型でかつ，断層の動きはゆっくりとしたものであるといわれている。このような，いわゆる津波地震の場合には，長周期の上下動が卓越すると考えられるから，これを観測することによって，Mやhを考慮せず直接津波の規模を推定できるかも知れない。現在本システムではhを求めるために5秒以上の長周期上下動のデータをCPUにとり込んでいるので，今後この方法の有効性が明らかになれば，本システムにそれを組み入れ，より有用なシステムにすることは容易である。

9）本システムはP波検知後約2分で地震・津波情報を検出することができる。現在はP波初動後100秒間の地震動データのとり込みを行っているが，近地地震のみを対象とすれば30秒間程度のデータとり込みを行えばよいので，津波情報検出に要する時間は1分未満となるものと考えられる。更にP波初動振幅や卓越周期からMを求めることにすると，得られる情報の精度はややおちるものの，時間は30秒程度にまで短縮できるものと思われる。

以上述べてきたように，本システムはまだ完成されたものではなく，今後とも新しい方法を導入するなどして，検出結果の精度を高めていくことが必要である。更に，地震環境，地盤条件，観測条件の異なる様々な地点で本システムの実証試験を行い，汎用性の高いシステムにしていくことが望まれる。

6．謝　辞

本研究を実施するにあたり，東京大学地震研究所嶋　悦三教授，工藤一嘉博士には貴重な御意見を賜った。プログラム作成には，ヤーマン㈱松井圭介氏に大変お世話になった。記して謝意を表する次第である。尚，本システムで使用している海岸線，水深データは海上保安庁，特殊図第6301，6302号「日本近海海底地形図」によった（水路図誌複製「海上保安庁承認第610041号」）。

参考文献

1）自治省消防庁，㈶消防科学総合センター：昭和五十八年日本海中部地震調査報告書，昭和58年11月（1983）

2）座間信作，津波と情報，消研輯報，**39**，11(1985)

3）中村　豊，斉藤明夫，橋本民雄：P波とS波の識別，地震学会予稿集No. 2，90(1983)

4）横田　崇・周勝　奎・溝上　恵・中村　功：地震波データの自動検測方式とオンライン処理システムにおける稼動実験，地震研究所彙報，**55**，449(1981)

5）長谷川昭・海野徳仁・山本　明・高木章雄：微小地震観測データの自動処理システム，地震**2**，**39**，381(1986)

6）宇津徳治，地震学，286，共立出版（1977）

7）竹山一郎，柴田武男，佐藤　馨：地震波形に関する研究(Ⅳ)―ディジタル処理による震央方位の推定―，気象研究所報告，**28**，147(1977)
8）中村　豊，斉藤明夫，橋本民雄：１観測点のデータに基づく震央方位の推定，地震学会予稿集No. 1，305(1983)
9）気象庁地震火山部：地震火山概況No. 270－278 (1986～1987)
10）中村　豊：地震(津波)警報のための地震早期検知を行う１点検知システムの考え方とパソコンによる実施例，第18回日本地震工学研究発表会講演概要 (1986)
11）座間信作：表層の影響を考慮した古い地震の震源再決定，東京大学修士論文（1977）
12）渡辺偉夫：日本被害津波総覧，東京大学出版会，203(1985)
13）Iida,k.：Magnitude and energy of earthqakes accompanied by tsunami, and tsunami energy, *J. Earth Sci., Nagoya Univ.*, **6**, 101(1985)
14）Iida, k., D.C. Cox and G. Pararas-Carayannis：Preliminary catalogue of tsunamis occurring in the Pacific Ocean, Data Rep. No.5, Hawaii Inst. of Geophys., Univ. of Hawaii, 131(1967)
15）羽鳥徳太郎：津波予報の追跡調査，地震学会予稿集No. 2，168(1978)

A System for Rapid Evaluation of Tsunami Potential of Earthquake at a Single Station

(Abstract)
Shinsaku Zama and Hiroshi Yoshihara

(Received May 29, 1987)

We have developed a new system which can rapidly and automatically evaluate tsunami potential of earthquake by analyzing the three component seismic data observed at a single station.

Test runs of the system showed that the earthquake location, seismic magnitude and tsunami wave height etc., estimated by the present system, agreed with those obtained by the Japan Meteorological Agency, and the time needed in the estimation of tsunami potential of earthquake was about 2 minutes.

So, installed in the region with high tsunami risk, the system would be valid for the reduction of tsunami damage.

消 防 研 究 所 報 告

通 巻 64 号

昭和62年 9 月30日発行

編 集
発 行　　自治省　消防庁　消防研究所

東京都三鷹市中原 3 丁目14番 1 号
電　話　(0422) 44-8331　(代表)