ISSN 0426—2700

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 78 September 1994

消防研究所報告

通 巻 78 号 1994年9月

目 次

石油タンク隅肉溶接部の低サイクル疲労強度
—き裂の発生及び破断寿命に与える溶接の影響—
山田 實，亀井浅道，天野久徳，西 晴樹……(1)
燃料／空気／不活性ガス混合気の燃焼限界と断熱火炎温度
—燃焼範囲の推定—
斎藤 直……(7)
大規模火災を想定した水平地下空間模型実験における熱環境
—天井温度と換気速度の関係—
渡部勇市，宮崎早苗，関沢 愛，山田常圭，箭内英治，斎藤 直……(16)
ファジィ推論による火災判断機構について
—ニューラルネットワークの利用—
細川直史……(23)
屋外防災スピーカー・システムにおける時間差放送の音声明瞭度
稲垣 實，松原美之……(34)
対抗流拡散火炎を用いた消火剤の性能評価
—ハロン代替物質の消炎濃度—
佐宗祐子，斎藤 直，廖 赤虹，尾川義雄，井上康史……(42)
部分的に帯電油が満たされた円筒型タンク内部の電荷減衰過程
松原美之，Robert J. Pazda, Thomas B. Jones……(51)
新潟におけるやや長周期地震動特性
座間信作……(57)
地震災害時における防災担当職員の非常参集に関する研究
（その2）1993年釧路沖地震時の消防職員・団員の非常参集の
実態に関する調査結果
関沢 愛……(67)
消火栓の凍結防止工法に関する研究
平賀俊哉……(77)
所外発表論文……(87)

消防庁消防研究所
東京都三鷹市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 78 September 1994

—Contents—

Low-Cycle Fatigue Strength of Fillet Welded Joint of Oil Storage Tank
—Influence of Fillet Welding on Crack Initiation Life and Fatigue Life—
Minoru Yamada, Asamichi Kamei, Hisanori Amano, and Haruki Nishi ····· 6

Flammability Limit and Adiabatic Flame Temperature of Fuel/Air/Inert Gas Mixtures
Naoshi Saito ····· 15

An Experimental Study on Thermal Environment of a Relatively Large Fire
in a Reduced Scale Model of a Horizontal Tunnel under Ventilation Condition
—Relation between Ceiling Temperature and Ventilation Air Velocity—
Yuichi Watanabe, Sanae Miyazaki, Ai Sekizawa,
Tokiyoshi Yamada, Eiji Yanai, and Naoshi Saito ····· 22

Study of Fire Judging Rule Using Fuzzy Reasoning
—Application of Neural Networks—
Masafumi Hosokawa ····· 33

Intelligibility of Broadcast from Synchronized Outdoor Speaker System
Minoru Inagaki and Yoshiyuki Matsubara ····· 41

Evaluation of Fire Suppression Efficiency of Fire-Extinguishing Agents
using Counterflow Diffusion Flame
—Flame-Extinguishing Concentrations of Halon Replacements—
Yuko Saso, Naoshi Saito, Liao Chihong,
Yoshio Ogawa, and Yasufumi Inoue ····· 50

Charge Decay in an Upright Cylindrical Tank Partly Filled with Charged Oil
Yoshiyuki Matsubara, Robert J. Pazda and Thomas B. Jones ····· 56

Characteristics of Long-Period Strong Motion Obtained from JMA Strong
Motion Seismograms in Niigata
Shisaku Zama ····· 66

Study on an Emergency Summons of Staffs in Disaster Preparedness Division
Part 2: The Emergency Summons by Professional and Volunteer Firemen at
the 1993 Kushiro-oki Earthquake
Ai sekizawa ····· 76

Investigation of Antifreezing Method of a Hydrant
Syunya Hiraga ····· 85

Articles of Staff of FRI published by Outside Organizations ····· 88

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

石油タンク隅肉溶接部の低サイクル疲労強度
―き裂の発生及び破断寿命に与える溶接の影響―

山田　實、亀井浅道、天野久徳、西　晴樹

（平成６年５月３１日受理）

石油タンクの側板と底板の隅肉溶接部には、溶接ビート形状による応力集中の他、溶接による金属組織の変化や残留応力等による強度低下の要因が複雑に関与しており、個々の要因がき裂の発生・進展等の挙動に及ぼす影響は、まだ十分に明らかにされていない。本報では、隅肉溶接止端部の形状による効果を除き、溶接の影響を調べることを目的とし、溶接のある試験片と同一の供試材から切り出した溶接のない試験片を作成し、それぞれのき裂発生寿命及び破断寿命を実験的に検討した。その結果、溶接のある試験片のき裂発生寿命あるいは破断寿命と荷重点での変位振幅との関係は、溶接のない試験片のそれらを平行移動したものにほぼ等しいことなどが明らかになった。

1. はじめに

石油タンクの側板と底板の隅肉溶接部、いわゆる隅角部には、局所的に高い応力・ひずみが集中的に作用することは周知のことである。このため、この部位の挙動を熟知することが石油タンクの安全管理上必要なことである。

著者らは、これまで石油タンク隅角部の低サイクル疲労強度に関する研究[1,2,3]を行なっている。この部位の強度低下の要因は、溶接ビード形状による応力集中と溶接による金属組織の変化や残留応力の存在によるものと考えられる。このふたつの要因は、互いに関与し、き裂の発生・進展等の挙動を複雑にしている。

本報では、上述したふたつの要因のうち、石油タンク隅角部の溶接による疲労強度低下だけを評価することを試みた。そこで、溶接止端部の形状による効果を除くため、溶接部のある隅角部の試験片と同一の供試材から切り出した溶接のない同一形状の試験片を作成し、実験に供した。以下にそれぞれの試験片におけるき裂発生寿命及び破断寿命を比較検討した結果を報告する。

2. 供試材及び試験片形状

供試材は、板厚25㎜のHT60鋼材で、その化学成分を**Table1**に、機械的性質を**Table2**に示す。**Table2**において、σ_sは、供試材の降伏点、σ_Bは、引っ張り強さを示す。

Table1　Chemical composition(%)

C	Si	Mn	P	S
0.15	0.33	1.46	0.005	0.002
Ni	Cr	Mo	Cu	
0.015	0.017	0.072	0.010	

Table2　Mechanical properties

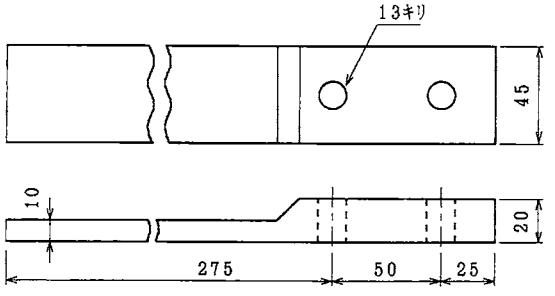
σ_S(MPa)	σ_B(MPa)	Elongation(%)
555	650	23.3

試験片は、石油タンクの隅角部を模擬した曲げ試験片であり、その形状・寸法を**Fig.1**に示す。**Fig.1**(a)は、供試材から機械加工により所定の寸法に切り出して作成した溶接のない試験片である。**Fig.1**(b)は、供試材から板厚10㎜の鋼板を切り出し、隅肉溶接して作成した試験片である。溶接継手は、被覆アーク溶接で、手溶接(日本溶接協会1級技能者による)により行った。積層方法は外側内側共に3パスでそれぞれの脚長を10㎜とした。また、入熱量は20kJ/㎝とした。

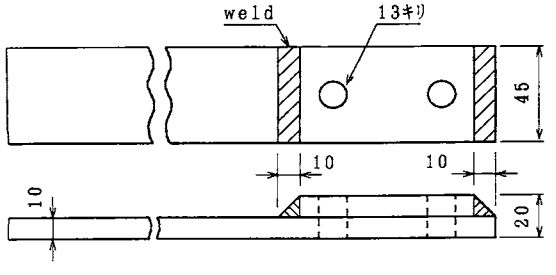
試験片の隅肉溶接止端部に相当する部位の近傍だけをエメリー紙及びアルミナ粉を用いて鏡面状に仕上げて試験に供した。

3. 実験方法

使用した疲労試験機は、容量5tonfの電気油圧式サーボ試験機である。**Fig.2**に示すように、試験片の側板部を試験機の固定治具に取り付け、底板に相当する部位を荷重伝達治具に固定した。繰り返し曲げ負荷は、隅肉溶接止端部から340㎜の位置で変位振幅(δ)を制御した。



(a) specimen without welding



(b) specimen with welding

Fig.1 Configuration of specimen

繰り返し速度は、0.2Hzとした。き裂の発生寿命は、試験中にルーペによって溶接止端部にき裂が観察されたときの繰り返し数とした。

変位制御の疲労試験の場合、き裂が成長し負荷荷重がほとんどゼロとなっても試験片は破断しないことがある。ここでは、止端部から5㎜離れた位置に貼ったひずみゲージの振幅がき裂発生までの定常状態の値の半分になったときの繰り返し数を破断寿命とした[3]。

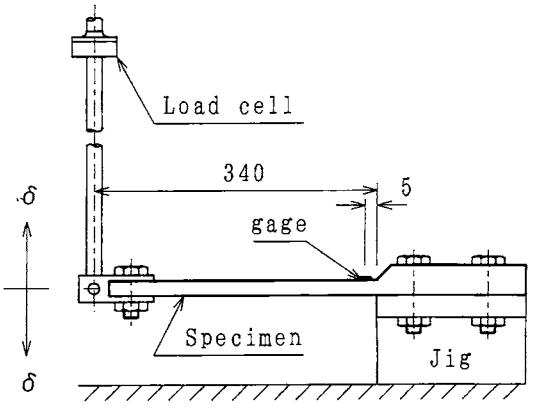


Fig.2 Schematic illustration of low-cyclic fatigue test apparatus

4. 実験結果及び考察

4.1 き裂発生寿命及び破断寿命

変位振幅δとき裂発生寿命Niの関係を**Fig.3**に示す。なお、図中の○印は溶接のないもの、△印は溶接のあるものを示している。これらの関係は、両対数紙上でほぼ直線関係を呈しており、δを㎜で表すと、次式で示すことができる。

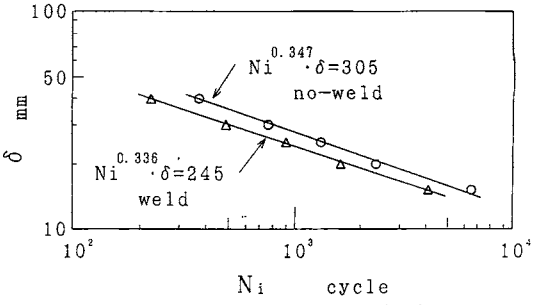


Fig.3 Relation between amplitude of displacement δ and crack initiation life Ni

溶接のない場合

$(Ni)^{0.347} \cdot \delta = 305$　　(1)

溶接のある場合

$(Ni)^{0.336} \cdot \delta = 245$　　(2)

Fig.3から、溶接のある方がき裂の発生時期は早いが、それぞれの直線の勾配はほぼ等しいことが分かる。

次に、変位振幅δと破断寿命Nfの関係を**Fig.4**に示す。図中の●印は溶接のないもの、▲印は溶接のあるものを示している。これらの関係は、Fig.3と同様に両対数紙上でほぼ直線関係を呈している。これらの関係は、次式で示すことができる。

溶接のない場合

$(Nf)^{0.299} \cdot \delta = 277$　　(3)

溶接のある場合

$(Nf)^{0.295} \cdot \delta = 246$　　(4)

Fig.4における両試験片の直線の勾配はほぼ等しいが、**Fig.3**の勾配よりやや小さい。溶接のある試験片のき裂発生寿命あるいは破断寿命と変位振幅の関係は、溶接のない試験片のそれらと両対数グラフ上でほぼ平行の関係にあることがわかる。

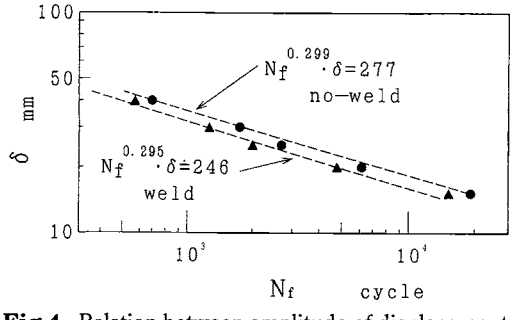


Fig.4 Relation between amplitude of displacement δ and fracture life Nf

4.2 試験片表面におけるき裂伝播速度

き裂の発生位置を限定するために、止端部表面に直径1㎜、深さ0.2㎜のピットを作り、表面き裂長さと繰り返し数の関係を調べた。その結果を、**Fig.5**に示す。き裂は、文献2)でも指摘されているように、常に合体してステップ状に拡大しており、これを矢印で図中に示した。表面き裂は、溶接のあるなしに関係なく、相似的な進展挙動を示すことがわかる。

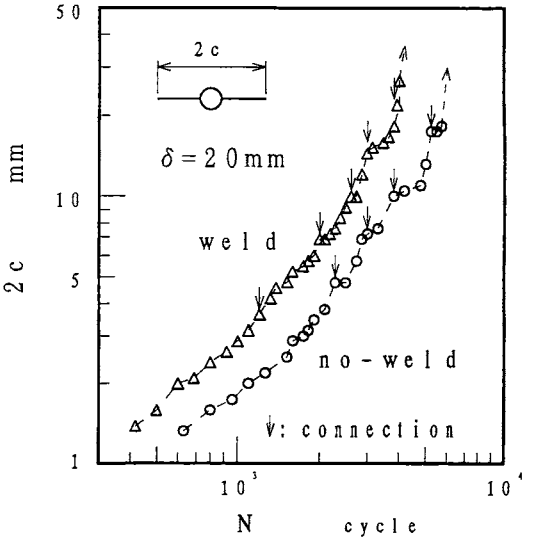


Fig.5 Relation between crack length 2c and loading cycle N

4.3 破断部近傍の断面観察

破断した溶接のある試験片の概略を示した**Fig.6**(a)のAの断面写真を**Fig.6**(b)に示す。最終破断部の右上に長さ約0.7㎜のき裂がみられる。このき裂は、熱影響部(HAZ:Heat-Affected Zone)に近い溶接金属部に発生しているが、最終破断のき裂とは異なる。試験片表面からのレプリカ観察によれば、き裂の発生は、最終破断部よりもこの部位の方が早く、表面での進展は、多少あるものの、途中で停留していることがわかっている。**Fig.6**(b)のき裂先端近傍の拡大写真を**Fig.6**(c)に示す。き裂先端は、HAZと溶接金属部のほぼ境界に位置していることが分かる。

表面での観察結果も考え合わせると、このき裂は、深さ方向にも停留したものと思われる。しかし、停留の原因が溶接本来の残留応力分布によるものなのか、後で発生・進展し破断した主き裂による応力の開放によるのか、不明である。

なお、溶接のない試験片の表面観察では、き裂は、溶接のある試験片の最終破断部と同様な場所に発生し、その後成長して最終破断に至っている。この部位は、文献5)で指摘されているように応力集中が最も高いところである。

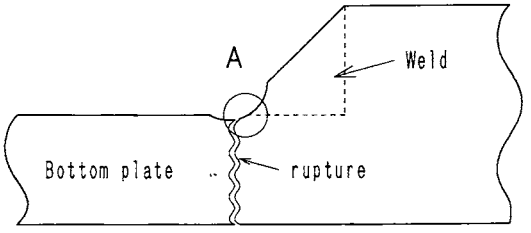


Fig.6(a)　Schematic illustration of ruptured specimen

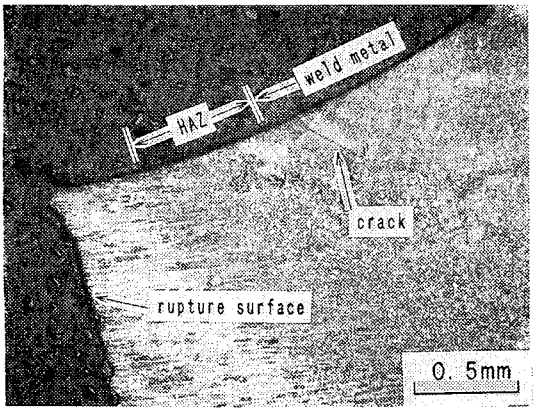


Fig.6(b)　Non-propagating crack in the toe of fillet welded joint
(δ=20mm,Ni=1629,Nf=4083)

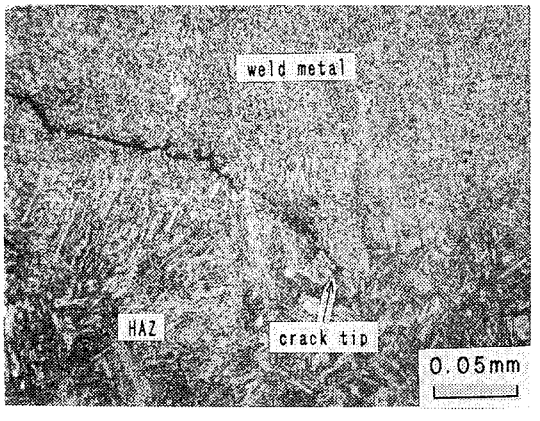


Fig.6 (c) Extended photograph around the tip of non-propagating crack

4.4　破断部近傍の硬さ分布

き裂の発生は、溶接による金属組織の変化に起因することがある。ここでは、金属組織の変化を評価するため硬さをマイクロビッカース硬度計[*1]で測定した。その結果を**Fig.7**に示す。図中の①と②は、試験片表面から0.05mm、0.1mmの深さの位置での結果である。

破断部から離れるに従って硬くなり、HAZと溶接金属部との境界付近もしくはやや破断部に近い部分で最も硬い。その後、硬さは急激に低下している。この硬さの低い部位に停留き裂の発生起点が存在していることがわかる。また、一般的に、溶接金属部は他の部位に比べて引っ張りの残留応力が高いといわれている。[4]
硬さの急激な低下及び高い引っ張り残留応力の存在が、最終破断き裂の発生より早くこの部位にき裂を発生させた原因であると考えられる。

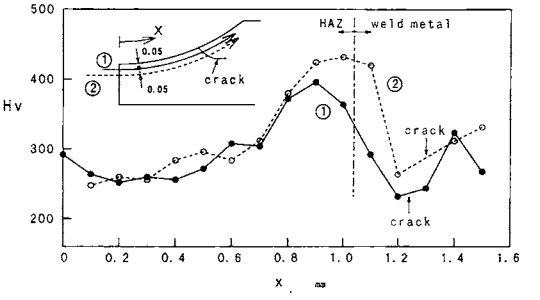


Fig.7　Hardness on the surface of a cross section of the joint

5.　おわりに

溶接部のある隅角部の試験片と同一の供試材から切り出した溶接のない試験片を作成し、それぞれのき裂発生寿命及び破断寿命を比較検討した結果、次のような結論が得られた。

(1) 溶接のある試験片のき裂発生寿命あるいは破断寿命と変位振幅の関係は、溶接のない場合のそれを平行移動したものにほぼ等しい。
(2) き裂は、溶接のあるなしに関係なく、相似的な進展挙動を示す。
(3) 溶接のある試験片においてき裂は、熱影響部近傍

*1　対面角136°の正四角すい形ダイヤモンド圧子を用いて試験面を押したときできた永久くぼみの対角線の長さdより求めたくぼみの表面積をもって、加えた荷重Pを除した商Hv=F/S=1.8544F/d²をビッカース硬さといい、荷重が5～500グラム程度のビッカース硬さ試験機をいう。

の溶接金属部に発生することがある。また、この部位は、硬さが急激に低下している。

(4) 最終破断き裂は、溶接の有無に関係なくほぼ同一の場所に発生し、成長して破断に至る。

参考文献

1)亀井浅道、小暮一彦、消防研究所報告、**51**, p.35-43(1981)

2)亀井浅道、秋山伸司、消防研究所報告、**52**, p.37-46(1982)

3)亀井浅道、山田　實、消防研究所報告、**60**, p.11-17(1985)

4)佐藤邦彦編、溶接強度ハンドブック、理工学社(1988)

5)西　晴樹、亀井浅道、山田　實、消防研究所報告、**77**, p.21-28 (1994)

Low-Cycle Fatigue Strength of Fillet Welded Joint of Oil Storage Tank

—Influence of Fillet Welding on Crack Initiation Life and Fatigue Life—

(Abstract)

Minoru Yamada, Asamichi Kamei, Hisanori Amano and Haruki Nishi

(Received May 31, 1994)

It is well known that there exists stress concentration caused by the shape of welding bead at the toe of the fillet welded joint between shell plate and annular plate of oil storage tank, and the transformations of metallographic structure by the welding and residual stress which may decrease the strength of that part. The effect of these factors on the crack initiation and its propagation behavior have not been fully clarified yet.

The object of this paper is to investigate the effect of welding on the crack initiation life and fatigue life excluding the effect of the shape of the fillet welded joint. In order to perform the experiment, the authors have made two kinds of specimen with same material and shape;the one was made by welding and the other was made by machining.

As the results of fatigue experiments, the following remarks are concluded:

(1) S-N curve of the specimen made by welding is nearly parallel to that of specimen made by machining.

(2) Crack propagation behavior on the specimen have the similarity regardless of welding.

(3) Specimens made by welding have a crack on a weld metal near heat-affected zone.

(4) The main fatigue crack will appear at the approximately same position regardless of welding.

燃料／空気／不活性ガス混合気の燃焼限界と断熱火炎温度
—燃焼範囲の推定—

斎藤　直

(平成6年5月31日受理)

可燃性混合気の燃焼範囲は火災や爆発事故を防止する上できわめて重要なデータであるが、信頼できる報告は少なく、理論的に予測する適当な方法も提案されているとはいえない。

燃料／空気／不活性ガス混合気の燃焼範囲について、燃料過剰側及び希薄側の火炎温度が、燃料／空気混合気の上下それぞれの燃焼限界における断熱火炎温度以上となる範囲と仮定し推定する方法を提案した。そして、この燃焼範囲推定方法が実際に利用しうるかどうかを、燃料に四種類の無機化合物と三種類の有機化合物を用いて検討した。

混合気に添加する不活性ガスを変えて燃焼範囲を推定し、文献に報告された実測の燃焼範囲と比較した。提案した燃焼範囲推定法は、無機化合物の燃料では実測の燃焼範囲を良く近似できる結果を与えた。しかし、有機化合物の燃料では、燃料過剰側の燃焼限界の推定結果は、実測データと異なった。この原因は、提案したモデルが平衡計算のため、考慮した燃焼ガス組成は実際の燃焼生成ガス組成と違っている可能性のあること、及び燃焼範囲先端付近の化学量論比が1に近い混合気の選択拡散の効果を過剰に見積もったためと考えられた。

1　はじめに

燃焼範囲は、爆発範囲あるいは可燃範囲とも呼ばれ、火災、爆発防止のための重要な安全工学上のデータであり、古くから測定されてきている。これまでに多くの燃料の燃焼範囲が米国鉱山局で測定され、データ集として報告されている[1,2]。半導体工業が盛んな今日、燃料や支燃性ガスとなる半導体ガスについても、特殊な組み合わせの燃料／酸化剤の混合気として燃焼範囲データが報告されている[3-6]。

一般に、燃焼範囲は爆発容器法で測定されるため、操作が複雑で、正確な濃度の混合気を調整することが難しい等の理由により信頼できるデータは必ずしも多くはない。燃焼範囲の不明な燃料の大まかな燃焼範囲を知るため、可燃性混合気の上下の燃焼限界と燃料／空気／不活性ガス三成分混合気の燃焼範囲を表示する直角三角グラフを用いた、**Fig.1**に示す燃焼範囲の推定方法が考案されている[7]。すなわち、**Fig.1**の縦軸上に既知の下限界濃度を取り、この点から横軸に平行にϕ=1の直線と交わる点まで線を引き、次にこの点と縦軸上の上限界濃度とを結ぶ。これらの2本の直線と縦軸で囲まれた範囲を燃焼範囲とする方法である。ここで、ϕは可燃性混合気の化学量論比であり、ϕ=1の直線は、燃料と空気双方に過不足なく完全燃焼し得る混合気組成を示している。

この方法は、希釈剤として窒素を添加した場合のみを予測目標とした経験的なものと考えられる。したがって、この方法は燃焼理論に基づく燃焼限界と無関係

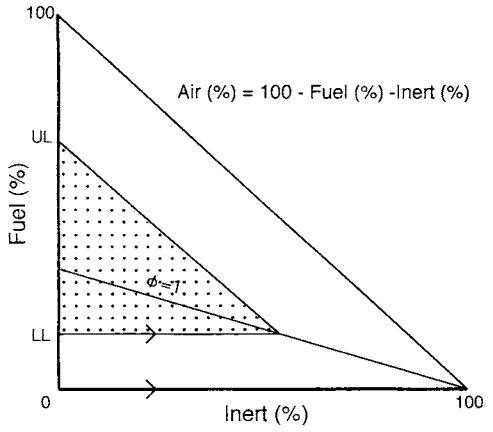


Fig.1 An existing method to estimate flammable region using upper and lower flammability limits in air

LL : lower limit
UL : upper limit
ϕ : stoichiometric ratio

なため、その推定結果が実際の燃焼範囲と異なり、危険な予測となる場合もあり得る。

本報告では、燃焼現象の一つである消炎現象の熱的な側面に着目し、燃料／空気／不活性ガス三成分混合気の燃焼範囲を燃料／空気混合気の上下の燃焼限界データを利用して推定し得るかどうかを検討する。

2　燃焼限界の温度依存と断熱火炎温度

常温、常圧下にある燃料／空気混合気の低燃料濃度側の燃焼下限界では、下限界濃度Lと燃焼熱ΔHcについて、

$$L \cdot \Delta Hc = const. \qquad (1)$$

というBurgess-Wheelerの法則が知られている[8]。しかしながら、(1)式は常に成り立つとはいえないため、Zabetakis[9]は下限界において混合気温度を変化させても断熱火炎温度はほぼ一定に保たれるという実験結果に基づいて、(2)式に示すBurgess-Wheelerの法則の修正式を提案した。

$$L \cdot \Delta Hc + \Delta Q = k \qquad (2)$$

ここで、ΔQは下限界組成の混合気を基準温度T_0から試験温度Tまで上げるため加えた熱量、そして、kは燃料と火炎の伝播方向によって決まる定数である。

(2)式の左辺は、温度Tにある未燃混合気が燃焼し、基準温度T_0から火炎温度T_fまで温度上昇するために利用できる全エンタルピーの近似的な表現になっている。また、空気中に含まれる窒素の一部分、または全量を同量の他の不活性ガスに替えても、下限界組成の混合気の断熱火炎温度の計算値$T_{f,a}$は、ほぼ一定に保たれることが知られている[9]。これらの事実を考え合わせるなら、燃料／空気／不活性ガス三成分混合気で、化学量論比ϕが1以下の燃焼限界組成における火炎温度は一定になると考えてよい。

ここで、化学量論比ϕが1以上の燃料過剰な混合気の燃焼限界、すなわち上限界について考える。(2)式中の下限界濃度Lに相当する濃度として、上限界の混合気に含まれる酸化剤で完全燃焼させることのできる燃料濃度L'を取り、残る燃料は不活性ガス的に振る舞うものとする。そうすれば、この場合にも(2)式に類似の式が成立し、(3)式のように表される。

$$L' \Delta Hc + \Delta Q = k' \qquad (3)$$

ここで、k'(2)式のkと同じ意味内容の定数である。それゆえ、(3)式は上で行った仮定の下に、上限界濃度の温度依存を表す式として利用可能であり、上限界においても火炎温度は一定であることを予想させる式となっている。

以上の単純な熱的考察に基づき、燃焼範囲が報告されている燃料／空気／不活性ガス三成分混合気について燃焼限界組成の断熱火炎温度を求め、燃焼範囲を推定し得るかどうかを検討する。

3　断熱火炎温度の計算

断熱火炎温度は、外部への熱損失がない系において燃焼反応が終了し、化学平衡と熱平衡が成立したと仮定して計算される火炎温度である。ここでは、断熱火炎温度の計算を、Gordonら[10]が開発した化学平衡計算プログラムと類似の、エンタルピー保存とギブスの自由エネルギー極小化の方法を用いたパーソナルコンピュータ用のプログラムを開発して行った。計算に必要な温度の関数としての熱力学定数には、JANAFの熱化学データ[11]を利用した。

計算の対象とした三成分混合気の燃料成分は、一酸化炭素、水素、アンモニア、シランの四種類の無機化合物、それにメタン、プロパン、ヘキサンの三種類の有機化合物である。酸化剤は空気とし、空気の組成は酸素21%、窒素79%であるとした。不活性ガスとして窒素と炭酸ガスを添加した場合のそれぞれについて火

炎温度を計算した。ただし、メタンを燃料としたときには、さらにアルゴンまたはヘリウムを添加した場合についても計算した。計算では、未燃混合気の温度を298.15K、また、圧力を1気圧とした。

これらの混合気のうち、一酸化炭素、水素、メタン、プロパン及びヘキサンには、Lewis and von Elbe[12]によって引用されているCoward and Jones[1]による燃焼範囲データを利用した。アンモニアのデータには、柳生のデータ集[7]に掲載されている佐々木の上方伝播法によって測定されたデータを用い、また、シランについては堀口ら[3]の報告によった。これらのグラフを読みとり、計算に必要な燃焼限界における混合気組成を求めた。

4　結果と考察

4.1　一酸化炭素

Fig.2は、一酸化炭素混合気の実測の燃焼範囲であり、後に述べる燃焼限界推定結果が追加されている。実測の燃焼範囲を実線で示し、また、推定結果は一点鎖線と破線で描かれている。なお、図中の右下がりの実線は、完全燃焼する燃料と空気の混合比である化学量論比ϕ=1を表している。

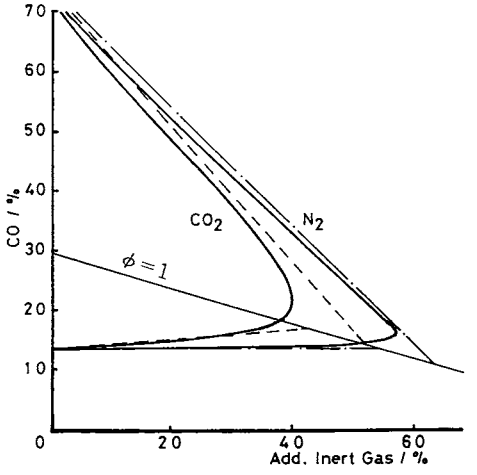


Fig.2 Observed and estimated flammable regions of carbon monoxide／air／inert gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated —・— : nitrogen
–––– : carbon dioxide

Fig.3に、断熱火炎温度$T_{f,a}$の計算結果と混合気の化学量論比ϕの関係を示した。$T_{f,a}$～ϕ図中、実線の曲線は可燃範囲にある一酸化炭素／空気混合気の断熱火炎温度である。また、●印または▲印はそれぞれ窒素または炭酸ガスを添加した混合気の燃焼限界における断熱火炎温度の計算結果である。なお、計算に利用したCoward and Jonesの燃焼範囲データの上下燃焼限界濃度は、他の文献値と違っていたり、表示されていなかったりする。このため、文献12)の付録に掲載されている上下限界濃度を用して行った。文献12)のデータに基づく火炎温度の計算値は、それぞれの図中に○印で示した。

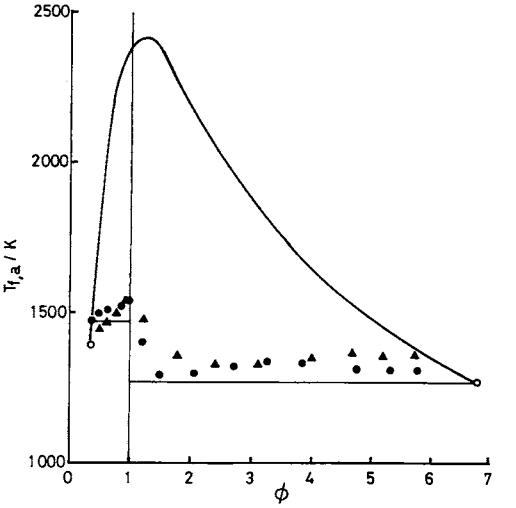


Fig.3 Adiabatic flame temperature $T_{f,a}$ of carbon monoxide／air mixture and mixtures with inert gases at limits of flammability
— : carbon monoxide／air
● : diluted with nitrogen
▲ : diluted with carbon dioxide

上記の方法で計算された限界組成混合気の断熱火炎温度は、燃料または酸化剤のどちらか不足な成分の拡散係数が他の成分の拡散係数に比べて大きい場合に起こる選択拡散の効果や、火炎からの放熱による影響を考慮していないため、実際の火炎温度とは異なる。しかし、燃料希薄、過剰のいずれの側においても、しわ状火炎の形成はなく選択拡散が認められないとされている一酸化炭素[13]の場合には、ϕ=1付近で$T_{f,a}$が高くなる傾向はみられるものの、ϕ<1、ϕ>1のそれぞれの領

域において、$T_{f,a}$はほぼ一定であるとみることができる。

不活性ガスを添加した混合気の燃焼限界は、**Fig.3**の$T_{f,a}$とϕとの関係において、ϕ<1では燃料／空気混合気の下限界組成の断熱火炎温度に等しい$T_{f,a}$一定を示す直線、ϕ>1では上限界の断熱火炎温度に等しい$T_{f,a}$一定の直線、それにϕ=1の直線の三本の線で近似できるとする。この仮定に基づき計算し、得られた一酸化炭素／空気／不活性ガス混合気の燃焼限界線を**Fig.2**に、窒素の場合には一点鎖線で、炭酸ガスの場合には破線で示した。ただし、一酸化炭素の上限界濃度は74%としてある。

Fig.2で一酸化炭素／空気／不活性ガス混合気の実測と推定の燃焼範囲を比較すると、燃焼範囲先端部分において実測値と推定値の両者間で違いが大きい点を除けば、推定した燃焼限界線は全体として実測データのよい近似になっている。また、一酸化炭素の燃焼範囲の先端部がϕ=1の直線より高燃料濃度側に位置する実測結果を無理なく表現できている。

4.2 水素

Fig.4及び**Fig.5**に、水素混合気の燃焼範囲と、断熱火炎温度$T_{f,a}$に関する計算結果を混合気の化学量論比ϕに対しプロットして示した。これらの図は、それぞれ一酸化炭素混合気の**Fig.2**、**Fig.3**に対応しており、記号も共通である。

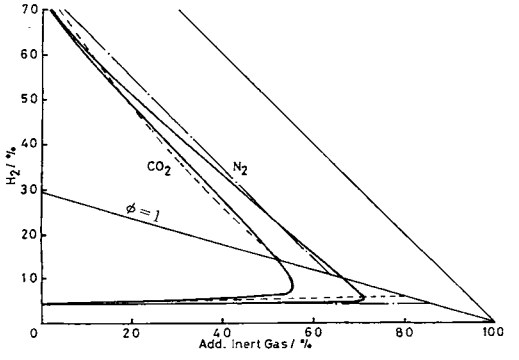


Fig.4 Observed and estimated flammable regions of hydrogen／air／inert gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated —·— : nitrogen
–––– : carbon dioxide

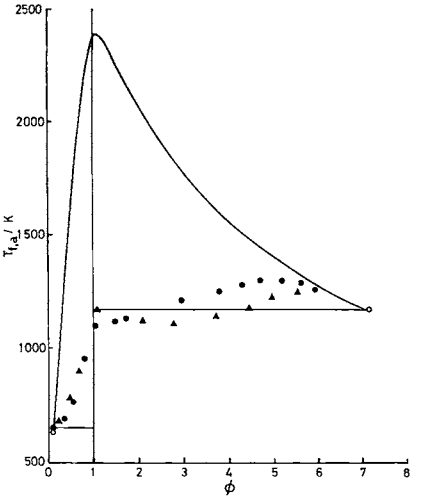


Fig.5 Adiabatic flame temperature $T_{f,a}$ of hydrogen／air mixture and mixtures with inert gases at limits of flammability
— : hydrogen／air
● : diluted with nitrogen
▲ : diluted with carbon dioxide

Fig.5に示した水素混合気のϕ<1の領域では、燃焼限界線上の組成の断熱火炎温度$T_{f,a}$は、ϕが小さくなるにつれて低下している。この現象は、次のように説明できる。ϕ<1の領域では、水素の選択拡散によって混合気中の局所に水素濃度の高い部分ができて燃焼する[14]。断熱火炎温度は混合気全体の平均組成の火炎温度として計算されるので、選択拡散の効果が大きく現れる下限界組成に近づくにつれ、計算された火炎温度は低下する。したがって、水素混合気の場合、燃焼限界線上の組成の断熱火炎温度が、ϕ<1の領域でϕが小さくなるにされて低下しているのは、選択拡散による効果であるといえる。

一方、ϕ>1の領域の断熱火炎温度は約1200Kであり、200K程度の範囲で変動している。しかし、ϕ>1の領域での燃焼限界測定の難しさと、計算のために行ったデータの読み取り誤差による影響を考慮すれば、この温度の変動は燃焼範囲の測定誤差等によるものと考えて良い。

水素の場合も一酸化炭素の場合と同様にϕ<1とϕ>1のそれぞれの領域で、$T_{f,a}$はそれぞれの限界組成の断熱火炎温度に等しく一定であるとする。そして、一酸

化炭素の場合に行ったのと同じ方法で燃焼範囲を推定し、水素／空気／不活性ガスの三成分混合気の燃焼限界線を**Fig.4**中に、窒素の場合には一点鎖線で、炭酸ガスの場合には破線で示した。ただし、上限界濃度は、75%とした。

推定した燃焼限界線と実測データを、**Fig.4**において比較する。水素の場合はϕ<1の領域で選択拡散があり、推定ではその影響をϕ=1付近で見積もりすぎであるにも関わらず、推定燃焼範囲が燃焼範囲先端付近で大きくなる点を除けば、全体として実測データのよい近似になっている。また、水素の場合には先端部分がϕ=1の直線より低燃料濃度側に位置する実測結果も再現できている。

4.3　アンモニア及びシラン

一酸化炭素や水素の場合と同じ方法で、アンモニア／酸素／窒素及びシラン／空気／窒素混合気の燃焼範囲の推定を試みた。推定結果と計算に利用した燃焼範囲の図を合わせて、それぞれ**Fig.6**、**Fig.7**に示す。

Fig.6に示した、アンモニア／酸素／窒素混合気の燃焼範囲のデータは、直径4.5cm、長さ60cmの密閉管中で測定されたものであり、その信頼性は明かではないが、ここで行った推定による範囲とよい一致を示している。利用した実測データから読み取ったアンモニア／酸素混合気の上下の燃焼限界濃度は、それぞれ81.8%、13.3%であったが、文献2)によれば上限界濃度は79%、下限界濃度は15%である。これらの値を用いるなら、アンモニアの燃焼範囲に関する実測と推定両者のデータの一致はもっとよくなる。

Fig.7は、文献3)に基づき、シラン／空気混合気の下限界濃度に1.37%を、上限界濃度には98%を用いて推定した結果と実測データを比較したものである。

ϕ>1における燃焼限界の推定には、燃焼後の混合気の平衡組成に固体シリコンを含める場合と、含めない場合の二方法を用いた。これらの方法による推定結果を、固体シリコンの生成を考慮した場合は点線で、無視した場合については一点鎖線で、**Fig.7**のϕ>1の領域に示した。この図では、平衡組成に固体シリコンを含めずに推定した燃焼限界は、実測のϕ>1における燃焼範囲とよく一致している。また、本研究では、シラン混合気のϕ<1において窒素添加量の増加とともに下限界濃度がわずかに低下する実測の結果を再現できなかったが、燃焼範囲全体としてよく近似されている。

以上のように、本研究で採用した燃焼範囲の推定方法は$T_{f,a}$のみ考慮した近似的方法ではあるが、検討の対象とした単純な無機化合物に関しては、妥当な第一近似的燃焼範囲推定方法になっているといえる。

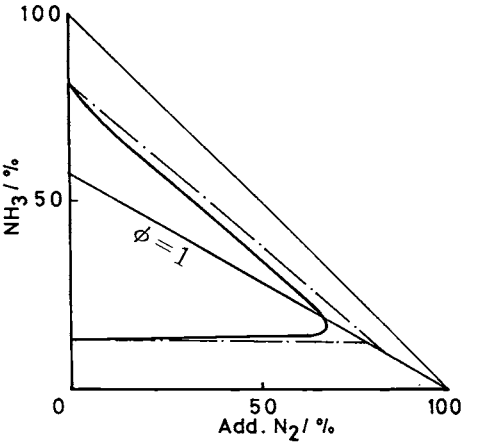


Fig.6 Observed and estimated flammable regions of ammonium／air／nitrogen mixtures
——— : observed data
－・－ : estimated region

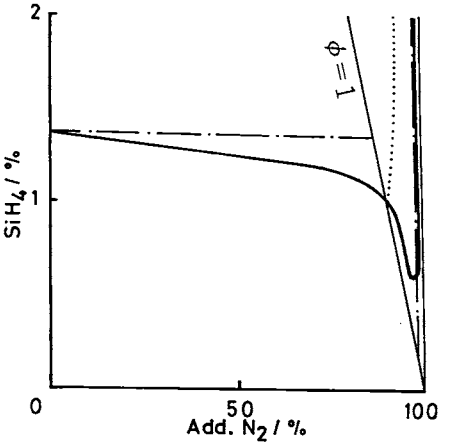


Fig.7 Observed and estimated flammable regions of silane／air／nitrogen
observed ——— : literature data
estimated －・－ : Without silicon solid in equilibrium composition
····· : With silicon solid in equilibrium composition

4.4 メタン

Fig.8a及び**Fig.8b**は、それぞれメタンの実測と推定の燃焼範囲、及び断熱火炎温度$T_{f,a}$の計算値と混合気の化学量論比ϕの関係である。メタンを燃料とした場合には、ヘリウム及びアルゴンを添加した燃焼範囲の実測データが報告されているので、**Fig.9**にこれらの希ガス元素で希釈されたメタン／空気混合気の燃焼範囲の測定結果と本研究による推定結果を比較して示した。ただし、アルゴンとヘリウムの比熱は同じなので、点線で示した推定の燃焼範囲は両者とも重なっている。各図の記号等は、**Figs.1～4**に準ずる。

添加した不活性ガスが、窒素、炭酸ガスまたはアルゴンの場合、混合気の化学量論比ϕ<1の領域では、メタンに対し推定燃焼限界線はピーク濃度付近を除きよく近似できた。しかし、ϕ>1の領域における実測と推定両者の燃焼範囲のずれは大きく、この領域の推定燃焼範囲は実測より小さくなった。このときの限界線に沿った断熱火炎温度$T_{f,a}$は、**Fig.8b**に見られるように、ϕが1に近づくにつれて低下した。一方、ヘリウムを添加した混合気の場合には、ϕ>1の領域での推定限界線はアルゴン添加の混合気に比べて実測の燃焼限界に近づくが、相変わらず実測の限界が大きく、また、ϕ<1の領域でも推定限界線はより低濃度側にずれた形になり、一致しなくなった。

ヘリウムを添加した混合気の燃焼範囲が、アルゴン添加混合気の燃焼範囲より狭くなるのは、ヘリウムの熱伝導率がアルゴンに比べて大きいため、アルゴン添加の混合気に比べて伝導による熱損失が大きく、火炎温度が低下するためと説明できる。したがって、この場合、ϕ>1の領域の推定燃焼範囲が実測より小さくなることについて、添加剤には依存しない現象として考察できる。

ここで、窒素、または炭酸ガスを添加したときのϕ>1の領域における$T_{f,a}$～ϕの関係を**Fig.8b**に見ると、ϕが1に近づくにつれて燃焼限界線上の混合気の断熱火炎温度$T_{f,a}$は低下している。これは、平衡計算結果には現れない過剰な燃料の吸熱的反応等があって、実際の火炎温度を低下させているためとしなければ説明できない。しかし、このようなことが実際に起こっているとは考えにくい。いずれにしても、ϕ>1の領域でϕが1に近づくにつれ$T_{f,a}$が低下する原因の一つに、メタン混合気のCoward and Jonesによる燃料過剰側の燃焼限界が正しく測定されてない可能性も考えられる。

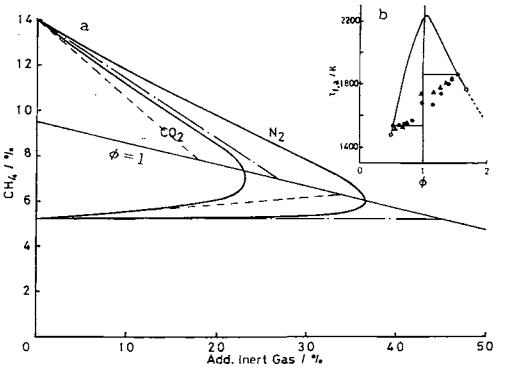


Fig.8

a: Observed and estimated flammable regions of methane ／ air ／ inert gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated — · — : nitrogen
---- : carbon dioxide

b: Adiabatic flame temperature $T_{f,a}$ of methane ／ air mixture and mixtures with inert gases at limits of flammability
— : methane／air
● : diluted with nitrogen
▲ : diluted with carbon dioxide

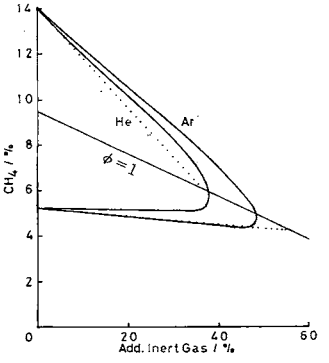


Fig.9 Observed and estimated flammable regions of methane／air／rear gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated ····· : helium and argon

Coward and Jonesの燃焼範囲のグラフからメタン／空気混合気の上限界濃度を読みとると14%であり、文

献値[11]の15%に比べ明らかに小さい。メタンの上限界における断熱火炎温度$T_{f,a}$を、**Fig.8a**のϕ=1付近における燃料過剰側の$T_{f,a}$に等しいとして推定すると16%程度となる。メタンのϕ>1の領域における燃焼範囲の実測データには再検討すべき問題がありそうである。

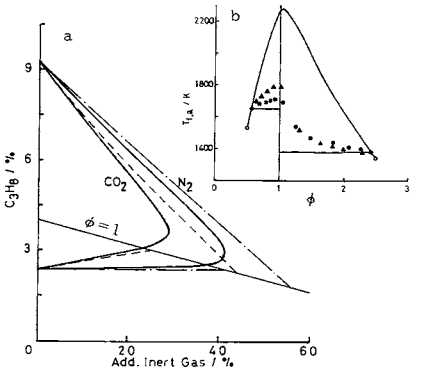


Fig.10

a: Observed and estimated flammable regions of propane／air／inert gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated — ・ — : nitrogen
– – – – : carbon dioxide

b: Adiabatic flame temperature $T_{f,a}$ of propane／air mixture and mixtures with inert gases at limits of flammability
— : propane／air
● : diluted with nitrogen
▲ : diluted with carbon dioxide

4.5　プロパン、ヘキサン

Fig.10aと**Fig.10b**は、それぞれプロパンの燃焼範囲とその推定結果、及び$T_{f,a}$～ϕの関係を示したものであり、**Fig.11a**と**Fig.11b**は、n-ヘキサンについての燃焼範囲と推定結果及び$T_{f,a}$～ϕ関係である。

ϕ<1では、プロパンに関して推定限界線は概ねよい近似となっているが、n-ヘキサンでは不活性ガスの添加量の増大と共に推定燃焼範囲が実測より広くなる傾向が目立つようになる。ϕ>1の領域におけるこの種のずれはどちらの燃料でもさらに大きく、特に燃焼範囲の先端付近で差が大きくなっている。

それでも、**Fig.10a**に示したプロパンの燃焼範囲の予測に関する結果は妥当と見ることができる。しかし、**Fig.11a**に示したヘキサンでは不当に広すぎる燃焼範囲を推定する結果となった。この原因の一つに、水素の節で触れた選択拡散による影響がある。すなわち、ヘキサン／空気混合気の上限界の化学量論比ϕは3.5でプロパンの場合以上に大きい。その結果、**Fig.10b**のϕ>1の領域で見られたプロパン混合気の挙動に似た

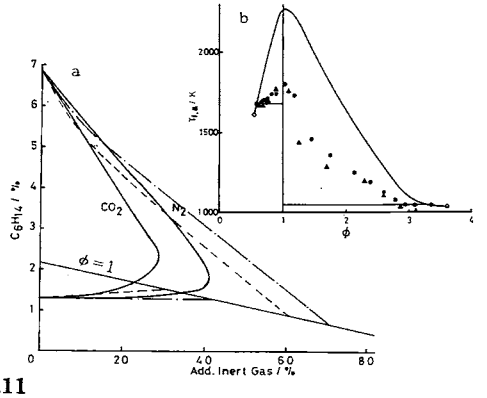


Fig.11

a: Observed and estimated flammable regions of hexane／air／inert gas mixtures
observed ——— : literature data
estimated — ・ — : nitrogen
– – – – : carbon dioxide

b: Adiabatic flame temperature $T_{f,a}$ of hexane／air mixture and mixtures with inert gases at limits of flammability
— : hexane／air
● : diluted with nitrogen
▲ : diluted with carbon dioxide

上限界での断熱火炎温度$T_{f,a}$の選択拡散による緩やかな低下傾向が、**Fig.11b**から分かるように、さらに顕著に現れる。このため、ϕ>1の領域における燃焼限界の断熱火炎温度$T_{f,a}$は上限界の断熱火炎温度に等しく一定とした仮定は、選択拡散の効果を過大に評価していることになり、実際の限界からのずれがますます大きくなる。

本報告で提案した燃焼範囲を推定する方法は、炭化水素系の燃料でも燃料希薄側の燃焼限界の推定には有効である。しかし、さらに正確な燃焼範囲の推定を炭化水素系の燃料について行うためには、実際の燃焼生成ガス組成と平衡組成間の違いや、選択拡散による効果を取り入れたより高度なモデルを構築する必要がある。

5 まとめ

燃料／空気／不活性ガス混合気の燃焼範囲は、燃料過剰側及び希薄側の火炎温度が、燃料／空気混合気の上下それぞれの燃焼限界における断熱火炎温度以上となる範囲と仮定し、推定する方法を提案した。

この燃焼範囲推定方法が利用可能かどうかを、一酸化炭素、水素、アンモニア、シランの四種類の無機化合物と、メタン、プロパン、ヘキサンの三種類の有機化合物を燃料とし、不活性ガスとして窒素、炭酸ガス、アルゴン、ヘリウムを用いた場合につき、断熱火炎温度の計算から推定した燃焼範囲と文献上の実測の燃焼範囲を比較することにより検討した。

提案した燃焼範囲推定法は、無機化合物の場合には、いずれも実測の燃焼範囲の良い近似となる燃焼範囲を推定できた。しかし、ここで扱った有機化合物では、燃料過剰側の燃焼限界の推定に問題があった。これは、このモデルにおいて実際の燃焼生成ガス組成と平衡組成間の違いや、化学量論比による選択拡散の効果の違いを正しく考慮されていないためであると考えられた。

さらに正確な燃焼範囲の推定を行うためには、これらの効果を取り入れたモデルの構築が必要である。

参考文献

1) Coward, H. F. and Jones, G. W. : " Limmits of Flammability of Gases and Vapors, " U. S. Bur. Mines Bull. No.503 (1952)
2) Zabetakis, M. G. : " Flammability Characteristics of Combustible Gases and Vapors, " U. S. Bur. Mines Bull. No.627 (1965)
3) 堀口貞滋、浦野洋吉、徳橋和明、岩阪雅二、近藤重雄：高圧ガス、**24**, 143 (1987)
4) 浦野洋吉、堀口貞滋、徳橋和明、大谷英雄、近藤重雄、橋口幸雄：化学技術研究所報告、**84**, 585 (1989)
5) 李　相坤、榎本隆光、大谷英雄、上原陽一：燃焼の科学と技術, **1** , 129 (1993)
6) 李　相坤、大谷英雄、上原陽一：安全工学、**33**, 82 (1994)
7) 柳生昭二：「ガス及び蒸気の爆発限界」、安全工学協会(1977)
8) 疋田　強、秋田一雄：「改訂燃焼概論」、p.28、コロナ社(1982)
9) Zabetakis, M. G., Lambiris, S. andScott, G. S. : Proceeding of 7th (International) Symposium on Combustion, p.484 (1959)
10) Gordon, S. and McBride, B. J. : " Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions, Rocket Performance, Incident and Reflected Shocks, and Chapman-Jouget Detonations, " NASA SP-273 (1971)
11) Annon. : " JANAF Thermochemical Data, " Dow Chemical Co.
12) Lewis, B. and von Elbe,G. : " Combstion, Flames and Explosions of Gases (3rd ed.), " p.709, Academic Press (1987)
13) ibid, p.315
14) ibid, p.326

Flammability Limit and Adiabatic Flame Temperature of Fuel/Air/Inert Gas Mixtures

(Abstract)

Naoshi Saito

(Received May 31,1994)

An estimation method on a flammable region of fuel / air / inert gas mixture is proposed using a thermal model. The method is based on a hypothesis that the flammable region of the mixture is in composition ranges where adiabatic flame temperatures are equal to or higher than the flame temperature at upper or lower limit of flammability in rich or lean mixture, respectively.

To verify the availability, the method was applied to combustible mixtures of four inorganic fuels and three organic fuels with four inert gases, and the estimted results were compared with reported data in literature. It is a good estimation for combustible mixtures of inorganic fuels, but there are some differences between estimate flammable regions and the observed data of organic fuels, especially in fuel rich side. This is because the method overestimates effect of preferential diffusion in combustible mixtures near to stoichiometry and does not include influence of difference of burnt gas compositions between real combustion and calculation.

大規模火災を想定した水平地下空間模型実験における熱環境
―天井温度と換気風速の関係―

渡部勇市、宮崎早苗、関沢　愛、山田常圭、箭内英治、斎藤　直

（平成6年5月31日受理）

トンネルを模擬した長さ21.6m、断面寸法0.3m×0.3mの水平におかれた模型で大規模火災を想定し、メタノールより発熱量の大きいｎ－ヘプタンによる火災実験を行い、火源付近での天井温度と換気風速、発熱速度の関係について調べた結果、以下のことが明らかになった。

1)　天井の最大温度は、火源の発熱速度が一定であれば、換気風速が大きくなるにしたがい指数関数的に低下した。換気風速による温度低下の割合は、発熱速度が小さくなるにしたがい大きくなった。

2)　最大温度を示す天井の位置は、発熱速度及び換気風速が大きくなるにしたがい火源から風下側へ移動し、本模型実験では、換気風速0.43m/s、発熱速度96kWの条件の下で、天井の最大温度は約1200℃に上昇し、赤熱している壁面の範囲は風下側へ天井高さの12倍以上に広がった。

1. はじめに

地下空間の火災における火源付近での熱環境を知ることは、救助活動、消火活動及び延焼防止対策を行う上で重要である。トンネル内の熱環境を評価する上で必要な物理量として熱気流温度、壁面温度、放射熱等があるが、今回は、床面への放射熱等に大きな影響を与えると考えられる火源付近の天井温度に注目し研究を行った。

既に、水平のトンネル状空間では、実大実験が数多く行われているが、乗用車1台またはバス1台の火災を火源規模としていることが多い[1~3]。この時の火源直上の天井面下の温度上昇は最大約150Kであり、特に問題となるものではないとされている。

消防隊員のトンネル内での救助及び消火活動等からは、日本坂トンネル火災事故[4]やカルデコット火災事故[5]のような大規模のトンネル火災を想定した時の火源付近での熱環境について知る必要がある。しかし、大規模なトンネル火災実験は旧鉄道トンネルを利用して行われたOfeneggトンネル火災実験[6]しか見当たらず、この実験では、換気風速が一種類であるので、換気風速と天井温度の関係については十分に解明されているとはいえない。

前報[7]では、メタノールを燃料として実験を行い、主にメタノールの燃焼速度について調べ、燃焼速度が実験期間中に増大し続ける条件について報告した。この時にも天井温度の測定を行っているが、燃料はメタノールに限定されている。今回は発熱速度を大きくするために燃料としてn－ヘプタンを使用し火災実験を行った。

本研究は、水平トンネル模型を用い強制換気の下でn－ヘプタンによる比較的大きな火源規

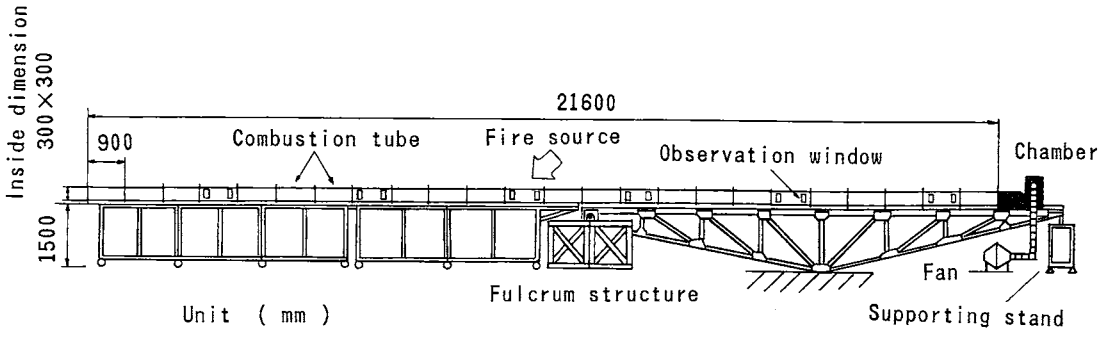


Fig.1 Schema of the tunnel model

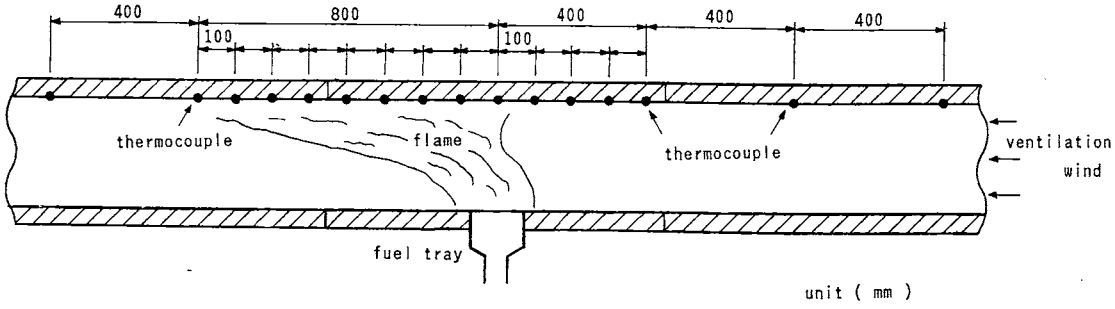


Fig.2 Outline of experimental measuring points

模の火災実験を行い、換気風速を変化させた時の火源付近での天井温度を測定し、天井温度と換気風速の関係について調べたものであり、前回[7]のメタノールの実験結果をも含めて報告する。

2. 実験方法

実験に用いた水平トンネル模型の概略を**Fig.1**に示す。水平トンネル模型は、内法0.3m×0.3m、長さ21.6mであり、トンネル模型の構造、送風装置は前報[7]に示したものと同じものを使用した。

燃料は、前報の実験[7]ではメタノールを使用したが、本実験では発熱速度の大きいn－ヘプタンを使用した。直径0.15mの燃焼容器を**Fig.1**に示すように模型のほぼ中央に設置し、燃焼容器縁の上端を床面の表面に揃えた。燃焼容器の深さは50㎜、燃料液面の高さは縁上端から5㎜下に合わせた。

火源付近の天井温度を測定するための熱電対の配置を**Fig.2**に示す。熱電対は、シース外径1㎜のK型（クロメルアルメル）を用いた。天井に使用している厚み25㎜の耐熱性断熱材に外側から1㎜の穴を開け、熱電対をその穴に埋め込み設置した。熱電対の熱接点は、内側の天井表面に合うよう調整し、耐熱性接着剤により固定した。

燃焼速度測定装置は、前報[7]に示したものと同じ装置を使用した。この装置は、連通管を利用し、燃焼容器の液面を一定に保つ燃料供給装置であり、燃焼速度は燃料の質量減少量から求めた。本実験での火源の発熱速度は、液体燃料が完全燃焼したものとして質量減少速度から換算して求めた。n－ヘプタンの理論空燃比は15.2kg_{air}/kg_{fuel}であり[8]、本実験での最も小さい換気風速0.43m/sでの供給燃料に対する流入空気の割合は22.4kg_{air}/kg_{fuel}であるため、本実験では燃料へ空気が十分に供給されているものとした。

実験は燃焼時間を50分とし、換気風速を0.43m/s～1.3m/sの範囲で行った。なお、ここでの換気風速は、平均断面風速を示す。

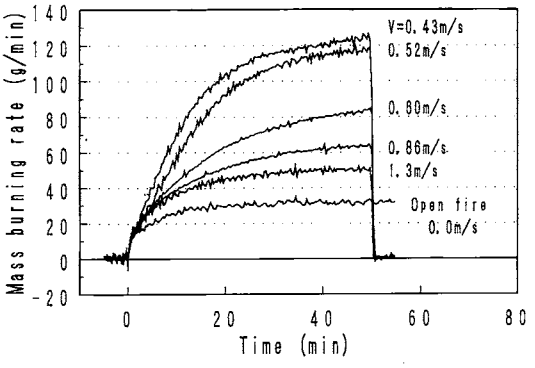


Fig.3 Mass burning rate of n-heptane pool fire in diameter of 0.15m in the tunnel model.
(V:ventilation air velocity, Open fire:elimination of the ceiling and the side wall from the tunnel model)

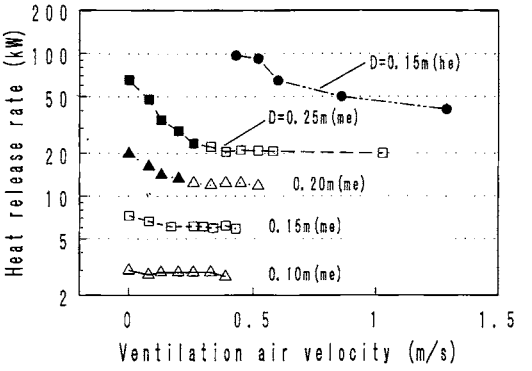


Fig.4 Relation between heat release rate and ventilation air velocity at 40 min after ignition.
(D:diameter of fuel tray, he:n-heptane, me : methanol)

3. 実験結果及び考察

3.1　n－ヘプタンの燃焼速度

燃焼速度の経時変化を**Fig.3**に示す。燃焼速度は、開放空間の場合と異なり、今回の実験条件では天井等から液体燃料への放射熱のフィードバックにより、実験期間中に増大し続けた。燃焼速度は換気風速が小さくなるにしたがい増大する傾向を示し、前報[7]の直径0.25mの燃焼容器によるメタノールの結果と同じような傾向を示した。換気風速0.43m/sのｎ－ヘプタンの燃焼速度は、同直径、無風での天井、側板をはずした開放空間の燃焼速度に比べ約4倍にも増大した。

ｎ－ヘプタンによる本実験の発熱速度と換気風速の関係を調べるために、換気風速を横軸に**Fig.4**に示す。燃料がメタノールである前報[7]での発熱速度の結果も燃焼容器の直径別に**Fig.4**に示す。ここで天井温度が燃焼時間40分の間に定常状態になったものを白抜印□、△、増大し定常にならなかったものを黒塗印●、■、▲で示した。

直径0.15mの燃焼容器によるｎ－ヘプタンの発熱速度は、黒丸印●で示しているように直径0.25mの燃焼容器によるメタノールの発熱速度よりも大きかった。また、直径0.15mのｎ－ヘプタンを燃料とした燃焼速度は実験期間中に増大し続けたが、同直径0.15mの燃焼容器のメタノールの燃焼速度は定常に達した。これは、ｎ－ヘプタンの発熱速度がメタノールに比べ大きいためである。

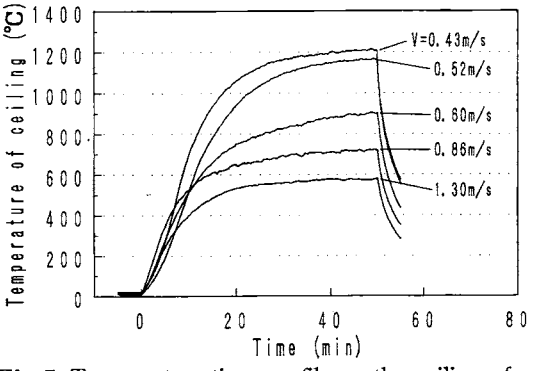
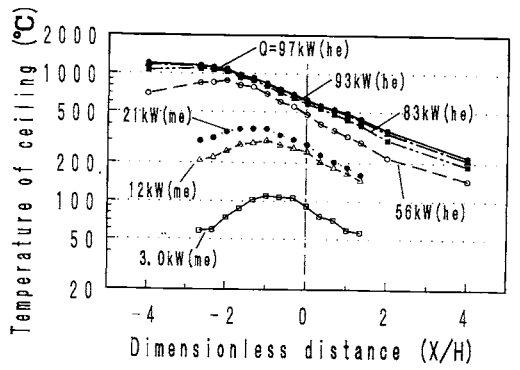


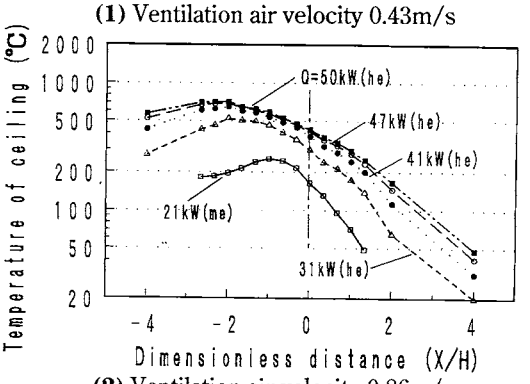
Fig.5 Temperature-time profile on the ceiling of n-heptane pool fire in diameter of 0.15m in the tunnel model.
(V:ventilation air velocity)

3.2　火源付近の天井温度分布と換気風速

天井の最大温度の経時変化を**Fig.5**に示す。天井温度は、換気風速が小さくなるにしたがい高くなった。これは、換気風速が小さくなるにしたがい冷却効果の減少により天井面の温度が上昇し、天井面から液体燃料への放射熱のフィードバックにより火源の発熱速度が増大したためである。換気風速の小さい0.43m/sでは、天井の最大温度は約



(1) Ventilation air velocity 0.43m/s



(2) Ventilation air velocity 0.86m/s

Fig.6 Temperature distribution on the ceiling over the fire source.
(Q:heat release rate, he:n-heptane, me : methanol, H : height of the ceiling, X : distance from the center of fire source)

1200℃にも上昇した。本実験条件では、天井温度は実験期間中上昇し続け、定常にはならなかった。

換気風速0.43m/s、0.86m/sの場合の天井温度分布を、前報[7]でのメタノールの結果も含めて発熱速度をパラメータとし**Fig.6 (1)、(2)** に示す。ｎ－ヘプタンの場合は、点火後10分間隔での測定結果であり、その時の発熱速度、天井温度分布が示してある。メタノールの場合は、点火40分後の測定結果であり、その時の発熱速度、天井温度分布が示してある。

発熱速度による天井温度分布の違いを見ると、天井の最大温度は発熱速度が大きくなるにしたがい高くなり、最大温度を示す位置は、風下側に移動した。火源より風上側の温度は、火源から離れるにしたがい低下し、その低下の割合は換気風速

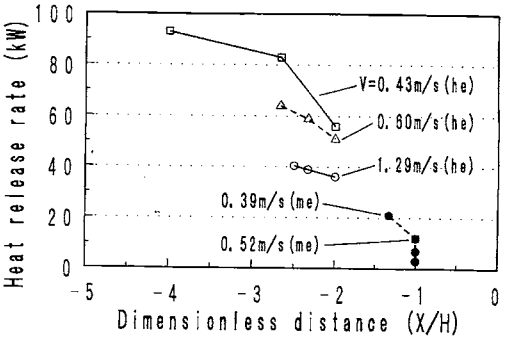


Fig.7 Relation between position of maximum temperature on the ceiling and heat release rate.
(V:ventilation air velocity,he:n-heptane, me : methanol, H : height of the ceiling, X : distance from the center of fire source)

の小さい0.43m/sの方が大きい0.86m/sに比べ小さかった。これは換気風速が小さくなるにしたがい風上側へ遡上する熱気流が増加するためである。

天井の最大温度の位置と発熱速度の関係を、メタノールの結果も含め換気風速をパラメータとし**Fig.7**に示す。天井の最大温度の位置は、比較的発熱速度の小さいメタノールの場合、天井高さの約1倍火源より風下側であるが、発熱速度の大きいｎ－ヘプタンの場合、発熱速度および換気風速が大きくなるにしたがい風下側へ移動した。発熱速度92kW、換気風速0.43m/sでは、天井高さの約4倍風下側になった。

発熱速度が97kWと大きい場合は、火源から風下側に天井高さの12倍離れた観測窓から内壁面を見ると、壁面は赤熱していた。発熱速度が大きくなると赤熱する高温部の壁面範囲は風下側へ天井高さの12倍以上に広がることが分かった。

3.3　発熱速度と天井温度の関係

天井の最大温度と発熱速度の関係を、メタノールの結果も含めて換気風速をパラメータとし**Fig.8**に示す。前報[7]のメタノール火災実験では発熱速度が20kW以下であり、今回のｎ－ヘプタン火災実験では発熱速度が30kW以上であった。

メタノールとｎ－ヘプタンの実験結果を換気風

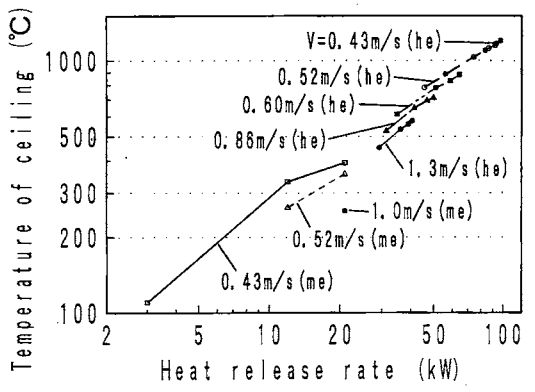


Fig.8 Relation between maximum temperature on the ceiling and heat release rate.
(V:ventilation air velocity,he : n-heptane, me : methanol)

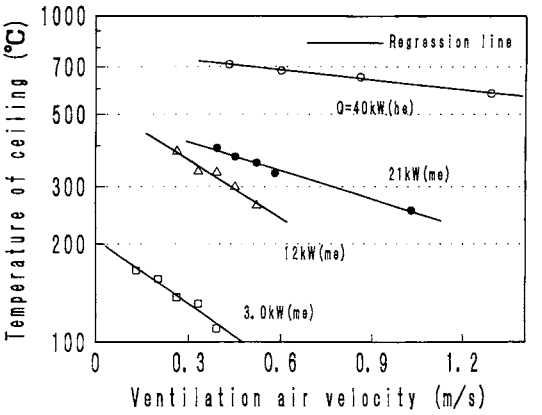


Fig.9 Relation between maximum temperature on the ceiling and ventilation air velocity.
(Q:heat release rate, he:n-heptane, me : methanol)

速の小さい0.43m/sで見ると、天井の最大温度は両燃料でほぼ一直線上に並び、発熱速度の約2/3乗に比例し上昇していることが分かる。これは換気風速が無い場合の従来の天井面の直下温度の測定結果[9]とほぼ同じような傾向を示している。この関係は発熱速度が大きく、火炎が天井に接した場合でも成立した。

しかし、換気風速の大きいメタノールの1.0m/sの場合とこれに最も近い0.86m/sのｎ－ヘプタンの結果を結んでみると、0.43m/sの時とは異なる傾向を示している。さらに、換気風速0.52m/sの場合、メタノールとｎ－ヘプタンを比較すると、同様に換気風速の0.43m/sの時とは異なる傾向を示している。発熱速度の低いメタノールでは、換気風速が大きくなるにしたがい換気風速0.43m/sの時に比べ天井温度低下が著しいため、異なる特性を示した。

3.4　天井温度と換気風速の関係

換気風速と天井の最大温度の関係を、メタノールの結果も含め発熱速度をパラメータとし**Fig.9**に示す。発熱速度の小さいメタノールの実験結果と発熱速度の大きいｎ－ヘプタンの実験結果ともに、天井の最大温度は、換気風速が大きくなるにしたがい指数関数的に低下した。

換気風速による温度低下の割合は、**Fig.9**に示すように発熱速度により異なり、発熱速度の大きいｎ－ヘプタンの方が発熱速度の小さいメタノールより小さく、温度低下の割合は、発熱速度が小さくなるにしたがい大きくなる傾向を示した。

以上、天井の最大温度Tは、実験結果から次の実験式で表すことができる。

$$T=T_0\cdot\exp(-BV)$$

$$T_0=AQ^{2/3}$$

T_0：換気がない時の天井最大温度、

V：換気風速、

Q：発熱速度、

A,B：Qによって変わる実験定数

本実験で得られた**Fig.9**に示すデータからA,Bの実験定数を指数関数の回帰直線により求め、その定数を**Table 1**に、回帰直線を**Fig.9**に示す。換気風速による温度低下の割合を示す実験定数Bは、発熱速度が増加するにしたがい1.53から0.232に低下した。また、換気風速の無いときの天井温度を示す実験定数Aは、発熱速度12kW以下と21kW以上で異なる値を示した。

天井温度の換気風速による温度低下は、熱収支を含めたシミュレーションにより調べ、実験定数等をさらに検討する必要がある。

Table 1 Constants of experimental equation

Heat release rate Q(kW)		3	12	21	40
Constants of experimental equation	A(℃/kW$^{2/3}$)	99.5	104	65.8	67.1
	B(1/m)	1.53	1.37	0.669	0.232

4. まとめ

水平に置かれた、断面寸法0.3m×0.3m、全長21.6mのトンネル模型内で、大規模な火源を想定した直径0.15mの燃焼容器によるｎ－ヘプタン火災実験を行い、火源付近の天井温度と換気風速、発熱速度の関係について調べた結果、本模型実験では以下のことが分かった。

(1) 最大温度を示す天井の位置は、発熱速度及び換気風速が大きくなるにしたがい火源から風下側へ移動した。本模型実験で、換気風速0.43m/s、火源発熱速度96kWの条件の下では、天井の最大温度は1200℃にも上昇し、赤熱している壁面の範囲は風下側へ天井高さの12倍以上にも広がった。

(2) 天井の最大温度は、換気風速、発熱速度に大きく依存し、換気風速が小さく、発熱速度が大きくなるにしたがい上昇した。

(3) 天井温度の換気風速による変化は、換気風速が大きくなるにしたがい指数関数的に低下した。換気風速による温度低下の割合は、発熱速度が小さくなるにしたがい大きくなった。

(4) 天井温度の発熱速度による変化は、換気風速が小さい場合は発熱速度の2/3乗にほぼ比例するように上昇し、換気の無い時の特性と同じ傾向を示した。しかし、換気風速が大きくなるにしたがい異なる特性を示した。

模型実験から実大規模の天井温度を推定するためには、火源付近の熱気流温度、火炎温度、壁面温度と放射熱の相互関係、および実大トンネルとの相似則等についての課題が残されており、さらに検討する必要がある。

参考文献

1) 水谷敏則、堀内浩三郎：“トンネル内自動車火災実験”、トンネルと地下、13、2、p.47（1982）
2) 水谷敏則、堀内浩三郎、秋山清：道路トンネル内火災実験、土木技術資料、26－6（1984）
3) 吉田幸信：“道路トンネル内における自動車火災に関する実験について”、火災、33、4、p.1（1983）
4) “東名高速道路日本坂トンネル火災”、近代消防、p.123（1979．9）
5) “Multidisciplinary accident investigation team, Caldecott tunnel report”, California department of transportation,（1983）
6) トンネル防災設備実験計画作成専門委員会：“トンネル防災設備のための自動車火災実験計画研究報告書、付録－1　Ofeneggトンネル火災実験報告”、高速道路調査会、p.49（1969）
7) 渡部、宮崎、関沢、箭内、山田、斎藤：“水平の地下空間模型におけるメタノールの燃焼速度”、消防研究所報告、75、p.15（1993）
8) 小林、荒木、牧野：燃焼工学、理工学社、p.28（1988）
9) C.C.Veldman et al.：NBS－GCR－77－97（1975）

An Experimental Study on Thermal Environment of a Relatively Large Fire in a Reduced Scale Model of a Horizontal Tunnel under Ventilation Condition

—Relation between Ceiling Temperature and Ventilation Air Velocity—

(Abstract)

Yuichi Watanabe, Sanae Miyazaki, Ai Sekizawa,
Tokiyoshi Yamada, Eiji Yanai and Naoshi Saito

(Received May 31, 1994)

Through large fire experiments using a n-heptane fire source in a reduced scale model which was 21.6m long and 0.3m×0.3m for an inside dimension,we investigated relations between the ceiling temperature and the ventilation air velocity.

As the results the following were found.

(1) The position of the ceiling,where the highest temperature was observed,moved from fire sorces to the leeward area as the heat release rate and the ventilation air velocity were larger.When the ventilation air velocity was 0.43m/s and the heat release rate was 97kW,the ceiling temperature reached 1200℃ and a red heat wall was observed in the leeward area in the range of 12 times of a ceiling height.

(2) The ceiling temperature decreased exponentially as the ventilation air velocity increased.The decrease rate of the ceiling temperature by the ventilation air velocity was larger as the heat release rate was smaller.

(3) When the ventilation air velocity was small,the ceiling temperature increased in proportion to two thirds power of $Q[Q^{2/3}]$ like fires with no ventilation wind. But, as the ventilation air velocity became larger,the ceiling temperature did not increase in proportion to $Q^{2/3}$.

ファジィ推論による火災判断機構について
ーニューラルネットワークの利用ー

細川直史

(平成6年5月31日受理)

非火災報の低減を図る目的で、熱、煙、COセンサーを組み込んだ三素子センサーとファジィ推論により監視室の火災・非火災の状態を識別する火災性状把握システムの開発が行われてきた。しかしながら、システム中に用いられているファジィ推論機構は経験を積んだ人が火災・非火災のセンサーデータを基に、センサーを設置する部屋の環境を考慮しながらメンバーシップ関数を作成しなければならないという問題があった。

本報では、従来必要であったメンバーシップ関数の細かい設定や調整にかかる手間を軽減するために、ファジィ推論中に用いられているメンバーシップ関数としてニューラルネットワークを組み込んだ。ネットワークにくん焼火災、発炎火災、たばこ、湯気等による三素子センサー出力の特徴を学習させることで、ニューラルネットワークがメンバーシップ関数の働きをするファジィ推論機構を作成した。このファジィ推論機構は、メンバーシップ関数の細かい設定や調整を軽減し、人がトレンドグラフを見て火災を判断するような視覚的判断基準をファジイルールに組み込むことを可能とした。

1. はじめに

近年、建物が高層化及び大規模化している現状において、建物に設置される自動火災報知設備による火災の早期発見と通報の役割の重要性はますます増大している。しかしながら、現状の設備においては、火災以外の種々の要因による非火災報が発生し、設備の信頼性に大きな影響を及ぼしている。消防研究所と松下電工㈱は、非火災報の低減を図るために熱、煙、COセンサーを組み込んだ三素子センサーとファジィ推論を用いた火災性状把握システムの試作を行った[1-3]。このシステム中のファジィ推論機構は、非火災報を減らし、システムの信頼性向上に大きな役割を果たしているが、経験を積んだ人が火災・非火災のセンサーデータを基に、センサーを設置する部屋の環境を考慮しながらファジィ推論機構に用いられるメンバーシップ関数を作成しなければならないという問題があった。

本報では、メンバーシップ関数としてニューラルネットワークを組み込んだファジィ推論機構が火災と非火災の識別に有効であることを示す。

2. 火災性状把握システム中で用いられているファジィ推論と問題点

一般的な自動火災報知設備は、煙濃度等がアラームレベルを超え、それが一定時間続くと、火災信号が発信される。つまり、「発信しない：0」と「発信する：1」の2つの状態しか表さないと言ってよい。これに対し、ファジィ推論では煙濃度等が火災に対する確率(0から1の間の任意の値で確信度と呼ばれる)に変換され、その確率に基づいて火災かどうかが判定される。従って、ファジィ推論を使用する利点は、0から1の間連続値の使用によって、より細かい状態を表現できる

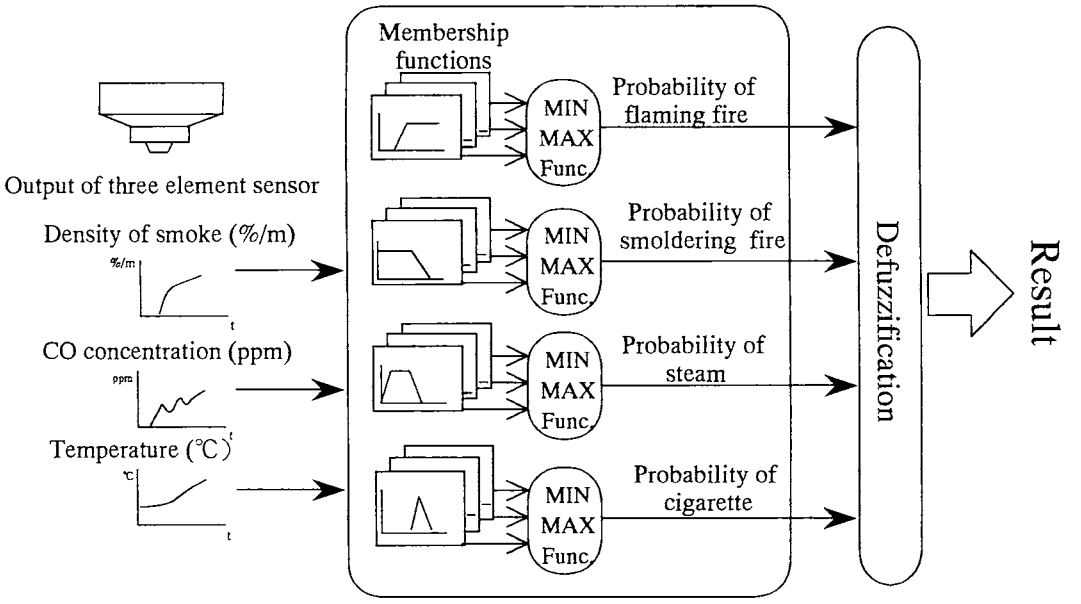
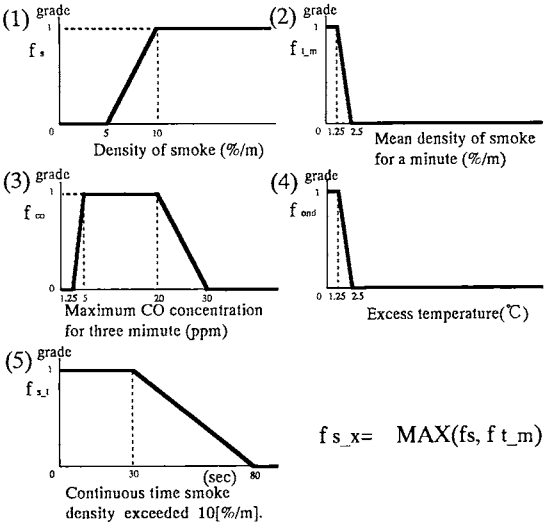


Fig.1　Structure of fuzzy reasoning in the Intelligent Fire Detection System.

ところにある[1]。

これまでの研究で開発した火災性状把握システム[1-3]中で用いられているファジイ推論の構成を**Fig.1**に示す。火災と非火災を判断するルールは、メンバーシップ関数とよばれる関数により記述される。この関数はシステム稼働前に作成され、システム中に組み込まれている。三素子センサーの出力はくん焼火災、発炎火災、たばこ、湯気等の4つのカテゴリーごとに用意されたメンバーシップ関数へ入力される。メンバーシップ関数からの出力は確信度と呼ばれ、4つのカテゴリーの事象が起こっている確率を示している。例えば**Fig.2**はタバコの煙に対するルールを表し、この中の(1)は煙濃度（横軸）がこの関数に入力されると、その煙濃度に対する確信度（縦軸）を出力するメンバーシップ関数を表している。**Fig.2**のタバコの煙に対するルールはこれら5つのメンバーシップ関数によって記述されている。関数(1)と(2)の出力は論理和(OR)を表すMAX関数（最大値を選択する関数）でファジイ合成（以下簡単に合成と呼ぶ）され、その合成結果と関数(3)(4)(5)の出力が論理積(AND)を表すMIN関数（最小値を選択する関数）で合成されて最終的にタバコの煙の確信度として出力される。4つのカテゴリーに対する確信度は、最終的に脱ファジイ化処理において火災・非火災の推論結果として出力される。



Probability of cigarette=MIN(f s_x , f co_max, f ond, f s_t,)

Fig.2　Example of membership functions for cigarette.

Fig.3はタバコの煙を三素子センサーへ吹きかけた時の出力例である。この場合、従来の蓄積型自動火災報知設備であれば、20秒程度火災信号の発信を猶予することで、煙濃度がアラームレベル以下に下がるため、

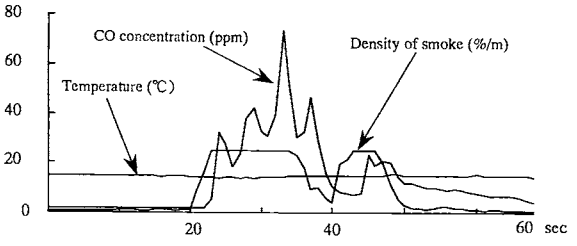


Fig.3　Example of sensor output in case of cigarette.

非火災報の発生を回避することが可能である。しかし、センサーレベルの異常が猶予時間より長く続けば非火災報が発生することになる。一方、ファジイ推論においては短時間で上下に変化するセンサー出力の特徴を解析しその結果をメンバーシップ関数としてルール化することで、火災・非火災の識別を行い、タバコの煙を特定することが可能である。ただ問題は、より高い推論精度を得るためには、ルールが複雑化（**Fig.2**の様なメンバーシップ関数の数が多くなる）し、その作成のためには経験と能力が必要となることである。このように、ファジイ推論にはメンバーシップ関数をどのようにして作成するかという問題がある。この問題を解決するためには、センサーデータを基に自動的にメンバーシップ関数を生成する方法が望まれる。

3. ニューラルネットワークによるパターン認識

ニューラルネットワークは、1960年にF.Rosenblattら[5]によって提案されたものであり、Rumelhart[6]による多層のネットワークの学習法の確立によって、パターン認識、多変量制御等様々な分野へ応用され、その有用性が数多く報告されている[7]。

ニューラルネットワークは、人の神経細胞(neuron)を模したユニットを、**Fig.4**で示す様に層状に結合したものである。**Fig.4**は入力層と出力層を含めて全体でM層、各層に含まれるユニット数はN個のニューラルネットワークを表している。

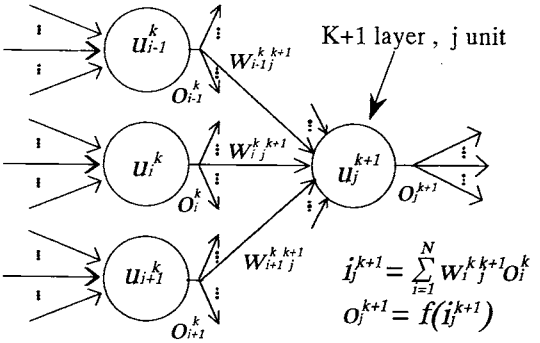


Fig.5　Relationship of units in neural network.

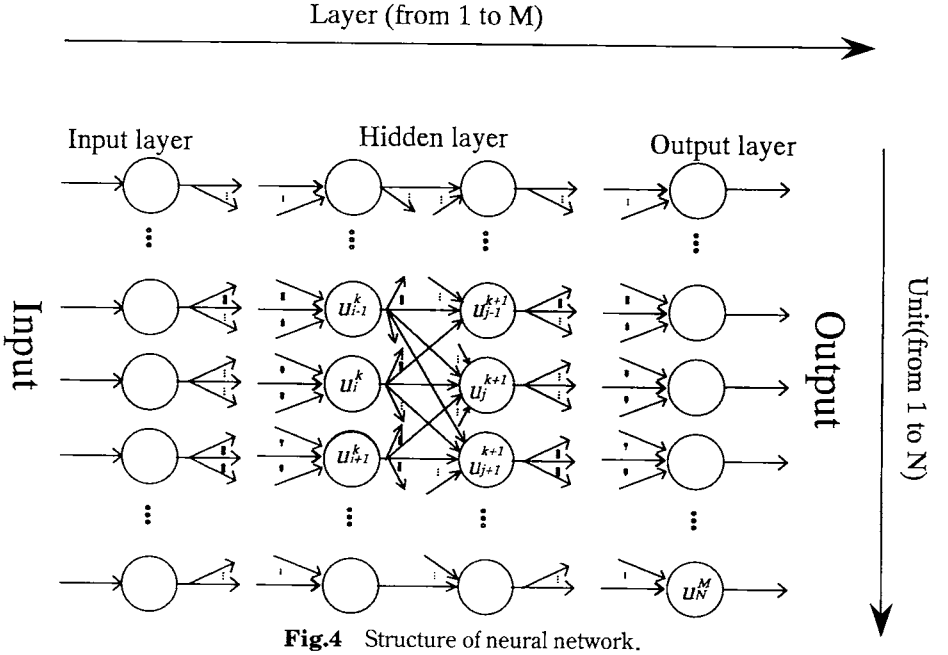


Fig.4　Structure of neural network.

ニューラルネットワーク中のユニット同志の関係を**Fig.5**に示す。U_j^{k+1}は第K＋1層のj番目のユニット、O_j^{k+1}はユニットU_j^{k+1}の出力、$W_{ij}^{k,k+1}$は第K層のi番目のユニットから第K＋1層のj番目のユニットへの結合重みを表す。ユニットU_j^{k+1}への入力i_j^{k+1}は$\sum_{i=1}^{N} W_{ij}^{k,k+1} O_i^k$で表される。ユニット$U_j^{k+1}$の出力は式(1)で表される。

$$O_j^{k+1}=f(i_j^{k+1}) \quad (1)$$

f( )はユニットの入力と出力の関係を決める関数で特性関数と呼ばれている。一般に特性関数としては式(2)と**Fig.6**で示すようなシグモイド関数がよく使用される。

$$f(X)=1/(1+e^{-x}) \quad (2)$$

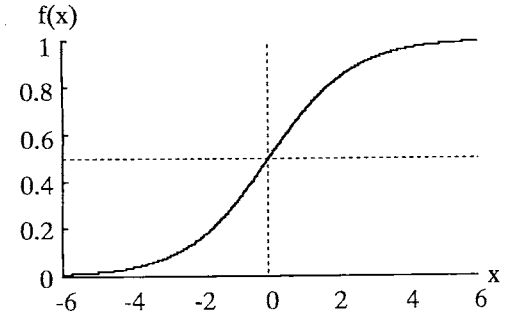


Fig.6　Sigmoid function.

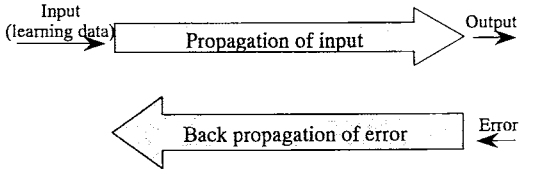


Fig.7　Propagation of signal in neural network.

ニューラルネットワークをパターン認識等に利用する場合、ネットワークにおける信号の伝わり方は一般的に**Fig.7**に示す二通りである。一つ目は認識されようとするデータが入力層からインプットされた場合で、その信号は各層を**Fig.5**で示した関係に従って伝播し、出力層から出力される。二つ目はニューラルネットワークを学習させる場合の誤差の逆伝播である。ニューラルネットワークの学習を行うためには、入力側教師パターンとそれに対応する出力側教師パターンの組（例えば、文字認識を行う場合は文字パターンとそれに対応するJISコード）を用意する。入力側教師パターンを入力層から入力し、出力層から得られる出力O_j^Mと出力側教師パターンの値Y_jとの差を求める。その差を誤差信号として、以下の漸化式を用いて、出力層である第M層から入力層まで（k：M-1→1）、順次結合重みの修正を行う[5]。

$$\delta_j^M=(Y_j-O_j^M)f'(i_j^M) \quad (k=M-1の場合) \quad (3)$$

$$\delta_j^{k+1}=f'(i_j^{k+1})\sum_{i=1}^{N} W_{ij}^{k+1,k+2}\delta_i^{k+2} \quad (4)$$

$$\Delta W_{ij}^{k,k+1}(t)=\alpha\,\delta_j^{k+1}+\eta\,\Delta W_{ij}^{k,k+1}(t-1) \quad (5)$$

$$W_{ij}^{k,k+1}(t)=W_{ij}^{k,k+1}(t-1)+\Delta W_{ij}^{k,k+1}(t) \quad (6)$$

δ_j^Mとδ_j^{k+1}は一般化された誤差、$W_{ij}^{k,k+1}(t)$は修正後の結合重み、$W_{ij}^{k,k+1}(t-1)$は修正前の結合重み、$\Delta W_{ij}^{k,k+1}(t)$は結合重みの増分、$\Delta W_{ij}^{k,k+1}(t-1)$は過去の結合重みの増分、$\alpha$は結合重み修正のステップ幅、$\eta$は誤差を早く収束させるためにつけられる係数である。これら二つの信号の流れを交互に繰り返すことでネットワークはある一定のパターン（入力側教師に近いもの）を入力すると一定のパターン（出力側教師に近いもの）を出力するようになる。誤差信号が入力信号とは逆の方向（出力層から入力層へ）に伝播することで学習が行われることから、この学習アルゴリズムはバックプロパゲーション法[5]と呼ばれてる。

次章では、センサーデータを時系列パターンとしてニューラルネットワークに学習させ、学習後のニューラルネットワークがファジイ推論機構中のメンバーシップ関数としての機能を果たすかどうかを試みた。

4. ニューラルネットワークを用いたファジイ推論

ニューラルネットワークをファジイ推論に利用する第1ステップとして、**Fig.8**に示す様に、従来のメンバーシップ関数をニューラルネットに直接置き換えた[8]。従来のメンバーシップ関数をファジイメンバーシップ関数と呼ぶのに対して、これをニューラルメンバーシップ関数と呼ぶことにする。尚、**Fig.8**中のZは時系列処理の分野で用いられている時間を遅らせる作用素で、現在のデータにZ^{-1}をかけることで1時刻前のデータを、Z^{-2}をかけることで2時刻前のデータを表す。ネットワークは3層構造で、入力層30ユニット、隠れ層（hidden layer）10ユニット、出力層4ユニットである。入力層の30ユニットのうち最初の10ユニットには、煙センサーから出力される時間的に連続な10点の煙濃度が時系列データとして入力される。他の20ユニットにも、熱センサー・COセンサーからの各10点の時系列データが入力される。出力層の4ユニットからは、く

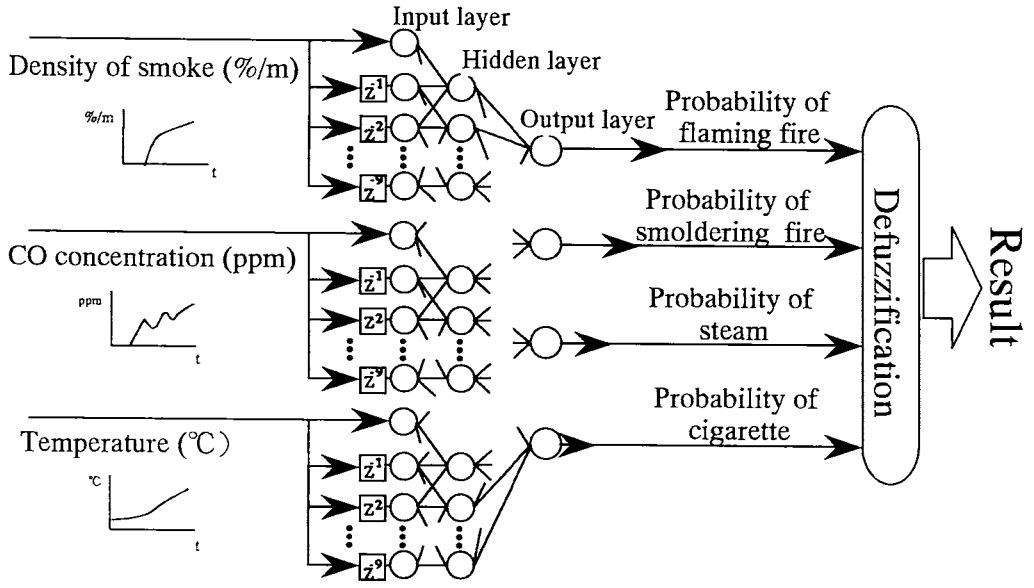


Fig.8　Structure of fuzzy reasoning using neural network.

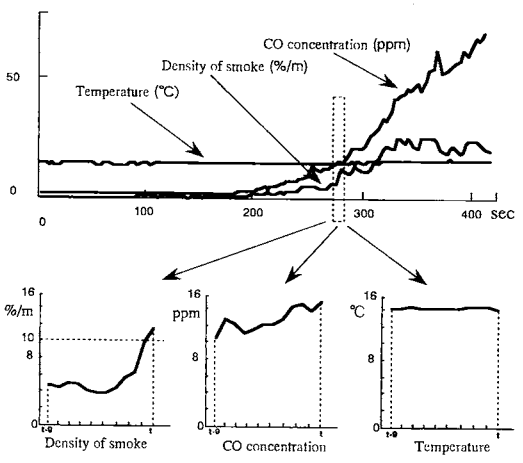


Fig.9　Learning data of input in case of smoldering fire.

Table.1 Learning data of output.

	Flaming fire	smolderin g fire	steam	cigarette	nomal
Output of first unit (outputlyer)	1	0	0	0	0
Output of second unit (outputlyer)	0	1	0	0	0
Output of 3rd unit (outputlyer)	0	0	1	0	0
Output of 4th unit (outputlyer)	0	0	0	1	0

ん焼火災、発炎火災、たばこ、湯気等のファジイメンバーシップ関数の確信度にあたる値がそれぞれ出力される。

ニューラルネットワークを学習させるための入力側教師パターンの一例とそれに対応する出力側教師パターンを**Fig.9**と**Table.1**に示す。**Fig.9**は木材のくん焼火災の場合の入力側教師パターンの決定方法を示している。予め設定された煙濃度のアラームレベルを越えた時刻を基準に過去10点の時系列データを取り出す。同じ時刻の温度、CO濃度の場合も同様に取り出し、煙濃度、温度、CO濃度の3つの時系列データを入力側の教師データとする。これに対応する出力側の教師データは出力層の第2ユニットがくん焼に対応するため、このユニットの出力を“1”に、他のユニットの出力を“0”とする。発炎火災、たばこ、湯気等に関しても同様に教師パターン組みを用意する。

一方、現在の火災報知設備における蓄積時間（周囲の空気が一定の濃度以上の煙を含むに至ったことを関知してから、感知を継続し、火災信号を発信するまでの時間）は、5秒をこえ60秒以内とする法的規定があり、ファジイ推論を火災報知設備の判断部に利用する場合にも、この様なルールを組み込む必要がある。仮に蓄積時間を60秒とした場合、**Fig.9**で示すファジイ推論機構のニューラルネットワークにこのルールを組

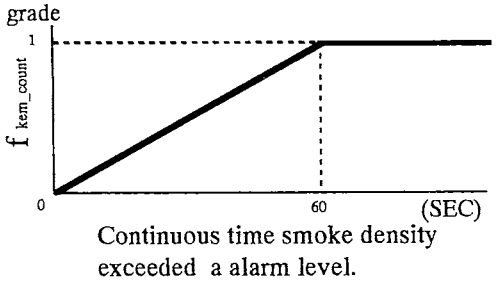


Fig.10　Fuzzy membership function.

み込むためには、教師パターンを設定し、バックプロパゲーション法に基づく学習を行うという一連の作業が必要となる。しかし、従来のファジイメンバーシップ関数であれば**Fig.10**で示すように簡単に記述できる。このように従来のファジイメンバーシップ関数には蓄積時間の上限など予めはっきりとしたルールは記述しやすいという利点がある。そこで、第2ステップとして**Fig.11**で示すようにニューラルメンバーシップ関数と従来のファジイメンバーシップ関数を併用する形に構成を変更した[8]。ファジイメンバーシップ関数とニューラルメンバーシップ関数から出力される確信度はMIN・MAX関数で合成される。例えば、**Fig.10**のメンバーシップ関数から出力される確信度（f_{kem_count}）とニューラルメンバーシップ関数から出力されるくん焼火災の確信度は論理和（OR）であるMAX関数によってくん焼火災の確信度として合成される。つまり、どちらか大きい値が確信度として採用される。**Fig.12**に他の発炎火災、湯気、タバコの確信度と合成されるファジイメンバーシップ関数を示す。**Fig.12**の（1）は熱感知器としての蓄積時間の上限を決めるルールで、この関数の出力はニューラルメンバーシップ関数から出力される発炎火災の確信度とMAX関数によって発炎火災の確信度として合成される。**Fig.12**の（2）は湯気にはCOが含まれないルールで、この関数の出力はニューラルメンバーシップ関数から出力される湯気の確信度と論理積（AND）であるMIN関数によって湯気の確信度として合成される。以上のように、予めはっきりしたルールは従来のファジイメンバーシップ関数で、センサーの時間的変

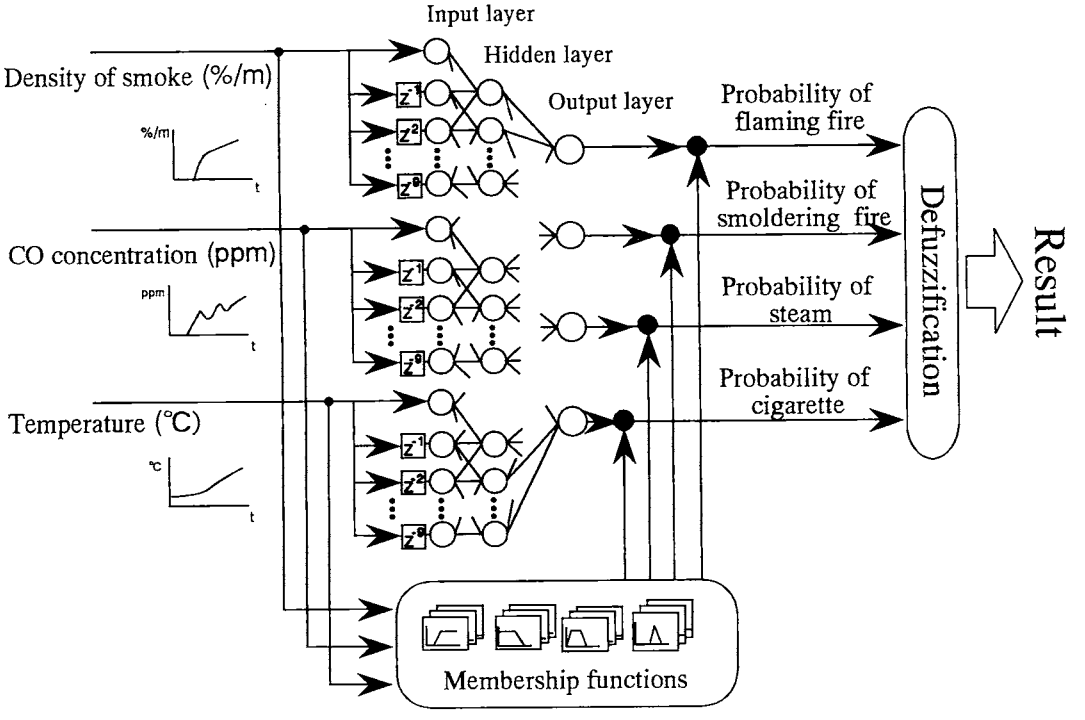


Fig.11　Structure of fuzzy reasoning using neural network and ordinary fuzzy membership functions.

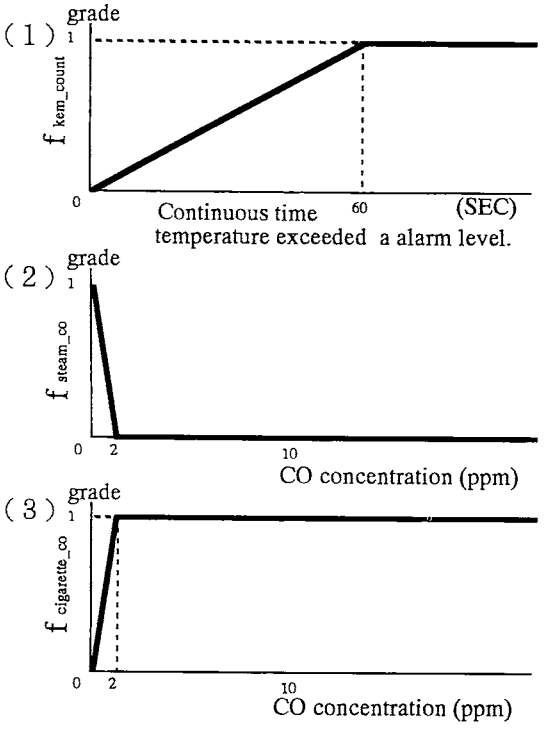


Fig.12　Fuzzy membership functions.

化の特徴はニューラルメンバーシップ関数で対応するように構成されている。

メンバーシップ関数から出力されるくん焼火災、発炎火災、たばこ、湯気等の確信度は、その事象が起こっている確率を表すもので、脱ファジイ化処理ではそれら確信度を基に最終的に火災かどうかの判断が行われる。脱ファジイ化処理のルールはこれまでのもの[2]とほぼ同じで、以下のとおりである。

(1) 火災同定のための脱ファジイ化ルール

4つの確信度の大小を比較し、第1位がくん焼火災または発炎火災の場合

1. 第1位の確信度が90%以上で　かつ
   第2位の確信度が60%未満で　かつ
   継続時間が3秒
2. 第1位の確信度が80%以上で　かつ
   第2位の確信度が50%未満で　かつ
   継続時間が6秒
3. 第1位の確信度が70%以上で　かつ
   第2位の確信度が40%未満で　かつ
   継続時間が9秒

以上の3つのどれかを満たした場合、第1位の確信度の火災が発生と同定

(2) 非火災同定のための脱ファジイ化ルール

すべてのセンサーレベルが予報レベル以下になった後に、センサーレベルの異常の原因を推定することで非火災の同定が行われる。非火災の同定はセンサーレベルが予報レベルを越えてからのたばこの煙と湯気等の確信度の最大値をもとに以下の基準で行われる。

1. たばこの煙の確信度の最大値が30%以上で
   かつ
   たばこの煙の確信度の最大値が湯気等の確信度の最大値より大の場合
   たばこの煙をセンサーレベルの異常の原因と同定する
2. 湯気等の確信度の最大値が30%以上で　かつ
   湯気等の確信度の最大値がたばこの煙の確信度の最大値より大の場合
   湯気等をセンサーレベルの異常の原因と同定

実際の運用における火災・非火災の判定は、入力側教師データの作成と同様、煙濃度、温度、CO濃度の各10点の時系列データを入力することで実行される。即ち、各10点の時系列データは時間が1単位経過するごとに、タイムウインドをずらすように10点のうち最も古い1点を追い出して新しくサンプリングされたデータを加えることで更新されていく。

5. センサーデータの識別結果と考察

学習させる教師として、火災に関してはISOにおいて検討されている標準火災試験をもとにした火災実験データ[2]（くん焼火災、発炎火災それぞれ2件）を、たばこ、湯気等に関しては消防研究所で提案した標準非火災試験[2]に基づいたデータ（各2件）を用いた。なお、$\alpha=0.25$、$\eta=0.9$の時、およそ2000回の学習でほぼ収束したと考えられる状態まで出力層における誤差が減少した。

学習終了後、三素子センサーからの出力データを入力して火災・非火災の判定を行った。**Fig.13**はくん焼火災データ、発炎火災データ、湯気のデータ、タバコのデータとそれらを入力した場合の推論結果の例を示している。

(1) 発炎火災の場合

煙濃度はほとんど上昇せず、温度とCO濃度が上

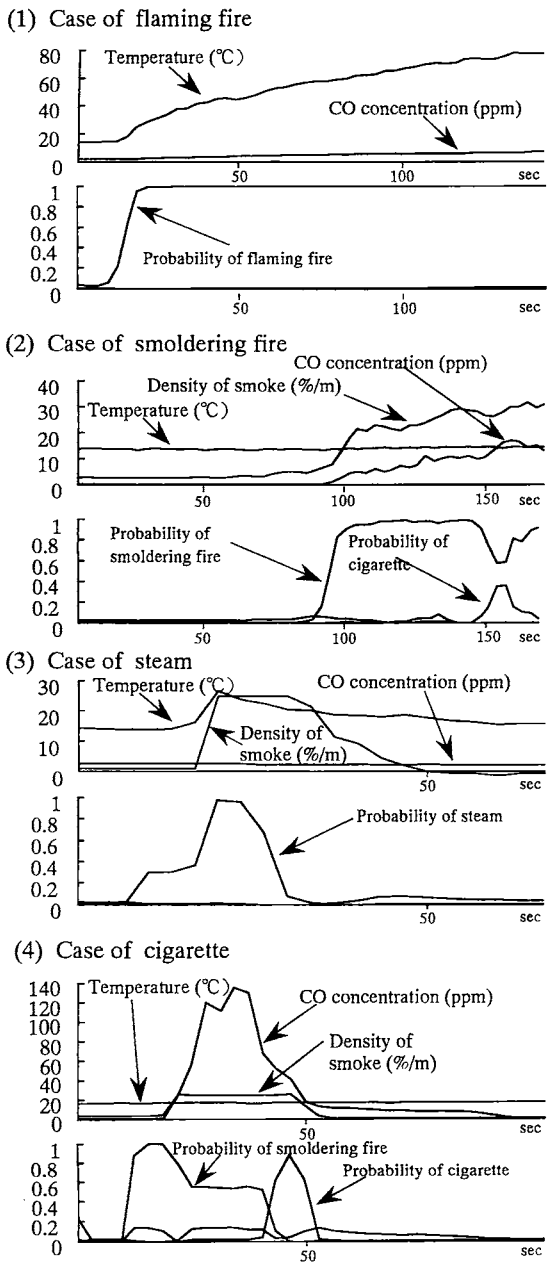


Fig.13 Sensor data and fuzzy probability.

昇する。発炎火災の確信度は、温度とCO濃度が上昇とともに増加し、温度がアラームレベルを越えてから9秒後に発炎火災発生の推論結果を出力した。

```
Test 4 Start!
kem= 0.20 ond=13.90 co= 2.70
kem= 0.20 ond=14.10 co= 2.70
kem= 0.00 ond=13.90 co= 2.70
kem= 0.10 ond=13.90 co= 2.70
kem= 0.10 ond=13.60 co= 2.80
kem= 0.10 ond=13.90 co= 2.80
kem= 0.10 ond=13.90 co= 2.90
kem= 0.20 ond=13.40 co= 2.90
kem= 0.20 ond=13.60 co= 2.80
kem= 0.10 ond=13.90 co= 2.80
kem= 0.20 ond=13.90 co= 3.00
kem= 0.10 ond=13.60 co= 3.40
kem= 0.10 ond=13.40 co= 3.40
kem= 0.10 ond=13.40 co= 3.20
kem= 0.10 ond=13.90 co= 3.10
kem= 0.10 ond=13.90 co= 4.20
kem= 0.10 ond=13.60 co= 4.90
kem= 0.10 ond=13.90 co= 5.10
kem= 0.10 ond=13.90 co= 5.20
kem= 0.10 ond=13.60 co= 4.70
kem= 0.10 ond=13.60 co= 5.60
kem= 0.20 ond=13.40 co= 6.80
kem= 1.10 ond=13.90 co= 7.90
一酸化炭素濃度がプレアラームをこえました。
kem= 2.70 ond=13.90 co= 13.00 hatu=0.037 kun=0.827 yuge=0.000 tab=0.005
kem= 4.50 ond=14.10 co= 18.30 hatu=0.042 kun=0.906 yuge=0.000 tab=0.010
煙濃度がプレアラームをこえました。
kem= 5.10 ond=13.90 co= 21.50 hatu=0.030 kun=0.947 yuge=0.000 tab=0.008
kem= 4.70 ond=14.10 co= 20.80 hatu=0.025 kun=0.947 yuge=0.000 tab=0.008
くん焼火災が発生しました。
kem= 6.30 ond=14.10 co= 23.00 hatu=0.023 kun=0.955 yuge=0.000 tab=0.012
kem= 5.20 ond=14.40 co= 22.30 hatu=0.012 kun=0.980 yuge=0.000 tab=0.006
kem= 5.80 ond=14.10 co= 21.50 hatu=0.007 kun=0.983 yuge=0.000 tab=0.004
kem= 7.40 ond=14.10 co= 21.00 hatu=0.008 kun=0.988 yuge=0.000 tab=0.011
kem= 6.70 ond=14.40 co= 22.90 hatu=0.007 kun=0.991 yuge=0.000 tab=0.011
kem= 7.50 ond=14.10 co= 22.80 hatu=0.007 kun=0.975 yuge=0.000 tab=0.034
```

Fig.14 Example of message by fuzzy reasoning. (in case of smoldering fire)

(2) くん焼火災の場合

温度はほとんど上昇せず、煙濃度とCO濃度が少しずつ上昇する。この場合、くん焼火災の確信度が煙濃度とCO濃度の上昇とともに増加し、煙濃度がアラームレベルを越えてから6秒後にくん焼火災発生の推論結果を出力した。

(3) 湯気の場合

CO濃度はほとんど上昇せず、煙濃度と温度が上昇する。温度の上昇とともに湯気の確信度が上がり始め、煙濃度が上昇すると湯気の確信度は1.0近くまで上がった。煙濃度と温度の両方が予報レベル以下に下がった時点で、センサーレベルの異常の原因は湯気であるという推論結果で出力された。

(4) タバコの場合

温度はほとんど上昇せず、煙濃度とCO濃度が上昇する。くん焼火災の確信度が煙濃度とCO濃度が

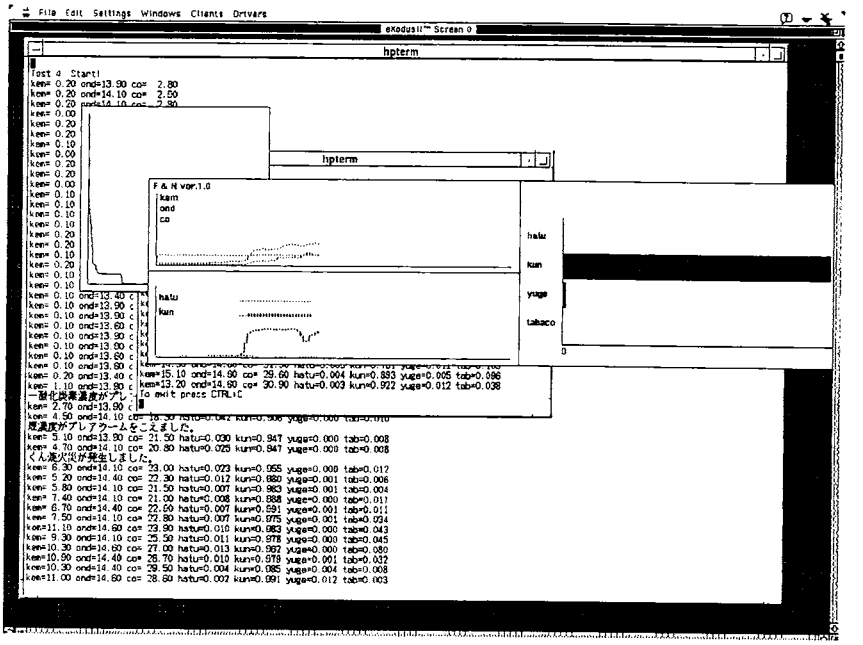


Fig.15　Example of reasoning result which showed by computer display.

上昇している状態では上がっているが、CO濃度が上下に変動している状態では下がっている。また、煙濃度が下がり始めた状態でタバコの確信度が上昇している。煙濃度とCO濃度の両方が予報レベル以下に下がった時点で、センサーレベルの異常の原因はタバコであるという推論結果が出力された。

Fig.14と**Fig.15**は**Fig.13**の（2）のくん焼火災データを入力した場合の推論結果の出力例で、**Fig.14**はファジイ推論の経過を知らせるメッセージ、**Fig.15**はセンサーレベルや確信度の大きさ等の推論状況を表示する計算機のディスプレイ画面である。

結果として、**Fig.13**の例を含むくん焼火災6件、発炎火災7件、たばこ3件、湯気等4件について失報もしくは非火災報はなく、その性状に関してもほぼ正確に把握することができた。

Fig.13の結果、特に（4）のタバコの場合などは、ニューラルネットワークがセンサーレベルの時間的変化の特徴を学習することにより容易にルールとして取り込んでいることを示している。この時、ニューラルネットワークは、学習した時系列パターンと近いパターンがセンサーデータ中にあることを探し出す機能を果たしており、この機能は、防災センターの要員がセンサーデータの異常から火災を判断する際にトレンドグラフの形を参考にするような、いわば人の視覚的要素に近い機能だと言える。また、本報で用いたニューラルメンバーシップ関数は、湯気の場合にタバコの確信度が多少上昇することがあったが、**Fig.12**（2）で示したルールを組み合わすことで、タバコの確信度の上昇を押さえ込むことができた（**Fig.13**の（3））。このことは、ニューラルメンバーシップ関数と従来のファジイメンバーシップ関数の併用がうまく機能していることを示している。以上の結果により、火災・非火災の判断を行うファジイ推論機構中にニューラルネットワークを利用することが有効であることが示された。

6. おわりに

今回、ニューラルネットワークをニューラルメンバーシップ関数としてファジイ推論中に用いた。結果として以下の知見を得た。

(1) センサーデータをニューラルネットワークに学習させることで、人の視覚的要素に近い判断ルールを推論機構に組み込むことができ、その結果、メンバーシップ関数の細かい設定や調整にかかる努

力の軽減が可能となった。

(2) ニューラルメンバーシップ関数と従来のファジイメンバーシップ関数を併用することで双方の長所を生かした推論機構となった。

但し、ニューラルネットワークは学習則の性質上一度学習を行うと、ルールの一部を修正する場合でも最初から学習をやり直す必要がある。従って、常時稼働している火災報知設備に対して適用するためには効率的なルールの修正方法を開発する必要がある。また、ニューラルネットワークは非線形の関数の集合で、入力と出力の関係にはまだ不明確な部分がある。失報が許されない自動火災報知設備に対してニューラルネットワークを適用するためには十分な実験的検証が今後とも必要である。

★参考文献

1) 佐藤晃由，竹元昭夫，河関大祐："火災性状把握システムに関する研究"，消防研究所資料第26号（1991）

2) 佐藤晃由，河関大祐，田村裕之，細川直史："火災性状把握システムに関する研究（2次）"，消防研究所資料第28号（1993）

3) M.Hosokawa, K.Satoh, D.Kouzeki, H.Tamura, Y.Okuda, S.Kusanagi, T.Fujioka, Y.Watabe, T.Kurio and S.Nakanishi："Study of Fuzzy－Reasoning Fire Detection System", 12th Joint Meeting of the UJNR Panel on Fire Research and Safety,（1992）

4) 向殿政男：「ファジイのはなし」，日刊工業新聞社（1990）

5) D.E.Rumelhart, G.E.Hinton and R.J.Williams："Learning Internal Representation by Error Propagation", In : D.E. Rumelhart and J.L. Mcclelland (Eds.) Parallel Distributed Processing : Explorations in the Microstructure of Cognition. Vol.1 : Foundations, Cambridge, MIT Press（1986）

6) F.Rosenblatt："The Perceptron: A Probabilistic Model for Information Storage and Organization in the Brain", Psychol. Rev.65［6］,386－323（1958）

7) M.Hosokawa, M.Omatsu, M.Fukumi："A New Approach for Pattern Recognition by Neural Networks with Scramblers", IJCNN－89, p.183（1989）

8) 「特集、ファジイ・ニューロコンピュータ」，Computer Today, NO.35（1990）

Study of Fire Judging Rule Using Fuzzy Reasoning —Application of Neural Networks—

(Abstract)

Masafumi Hosokawa

(Received May 31, 1994)

An important problem of conventional fire detection systems is the high incidence of false alarms caused by steam in bathrooms,dust,tobacco smoke,gases produced in cooking and spray mist. In these circumstances,we have developed a new intelligent fire detection system including a new fire detector with three sensors of smoke,heat,and CO gas.In addition,a new signal processing technology called Fuzzy Expert System is introduced into the system.The membership functions in the system are classified to 4 categories for flaming fires,smoldering fires,steam,and tobacco smoke.The system can decrease the false alarms drastically and quickly and display the details of fire rooms.However,in order to increase the identification ability between fires and false alarms,there are some difficulties to adjust Fuzzy Membership Functions.

The objective of this study is to develop the fire judging rule using fuzzy reasoning which reduces effort for adjustment.For this purpose,neural networks are applied to the fuzzy reasoning.Neural networks learn variety of data which are realized in experimental room for flaming fire,smoldering,steam,tobacco and dust.As a result,the networks work as usual fuzzy membership functions.It has been found that the proposed fire judging rule can reduce the difficulties of adjustment and get visual rules which a human being has.

屋外防災スピーカー・システムにおける時間差放送の音声明瞭度

稲垣　實、松原美之

(平成6年5月31日受理)

屋外防災スピーカーの音声競合による聴取障害の発生を防止し放送音声の明瞭度を向上させる方法として、複数のスピーカーから音波が聴取点に同時に到着するように、個々のスピーカーの放送のタイミングを聴取点からの距離に応じて調整する方法を用いることを提唱した。この原理を広い聴取地域で実現させる方法として聴取地域の中央からラジアル方向に音波を伝播させる方法が考えられる。この場合の音声競合による明瞭度劣化の程度を知るためのシミュレーションを行い、従来の放送方法の場合とSTI値の比較を行なった。その結果、筆者等が提唱する方法は従来の方法よりも音声競合による明瞭度劣化が大幅に少ないことが判明した。

1. はじめに

屋外防災スピーカー・システム(屋外拡声式同報設備)は緊急時の情報伝達手段として地域別に配備されている。しかし、該当する地域に分散して配置された複数のスピーカーから放送された音声が競合し、聴取障害をおこすことが報告されている[1]。

本報では、屋外防災スピーカーの音声競合による聴取障害を原理的に解消する方法を提唱し、従来の放送方法および筆者等が提唱する放送方法によって放送された音声の明瞭度をシミュレーションの結果によって比較することにより、筆者等が提唱する放送方法による明瞭度の高い放送り可能性をしめす。

2. 屋外防災スピーカー・システム

2.1 従来の放送方法

屋外防災スピーカー・システムでは数百メートル間隔で二次元的に配置された多数の塔の上に通常各々4個のスピーカーが四方に向けて設置されている。従来の放送方法では、有事の際これらの多数のスピーカーが一斉に放送を始める。スピーカーが設置されている地域の或一点でこの放送を聞く場合を想定すると、その地点へは周囲の複数のスピーカーからの音波が到達し、各スピーカーからその地点までの距離に応じた時間差でずれた音波が重畳した放送を聞くことになる。従って、放送された音声の明瞭度が劣化し放送内容を聞き取れない場合が生じ易い。

2.2 時間差放送

筆者等が提唱する放送方法は個々のスピーカーの放送のタイミングを調整し、複数のスピーカーからの音波が聴取点に同時に到着するようにする方法である。複数の音波が重畳しても時間的なずれが無ければ明瞭度は劣化しない。この原理を広い聴取地域で実現させる方法としてスピーカーの指向性を利用し、該当する地域の中央付近からラジアル方向に音波を伝播させる方法について検討した。即ち、中心となるスピーカーから放送された音波は周辺部に向かって毎秒340mで伝播して行く。その地域にあるスピーカーは全て中心となるスピーカーに対してラジアル方向に向いており、中心となるスピーカーからの音波の到着と同期して各スピーカーは周辺部に向かって次々に放送を開始する。この方法(以後時間差放送)で放送すれば音波は競合せずにしかも減衰することもなく伝播していく筈である。

上述のように筆者等が提唱する方法は、原理としては単純である。この原理を忠実に実現するには該当する地域の中央部を中心とする同心円状の位相のそろった音波を発生する必要があり、これが実現出来れば音声の競合による明瞭度の劣化は生じない。しかし、屋外防災スピーカーが設置されている地域のスケールに較べるとスピーカーの開口径は非常に小さく、該当する地域の中央部を中心とする同心円をスピーカーの開口径で形成することは不可能である。したがって、同心円上にスピーカーを点在させることになる。この場合、中心となるスピーカーから放送された音波が周辺のスピーカーに到達し、それと同期して次々にスピーカーが放送を開始する過程で、複数のスピーカーからの音波が時間的にややずれて到達し、上で述べた原理から多少はずれる区域が出来、その区域の明瞭度はやや劣化する筈である。

本報は以後の章で音声の明瞭度の評価法を検討し、現在用いられているものと同等の性能を持つスピーカーを使って、従来の方式を用いた場合の明瞭度および時間差方式を上に述べた実際に採用可能な方法で用いた場合の明瞭度を比較する。

3. 音声明瞭度の評価法

音声の明瞭度は本来感覚的なものであるが明瞭度の微妙に異なる多数の音声を比較するには明瞭度を数値化した指標を用いるのが望ましい。明瞭度を数値化する試みとして比較的初期に行われた方法にAI(Articulation Index)法[2]があるがこれは周波数的歪に対処するものであり時間的歪を伴う音声には適用出来ない。本報で対象となる音声は時間的歪を伴うものであるのでこれに対処出来る手法として筆者等はAI法から発達したSTI(Speech Transmission Index)法[3]、[4]、[5]を採用した。

STI法は明瞭度が劣化する以前の原信号として音声周波数帯の音波を100%振幅変調したものを用い、その原信号に別の音波が重畳した場合の変調度の変化を人間の聴覚による明瞭度と対比させ0から1の数値で表わしたものである。

STI法は通常、オクターブ毎に125Hzから8kHzの7周波数を中心周波数とする7オクターブ・バンドを音声周波数帯とし、変調周波数として0.6Hzから12.6Hzまで1/3オクターブ毎の14の周波数を用いる。従って、STI法では98種類の周波数帯の信号についての変調度の変化を調べることになる。また、変調度は各信号の包絡線をとった波形について求めればよい[3]。

100%強度変調された原信号f_iを

$$f_i=I_i(1+\cos 2\pi Ft) \quad (1)$$

とし、変調度の変化した信号f_oを

$$f_o=I_o\{1+m(F)\cdot\cos 2\pi F(t-\tau)\} \quad (2)$$

とした場合、m(F)は周波数Fでの変調指数である。但し、I_i、I_oは各々の信号のオクターブ平均強度、Fは変調周波数、tは時間、τは時間遅れである。

本報で取り扱うのは原信号に振幅と位相の異なる原信号と同じ波形が重畳される場合であり、周波数的な歪はない。

原信号およびそれに重畳される信号の強度を各々、

$$f_a=a(1+\cos\theta_1) \quad (3)$$

$$f_b=b(1+\cos\theta_2) \quad (4)$$

として両信号を重畳させると、

$$f_{ab}=a+b+A\cdot\sin\theta_{12} \quad (5)$$

の形に書き直せる。但し、

$$A=\{a^2+2ab\cdot\cos(\theta_1-\theta_2)+b^2\}^{1/2} \quad (6)$$

$$\theta_{12}=\theta_1+\tan^{-1}((a+b\cdot\cos(\theta_1-\theta_2))/b\cdot\sin(\theta_1-\theta_2)) \quad (7)$$

である。(式(6),(7)の導入に関してはAppendix参照)
式(5)において、a+bは搬送波、Aは信号波の強度とみなせるから2つの信号波が重畳した場合の変調指数m(F)は

$$m(F)=A/(a+b) \quad (8)$$

となる。

更に、第3の信号　$c(1+\cos\theta_3)$が重畳した場合は第2の信号の場合と同様の手法で、

$$f_{abc}=a+b+c+B\cdot\sin\theta_{123} \quad (9)$$

の形に書き直せる。
3つの信号の場合の変調指数は、

$$m(F)=B/(a+b+c) \quad (10)$$

となる。但し、

$$B=\{A^2+2Ac\cdot\cos(\theta_{12}-\theta_3)+c^2\}^{1/2} \quad (11)$$

である。

式(10),(11)により原信号に原信号と振幅と位相の異なる2つの信号を重畳した場合の変調指数を求めることが出来る。

変調指数m(F)からSTI値を求めるにはSTIの計算手法[3]、[4]、[5]に従い、変調指数から各オクターブ・バンド毎、各変調周波数帯毎の実効SN比[4]、[5]を求め、これを各オクターブ・バンド毎に変調度の減少度を変調周波数の関数として表わしたMTF(Modulation Transfer

Function)値[3]、[4]、[5]にまとめる。更に、各MTF値に各オクターブ・バンドの明瞭度への寄与を表わす重み付けを行なってSTI値を求める[3]、[4]。

4. シミュレーションの方法

4.1 スピーカーの配置とその特性

従来の放送方式の場合の典型的なスピーカーの配置は該当する地域を井桁状に区切りそのメッシュの交点毎に4個ずつのスピーカーを四方に向けておく方法である。時間差方式ではスピーカーはその地域の中心部からラジアル状にスピーカーのカバー・エリアに応じて同心円上に配置することになる。

スピーカーのカバー・エリアは、C市の例をみると総面積21.8km²に444個のスピーカーを配置しているので、スピーカー1個当りの面積は0.049km²である。一般にスピーカーの配置数は増加の傾向にあるので、従来の放送方式の場合のシミュレーションのスピーカーのカバー・エリアは0.04km²とした。時間差放送方式の場合のカバー・エリアはスピーカーを同心円上に等間隔にならべることを意図すると場所によってやや異なる値になるが平均値として従来の方式の場合に近い値をとるようにつとめた。

屋外防災スピーカー・システムのスピーカーは高音圧を発生可能で且つ、高能率である必要があるので通常ホーン型のスピーカーが用いられる。屋外防災スピーカー・システムに限らず、広い空間に音を伝達することが目的のPA(Public Address)用のスピーカーは一般に音声周波数帯の高音部のレスポンスが若干低下している。また、指向性は周波数によって変化するものが多い。このため、実際のスピーカーの特性をそのまま取り入れると、STI値の計算は非常に複雑になるばかりでなく、音声の競合以外の理由でSTI値が低下する場合も生じる。本報は音声の競合が原理的に発生しない時間差放送の可能性を示すのが目的であるのでスピーカーは理想的な特性を持つとして、その周波数特性は音声周波数帯で平坦とし、指向特性は1kHzの場合に等しいとした。また、音声の競合を発生させる音波は各々の聴取点に到達する音波のうちのその強度に於て卓越した3波とし、環境ノイズの影響も今回のシミュレーションから省いた。

4.2 スピーカーの等音圧曲線

スピーカー群のなかのある地点のSTI値の計算に必要な変調指数は個々のスピーカーからその地点に到達する音波の強度と到着時間の差から求められる。スピーカーの指向性は通常スピーカーの正面を0度とし360度まで一定入力のもとでの音圧を示したものであるが、本報ではこれを等音圧曲線に換算し更に近似の楕円に置き換えた。これにより多数の聴取点についての多数のスピーカーからの音圧の計算において指向性に関するデータの採取および角度の計算を省くことができる。通常の表示法で示した指向性の代表的例としてT社のDH-11A型の場合を**Fig.1**に示す。**Fig.1**は入力1wでスピーカーから10mの位置の音圧であり0度から180度の線に関して左右対称であるので0度から180度までを示した。**Fig.1**の指向性を換算して求めた、スピーカーから0度方向10m地点の音圧を100dbとしたときの等音圧曲線を**Fig.2**に実線で示し、それに近似の楕円を鎖線で示す。**Fig.2**に示した楕円は長軸と短軸の比が2:1になっている。長軸の一端を原点におき長軸と短軸の比が:2:1の楕円の一般式は長軸方向をy軸、短軸方向をx軸とすると、

$$(y-k/2)^2/(k/2)^2+x^2/(k/4)^2=1 \quad (12)$$

である。また、kは長軸の長さであり、

$$k=y+4X^2/y \quad (13)$$

と書ける。点(o,k)はスピーカーの0度方向の基準となる音圧の点であり、式(12)で表わされる楕円上のあらゆる点はスピーカー0度方向から±90度以内の方向で点(o,k)と等しい音圧の点を示しているから、点(o,o)にあるスピーカーによる任意の点(x_1,y_1)における音圧は式(12)によりスピーカーの0度方向の音圧として求めることができる。尚、**Fig.1**に示したスピーカーの場合**Fig.2**の等音圧曲線が偶然長軸と短軸の比が2:1の楕円になったが**Fig.1**とは異なる指向特性を示すスピーカーでも等音圧曲線を楕円等に置き換えて上述の手法を用いることは可能である。

また、スピーカーの口径はそのサービス・エリアとなる地域のディメンションに対して充分に小さいのでスピーカーからの音の強度は距離の2乗に反比例して減衰するとして良い。従って、スピーカーから0度方向、距離L_1の音圧P_1(db)はスピーカーから基準点までの距離をL_0、その点の音圧をP_0(db)と定めれば、

$$P_1=P_0-20\log(L_1/L_0) \quad (14)$$

となり、基準点の音圧を定めれば式(13)と併せて任意の地点の音圧を求めることができる。

4.3 STI値と音波の到着時間差

音波の到着時間差は聴取点と各スピーカーとの距離

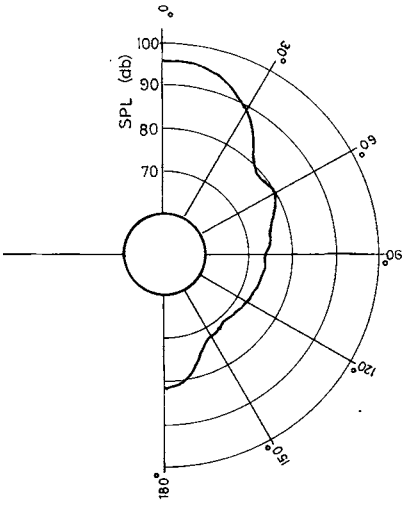


Fig.1 Polar response of the horn speaker(DH-11A type)at 1kHz.(SPL:Sound Pressure Level)

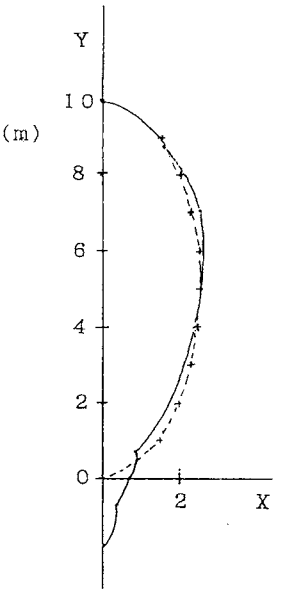


Fig.2 Constant sound pressure contour of the horn speaker(——)and the ellipsoidal approximation (···) to it.

の差から求める。音波の到着時間差と前節の音圧から3章の変調指数m(F)を求め、聴取点におけるSTI値を計算することができる。音波の到着時間差および音圧差とSTI値の関係を**Fig.3**に示す。STI値は主に到着時間差が0から50msecの間に低下する。また、音圧差が大きい場合にはSTI値は音波を重畳した影響が僅小であることがわかる。

5. 放送方式によるSTI値の比較

従来の放送方式の場合のスピーカー1個当りの面積を0.04km²とすると、**Fig.4(a)**に示すように4本のスピーカー塔で囲まれた井桁の升目の一辺の長さは400mになる。升目の内部を10m間隔で区切りその交点のSTI値を求める。升目の辺の中央200m地点で上下左右に線を引き4分割した部分升目は各々スピーカーとの相対的な位置関係において同一であるので、内部の10m間隔でとった点のSTI値も各部分升目において同じ値を示す。200m×200mの部分升目についての結果を**Fig.4(b)**に示す。図中ではSTI値を10倍した値を表示している。STI値の平均値は0.52で最小値は0.3であった。

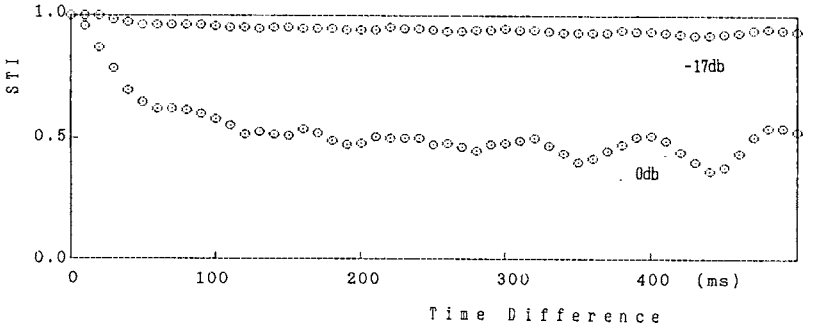


Fig.3 STI for superimposed speech sounds with 0-400msec time difference.

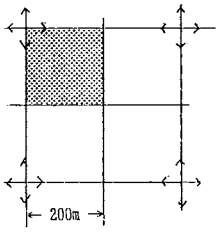


Fig.4(a) Arrangement of loud-speekers in conven-tional style."→"indicates loud-speaker and it's heading.

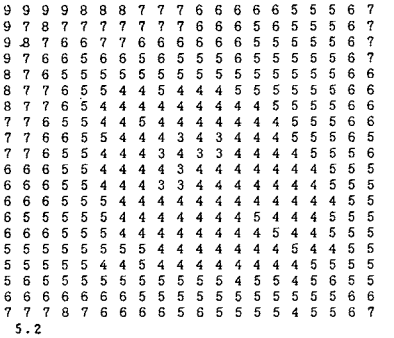


Fig.4(b) STI(×10)distribution of the dotted area (200m×200m)in Fig.4(a)

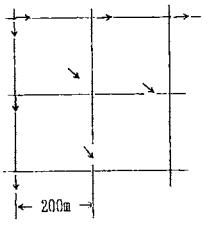


Fig.5(a) Arrangement of loud-speakers in the syn chronized outdoor speaker system."→"indicates loud-speaker and it's heading.

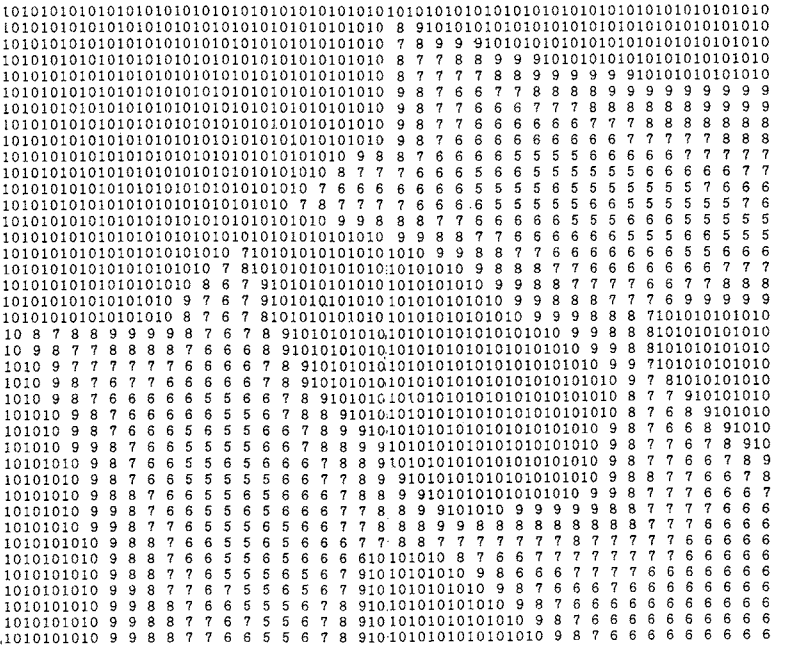


Fig.5(b) STI(×10)distribution of the area(400m×400m)indicated in Fig.5(a).

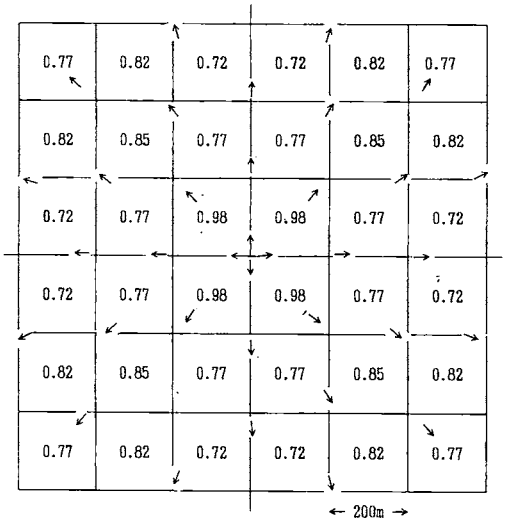


Fig.6 STI(×10)for an area of 1.2㎞×1.2㎞ in case of the synchronizing method being adapted. The size of the mesh is 200m×200m and the values in meshes represent the averaged STI in them."→" indicates loud-speaker and it's heading.

尚、一回のシミュレーションでカバーできる面積は、10m間隔でSTI値を求めた場合、今回使用した計算機の能力により図に示した200m×200mに制限される。また、STI値を求める過程で用いた変調周波数のうち最も波長が短いものは約30mであるので、10m間隔で求めたSTI値は充分に升目内部のSTI値を表わしていると言える。

時間差方式の場合を**Fig.5**に示す。この場合のスピーカー1個当りの面積は平均0.04km²である。**Fig.5**は**Fig.4**の4倍の面積の400m角の地域のSTI値を示しており、その平均値は0.84で最小値は0.5である。この場合のスピーカーの配置は**Fig.5**の左上の点に関して左右上下対称であるので、800m×800mの地域の4分の1を示していることになる。

従来の放送方式の場合は**Fig.4**に示した升目以外の升目も**Fig.4**と同じSTI値の分布を示すが、時間差方式の場合は中心からの距離によってスピーカーの配置が変わるのでSTI値も変わる可能性がある。スピーカー1個当りの面積を大凡0.04km²として、更に広範囲の1.2㎞×1.2㎞の地域のSTI値を200m角の地域の平均値で**Fig.6**に示す。36升目のSTI値の平均値は0.80である。当然高STI値となる最も中心に近い地域の4升目を除くと中心部の平均値は0.80であり、周辺部の20升目の平均値は0.77である。周辺部のSTI値は低下するがその低下の度合は少なく従来の放送方式よりも遥かに高い値である。

従来の放送方式の場合の最も低い値は0.3であった。これはバランスよく子音を含んだ単音節明瞭度試験において約30%しか判別出来ないことに相当し[4]その地域では放送内容を聴取出来ない場合が多いことを意味している。STIは人間の感覚に基づく指数なので最終的な明瞭度の評価において0.75,0.6,0.45で区分けして優、良、可、不可の4段階の評価を行なう場合もあるが、この場合、従来の放送方式の場合のSTI値の低い地域は不可となり平均値は可の評価を受けるのに対し、時間差方式の場合はSTI値の最も低い地域で可であり平均値で優の評価を得ることができる。

6. おわりに

屋外防災スピーカーの設置には明確な規定がなく、従来は主に環境ノイズによってS/N比が悪化し聴取困難になることを防ぐために聴取地域内で音圧の低い箇所を無くすべくスピーカーを増設してきた。この事がかえって音声の競合による聴取困難さを助長してきたとも言える。聴取地域内で音圧を均一化する必要はあるがその際音波の位相(時間差)も考慮にいれるべきである。

前章までで、筆者等が提唱する時間差方式について検討し単純化したシミュレーションによって従来の放送方式と比較した結果を要約すると、

(1) 音声の競合によるSTI値の低下を避けるには、聴取点に到達する音波の音圧が等しい場合、到達時間差を50msec以下にする必要がある。また、音圧差が大きい場合は到達時間差を考慮する必要がなくなる。

(2) 時間差方式と従来の放送方式をSTIの平均値で較べると、前者は0.8、後者は0.52で時間差方式は従来の放送方式の約1.5倍の値であり、4段階の評価では2段階優れた評価となる。

である。

Appendix

$$\cos\theta+\delta\cdot\cos\theta' = \cos\theta+\delta\cdot\cos(\theta-\alpha)$$
$$= \cos\theta+\delta\cdot(\cos\theta\cdot\cos\alpha+\sin\theta\cdot\sin\alpha)$$
$$= (1+\delta\cdot\cos\theta)\cos\theta+\delta\cdot\sin\alpha\cdot\sin\theta$$

$$= A \cdot \sin(\theta + \beta)$$

$$\alpha = \theta - \theta'$$

$$A = \sqrt{(1+\delta\cdot\cos\alpha)^2+(\delta\cdot\sin\alpha)^2} = \sqrt{1+2\delta\cdot\cos\alpha+\delta^2}$$

$$= \sqrt{1+2\delta\cdot\cos(\theta-\theta')+\delta^2}$$

$$\beta = \tan^{-1}\left((1+\delta\cdot\cos(\theta-\theta'))/\delta\cdot\sin(\theta-\theta')\right)$$

$$\sin\beta = (1+\delta\cdot\cos\alpha)/\sqrt{(1+\delta\cdot\cos\alpha)^2+(\delta\cdot\sin\alpha)^2}$$

$$= [1+\delta\cdot\cos(\theta-\theta')]/\sqrt{1+2\delta\cdot\cos(\theta-\theta')+\delta^2}$$

$$\cos\beta = \delta\cdot\sin\alpha)/\sqrt{(1+\delta\cdot\cos\alpha)^2+(\delta\cdot\sin\alpha)^2}$$

$$= \delta\cdot\sin(\theta-\theta')/\sqrt{1+2\delta\cdot\cos(\theta-\theta')+\delta^2}$$

参考文献

1)東京都調布市役所：“調布市防災行政無線固定(同報)系屋外子局音響調査委託報告所”、(1988)

2)French, N.R. and Steinberg, J.C. : Factors governing the intelligibility of speech sounds, J. Acoust. Soc. Am., **19**, 90 (1947)

3)Houtogast, T. and Steeneken, H.J.M. : The modulation transfer function in room acoustics as a predictor of speech intelligibility, Acustica, **28**, 66(1973)

4)Steeneken, H.J.M. and Houtogast, T. : A physical method for measuring speech-transmission quality, J. Acoust. Soc. Am., **67**(1), 318(1980)

5)松原美之、稲垣 實:音声明瞭度の測定法特にスピーチ･トランスミッション･インデックス(STI)について、消防輯報、(投稿中)

Intelligibility of Broadcast from Synchronized Outdoor Speaker System

(Abstract)

Minoru Inagaki and Yoshiyuki Matsubara

(Received May 31,1994)

In this report, we provide a new method in order to improve the intelligibility of broadcast from outdoor speaker system, and examine how effectively the new method improves the clearness.

The way we propose here is to synchronize the sound wave propagated at the hearing point,and the reduction of the interference from multiple speakers can be expected by applying this way.For the purpose of broadening the area in which the sound can be synchronized, we also propose an arrangement of speakers with which the sound from multiple speakers are broadcasted coaxailly.

We evaluate the intelligibility of the broadcast for our way with STI (Speech Transmission Index) method,and compare the result with the intellifibility for the usual way. The result says that the synchronized system can improve the clearness of the broadcast quite well.

対向流拡散火炎を用いた消火剤の性能評価
－ハロン代替物質の消炎濃度－

佐宗祐子，斎藤　直，廖　赤虹，尾川義雄
井上康史*

（平成6年5月31日受理）

n-ヘプタン及びエタノールの対向流拡散火炎を用いて、ハロン1301及び3種類のハロン代替物質の消炎濃度を測定した。測定した消火剤/空気混合気噴出速度の範囲内で、消炎濃度はハロン1301、FC-3-1-10、HFC-227ea、HFC-23の順に増大した。結果をカップバーナー法による消炎濃度と比較すると、カップバーナー法と等しい消炎濃度を与える対向流火炎の混合気噴出速度は、燃料または消火剤の種類により約0.2m/sから0.5m/sまで変化した。しかし、混合気噴出速度が0.3m/sの場合のハロン代替物質の消炎濃度は、カップバーナー法による消炎濃度にほぼ一致した。

エタノール/空気/ハロン1301及びエタノール/空気/HFC-23混合気について化学平衡計算を行い、それぞれの断熱火炎温度と平衡化学種組成を比較した。結果は、ハロン代替物質による消炎の主な原因が消火剤の分解生成物による希釈効果であることを示唆している。

1. まえがき

1994年1月からハロンの生産が全廃されたため、代替の新消火設備導入が急務となっている。現在開発されている代替品は全て従来のハロンより消火性能が低く、毒性を考慮すると、新消火設備の設計濃度を定める際に安全率を大きくできないことが予想される。このため、設計濃度の基礎となる消炎濃度の測定には、より厳しい信頼性が要求されている。

消火剤の消炎濃度測定方法としてこれまで採用されてきたカップバーナー法[1]は、同軸流火炎を用いているため、火炎基部付近の流れ場が非常に複雑で、火炎面内に流入する消火剤量を直接制御することができず、一定の条件下での消火剤間の性能比較が困難な場合がある。これに対し、対向流拡散火炎は、消火剤/空気混合気及び燃料蒸気の流れ場が単純で火炎面内に入る消火剤量を直接制御できるため、消火剤の性能評価に適していると考えられる。この目的で我々は先に、不活性ガスを添加した対向流拡散火炎の消炎に影響する測定上の諸因子について検討し、混合気噴出口－燃料容器間距離および燃料容器内の液面位置を調整すれば再現性のよい消炎濃度の測定が可能であることなどを報告した[2]。本研究では、対向流拡散火炎を用いてハロン1301および3種類のハロン代替物質の消炎濃度を測定し、さらに、化学平衡計算により断熱火炎温度を求め、ハロン代替物質添加火炎が消炎に至る主な要因について考察したので報告する。

2. 実験装置と実験方法

実験に用いた対向流拡散火炎バーナー装置の概略を**Fig.1**に示す。前報[2]との最大の相違点は、消火剤の分解生成物に測定者が曝露されるのを防ぐため、バーナ

*(株)コーアツ

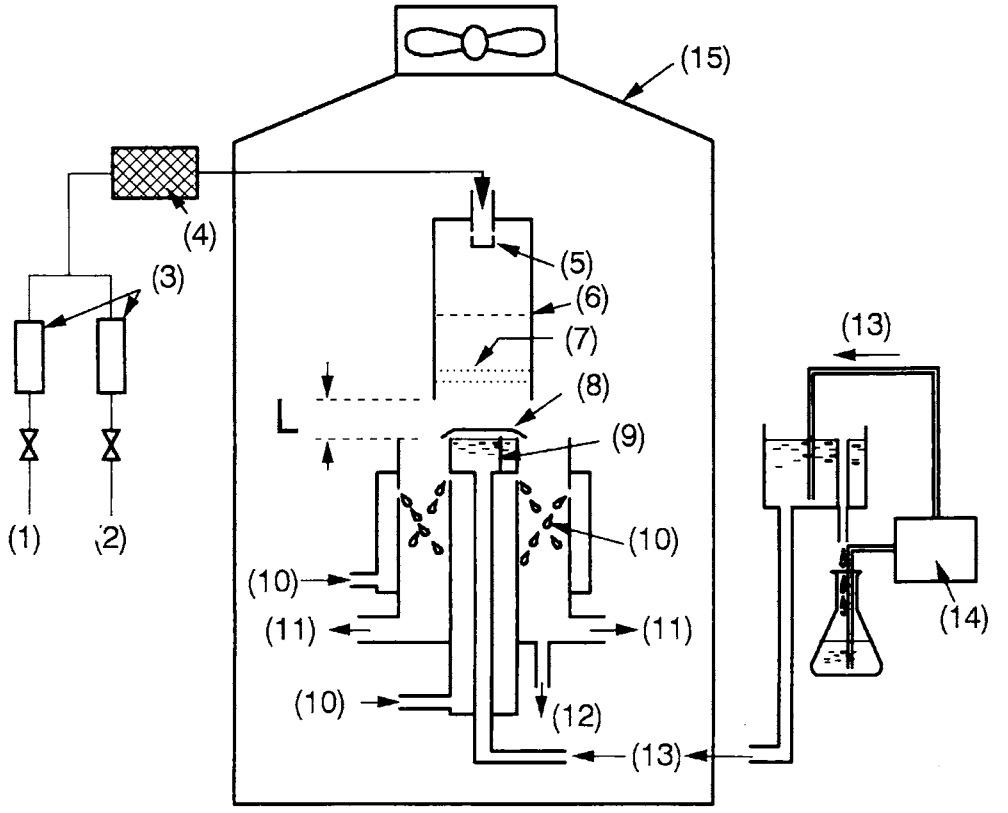


Fig.1 Diagrammatic sketch of the experimental set-up

(1) Suppressant	(6) Duct	(11) Exhaust gas
(2) Air	(7) Screens	(12) Drain
(3) Mass flow controllers	(8) Flame	(13) Fuel
(4) Mixing chamber	(9) Fuel level indicator	(14) Pump
(5) Baffle	(10) Water	(15) Draft chamber

Table 1 List of suppressants used in this study

	Halon1301	HFC-23	HFC-227ea	FC-3-1-10
Molecular formula	CF_3Br	CHF_3	CF_3CHFCF_3	C_4F_{10}
Molecular weight	149	70	170	238
Boiling point (℃)	−58	−82	−16	−2
Vapor pressure at 25℃ (MPa)	1.6	4.5	0.45	0.33

ー本体をアクリルガラス製ドラフトチャンバー内に設置したことである。

消火剤/空気混合気噴出口および燃料容器はいずれも黄銅製であり、大きさは各々内径38㎜φ，外径28㎜φである。混合気噴出口ー燃料容器間距離(L)は可変であり、本研究では前報[2]の結論に従って、消炎濃度の再現性のよい10㎜で実験を行った。燃料容器の周囲は、下方へ吸引排気できるようになっており、既燃ガスは水噴射により冷却される。燃料供給部はテフロン管で燃料容器下部に接続しており、オーバーフロー式液面調整器のダイヤルで燃料容器中の液面位置を微調整できる。空気及び消火剤は、各々コンプレッサー及びボンベからマスフローコントローラで流量を制御し、ガラスビーズを充填したガス混合器により混合した後、バーナーに供給した。

空気流量を所定の値に調整した後燃料に着火し、燃料容器中の液面位置を容器縁と同じ高さに微調整しながら消火剤の流量を徐々に増加させ、火炎が吹き消えるときの混合気中の消火剤濃度(消炎濃度)を測定した。混合気噴出口から吹き出す混合気の噴出速度(U)を約0.2～0.6m/sの範囲内で変化させ、各々の設定噴出速度Uに対し、2回以上測定を行った。

燃料としてはn-ヘプタン及びエタノールの2種類を用い、**Table 1**に示した4種類の消火剤について消炎濃度を測定した。ハロン1301が分子内に臭素原子を含むのに対し、3種類のハロン代替物質はいずれも、炭素原子にフッ素あるいは水素のみが結合したフルオロカーボン(FC)または水素化フルオロカーボン(HFC)である。HFC-227eaおよびFC-3-1-10はハロン1301に比べて蒸気圧が低く、特にFC-3-1-10は測定中にボンベの温度が低下し蒸気圧が不足するため、ボンベを40～50℃に加温し、凝縮を防ぐために圧力調整器の2次圧を0.9 kg/cm²に保って実験を行った。

3. 化学平衡計算

化学平衡計算は、燃料および酸化剤の種類と組成ならびに燃焼気体の圧力(または体積)を指定することにより、平衡状態における火炎温度および燃焼気体の組成を計算するものであり、可燃性混合気の燃焼時の諸特性を推定できる点できわめて有用である[3]。異なる不活性ガス、即ち窒素、二酸化炭素等について各々、消炎時の混合気組成における断熱火炎温度を化学平衡計算で求め、比較することにより、対向流火炎の消炎条件が一定であるかどうかを確認することができる。また、不活性ガス以外の消火剤の場合、燃焼反応に対する触媒的抑制効果が増大する程、化学平衡計算で求められる消炎時の断熱火炎温度は不活性ガスの場合より高くなり、燃焼気体中のラジカル種濃度も増大すると推定されるため、これにより消火剤の触媒的抑制効果を見積ることが可能である。これら2つの目的で、対向流火炎の消炎時の混合気組成における化学平衡計算を行い、断熱火炎温度および平衡化学種組成を求めた。

使用した計算プログラムは、NASA(National Aeronautics and Space Administration)のSP-273の化学平衡計算プログラム[4]をパソコン用に修正したものである。反応物質および生成物質の各熱力学データは、JANAF(The Joint Army-Navy-Air Force-ARPA-NASA Thermochemical Working Group)のデータおよび化学便覧に記載されているデータを利用した。計算条件は、初期温度298.15K、圧力1気圧とし、燃料はエタノール、消火剤は窒素、二酸化炭素、アルゴン、ハロン1301およびHFC-23について計算した。反応物質の組成は、燃料蒸気と酸化剤が完全燃焼する位置、即ち当量比$\phi=1$の場所で対向流火炎が消炎すると仮定し、エタノールの燃焼反応式

$$C_2H_5OH + 3O_2 \rightarrow 2CO_2 + 3H_2O$$

の酸素/燃料の比（＝3）と消炎濃度から、消炎時の燃料/消火剤/空気混合気組成を算出したものを計算に用いた。空気の組成は、窒素：酸素=79：21とした。

4. 結果と考察

4. 1 対向流拡散火炎の挙動

混合気噴出口から空気を供給しながら着火すると、燃料容器上及び燃料容器の周囲に薄青色の火炎が形成された。空気にハロン1301を添加すると、火炎の薄青色が明るくなると共に、青炎の上方、即ち混合気側にBr_2による発光[5]と考えられる橙色の輝炎が生じた。ハロン1301を添加した場合の火炎の様子を**Fig.2(a)**に示す。ハロン1301の流量を増加させ消炎に至るまで、燃料容器上の平面火炎中には、青炎と橙色炎の2つの領域が存在していた。

ハロン代替物質を空気に添加した場合、火炎の薄青色は若干明るくなったが、消炎に至るまで、青炎の上方にハロン1301を添加した時のような橙色炎は生じなかった。ハロン代替物質を添加した場合の火炎の様子

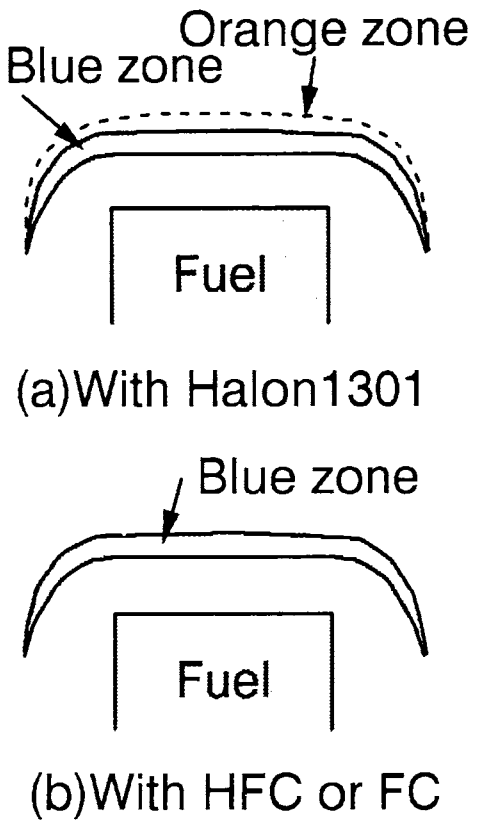


Fig.2 Sketches of counterflow flames with fire suppressants

を**Fig.2(b)**に示す。ハロン代替物質添加火炎は、ハロン1301を添加した火炎よりもむしろ窒素或いは二酸化炭素のような不活性ガスを添加した火炎[2]に類似していた。ハロン代替物質は分子内に臭素原子を持たず、また分解生成物として可能性のあるフッ素やフッ化水素は可視領域に発光帯を持たないために、このような違いが生じるものと考えられる。

4. 2　対向流拡散火炎の消炎濃度

4. 2. 1　ハロン1301及びハロン代替物質の消炎濃度

消火剤/空気混合気の噴出速度を変化させて、n-ヘプタンおよびエタノール火炎の消炎濃度を測定した結果を、**Fig.3**と**Fig.4**に示す。窒素及び二酸化炭素の場合[2]と同様に、噴出速度の低下に伴い、消炎濃度は増大した。対向流拡散火炎は、酸化剤混合気と燃料蒸気が衝突し合う伸張流れ場に形成される火炎であり、

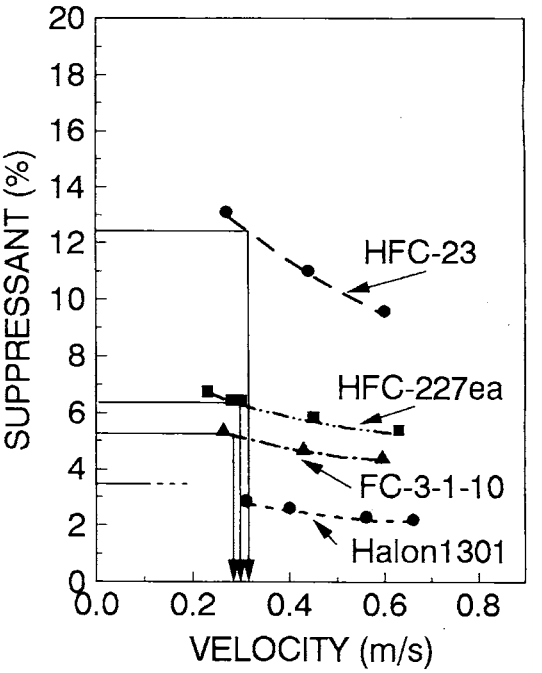


Fig.3 The flame-extinguishing concentration – flow velocity diagram (Fuel : n-heptane)

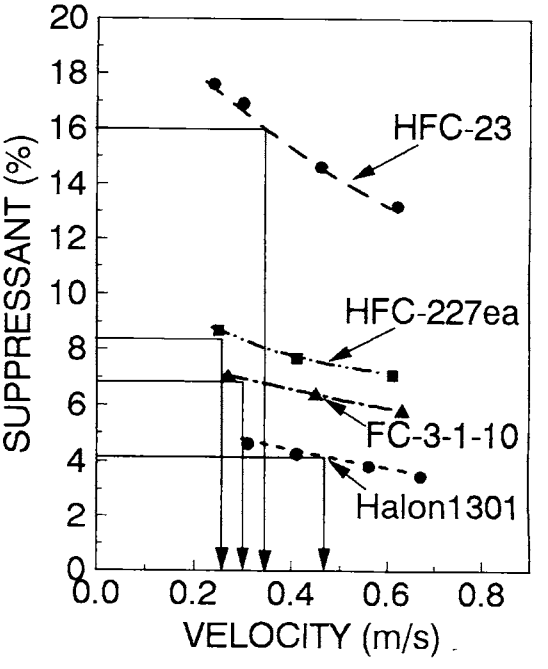


Fig.4 The flame-extinguishing concentration – flow velocity diagram (Fuel : ethanol)

火炎中の流れの速度勾配で定義される火炎の伸張率が大きい程、消炎し易いことが知られている[9]。従って**Figs.3, 4**に見られる消炎濃度の変化は、火炎の伸張率の変化によるものであると説明できる。

n-ヘプタン、エタノールの各場合とも、測定した噴出速度の範囲内で、消炎濃度はハロン1301、FC-3-1-10、HFC-227ea、HFC-23の順に増大した。この順序は、**Figs.3, 4**の縦軸に示したカップバーナー法による消炎濃度[8]の大小関係に等しい。ハロン代替物質の消炎濃度の順序は、分子内のフッ素原子数の多少(**Table 1**参照)と一致している。このことは、従来のハロンの消火効果が分解により生成する臭素化合物によるものである[9]のと同様、ハロン代替物質による消炎も、消火剤の分解により生成するフッ素化合物の効果によるものであることを示唆している。

4. 2. 2　カップバーナー法との比較

カップバーナー法による消炎濃度[8]と等しい消炎濃度を与える対向流火炎の混合気噴出速度を、**Fig.3**および**Fig.4**から読みとり、不活性ガスの結果[2]と共に**Table 2**にまとめた。カップバーナー法の消炎濃度に対応する混合気噴出速度は、燃料または消火剤の種類により約0.2m/sから0.5m/sまで変化している。このことから、カップバーナー法の消炎濃度は、異なる燃料や消火剤について同一の条件で測定されていない可能性があると考えられる。

噴出速度が0.3m/sの場合の対向流火炎の消炎濃度を、カップバーナー法による消炎濃度[8]と比較した結果を**Fig.5**に示す。混合気噴出速度が0.3m/sの場合のハロン代替物質の消炎濃度は、カップバーナー法による消炎濃度にほぼ一致した。しかし、不活性ガスについては、消炎濃度が大きくなる程、対向流火炎の消炎濃度に対してカップバーナー法の消炎濃度が大きくなる傾向が認められた。対向流火炎の消炎濃度が一定の混合気噴出速度における測定値であるのに対し、カップバーナー法では空気の流量を40 ℓ /minに固定しているために、消炎濃度が大きくなる程消炎するときの混合気流速も増大する。対向流火炎の消炎濃度が流速の増加に伴い単調に減少するのに対し、カップバーナー法の消炎濃度は流速の変化に伴い極大値を持ち、そのときの流速は燃料や消火剤の種類により異なる[9]。従って、カップバーナー法による、異なる燃料や消火剤間の消炎濃度の比較は、最も消炎しにくい流速における測定結果と消炎しやすい流速における測定結果を対等に比較してしまうことになりかねない。このような問題が生じるのは、火炎面内に流入する消火剤量を直接制御することができないためである。故に、カップバーナー法の消炎濃度より対向流火炎の消炎濃度の方が、異なる燃料や消火剤について、より一定の条件で測定されていると考えられる。

Table 2　Counterflow velocities at which the flame-extinguishing concentrations are equal to those measured by cup burner method

Fuel	Suppressant	Flame-extinguishing concentration measured by cup burner (%)	Counterflow velocity U (m/s)
Ethanol	Halon1301	4.1	0.47
	HFC-23	16.0	0.35
	HFC-227ea	8.2	0.26
	FC-3-1-10	6.9	0.30
Heptane	Halon1301	3.4	＜0.25
	HFC-23	12.4	0.32
	HFC-227ea	6.4	0.30
	FC-3-1-10	5.2	0.29
	CO_2	22.0	0.33
	N_2	33.6	0.26
	Ar	43.3	＜0.25

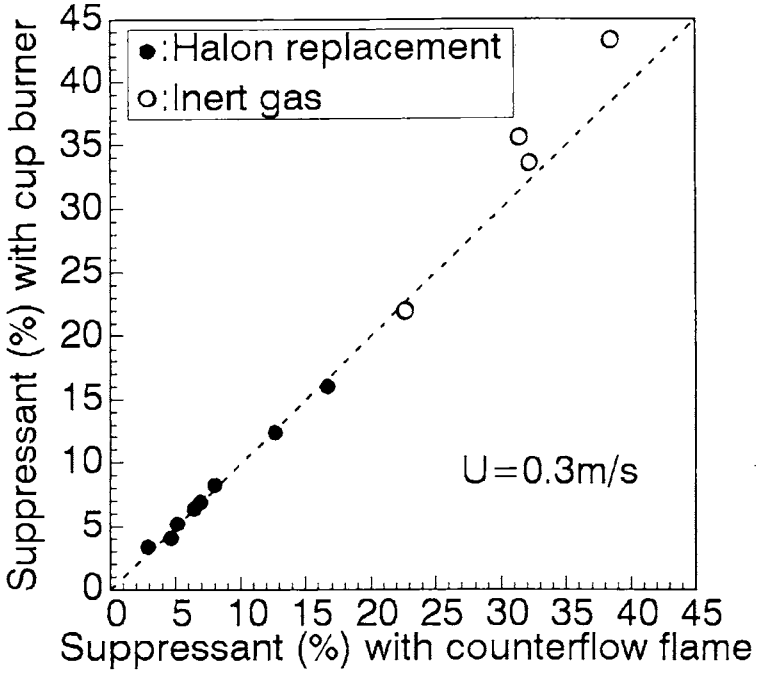


Fig.5 The flame-extinguishing concentration by the cup burner versus that obtained using the counterflow flame

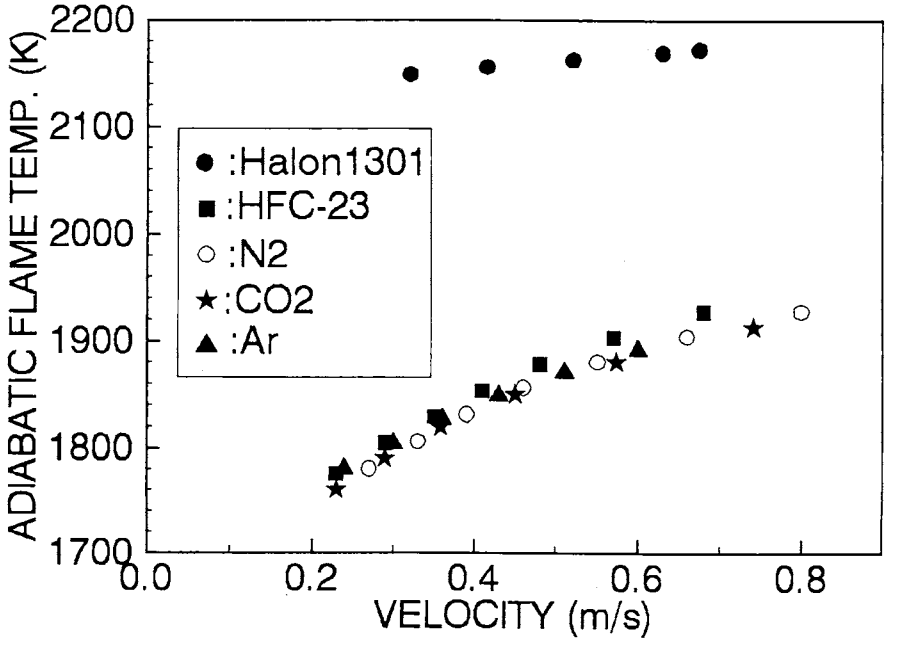


Fig.6 The adiabatic flame temperature — flow velocity diagram

4. 3　消炎時の断熱火炎温度と平衡化学種組成

4. 3. 1　不活性ガスによる消炎時の断熱火炎温度

対向流火炎の不活性ガスによる消炎条件が一定であることを確認するため、消炎時の組成における断熱火炎温度の計算を行った。**Fig.6**に示した結果は、対向流火炎の混合気噴出速度を横軸にとり、各々の噴出速度における不活性ガスの消炎濃度[2]を用いて計算した断熱火炎温度を縦軸にとり、両者の関係をプロットしたものである。噴出速度の増大に伴い断熱火炎温度は増大しているが、これは、断熱火炎温度の計算が火炎伸張による火炎からの熱損失の効果を含んでいないために、その分だけ実際の火炎温度より高く見積もられるためである。従って、噴出速度による断熱火炎温度の変化は、火炎の伸張率の変化を反映していると解釈することができる。窒素、二酸化炭素、アルゴンの3種類の不活性ガスについて比較すると、消炎時の断熱火炎温度は非常によく一致している。このことから、対向流火炎によるこの3種類の不活性ガスの消炎濃度が、一定の条件で測定されていることが裏付けられる。

4. 3. 2　ハロン1301とHFC-23による消炎の比較

次に、ハロン1301とHFCによる消炎機構を比較する目的で、化学平衡計算を行い断熱火炎温度および平衡化学種組成を求めた。**Fig.6**において、ハロン1301とHFC-23の断熱火炎温度を比較すると、ハロン1301では不活性ガス添加の場合の断熱火炎温度より約200K以上も高くなっているのに対し、HFC-23では不活性ガス添加の場合とほとんど変わらない。ハロン1301による消炎は平衡計算では考慮されない化学反応速度により支配される[7]ため、計算される断熱火炎温度は、実際に消炎するときの火炎温度よりかなり高い値となる。HFC-23の場合、断熱火炎温度がハロン1301よりも不活性ガスの場合に近いことから、HFC-23による消炎は不活性ガスによる消炎と同様の希釈効果によるものであることが示唆される。さらに、**Table 3**に示した通り、平衡状態において1％以上存在する化学種をハロン1301の場合とHFC-23の場合で比較してみると、ハロン1301を添加した場合の平衡組成では臭素ラジカルが2％程度生成しているのに対し、HFC-23からはフッ素ラジカルやCF_3のようなラジカル種はほとんど生成せず、代わりに高濃度のフッ化水素が生成している。これらの結果から、HFCを添加した場合の消炎は、ハロン1301を添加した場合のようなラジカル連鎖反応ではなく、火炎中で生成するフッ化水素による火炎の希釈効果が主な原因であると考えられる。

Table 3　Equilibrium species in ethanol /air/Halon1301 and ethanol /air/HFC-23 flames

Halon1301		HFC-23	
N_2	61～63％	N_2	44～50％
CO_2	13	HF	28～36
H_2O	10～12	CO	9～12
HF	9～11	CO_2	8～10
Br	2	H_2O	0～ 3
CO	1		
HBr	1		

5. まとめ

(1)　ハロン1301及び3種類のハロン代替物質について、n-ヘプタンとエタノールの対向流拡散火炎の消炎濃度を測定した。

(2)　消炎濃度は、噴出速度の低下に伴い、増大した。ハロン及び代替物質の消炎濃度をその低い順番で示すとハロン1301、FC-3-1-10、HFC-227ea、HFC-23の順であった。

(3)　カップバーナー法による消炎濃度[8]と等しい消炎濃度を与える対向流火炎の混合気噴出速度は、燃料または消火剤の種類により約0.2m/sから0.5m/sまで変化した。

(4)　混合気噴出速度が0.3m/sの場合のハロン代替物質の消炎濃度は、カップバーナー法による消炎濃度[8]にほぼ一致した。

(5)　エタノール/空気/ハロン1301及びエタノール/空気/HFC-23混合気について化学平衡計算を行った結果、HFCによる消炎の主な原因は消火剤の分解生成物による希釈効果であることが示唆された。

参考文献

1) ISO/DIS 7075-1: "Fire protection equipment－Automatic fire-extinguishing systems using halogenated hydrocarbons－Part 1: Halon total flooding system" (1988)

2) 佐宗祐子，斎藤直，廖赤虹，尾川義雄：「対向流拡散火炎を用いた消火剤の性能評価－希釈剤による予

備的研究ー」，消防研究所報告，No.77, 11-19 (1994)
3) 三山創：「電子計算機による燃焼温度、圧力および組成の計算」，安全工学，7(1), 1-6 (1968)
4) Gordon, S. and McBride, B.J.: "Computer Program for Calculation of Complex Chemical Equilibrium Compositions, Rocket Performance, Incident and Reflected Shocks, and Chapman-Jouget Detonations," NASA SP-273 (1971)
5) Gaydon, A.G.: "The Spectroscopy of Flames," p.234, Chapman & Hall, London (1957)
6) 平野敏右：「燃焼学」, p.62-63, 海文堂 (1988)
7) Gann, R.G.: "Initial Reactions in Flame Inhibition by Halogenated Hydrocarbons," in "Halogenated Fire Suppressants, " p.318-340, ACS Symposium Series 16, American Chemical Society (1975)
8) 井上康史，斎藤直，佐宗祐子，尾川義雄：「カップバーナー法によるハロン代替物質の消炎濃度の測定」，平成6年度日本火災学会研究発表会概要集，48-51 (1994)
9) Bajpai, S.N.: "An Investigation of the Extinction of Diffusion Flames by Halons," J. Fire & Flammability, **5**, 255-267 (1974)

Evaluation of Fire Suppression Efficiency of Fire-Extinguishing Agents using Counterflow Diffusion Flame —Flame-Extinguishing Concentrations of Halon Replacements—

(Abstract)

Yuko Saso, Naoshi Saito, Liao Chihong, Yoshio Ogawa,
and Yasufumi Inoue*

(Received May 31, 1994)

The flame-extinguishing concentrations of Halon1301 and three kinds of halon replacements were measured using counterflow diffusion flames of n-heptane and ethanol. The order of increasing flame-extinguishing concentration was Halon1301, FC-3-1-10, HFC-227ea, and HFC-23, in the range of the oxidizer flow velocities(U) examined. At U=0.3m/s, the counterflow diffusion burner system gave the flame-extinguishing concentrations of halon replacements approximately equal to those obtained by the cup-burner method. But the U values, at which the flame-extinguishing concentrations were equal to those measured by the cup-burner, changed from 0.2m/s to 0.5m/s with the kind of the fuel or the suppressant.

The calculations of the adiabatic flame temperatures and the chemical equilibrium compositions were made for ethanol/air/Halon1301 and ethanol/air/HFC-23 mixtures. The results indicate that the dominant factor of the flame extinction with HFC is dilution of the flame by hydrogen fluoride which is produced by decomposition of HFC in the flame.

*Koatsu Co., Ltd.

部分的に帯電油が満たされた円筒型タンク内部の電荷減衰過程

松原美之，Robert J. Pazda*，Thomas B. Jones**

(平成6年5月31日受理)

空気と油の界面への電荷蓄積及び表面電気伝導を考慮にいれて、縦置き円筒型タンク内での過渡的な電荷減衰についての解析解を求めた。解は、一様な電荷分布が仮定できる限りは、どの様な電荷緩和則をも取り扱うことが出来る。過渡的な油面電位は次式で表わされる。

$$\Phi_S(t) = \Phi_S(0) \times \sum_{n=1}^{\infty} \left| \frac{\rho(t)}{\rho(0)} \right|^{G_n^1} \exp\left\{ \frac{-t}{\tau_n^s} \right\}$$

ここで、$\Phi_s(t)$は表面電位、$\rho(t)$は体積電荷密度のそれぞれ時刻tにおける値、G_n^1は無次元の幾何学的係数で、タンクの縦横比と充填率によって定まる。τ_n^sは表面電気伝導に起因する緩和の時定数でタンクの縦横比、充填率、規模及び表面電気伝導度に影響される。指数緩和則が成り立つときには、この解は簡略化され、その結果は我々が以前に行った数値計算による研究結果と一致することが示されている。

1. はじめに

石油タンク内の帯電油中の電荷が減衰する速度は、石油充填時の静電気災害への対策をたてるうえで重要な要素である。タンクの形状あるいは規模が電荷の減衰速度に影響を与えることが経験的には古くから知られていたが、その機構はながらく未解明であった。最近、タンク内部での電荷減衰過程についての理論的な再検討が行われた。それらの研究は、いずれも、油中電荷密度の減衰として最も単純な指数緩和則が仮定されていたが、油面での導電率の不連続性を考慮に入れるとタンク形状の影響を説明できき[1,2]、さらに、油面を通しての電荷漏洩を考慮に加えるとタンク規模の影響を説明できることが[3-7]明らかにされた。これらの研究は、誘電率及び導電率が不連続に変化する油面の存在が、電荷の油面への蓄積を通じてタンク内電荷の減衰速度に大きな影響を与えることを示した。しかし、その中で仮定された指数緩和則は、数学的に取り扱いやすいという利点を有している反面で、絶縁性が極めて高い石油類液体については成り立たない場合があることが知られており、より拡張された緩和則として一般化双曲線緩和則が[8]が提案され、受け入れられている[9]。

そこで、本研究では、より一般的な電荷緩和則が成立する条件のもとで縦置き円筒型タンク内帯電油中の電荷減衰過程についての検討を行い、油面電位、油面電荷などの過渡的変化に関する解析解を求めた。さらに、求めた解析解によって、タンク形状、規模及び導電率が油面電位の減衰速度に与える影響を明らかにした。

*Eastman Kodak社(New York州　Rochester市)
**Rochester大学(New York州　Rochester市)

2. 電荷減衰過程の方程式及び解の導出

Fig.1に示す縦置き円筒型タンク内に貯蔵された帯電油中の電荷減衰について考える。図中に示したように、座標系はタンク形状に合わせた円筒座標系とし、油面中心を原点に選び、半径方向にr軸、高さ方向にz軸をとった。初期条件は「油面電荷が零であること」及び「油中電荷が均一に分布すること」とした。また、「油表面の面積導電率は一定である」ことを仮定した。油中電荷密度が初期に均一分布する場合には、導電率が帯電量によって変化しても、時々刻々の導電率の空間的均一性が保存される。このため、減衰過程を通じて電荷密度分布の均一さが保存され、したがって対流及び拡散による電荷移動は無視することができる。すなわち、タンク内の電荷は静電気力によって移動するとみなすことができる。

タンク内部の静電場に関してはLaplace-Poissonの方程式が、電荷の移動に関しては油面及び油中での電荷保存式がそれぞれ成立する。

$$\Delta\Phi^a = 0 \tag{1}$$

$$\Delta\Phi^b = -\rho/\varepsilon_0\,\varepsilon_r \tag{2}$$

$$\frac{\partial\sigma}{\partial t} = \kappa(\rho)\left\{\left(\frac{\partial\Phi^b}{\partial z}\right)_{z=0} - \frac{1}{r}\times\frac{\partial}{\partial r}\left[r\lambda\left(\frac{\partial\Phi^a}{\partial r}\right)_{z=0}\right]\right\} \tag{3}$$

$$\frac{\partial\rho}{\partial t} = -\frac{\kappa(\rho)}{\varepsilon_0\,\varepsilon_r}\rho \tag{4}$$

ここで$\Phi^a(r, z, t)$及び$\Phi^b(r, z, t)$はそれぞれ気層及び油層内の電位、$\rho(r,z,t)$(C/m³)は油中電荷密度、$\sigma(r,t)$(C/m²)は油面電荷密度、$\kappa(\rho)$(S/m)は油の導電率、λ(S)は油表面の面積導電率、ε_0(F/m)は真空の誘電率、ε_rは油の比誘電率、tは時間である。

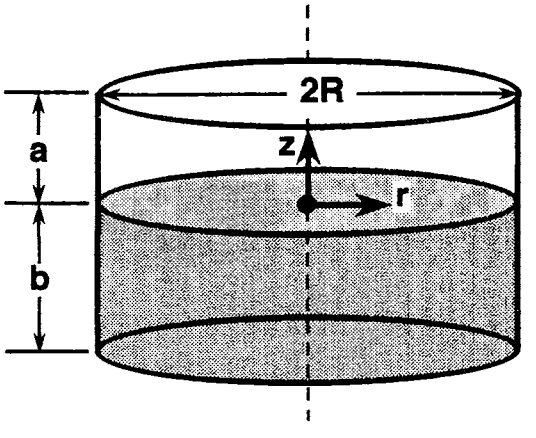


Fig.1 Geometry of cylindrical tank considered

Fig.1の形状の円筒型タンク内に帯電した油が貯蔵されている場合には、タンク壁での電位が零であることと油面での電束密度が連続であることが境界条件となり、この境界条件のもとで式(1)から(4)を解くこととなる。これらの一連の方程式の中で、油中電荷減衰の式(4)は他の式とは独立に解くことができる。例えば、帯電電荷密度ρと導電率κとの間に式(5)の関係式を仮定する一般化双曲線則によれば、時刻tにおける電荷密度$\rho(t)$は式(6)で与えられる[9]。

$$\kappa(\rho) = \kappa(0) + \gamma\mu\rho \tag{5}$$

$$\rho(t) = \frac{\rho(0)}{1 + \dfrac{\kappa(0) + \gamma\mu\rho(0)}{\kappa(0)}\times\left\{\exp\left(t/\tau_0\right) - 1\right\}} \tag{6}$$

ここで、γは定数、μはキャリヤの易動度、τは無帯電状態の導電率から求まる緩和時間である。

与えられた境界条件のもとでのLaplace-Poissonの方程式の一般解は下記の(7)、(8)式で与えられることが知られている[1, 7]。

$$\Phi^a = \sum_{n=1}^{\infty} D_n(t)\,J_0(\alpha_n r)\sin\{\alpha_n(z-a)\} \tag{7}$$

$$\Phi^b = \sum_{n=1}^{\infty} J_0(\alpha_n r)\left[A_n\rho(t) + E_n(t)\exp(-\alpha_n z) + F_n(t)\exp(\alpha_n z)\right] \tag{8}$$

ここで、J_0はO次のBESSEL函数、そしてx_nをその第n番目の零点として、$A_n = 2R^2/\varepsilon_0\,\varepsilon_r\,x_n^3$、$\alpha_n = x_n/R$である。

式中の$D_n(t)$、$E_n(t)$、$F_n(t)$は境界条件から定まる係数であり、時間の函数となる。考慮すべき境界条件のうち、天井面($z=a$)及び側壁($r=R$)で電位が零であるという条件は、解(7)、(8)では自動的に満たされている。残された境界条件のうち、タンク底で電位が零となること及び油面での電位の連続則から、それぞれ以下の関係式が導かれる。

$$(\Phi^b)_{z=-b} = 0 \Rightarrow A_n\rho(t) + E_n(t)\exp(\alpha_n b) + F_n(t)\exp(-\alpha_n b) = 0 \tag{9}$$

$$(\Phi^a)_{z=0} = (\Phi^b)_{z=-0} \Rightarrow -D_n(t)\sinh(\alpha_n a) = A_n\rho(t) + E_n(t) + F_n(t) \tag{10}$$

式(9)及び(10)を$E_n(t)$及び$F_n(t)$について解き次式を得る。

$$E_n(t) = \frac{\sinh(\alpha_n a)}{\exp(2\alpha_n b)-1} D_n(t) - \frac{A_n \rho(t)}{1+\exp(\alpha_n b)} \quad (11)$$

$$F_n(t) = \frac{\sinh(\alpha_n a)}{\exp(-2\alpha_n b)-1} D_n(t) - \frac{A_n \rho(t)}{1+\exp(-\alpha_n b)} \quad (12)$$

油面でGaussの定理が成立することから次式が与えられる。

$$\sigma = \varepsilon_0 \left\{ \frac{\partial \Phi^a}{\partial z} \right\}_{z=0} - \varepsilon_0 \varepsilon_r \left\{ \frac{\partial \Phi^b}{\partial z} \right\}_{z=0} \quad (13)$$

式(3)に式(7)、(8)、(11)～(13)を代入することにより係数$D_n(t)$に関する下記の1階微分方程式が導かれる。

$$\frac{\partial D_n(t)}{\partial t} = -D_n(t) \times \left[\frac{\kappa(\rho)}{\varepsilon_0 \varepsilon_r} \times G_n^1 + \frac{\lambda \alpha_n}{\varepsilon_0 \varepsilon_r} \times G_n^2 \right] \quad (14)$$

ここで、

$$G_n^1 = \frac{\coth(\alpha_n b)\sinh(\alpha_n a)}{\frac{\cosh(\alpha_n a)}{\varepsilon_r} + \coth(\alpha_n b)\sinh(\alpha_n a)}$$

$$G_n^2 = \frac{\sinh(\alpha_n a)}{\frac{\cosh(\alpha_n a)}{\varepsilon_r} + \coth(\alpha_n b)\sinh(\alpha_n a)}$$

である。

各境界条件及び静電場の解から式(14)が導かれるまでの過程を**Fig.2**に示す。

式(14)は$D_n(t)$に関する1階の常微分方程式であり、容易に解くことができ、解は次式で示される。

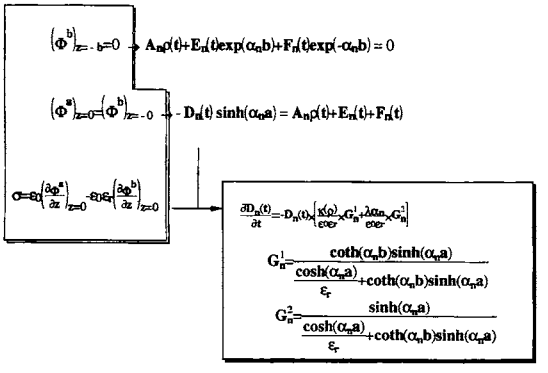


Fig.2 An outline of the procedure to obtain the factors from given boundary conditions

$$D_n(t) = K \times \rho^{G_n^1} \times \exp\left[-\frac{\lambda \alpha_n G_n^2}{\varepsilon_0 \varepsilon_r} \times t \right] = K \times \rho^{G_n^1} \times \exp\left[-t/(\tau_n^s)\right] \quad (15)$$

ここで、Kは初期条件によって定まる定数、

$\tau_n^s = \varepsilon_0 \varepsilon_r / \lambda \alpha_n G_n^2$　である。

この解を式(11)、(12)に代入することにより$E_n(t)$及び$F_n(t)$が求まり、さらに式(7)、(8)、(12)に代入することによって、電位Φ^a、Φ^b及び油面電荷密度σの過渡状態に対する解が求められる。それぞれの式中のρに式(5)の解を代入することにより種々の電荷緩和則に対応した解が得られる。

3. 解析結果に関する考察

静電気危険の指標として用いられることの多い油面電位に着目して、得られた解を用いて考察する。式(7)及び(15)から、時刻tの油面電位$\Phi_s(t)$は次式で与えられる。

$$\Phi_s(t) = \Phi_s(0) \times \sum_{n=1}^{\infty} \left[\rho(t)/\rho(0)\right]^{G_n^1} \exp(-t/\tau_n^s) \quad (16)$$

この式から、油面電位の減衰が油中電荷密度のG_n^1乗に比例する減衰項と時定数τ_n^sの指数減衰項の積の級数で表わされることがわかる。さらに、式(14)及び式(4)から明らかなように、各項はそれぞれ、油面への電荷蓄積を考慮したことによる項及び油面を通しての電荷漏洩を考慮したことによる項である。G_n^1はタンクの縦横比及び充填率の影響を受ける量であり、この値が小さい程油面電位の減衰が緩慢となる。G_n^1の逆数をとれば油面電荷の蓄積を考慮したことによる電位減衰の遅延の指数とすることができる。

Fig.3は、直径と高さの等しい条件での遅延係数$1/G_n^1$の最初の5項を充填率を変数として図示したものである。この図から遅延係数は充填率が1に近づくにしたがって急激に増大すること及びこの時第1項が卓越していくことがわかる。**Fig.4**は、第1項に対する第2項以下の各項の比率を充填率を横軸にとって表わしたものである。この図からも充填率が増加するにともなって第1項が第2項以下の項に対して卓越していくことが示される。

Fig.5は遅延係数の第1項と充填率の関係を、いくつかのタンクの縦横比について求めた結果である。この図から、タンクが偏平なほど充填率が1に近い領域での遅延係数の増加が著しくなることがわかる。

一方、油面を通しての電荷漏洩に起因する指数減衰項の時定数τ_n^Sが大きくなるにつれて油面電位の減衰は緩慢となる。この時定数への規模の影響と形状の影響を分離する目的で、次に示すように油面導電率及びタンク径から定まる緩和時間τ_Sと充填率及び縦横比から定まる遅延係数C_nに分解する。

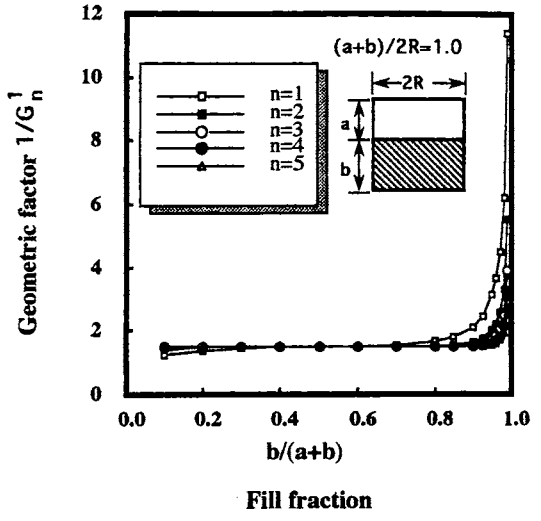


Fig.3 The effect of fill fraction on the first 5 terms of geometric factor $1/G_n^1$

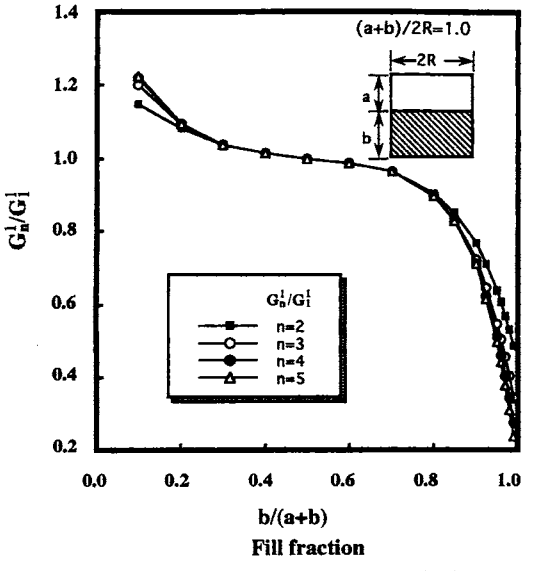


Fig.4 The ration of the next 4 geometric factors to the lst term

$\tau^S{}_n = C_n \times \tau_S$

ここで、$C_n = 1/x_n G_n^2$、$\tau_S = \varepsilon_0 \varepsilon_S R/\lambda$である。

遅延係数C_nはタンクの縦横比及び充填率によってのみ定まり、G_n^1の場合と同様に第1項が卓越する。τ_Sはタンク径に比例するので、C_nが等しくなる相似形のタンク同士を比較すると規模の大きなタンクほど油面電位減衰が緩慢となることがわかる。

Fig.6は、C_nの第1項と充填率との関係をいくつかのタンク縦横比について求めたものである。この図から遅延係数についても充填率が大きなほど、また、タンクが偏平であるほど油面電位減衰が緩慢となること

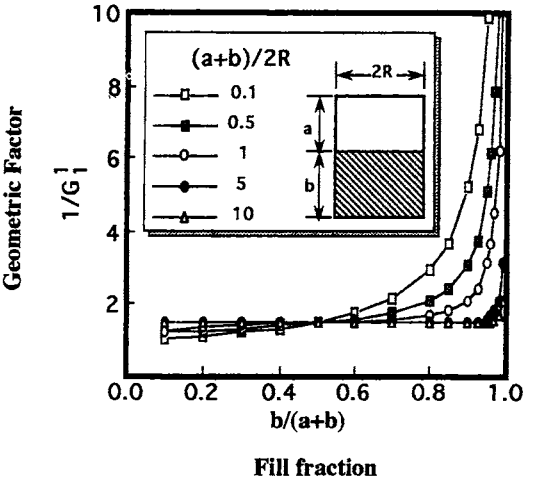


Fig.5 Effect of fill fraction and aspect ratio of the vessel on the dominant geometric factor of $1/G_n^1$

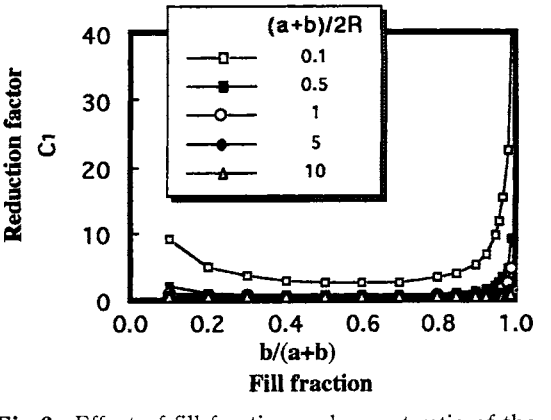


Fig.6 Effect of fill fraction and aspect ratio of the vessel on the reduction factor C_1

がわかる。なお、この図では、充填率が小さい場合にも遅延係数C_nが増大する傾向が見られ、特にタンクの縦横比が小さな場合にこの傾向は顕著である。このことは、タンクの縦横比及び充填率が小さな条件では、側壁の影響が天井及び底板の影響に比べ小さくなり、油面に蓄積した電荷が側方に漏洩しづらくなり、その結果として油面を通しての電荷漏洩に起因する緩和の時定数が増大することを意味している。ちなみに、式(16)にも示されるように、油面電荷の蓄積に関与する要因であるG_n^1の影響が加味されたものとなるため、電荷の減衰全体としては、低充填側で減衰が緩慢となることはない。

指数緩和則が成立する場合には、得られた結果をより簡便な形に整理できる。すなわち指数緩和則のもとでは式(4)の解は、よく知られている下記の指数減衰となる。

$$\rho(t)=\rho(0)\times\exp(-t/\tau) \tag{17}$$

ここで$\tau=\kappa/\varepsilon_0\varepsilon_r$である。

したがって油面電位は次式のような簡便な形となる。

$$\Phi_s(t)=\Phi_s(0)\exp[-t/(g_n\tau)] \tag{18}$$

$$g_n=\frac{1}{\left|G_n^1+\dfrac{\lambda\alpha_n G_n^2}{\kappa}\right|}=\frac{1}{\left|G_n^1+\dfrac{(2x_n G_n^2)}{\dfrac{2\kappa R}{\lambda}}\right|} \tag{19}$$

この式は油面電位の減衰が一連の指数関数の級数として与えられ、規模、形状などの影響がひとつの係数g_nとして表わされることを示している。この結果は、幾何学的に相似な形状のタンクでの油面電位の減衰速度の規模依存性は無次元量$2\kappa R/\lambda$で整理されるという筆者らの数値計算の結果からの予測[5,9]が正当であったことを裏付けるものである。さらに、式(18)及び(19)は、指数緩和則を仮定した条件のもとで求められた油面電位の減衰についての解析解[7]と同一のものであり、従来の解が今回の解析解に含まれるものであることがわかる。

4. まとめ

円筒型タンク内に貯蔵された帯電油中の電荷が減衰する過程を静電場に関するLaplace-Poissonの方程式及び電荷保存式を連立させて解くことによって検討し、任意の油中電荷緩和則に対する過渡的な油面電位変化等の解析解を求めた。得られた解析解から、油面電位の減衰が油中電荷密度のG_n^1乗に比例する減衰項と時定数τ_n^Sの指数減衰項の積の級数で表わされることが明らかにされた。各項はそれぞれ、油面への電荷蓄積を考慮したことによる項及び油面を通しての電荷漏洩を考慮したことによる項であり、G_n^1はタンクの縦横比及び充填率によって、τ_n^Sは油面導電率、タンク径、タンク縦横比及び充填率によって定まる係数である。また、得られた解によってタンク形状等の影響を検討した結果、油の充填率が1に近づくほど、タンクが偏平になるほど、タンク径が大きくなるほど油面電位の減衰が緩慢となることが示された。さらに、指数緩和則を仮定した場合には、これまでに得られている結果と一致する解となることを確認し、今回得られた解析解が従来の解析解及び数値解の拡張であることも示された。

参考文献

1) T.B. Jones and S. Chan, J.Electrostatics, **Vol.22** pp185 (1989)
2) K.Asano, IEE PROC. **Vol.137**, No.2 pp111 (1990)
3) 松原美之、静電気学会講演論文集、pp413 (1990)
4) Y.Matsubara, Electrostatics-91, IOP conf. ser. #118 pp293 (1991)
5) Y.Matsubara and T.B.Jones, Trans.on Industrial Applications, **Vol.29**, p125 (1993)
6) 松原美之、消防研究所報告、**第75号**、p.25 (1993)
7) R.J. Pazda and T.B. Jones, J. Electrostatics, **Vol.28** pp.175 (1992)
8) K. Asano and H.Krämer, J. Electrostatics, **Vol.2** pp.269 (1976)
9) 液体帯電現象研究会、静電気学会技術報告第2号、p13 (1990)

Charge Decay in an Upright Cylindrical Tank Partly Filled with Charged Oil

(Abstract)

Yoshiyuki Matsubara, Robert J. Pazda* and Thomas B. Jones**

(Received May 31, 1994)

An analytical solution was proposed for transient decay of electrostatic charge in an upright cylindrical tank, taking into account the accumulation of charge on the oil-air interface and surface conduction. The solution can accommodate itself to any charge relaxation law for the oil, as long as a the uniform charge distribution can be assumed. The transient surface potential can be formulated as the following expression.

$$\Phi_S(t) = \Phi_S(0) \times \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{\rho(t)}{\rho(0)} \right\}^{G_n^1} \exp\left(\frac{-t}{\tau_n^s} \right)$$

Here, $\Phi_S(t)$ is surface potential and $\rho(t)$ is bulk charge density at a time t. G_n^1 is a non-dimensional geometric factor which is determined by the aspect-ratio of tank and fill fraction of oil in the tank. τ_n^S is a time constant of relaxation due to surface conduction and is affected by the asptect ratio, fill fraction, the dimension of the tank and the surface conductivity of oil. If the solution is applied to the case when the decay of the bulk charge obeys the exponential relaxation law, a simpler formula can be obtained which is consistent with the results of our previous numerical study.

* Eastman Kodak Company (Rochester, NY 14652 U. S. A.)

** University of Rochester (Rochester, NY 14627 U. S. A.)

新潟におけるやや長周期地震動特性

座間信作

(平成6年5月31日受理)

新潟地方気象台で観測された強震計記録の収集と数値化を行い、このデータに基づきやや長周期帯域における地震地体構造区分別増幅度特性を求め、最大期待地震規模の地震に対する地震動予測を行った。その結果、日本海東縁部を震源とする地震が、新潟における石油タンクのスロッシングに対しても最も高い危険度を持つことが分かった。予測精度を検討する目的で、1993年北海道南西沖地震を対象として地震動予測を行ったところ、観測スペクトルに見られた周期的10秒の大きなピークをほぼ説明することができた。この周期約10秒の波は、秋田から新潟にかけて伝播していく際に成長したことが87型強震計記録の解析から明らかとなった。

1. はじめに

岡田·鏡味(1978)[1]によると、新潟は数秒から十数秒のやや長周期帯域において全国でも極めて揺れやすい地域とされている。実際、この帯域に振動固有周期を持つ石油タンクのスロッシングがよく励起され、そのための被害を被ってきた。即ち、1964年新潟地震では、新潟市内でやや長周期地震動による石油タンクのスロッシングが原因となった大規模な石油タンク火災が発生し、工場及び一般住宅18棟を全焼するという被害が生じた[2]。1983年日本海中部地震では、震央から約300kmも離れていたにも拘わらず、最大4.5mものスロッシング上昇量が観測され、内容物の溢流等の被害を受けた[3]。この時の新潟の揺れは、震央距離·方位ともほぼ等しい佐渡(相川)に比べ約10倍の強さであった[4,5]。また、震央距離約500kmの1993年北海道南西沖地震でも最大1.7mのスロッシングが発生し、4基のタンクで浮き屋根上への油の飛散が認められた[6]。

このように新潟は、スロッシングによる石油タンク被害をよく受けるという点で特異な地域と思える。スロッシングは一質点系の振動問題として扱うことができるので、その挙動の把握には地震動が決定的に重要な役割を果たしている[7]。このことは新潟における長周期地震動特性が特異なものである事を示唆するが、これに関する定量的検討は殆どない。

そこで、ここではやや長周期地震動を比較的よく記録でき、観測期間が約40年と長い新潟気象台の強震計記録の収集と数値化を実施し、地震のメカニズムがほぼ等しいと考えられている地震地体構造区分毎に地震動特性、言い換えれば震源と伝播経路が新潟での地震動に及ぼす影響を捉え、更にその結果を用いて新潟におけるやや長周期地震動の石油タンクのスロッシングに対する危険度評価を行う。

2. データ及び解析方法

2. 1 データ

強震計記録の収集は新潟地方気象台に保存されている原記録からの等倍コピーによった。記録の収集条件はマグニチュード(M)が6.0以上、最大振幅が記録紙上1mm以上とした。収集した地震の震央位置と地震地体構造区分(Region)[8]を**Fig.1**に、Region毎の地震の諸元を**Table 1**に示す。**Fig.1**で震央を示す円の大きさは断層面積に相当する。また、Region14は、震源深さが150km以上の深発地震の区分であるので、**Fig.1**には区分の表示はない。

解析対象記録は1945年以降1987年までのもので、こ

Table 1 List of earthquake data for the seismograms used in the analysis.

DATE		LONG(E)	LAT(N)	H	M	REGION
			REGION1			
1968/01/29	19:19:02.2	147.00°	43.18°	30.0	6.9	E OFF HOKKAIDO
1969/08/12	6:27:39.9	147.61°	42.70°	30.0	7.8	E OFF HOKKAIDO
1973/06/17	12:55:01.1	145.95°	42.96°	40.0	7.4	OFF NEMURO PEN
1973/06/24	11:43:21.1	146.75°	42.95°	30.0	7.1	OFF NEMURO PEN
1978/12/06	23:02:03.3	146.96°	44.73°	100.0	7.7	NEAR KUNASHIRI IS
			REGION2			
1952/03/04	10:22:40.0	144.13°	41.80°	--	8.2	SE OFF HOKKAIDO
1952/03/10	2:03:46.6	143.71°	41.70°	20.0	6.8	SE OFF HOKKAIDO
1952/10/27	:46:16.6	143.51°	39.43°	30.0	6.1	FAR OFF SANRIKU
1960/03/21	2:07:26.6	143.43°	39.83°	--	7.2	FAR OFF SANRIKU
1960/10/09	18:00:40.0	141.51°	40.78°	70.0	6.9	E OFF AOMORI PREF
1962/04/23	14:58:11.1	143.91°	42.23°	60.0	7.0	SE OFF HOKKAIDO
1967/11/04	23:30:34.4	144.26°	43.48°	20.0	6.5	E PART OF HOKKAIDO
1968/05/16	9:48:53.3	143.58°	40.73°	--	7.9	E OFF N HONSHU
1968/05/16	19:39:01.1	142.85°	41.41°	40.0	7.5	E OFF AOMORI PREF
1968/06/12	22:41:42.2	143.13°	39.41°	--	7.2	OFF IWATE PREF
1968/06/17	20:52:54.4	143.36°	40.93°	100.0	6.4	E OFF N HONSHU
1970/01/21	2:33:03.3	143.13°	42.38°	50.0	6.7	S PART OF HOKKAIDO
1971/08/02	16:24:55.5	143.70°	41.23°	60.0	7.0	OFF ERIMOMISAKI
1971/09/15	23:55:02.2	143.86°	39.08°	50.0	6.3	OFF E COAST OF TOHOKU
1979/02/20	15:32:33.3	143.86°	40.21°	--	6.5	E OFF TOHOKU
1981/01/23	13:58:30.0	142.20°	42.41°	130.0	7.1	S COAST OF HOKKAIDO
1982/03/21	11:32:05.5	142.60°	42.06°	40.0	7.1	S OFF HOKKAIDO
			REGION3			
1947/11/04	9:09:00.0	141.01°	43.81°	--	6.7	NW OFF HOKKAIDO
1964/05/07	16:58:07.7	139.00°	40.33°	--	6.9	OFF OGA PEN
1964/05/08	5:12:43.3	139.08°	40.45°	--	6.5	OFF OGA PEN
1964/07/12	10:45:24.4	139.31°	38.51°	--	6.0	OFF NIIGATA PREF
1964/12/11	:11:03.3	138.93°	40.41°	40.0	6.3	OFF OGA PEN
1983/05/26	11:59:57.7	139.07°	40.35°	14.0	7.7	W OFF N TOHOKU
1983/06/09	22:03:56.6	138.85°	40.18°	14.0	6.0	W OFF N TOHOKU
1983/06/21	15:25:25.5	139.00°	41.26°	6.0	7.1	W OFF N TOHOKU
			REGION4			
1962/04/30	11:26:21.1	141.13°	38.73°	--	6.5	N PART OF MIYAGI PREF
1970/10/16	14:26:09.9	140.75°	39.20°	--	6.2	SOUTHEASTERN AKITA PREF
			REGION5			
1948/05/14	22:19:00.0	142.38°	37.71°	10.0	6.2	FAR OFF FUKUSHIMA PREF
1954/11/19	5:44:59.9	142.15°	38.86°	30.0	6.1	OFF MIYAGI PREF
1962/04/12	9:52:39.9	142.81°	37.96°	40.0	6.8	OFF MIYAGI PREF
1963/05/08	19:22:08.8	141.18°	36.40°	40.0	6.1	E OFF IBARAKI PREF
1963/08/15	15:11:30.0	141.95°	37.66°	40.0	6.6	OFF FUKUSHIMA PREF
1964/02/05	20:30:14.4	141.06°	36.40°	40.0	6.0	E OFF IBARAKI PREF
1964/05/30	23:30:44.4	141.18°	36.23°	40.0	6.2	OFF IBARAKI PREF
1967/01/17	20:59:30.0	142.08°	38.25°	30.0	6.3	OFF KINKAZAN
1968/07/05	20:28:11.1	142.21°	37.43°	50.0	6.4	E OFF MIYAGA PREF
1970/09/14	18:44:52.2	142.33°	38.68°	40.0	6.2	OFF MIYAGI PREF
1973/11/19	22:01:55.5	142.15°	38.88°	50.0	6.4	OFF MIYAGI PREF
1978/02/20	13:36:57.7	142.20°	38.75°	50.0	6.7	OFF MIYAGI PREF
1978/06/12	17:14:25.5	142.16°	38.15°	40.0	7.4	OFF MIYAGI PREF
1978/06/14	20:34:18.8	142.48°	38.35°	40.0	6.3	OFF MIYAGI PREF
1981/01/19	3:17:23.3	142.96°	38.60°	--	7.0	E OFF MID-TOHOKU
1981/01/23	4:34:40.0	143.05°	38.23°	--	6.6	E OFF N HONSHU
1982/07/23	23:23:50.0	141.95°	36.18°	30.0	7.0	E OFF KANTO

Table 1 (continued)

DATE		LONG(E)	LAT(N)	H	M	REGION
1982/07/24	2:53:59.9	142.05°	36.11°	30.0	6.2	E OFF KANTO
1985/08/12	12:49:16.6	141.89°	37.70°	52.0	6.4	E OFF FUKUSHIMA PREF
1987/02/06	21:23:44.4	141.93°	36.93°	30.0	6.4	E OFF FUKUSHIMA PREF
1987/02/06	22:16:15.5	141.89°	36.96°	35.0	6.7	E OFF FUKUSHIMA PREF
1987/04/07	9:40:43.3	141.86°	37.30°	44.0	6.6	E OFF FUKUSHIMA PREF
			REGION6			
1950/09/10	12:21:00.0	140.31°	35.16°	--	6.3	S PART OF CHIBA
1986/06/24	11:53:09.9	140.72°	34.82°	73.3	6.5	SE OFF BOSO PENINSULA
1987/12/17	11:08:16.6	140.49°	35.37°	57.9	6.7	KUJUKURI COAST BOSO PEN
			REGION7			
1953/11/26	2:48:54.4	141.71°	33.98°	60.0	7.4	NEAR HACHIJOJIMA
1972/02/29	18:22:54.4	141.26°	33.18°	70.0	7.1	E OFF HACHIJOJIMA
1972/12/04	19:16:07.7	141.08°	33.20°	50.0	7.2	E OFF HACHIJOJIMA
1984/09/19	2:02:41.1	141.55°	34.05°	13.0	6.6	SE OFF KANTO
			REGION8			
1968/07/01	19:45:11.1	139.43°	35.98°	50.0	6.1	MIDDOLE OF SAITAMA PREF
			REGION9			
1957/11/11	4:20:06.6	139.30°	34.23°	--	6.0	NEAR OSHIMA
1974/05/09	8:33:27.7	138.80°	34.56°	10.0	6.9	NEAR S COAST IZU PEN
1978/01/14	12:24:38.8	139.25°	34.76°	--	7.0	NEAR OSHIMA
1980/06/29	16:20:07.7	139.23°	34.91°	10.0	6.7	IZU PEN REGION
1982/12/28	15:37:42.2	139.45°	33.86°	20.0	6.4	NEAR MIYAKEJIMA
1986/11/22	9:41:44.4	139.52°	34.54°	15.1	6.0	NEAR NIIJIMA ISLAND
			REGION10			
1948/06/28	16:13:00.0	136.20°	36.16°	--	7.1	N PART OF FUKUI PREF
1952/03/07	16:32:37.7	136.20°	36.48°	--	6.5	OFF FUKUI PREF
1969/09/09	14:15:33.3	137.06°	35.78°	--	6.6	MIDDOLE OF GIFU PREF
1984/09/14	8:48:49.9	137.56°	35.82°	2.0	6.8	CENTRAL CHUBU
			REGION11			
1945/01/13	3:38:00.0	137.06°	34.68°	--	6.8	ATSUMI BAY
1946/12/21	4:19:00.0	135.61°	33.03°	20.0	8.0	OFF KII PEN.
1948/04/18	1:11:00.0	135.61°	33.28°	--	7.0	OFF KII PEN.
1948/06/15	20:44:00.0	135.40°	33.75°	10.0	6.7	C PART OF WAKAYAMA PREF
1950/04/26	16:05:00.0	135.66°	33.91°	40.0	6.5	C PART OF WAKAYAMA PREF
1952/07/18	1:09:51.1	135.78°	34.45°	60.0	6.8	C PART OF NARA PREF
1962/01/04	13:35:40.0	135.21°	33.63°	40.0	6.4	KII CHANNEL
			REGION12			
1963/03/27	6:34:35.5	135.76°	35.78°	--	6.9	OFF ECHIZEN&MISAKI
			REGION14			
1953/12/20	9:20:00.0	136.98°	39.58°	340.0	6.1	C PART OF JAPAN SEA
1954/05/15	7:39:00.0	137.35°	35.93°	240.0	7.0	C PART OF GIFU
1973/09/29	9:43:58.5	130.96°	42.18°	600.0	7.8	NEAR VLADIVOSTOK
1984/01/01	18:03:41.1	136.84°	33.62°	388.0	7.3	S OFF KINKI
1984/03/06	11:17:20.0	139.20°	29.34°	452.0	7.9	NEAR TORISHIMA

H and M are focal depth(km) and earthquake magnitude, and epicentral distance, respectively.
-- means uncertain but very shallow focal depth.

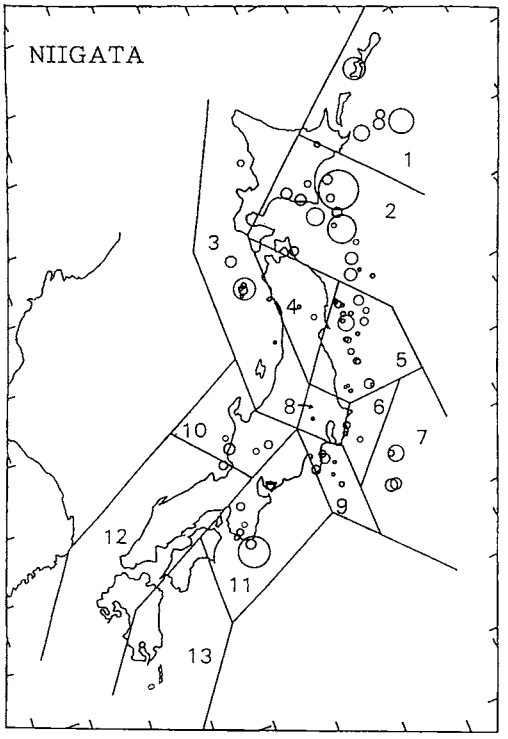


Fig. 1 Numbered seismo-tectonic regions and location of epicenters.
Size of a circle showing an epicenter corresponds to a fault area.

のうち1945年から1950年までは中央気象台型強震計記録、51年以降は51型1倍強震計記録で、総計86個であった。記録の数値化には、イメージスキャナーによって取り込んだ地震記録紙の画像データから波形のみを抽出するシステム[9]を用いた。得られたデータの解像度は時間軸で約0.5sec/dot、振幅軸で約0.1mm/dotである。この数値化されたデータに対し、記録紙及び地震計保守原簿に記載されている地震計定数を用いて計器補正[10]を施し加速度スペクトルを求めた。以下ではこの加速度スペクトルについて議論する。

2. 2 解析方法

ここでは、座間(1993)[10]が東京を対象としたやや長周期地震動の地域特性抽出のために提案した方法をそのまま新潟のデータに適用する。以下にその概要を述べることとする。

同じ地域に発生する地震の波形が良く似ている場合が多く認められることから、同じ地域内の地震の発生メカニズム・伝播経路が考慮対象地域の地震動へ及ぼす影響はほぼ同じであろうと推測される。従って、地震の起こり方が共通であると考えられるRegion毎に地震を分類すれば、対象地点の地震動特性は地震の規模の違いだけで説明できる可能性がある。

ここで、対象とする地震動特性として加速度フーリエスペクトルを考える。これは石油タンクのスロッシング最大上昇量がタンク諸元と減衰定数約0.1%の速度応答スペクトルの積でほぼ表され[11]、かつ減衰が小さい場合の速度応答スペクトルが加速度フーリエスペクトルにほぼ等しいことによる。観測された加速度スペクトルFoのRegion毎の特性(R(T):Tは周期)を抽出するため、正規モード解とSavage(1972)[12]の震源モデルに基づいた次式[13]で表されるスペクトルFc(以下理論スペクトルと称する)を用いる。

$$Fc=4.8\cdot10^{0.5M-2}\exp(-\alpha(T)\cdot\Delta)/\Delta^{0.5} \quad (T\leqq Tc) \quad (1)$$

$$Fc=1.9\cdot10^{1.5M}\exp(-\alpha(T)\cdot\Delta)/(T^{2}\cdot\Delta^{0.5}) \quad (T>Tc) \quad (2)$$

$$\log\alpha(T)=9.11/T-4.26 \quad (3)$$

ここで、Δは震央距離(km)、Tc(sec)はカットオフ周期と呼ばれるものである。

上式は、横ずれ断層から方位90°の方向に放射されるLove波を考え、日本の平均的な地下構造、震源深さ10km等を仮定して得られた3次モードまでのLove波の励起関数を考慮して近似的に得られたものである[13]。

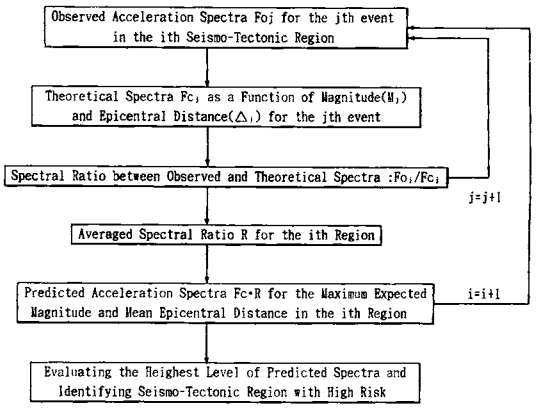


Fig. 2 Flow chart for the seismic risk evaluation of long-period strong motion.

観測スペクトルはFcを用いて、

$$Fo=Fc\cdot R(T) \quad (4)$$

と表現できる。このR(T)は理論スペクトルからの観測値のずれを表している。同じRegionについては、地震の起こり方・地震波動伝播特性がほぼ同じとみなせるなら、個々の地震に対するR(T)はほぼ同じ値をとることが期待される。従って、これらの平均値をそのRegionに対する地域特性或いは増幅度と考えることができる。この処理を全てのRegionに施せばRegion間の地域特性に関する比較が可能となる。また各Region内で期待される最大マグニチュードの地震に対する地震動予測、石油タンクのスロッシングに関する潜在的危険度評価も可能となる。以上の流れを**Fig.2**に示す。

3. 危険度評価

3. 1 卓越周期

石油タンクのスロッシングは減衰の極めて小さい現象であるため、スロッシングの固有周期に等しい周期の地震動がどの程度卓越するかは重要な問題である。必ずある周期が卓越するのであれば、その周期に固有周期を持つタンクを建設しないとか、現存のタンクについては一層の防災対策の充実を図る等の対策を施すことができるからである。

前節で述べたように、石油タンクのスロッシングの励起に直接的に関与するのは加速度スペクトルであるので、ここでは加速度スペクトルにおける卓越周期をRegion毎に調べた。**Fig.3**は横軸にRegion番号をとり、縦軸に加速度スペクトルの第一ピークとなる周期をプロットしたものである。この図から、Regionに関係なくどこに発生した地震に対しても同じ周期の地震動が卓越するという新潟特有の明らかな卓越周期は存在するとはいえないことが分かる。しかしRegion毎に見ると、Region11では周期5秒に、Region7では周期8秒に、Region3では周期7－10秒、Region5では4秒付近に卓越周期を持つ地震が多いといえる。このような卓越周期に関する新潟での特徴は、他地域についても言えるかというとそうではなく、例えば東京の場合では、Region3、9、10、13、14でそれぞれ約10、8、7.5、17、8秒、Region5、7ではばらつきが大きく特定ができないという結果となっており[10]、2つの地域に共通の卓越周期が殆ど見られない。観測される地震動の卓越周期は震源及び伝播特性に影響され、震源特性の影響が大きければ両地点に共通の卓越周期が現れ、伝播特性の影響が大きければ地震波の伝播経路毎の特性が卓越周期を支配する。従って、新潟と東京の卓越周期の相違は伝播特性の違いを強く反映したものと考えられる。

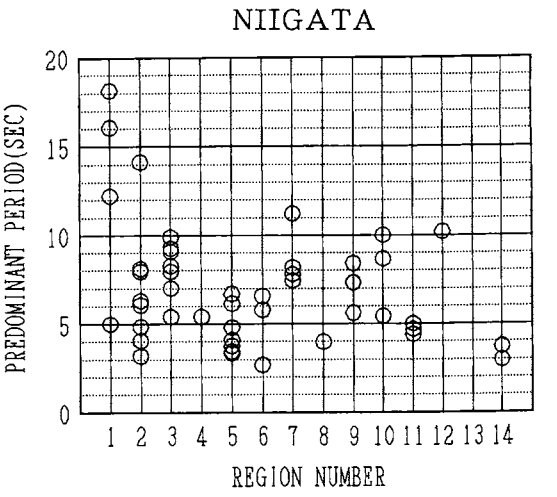


Fig. 3 Predominant period for each seismo-tectonic region.

3. 2 増幅度

式(4)を用いて各Regionに対するR(T)、即ち増幅度を求めたものが**Fig.4**である。ここで太実線は平均値、細実線は標準偏差を表す。また、Region4、8、12、13についてはデータがないか少ないため解析から除いてある。深発地震を対象とするRegion14については、その深さ故に長周期地震動が大きく励起されないと判断されること、発生位置がそれぞれかなり異なること、深発地震のメカニズムを同じとみなすことに疑問があることから、ここでは扱っていない。

この図で特に注目されるのはRegion3の増幅度特性で、周期約10秒で7倍程度の増幅度を持っていることである。その他、Region7及び9で周期8秒付近に3倍程度の増幅を見ることができるが、それ以外は理論スペクトルと大きな差がないといえる。この結果はやや意外で、岡田・鏡味(1978)[1]の求めた揺れ易さ指数をみると、新潟は全国平均の2.95倍、東京の約1.5倍と揺れやすい事になっているが、ここでの結果ではRegion3を除いて東京と同程度か下

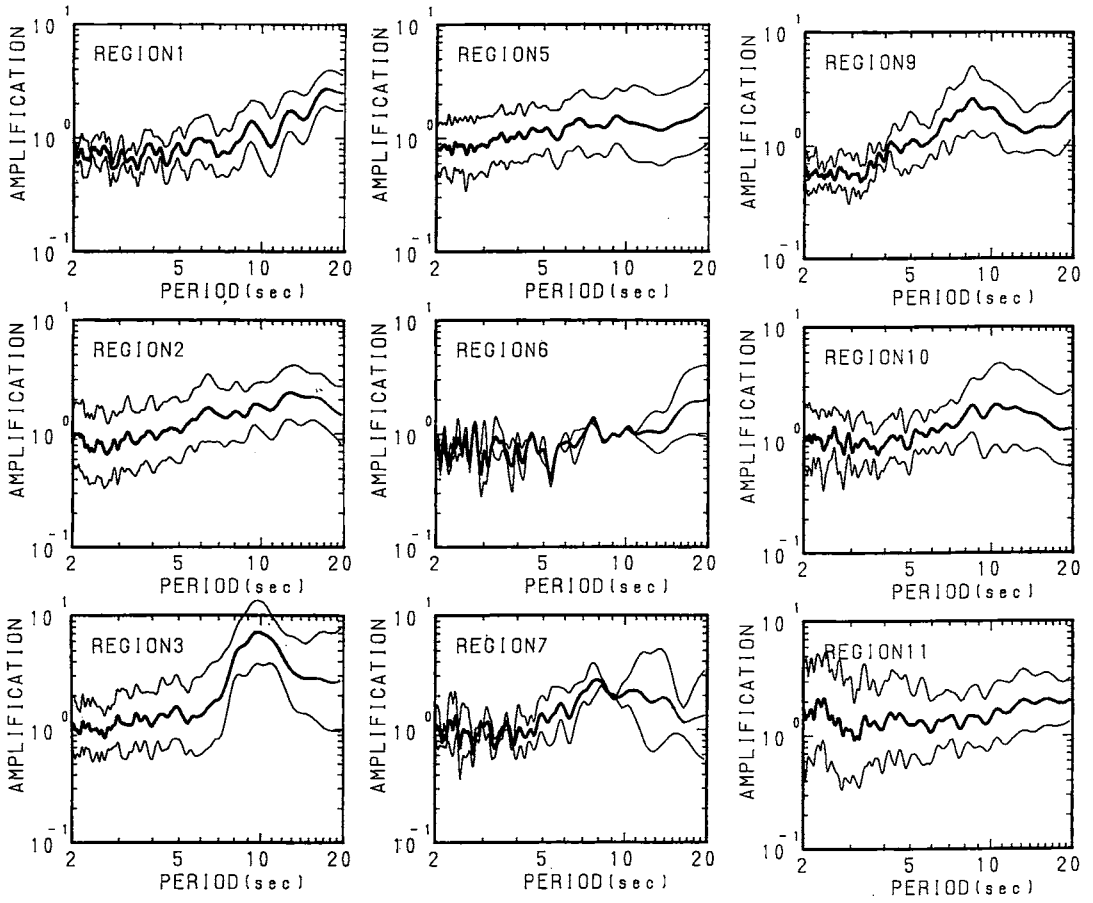


Fig. 4　Amplification factor as a function of period.
Thick and thin lines show the average amplification factor and standard deviation.

回る結果になっている。この違いは岡田・鏡味(1978)が記録紙上での最大振幅を扱っているのに対して、ここでは計器補正を施した実地動のスペクトルについて議論していることに起因しているものと考えられる。

3. 3　地震動予測

前項で得られた増幅度を用い、新潟で期待される加速度スペクトルを予測し、石油タンクのスロッシングに対する危険度評価を行う。式(1)、(2)のM及びΔに各Region内において期待される最大マグニチュード[14]と平均震央距離を代入して得られる理論スペクトルに増幅度を掛け合わせることによって、期待される最大の加速度スペクトルが**Fig.5**のように推定される。この図から、Region3以外ではスペクトルレベルは高々50gal·secで、現行の石油タンクの空間余裕高さを規定しているレベル[15]の約1/2となるのでスロッシングによって溢流する危険度は低いと判断できる。一方、Region3の約8.5−11秒では規定値を越え、特に周期約10秒では130gal·sec程度と大きな値となっている。従ってこの周期帯域にスロッシング固有周期を持つ石油タンクに対しては十分な防災対策を考える必要があろう。但し、**Fig.5**に示した予測加速度スペクトルの利用に当たっては、**Fig.4**に見られるように増幅度の偏差が大きいこと、過去の大地震の記録が必ずしも用いられていないことに留意する必要がある。

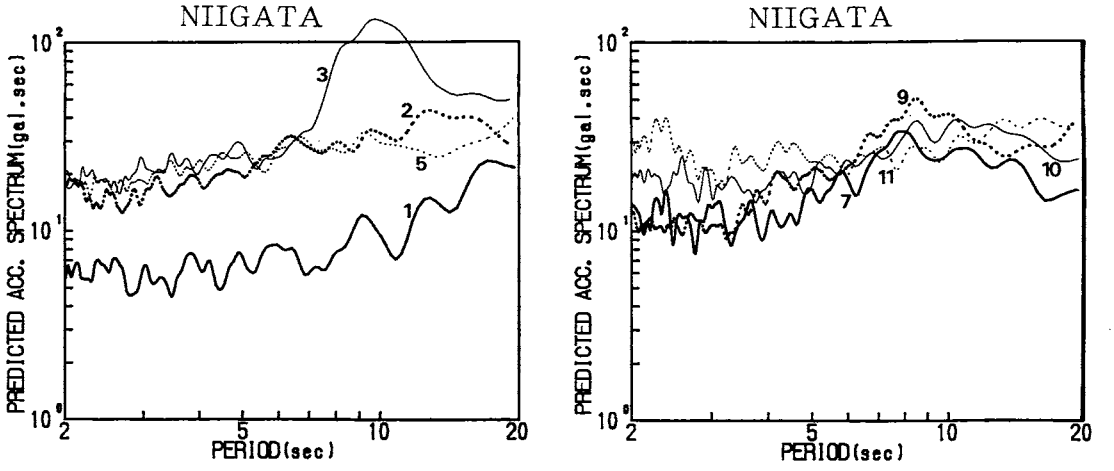


Fig. 5 Predicted acceleration spectra at Niigata.
Numeral is the seismo-tectonic region number shown in **Fig. 1**

4. 考　察

前節でRegion3、即ち日本海東縁部を震源とする地震が新潟での石油タンクのスロッシングに対して最も危険度が高いことが予測された。はじめに述べたように、このRegionに起こった1993年北海道南西沖地震は新潟の石油タンクに大きなスロッシングをもたらした。そこで先ずこの地震を対象として予測精度を検討する。もちろんこの地震のデータは前節での危険度評価には用いられていない。

この地震に対する予測加速度スペクトルは、M7.8、震央距離524kmを式(1)、(2)に代入して得られる理論スペクトルと**Fig.4**に示したRegion3の増幅度特性の積として表現される。この予測スペクトルと観測スペクトルとの比較を**Fig.6**に示す。ここで、観測スペクトルは新潟地方気象台の87型電磁式強震計によるディジタル記録から求めたものである。また図中太実線は予測値を、編目部分は標準偏差の範囲を示している。周期3秒付近のピーク値及び最もレベルの高い10秒付近のスペクトル値は過小評価されており、また周期約15秒以上では過大評価されているものの、全体的には予測値は観測値をほぼ説明できている。なお、周期約15秒以上での予測スペクトルの過大評価は、地震記録の零線のドリフトに起因することが判明したので、今後その補正方法について検討したい。

次に、新潟におけるやや長周期地震動特性の著しい

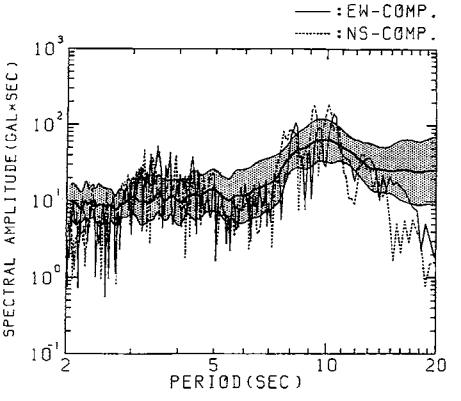


Fig. 6 Comparison between the predicted(thick line)and observed acceleration spectrum at Niigata for the 1993 Hokkaido Nansei-oki earthquake.
Shaded area is the standard deviation bounds of the predicted spectrum.

特徴である、Region3の地震に対する周期約10秒の波の卓越に関して、北海道南西沖地震のデータを用いて簡単な検討を行った。検討に用いたデータは震央からほぼ一直線上にある気象官署(**Fig.7**)の87型電磁式強震計記録である。周期10秒のバンドパスフィルターを通した震央方向成分の速度記録を震央距離順に並べてみると(**Fig.8**)、明らかに大きな振幅を持つ波群が伝

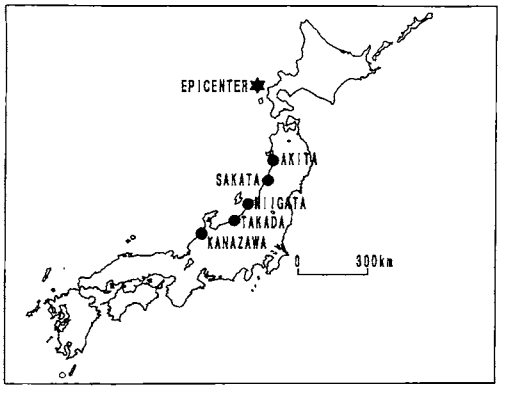


Fig. 7 Location of the epicenter of the 1993 Hokkaido Nansei-oki earthquake and JMA stations.

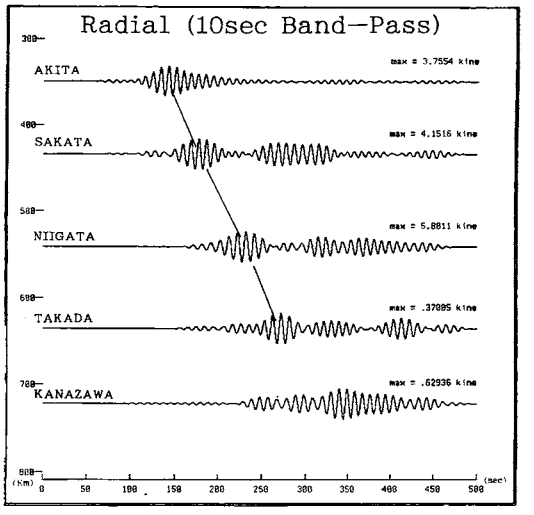


Fig. 8 Band-pass filtered (10 sec)velocity records in the radial component for the 1993 Hokkaido Nansei-oki earthquake.

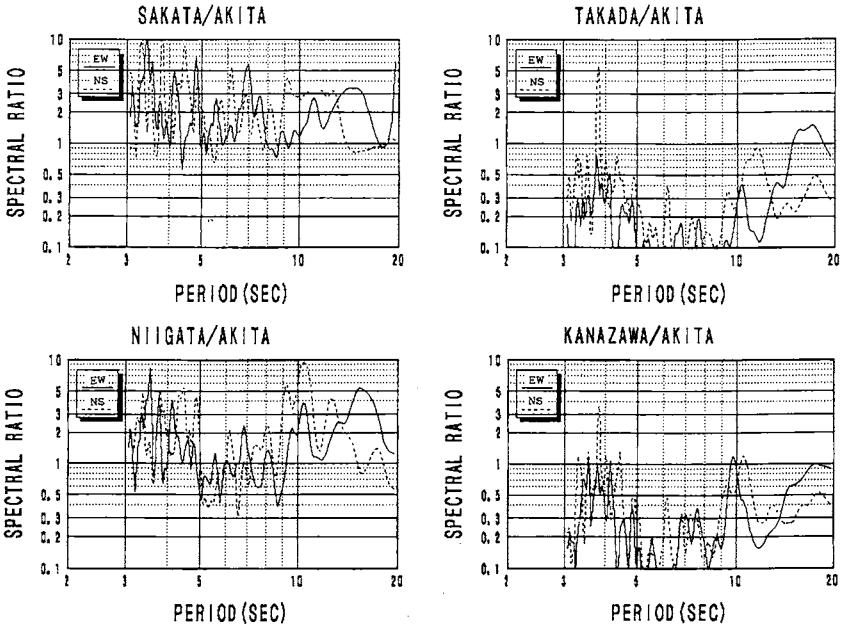


Fig. 9 Spectral ratios of Sakata, Niigata, Takada, Kanazawa to Akita for the 1993 Hokkaido Nansei-oki earthquake.

播していく様子が見られ、しかも秋田から新潟にかけ距離が大きくなるにも拘わらず振幅は 3.8kine(cm/sec)から5.8kineに約1.5倍増大しているのが分かる。一方、高田では振幅は激減している。また、秋田では見られない後続位相が、酒田、新潟、高田で明瞭に見られることは、複雑な地下構造の波動伝播特性への影響を表すものと考えられ興味深い。

同様のことをスペクトルで見たものが**Fig.9**で、秋

田を基準としたスペクトル比を示している。但し、見やすさを考慮して0.1～10の範囲のスペクトル比を示した。周期10秒付近に注目すると、酒田では秋田と比較して3倍程度、新潟では約9倍もの増幅が認められ、秋田から新潟にかけて伝播する過程で周期10秒付近へのエネルギーの集中があったことが分かる。このような波動伝播特性は、その周期或いは波長から推測すると深部地下構造の影響を強く受けていると考えられる。新第三系基底深度、即ちいわゆる堆積層の厚さが3000m以上の地域[16]は、能代市から酒田まで及び新潟沖の海底から信濃川上流へと続く大きな堆積盆地である新潟油田地域となっている。新潟への波動伝播経路はほぼこれらの地域に当たることから、厚い堆積層の存在が周期10秒付近の波を強く励起したものと推察される。しかし一方で、新潟油田地域にある高田で周期10秒の波の勢力が秋田の1/2以下に小さくなっており、この解釈は今後の課題である。

5. おわりに

新潟地方気象台で観測された強震計記録の収集と数値化を行い、このデータに基づきやや長周期帯域における地震地体構造区分別増幅度特性を求め、最大期待地震規模の地震に対する地震動予測を行った。その結果、日本海東縁部を震源とする地震が新潟の石油タンクのスロッシングに対して最も危険度が高く、予測加速度スペクトルは周期8.5～11秒で100gal·secを越える可能性があることが示された。予測精度を検討する目的で、1993年北海道南西沖地震を対象として地震動予測を行ったところ、観測スペクトルをほぼ説明することができた。観測スペクトルに見られるピーク周期約10秒の波は、秋田から新潟にかけて伝播していく際に成長したことが87型強震計記録の解析から明らかとなった。しかし、この周期の波の成長過程の定量的な解釈については今後の課題であり、その解決には伝播経路を含む広域の深部地下構造の詳細な探査が必要である。

謝　辞

強震記録の収集にご協力を賜りました新潟地方気象台の関係諸氏、小林啓美東京工業大学名誉教授、建設省建築研究所小山　信博士並びに危険物保安技術協会、1993年北海道南西沖地震の気象庁87型電磁式強震計データを提供して頂きました井上凉介茨城大学助教授に深甚の謝意を表します。

参考文献

1) 岡田成幸、鏡味洋史：日本各地におけるやや長周期の地盤特性の定量的評価の試み、日本建築学会論文報告集、**267**、29-38(1978)
2) 土木学会新潟震災調査検討委員会：昭和39年新潟地震震害調査報告(1966)
3) 吉原　浩、座間信作、亀井浅道：1983年日本海中部地震による石油タンクのスロッシングとその被害について、消防研究所技術資料、**14**、31-47(1984)
4) 工藤一嘉、坂上　実：1983年日本海中部地震による石油タンク被害と地震動の特徴について－新潟における石油溢流の問題点－、東京大学地震研究所彙報、**59**、361-381(1984)
5) 佐間野隆憲、山崎吉高：新潟市とその周辺地域におけるやや長周期帯域の地盤震動特性、第7回日本地震工学シンポジウム、205-210(1986)
6) 座間信作、井上凉介：1993年北海道南西沖地震による石油タンクのスロッシング、消防研究所報告、**77**、1-10(1994)
7) 座間信作：石油タンクのスロッシングとやや長周期地震動、第18回地盤震動シンポジウム、15-20(1990)
8) 気象庁地震火山部地震津波監視課:気象庁(東京)で観測された強震記録(1927年～1989年)(1990)
9) 座間信作：アナログ地震記録の読み取りシステムについて、消防研究所報告、**74**、1-7(1992)
10) 座間信作：気象庁1倍強震計記録にみられるやや長周期地震動特性－その2　東京－、消防研究所報告、**76**、1-11(1993)
11) 座間信作、吉原　浩：大型円筒貯槽におけるスロッシング観測(その2)、消防研究所報告、**67**、21-29(1989)
12) Savage, J. C. :Relation of corner frequency to fault dimensions, J. Geophys. Res., **77**, 3788-3795(1972)
13) Kudo, K. :Significance of long-period strong motion in seismic reisk evaluation, Proc. 4th Inst Symp. on the Analysis of Seismicity and Seismic Risk., 433-439(1989)
14) 萩原尊禮編：日本列島の地震－地震工学と地震地体構造－、鹿島出版会(1991)
15) 自治省：自治省告示第119号(1983)
16) 松田時彦：新生代後期の地層群、日本の地質、地球科学**15**、岩波書店、158-162(1980)

Characteristics of Long-Period Strong Motion Obtained from JMA Strong Motion Seismograms in Niigata

(Abstract)

Shinsaku Zama

(Received May 31, 1994)

It is very important to evaluate characteristics of ground motion in the long-period range for predicting damage of oil tanks caused by liquid sloshing, because the generation of liquid sloshing can be explained by a resonance between liquid in a tank and ground motion.

In this study, the amplification factor of long-period ground motion in Niigata for each seismo-tectonic region was determined using JMA strong motion records. Acceleration spectra were predicted for the earthquake with the maximum expected magnitude in each region, multiplying the theoretical spectra by the amplification factor. The predicted spectra showed that the earthquake in the eastern margin of Japan Sea has the most harmful influence on Niigata, and that spectral level exceeds the regulation at a period of about 10 sec. It was found that the ground motion at a period of 10 sec in Niigata was amplified about ten times as large as in Akita, from the analysis of JMA digital records for the 1993 Hokkaido Nansei-oki earthquake.

地震災害時における防災担当職員の非常参集に関する研究 (その2) 1993年釧路沖地震時の消防職員・団員の非常参集の実態に関する調査結果

関沢　愛

(平成6年5月31日受理)

1993年1月15日に発生した釧路沖地震の際における非常参集に関して、釧路市消防局の消防職員、および消防団員に対して、地震2カ月後にアンケート調査を行った。

ここでは、この調査結果に基づき、釧路沖地震時に実際行われた消防職員、団員の非常参集における諸条件、すなわち、参集距離、参集手段、参集時間、および参集途上での情報収集伝達等の実態について述べるとともに、川崎市の非常参集訓練時の際に実施したアンケート調査結果との比較を行った。

その結果、首都圏の大都市である川崎市とは異なり、人口20万人規模の地方中核都市である釧路市では、参集距離が短く、参集手段が車であったことなどから、非常に短時間に大半の消防職員、団員が参集することができたことがわかった。また、参集途上において、火災や建物被害などをかなり発見しており、参集途上での災害情報収集の有効性が示唆された。

1. はじめに

1993年1月15日午後8時6分、釧路沖を震源とするマグニチュードM7.8の地震が発生し、釧路市を中心にかなりの地盤や建物の被害を引き起こした。火災は、釧路市消防局管内で9件発生したが、うち4件は住民らによって自力消火され事後に通報があった小火であり、残り5件が消防隊により消火された火災であった。

筆者は、地震2カ月後に釧路市消防局を訪れ、消防職員および消防団員を対象にした地震当日における非常参集と、その中での災害情報収集伝達にかかわる事項を内容としたアンケート調査を行った。このアンケート調査は、同年1月19日に実施された川崎市の非常参集訓練の際に筆者が行ったものと基本的に共通する内容となっている。ただし、川崎市の場合が訓練時の災害担当市職員を対象としたものであるのに対して、釧路市のものが実際時の消防職員、消防団員を対象としていることから、設問や選択枝の表現や一部の内容については、多少の差異がある。しかし、設問内容の基本的な主旨は共通しているので、2つの調査結果を比較して検討することも十分可能である。

ここでは、主として、釧路沖地震時の消防職員・消防団員の地震当日における非常参集と、その中での災害情報収集伝達に関してのアンケート調査結果について報告するとともに、可能な範囲で川崎市の非常参集訓練時の調査結果[1]との比較考察を行った。なお、この2つの調査における非常参集に関する条件の比較表を**Table 1**に示す。

2. アンケート調査の方法

アンケート調査の対象は、釧路市の消防職員(290名)および消防団員(345名)の全員であるが、消防職員については地震当日の当番職員を除く非番職員213名が、非常参集に関するアンケートの対象者である。しかし、地震当日、出張中や病休等の理由により非常参集にもともと参加不可能の者は除いている。

	The real case in the 1993 Kushiro-oki earthquake	The case of drill assuming an earthquake condition
City, population, city area	Kushiro city 203,276 221.38 (km²)	Kawasaki city 1,173,603 143.47 (km²)
The seismic intensity	VI	V+ (assumed)
Start time of a case	1993. 1. 15 8: 06 p.m.	1993. 1. 19 6: 00 a.m.
Perssonels recalled	Professional and volunteer firemen	The staffs of the city office
Density of population	Low	High

Table 1 The features of two emergency summonses compared here.

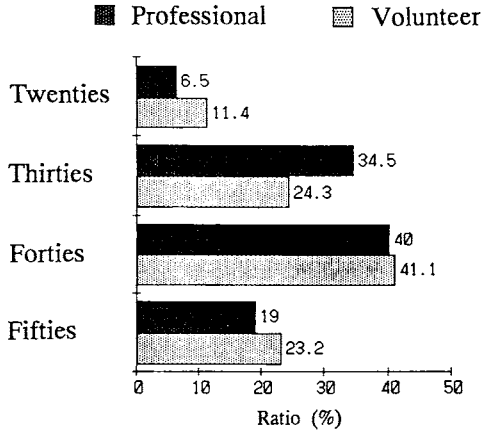


Fig.1 Ages of the answerers.

参集場所は、消防職員については事前に決められている直近の消防署所、また消防団員については各人が所属している自宅近辺の消防団詰所である。

アンケート票は、釧路市消防局の協力を得て、1993年3月から4月の約1ヶ月の間、局を通じて各対象者個人に配布し、本人に記入してもらったのち、再び局を通じて回収したものである。有効回答数は、消防職員204名(うち非常参集参加者162名)、消防団員312名(うち非常参集参加者231名)であった。

3. 回答者の年齢および自宅での被害等

Fig.1は、有効回答のあった消防職員(以下職員とよぶ)と消防団員(以下団員とよぶ)についての年齢別構成比を示したものであり、**Fig.2**は、そのうち非常参集した人についての年齢別区分を示している。

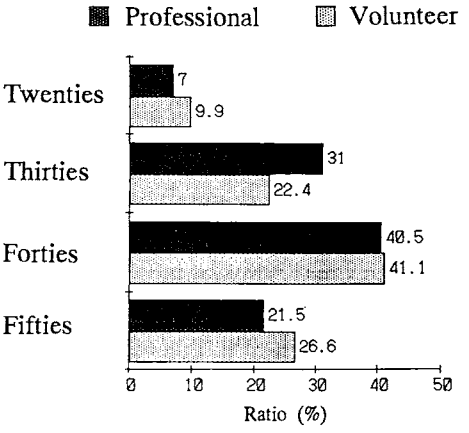


Fig.2 Ages of the participants.

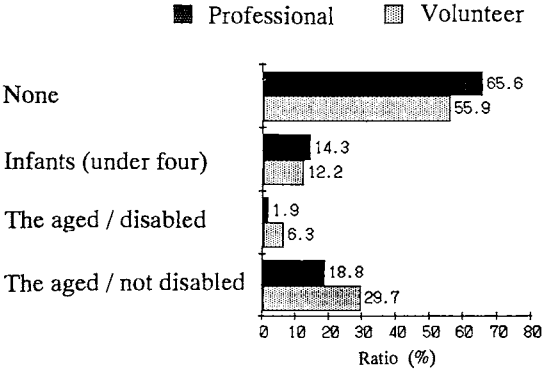


Fig.3 Presence of family members requiring helps.[multiple answer]

年齢別構成は、職員、団員とも全体でも参集者だけについても、ほとんど変わらない。これは、年齢別にみた参集率もそう大きくは変わらないことを意味している。職員と団員との間の年齢別構成の違いは、職員において30代がやや多く、20代、50代では団員の方がやや多くなっている。40代についてはほぼ同じ割合である。いずれにせよ、両者とも40代が最も多く、40代以上の占める割合が両者とも60%を超えており、やや高齢化していることがわかる。

回答者の家族に介護の必要な人がいるかどうかにつ

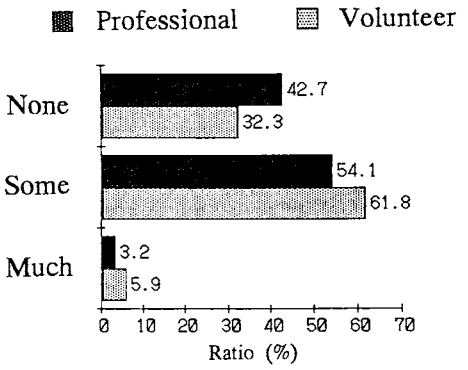


Fig.4 Structural damage of homes.

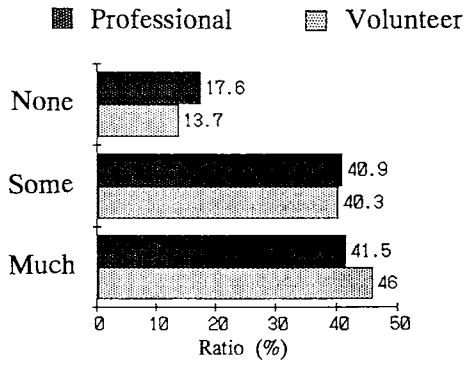


Fig.5 Damage to furniture.

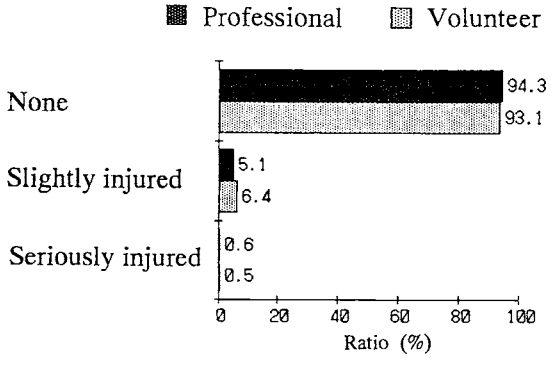


Fig.6 The injured in family.

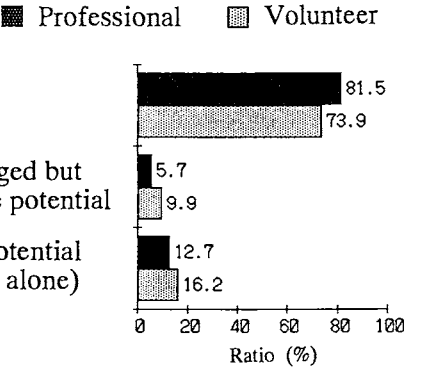


Fig.7 Fire potential from fire apparatuses at home.

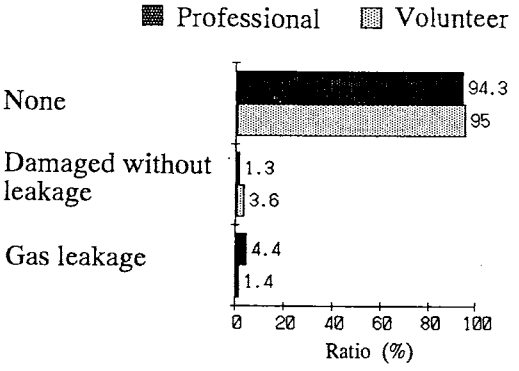


Fig.8 Damage of gas apparatuses.

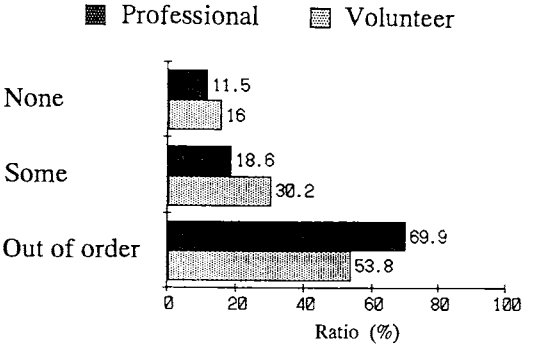


Fig.9 Telephone troubles at home.

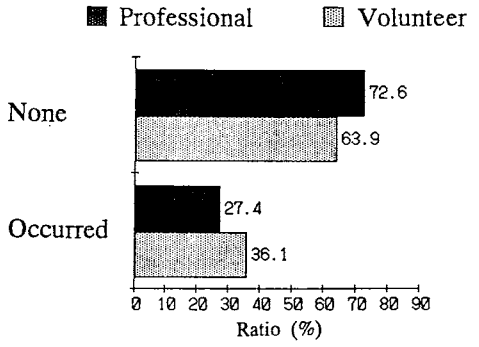


Fig.10 Black-outs.

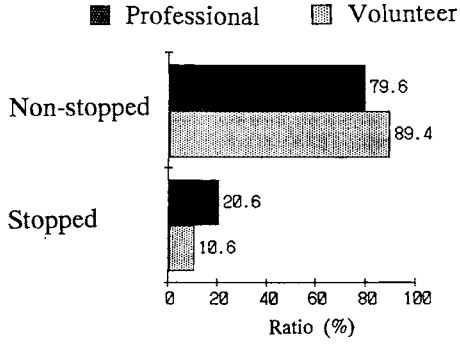


Fig.11 Damage to gas supply.

いては、**Fig.3**に示すとおり、幼児のいる家庭が14%(職員)および12%(団員)あり、,また介護の必要な高齢者のいる家庭は2%(職員)および6%(団員)あることが分かった。

Fig.4～Fig.11は、それぞれ建物被害、家具等の転倒、けが人の発生、火災発生の危険性、ガス器具の被害、電話の支障の有無、停電やガス停止の有無、など回答者の自宅での被害の有無や程度をたずねた結果を示している。被害の特徴を概括すると、家具の転倒散乱などは大半の家庭で発生し、建物被害も大きな被害こそ少ないがかなりの家庭で発生した。また、電話は支障があったと答えた人を含めると84%～88%の家庭で使用が困難だった。けが人の発生、ガス器具の被害はほとんどなかったが、放置すれば火災の発生の恐れがあったとする回答は13%～16%あり、見方によってはこれは小さい値ではないとも言える。また、停電は3割前後、ガスの停止は10%～20%の家庭で発生した。

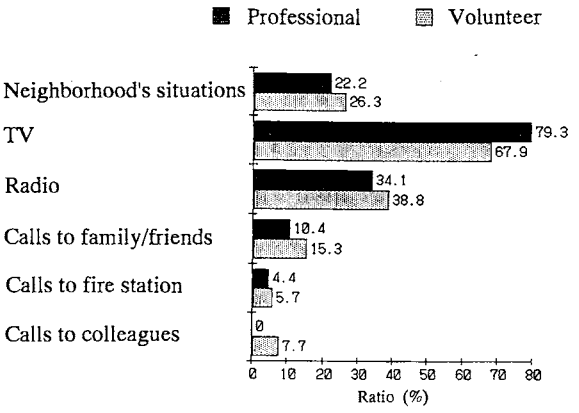


Fig.12 Information sources at home. [multiple answer]

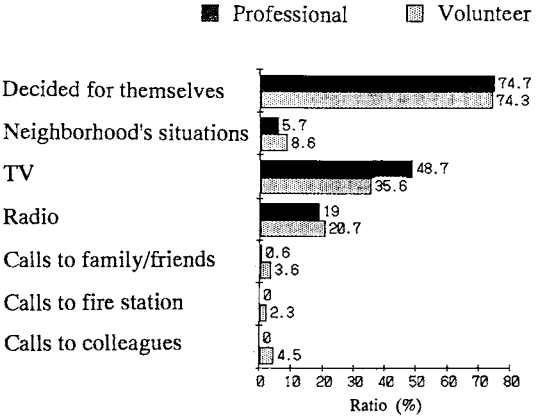


Fig.13 Decisive information to report for duty. [multiple answer]

4. 参集開始決断のための情報入手方法

今回の地震が発生したとき、自宅(あるいは地震時にいた場所)にいる段階で、地震の様子や被害状況を知るために必要な情報はどのようにして得ようとしたのか、複数回答を許して質問した結果を示したものが**Fig.12**である。

最も多かったのは、職員、団員とも“テレビによる”という回答でそれぞれほぼ79%、68%である。次に多かったのは、両者とも“ラジオによる”と“近所の様子を見た”であった。川崎市の非常参集訓練参加者に対する地

震時を想定して回答してもらった結果との大きな違いは、どこかに電話をして情報を入手しようとする人の割合であり、川崎市の調査の場合、“職場に電話して様子を聞く”や“消防等に電話”という回答がそれぞれ36%と22%であったが、今回の場合、職員、団員とも“消防署に電話”(注1)という回答はきわめて少なく、5%前後であった。しかしながら、釧路沖地震の場合、前節で述べたように電話の支障が多く発生したことが回答に影響を与えている可能性があり、この結果からだけでは川崎市との比較を単純に行うことはできない。

次に、こうして得られた情報の中で地震発生当日に非常参集を開始する決断の決め手になったものを複数回答を許して質問した結果が**Fig.13**であり、職員、団員とも“自分で判断”が最も多く、ともにほぼ同じ値の75%、74%であった。

5. 自宅を出るまでの参集準備時間

地震当日中に非常参集した人について、地震発生(午後8時6分)から、実際に自宅を出発(参集開始)するまでの時間を「参集準備時間」として調べた結果が**Fig.14**である。

Fig.14をみると、ほぼ95%の人が60分以内に参集開始している。職員、団員とも10分以内に参集開始した人が最も多く、それぞれ37%、36%である。10分～20分という人も含め20分以内に参集開始できた人の割合は、職員では参集者全体の70%、団員では同じく56%であった。川崎市の参集訓練時の参集準備時間をみると、10分以内だった人は18.4%であり、10分以内の割合は釧路沖地震時の職員、団員の実際時の場合より少ない。しかし、これに最も多かった11分～20分の人を加えて、20分以内という割合でみると約60%であり、大きな差はなくなる。また、川崎市の訓練参加者に地震想定時の参集準備時間予想も聞いているが、ある程度自宅での被害による影響を考慮しているせいか、31分～60分(34.1%)と答えた人が最も多く、20分以内という割合は23.3%であり、30分以内でも50.7%の割合であった。しかし、釧路沖地震時の今回の例を参考にすると、防災機関としての職種の違いを考慮に入れる必要はあるものの、川崎市の訓練時のデータはかなり現実に近い可能性がある。

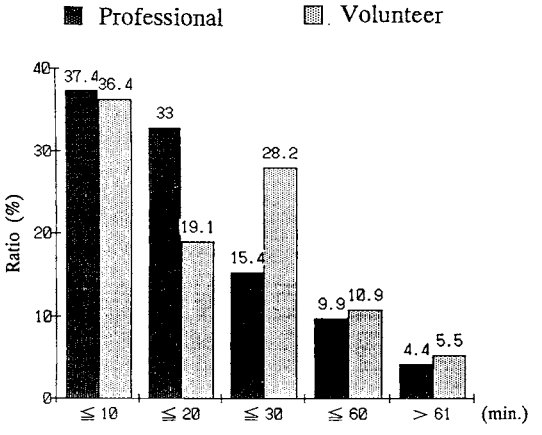


Fig.14 Distribution of preparation time to report for duty at one's home.

6. 参集距離及び参集に要する時間

6. 1 参集距離

Fig.15は、非常参集者の自宅から参集場所(消防署所や消防団詰所)までの参集距離別分布を示したものである。**Fig.15**をみると、釧路市は、大きな都市が隣接していない人口20万の中規模都市であるため、参集場所と職員や団員の住宅が近接しており、5km以内の人の割合が職員では81%、団員では91%ときわめて大きい。このことは、非常参集の目的の上からは非常に好都合の条件である。

この点について、**Fig.16**に示すように、釧路沖地震時の職員のケースと川崎市の1993年の参集訓練参加者のケースを比べると、川崎市の場合、5km以内の割合はわずか32%に過ぎず、10km以内の範囲でみても46%と半数に満たない。一方、釧路市の職員の場合は10kmの範囲では95%となっている。両市における参集距離の違いは、首都圏の大都市と地方の中規模都市という市街地条件の差や、住宅取得の困難性という経済的条件などによる住宅事情の問題に起因する事柄であるが、防災職員の非常参集という側面からは軽視できない点として、指摘しておく必要があるだろう。

6. 2 参集手段

今回の釧路沖地震時に消防職員、団員が非常参集する際に利用した交通手段は、**Fig.17**に示すとおり、

(注1) 釧路沖地震のケースに対する調査では、電話をかけて通じなかった場合も“消防署に電話”という行動選択に含まれている。

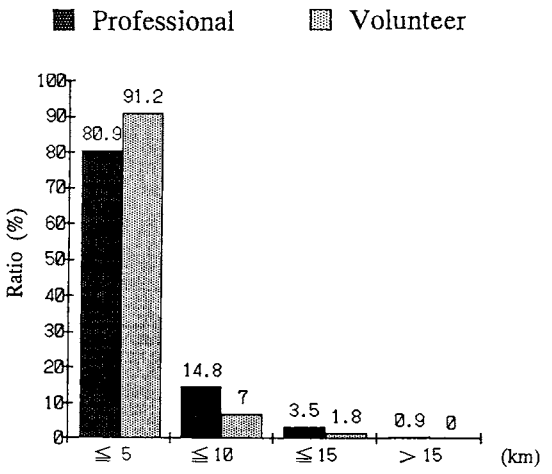


Fig. 15 Distribution of distance between the participants' homes and the place to assemble.

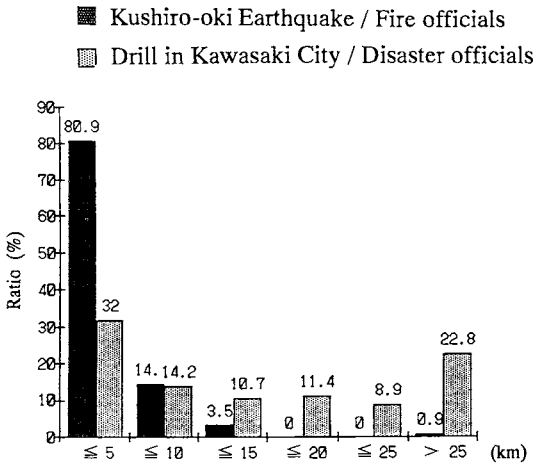


Fig.16 Comparison of distributions of distance between the participants'homes and the place to assemble.[at the Kushiro-oki Earthquake and at the drill in Kawasaki City]

大部分が自動車である。とりわけ、職員の場合は90%が自動車で、残り10%が徒歩である。団員についても、約2/3が自動車で、約1/3が徒歩である。ともに、自転車やバイクの利用は少なく、徒歩以外なら自動車を利用している結果となっている。

この点は、川崎市などのような首都圏の大都市とは

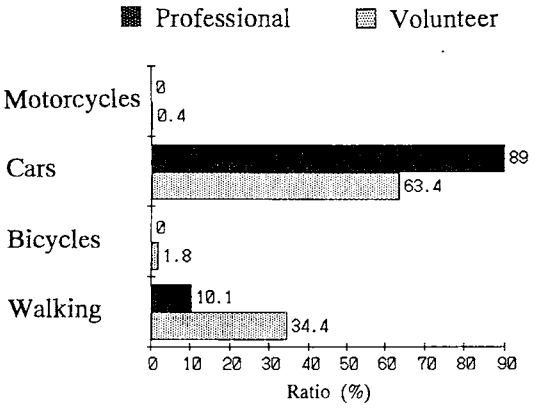


Fig.17 Transportation to report for duty.

全く事情が異なっている。首都圏等の大都市地域では、通常、非常参集に自動車を使用することは、交通障害発生の予想からもほとんど期待されておらず、むしろその使用を避ける傾向がある。原則的には、比較的近距離に居住する者は徒歩または自転車、バイクなどの手段で、また遠距離の者は鉄道などの公共交通が利用可能な限り、最寄りの駅までこれを利用し、その先は徒歩でということになっている。

釧路市において自動車の利用が可能であった理由は、まず多くの職員、団員の日常の通勤手段、交通手段が自動車であり、参集先の敷地内にも駐車スペースが確保されている点があげられる。また、釧路市のような地方中規模都市の場合、よほどの路面被害が生じなければ、今回の経験を見る限り、道路事情、交通事情に深刻な障害が発生することがなく、一刻も早く参集することが求められている場合、ごく自然に自動車の利用を考えるものと思われる。実際、ヒヤリング調査においても、非常参集手段として自動車が一般的であったことについては、何の問題も指摘されていなかった。もし、他の都市でも、上に述べた釧路市のように自動車の利用可能条件があるのなら、より速い参集手段として自動車を利用することは、今後検討する価値があると考えられる。

6. 3　参集に要した時間

Fig.18は、自宅を出発してから参集先へ到着するまでの時間分布を示したものである。**Fig.18**をみると、職員については90%の人が、そして団員についてはほぼ全員に近い98%の人が20分以内となっている。

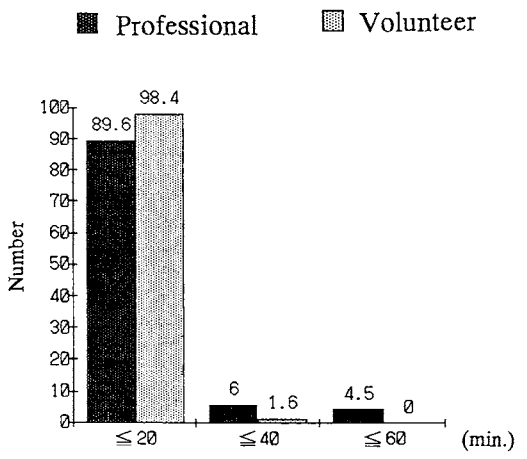


Fig.18 Distribution of time from the start of report for duty till arrival.

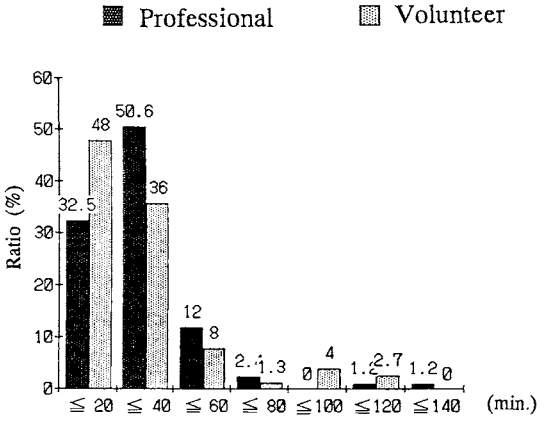


Fig.19 Distribution of time taken from the main shock till arrival.

参集距離が短く、また参集手段が自動車であることによって、釧路市の場合にはほとんどの人が20分以内に参集できることがわかる。ちなみに川崎市の参集訓練時の場合には、60分以内に参集できた人は49%であり、20分以内ではわずか14%であった。

次に、**Fig.19**は、地震発生から参集先に到着するまでの時間分布を示したもので、上の**Fig.18**のデータと異なる点は地震発生から自宅を出発するまでの参集準備時間も含まれていることである。地震発生から

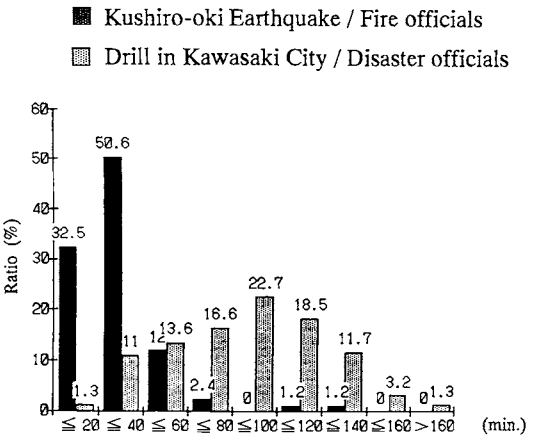


Fig.20 Distribution of time taken from the main shock till arrival.
[at the Kushiro-oki Earthquake and at the drill in Kawasaki City]

20分以内に参集先に到着した人の割合は、職員では33%、団員では半数の51%である。さらに、40分以内に到着した人の割合でみると、職員では83%、団員では84%と両者の間にはほとんど差がなく、かなり早い段階に大半の人が参集できていたことが分かる。

釧路沖地震時の消防職員のケースを、川崎市の非常参集訓練時のケースと比較したものが**Fig.20**である。この2つのケースにおける参集距離と、参集手段の違いを反映して、参集時間分布の違いは一目瞭然である。川崎市の場合は、20分以内ではわずか1%であり、釧路市のケースでは大半の職員が参集していた40分以内でも12%である。なお、川崎市では、50%の人が到着するのに約90分要しているが、この結果は訓練という条件や、遠距離の人の場合最寄り駅の一つ手前の駅までは電車の利用を認めたことを考慮すれば、実際の地震災害時にはもっと遅れることも予想される。この比較から言えることは、地震などの緊急災害時の非常参集条件には地域性があるということである。川崎市に見られるような大都市地域における非常参集に関する大きな問題点、すなわち自宅と参集場所が離れていることが参集時間の大幅な遅れを生む可能性があるという事情は、釧路市のような地方中核都市の場合には必ずしもあてはまらない。また、参集条件に影響を与える地域性には、参集距離や参集手段に係わる都市規模のほかにも、予測される震度や被害程度といった一つ

の都市域内でのミクロな地域性という側面も考えられる。例えば、防災職員の居住地域や自宅における被害程度と参集開始時間や参集率との関係などは地震応急対策立案上重要な事項であり、今後明らかにすべき課題の一つである。

7. 参集途上での災害情報の収集伝達

7. 1 参集途上での災害情報収集

今回の釧路沖地震のケースのように比較的早期に非常参集がなされる場合、参集途上で職員、団員が得る災害情報は、電話による通報があまり期待できない状況のもとでは、きわめて重要な情報源として位置づけることができる[2]。

そこで、アンケートでは、実際の参集体験を踏まえて、参集途上でその参集経路に沿って周囲を眺めたときに得られそうだと思う災害情報の種類について、複数回答を許して質問した。その結果を示したものが**Fig.21**であるが、回答の傾向は職員、団員ともほぼ共通しており、多い項目は交通被害、建物被害、火災である。橋の被害は参集経路近くに橋があるか否かとの関係で決まるので、これらよりは少ないが橋の被害もおそらく発見しやすいであろう。

ところで、**Fig.22**には、参集途上で実際に何らかの災害情報を得たかどうかの結果を示しているが「あった」と答えた人の割合は職員23%、団員25%でほぼ共通している。約1/4の人が参集途上で何らかの災害情報を得ていたということは注目すべきであり、今後こ

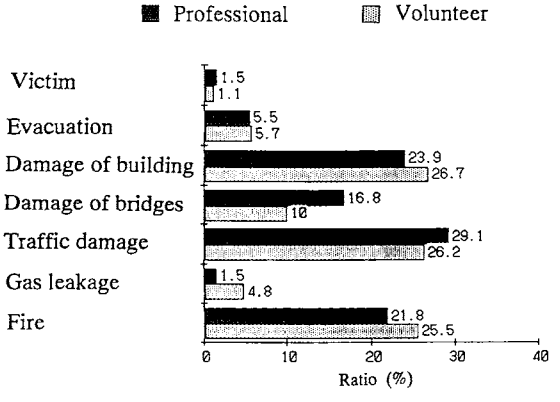


Fig.21 Expected information on the way to the place to assemble.[multiple answer]

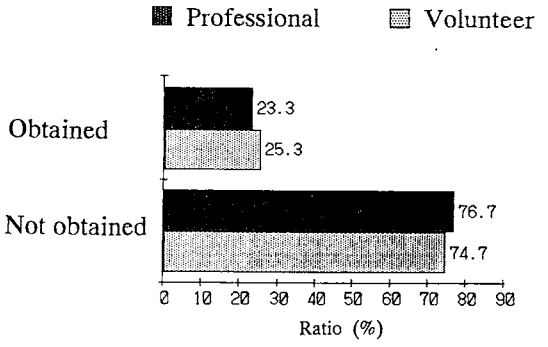


Fig.22 Information actually obtained on the way to the place to assemble.[multiple answer]

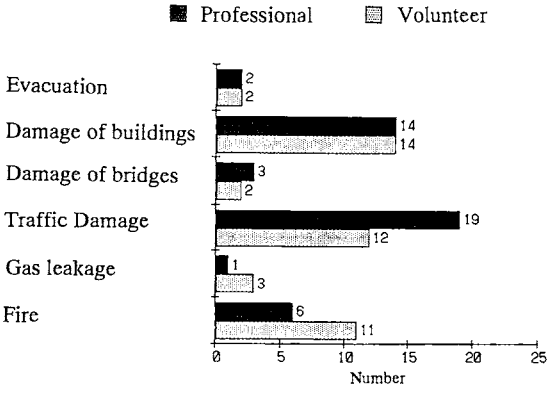


Fig.23 Contents of disaster information obtained on the way to the place to assemble.[multiple answer]

うした参集途上での災害情報収集活動をさらに明確に位置づけることにより、より大きな効果を期待することができるものと思われる。

Fig.23は、参集途上で実際に得られた災害情報の件数の内訳(複数回答)であるが、交通被害、建物被害が多く、次いで火災となっている。火災については、職員6件、団員11件である。今回の場合、消防隊が消火した火災件数は5件であり、そもそも交通被害や建物被害と比べてそう多数発生しているわけではない火災に関して、同じ火災の情報が重なっていることを考慮しても、6件や11件という数は、決して少ない数ではないと思われる。

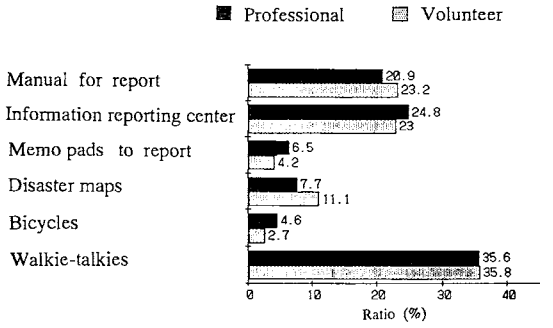


Fig.24　Requests/ideas for improving information report system.[multiple answer]

7. 2　災害情報収集伝達体制の改善に関する要望

今後の災害情報収集伝達体制を充実･強化するための要望について幾つかの選択枝を設け、複数回答を許して質問したところ、**Fig.24**のようになった。回答の傾向は、職員、団員ともきわめて似ており、中でも最も多かったのが携帯無線機等の通信連絡機材(職員、団員とも36%)である。次いで多かったのは、参集途上において発見した災害情報を連絡できる機関の存在、および情報収集活動に関するマニュアルである。

このように、参集職員は災害情報の収集伝達活動の位置づけが明確に与えられれば、それを積極的に行うための条件整備およびそのマニュアルを求めていると言うことができる。

8.　まとめ

1993年1月15日に発生した釧路沖地震の際における非常参集に関して、釧路市消防局の消防職員、および消防団員に対して、アンケート調査を行った。本報告では、この調査結果に基づき、釧路沖地震時における消防職員、団員の非常参集における諸条件、すなわち、参集距離、参集手段、参集時間、および参集途上での情報収集伝達等の実態について述べるとともに、川崎市の非常参集訓練時の際に実施したアンケート調査結果との比較を行った。その結果、地震災害時における非常参集条件、および参集途上での災害情報収集に関して、次のような知見が得られた。

(1) 人口120万の地方中核都市である釧路市の場合、参集場所と職員や団員の住宅が近接しており、5km以内の人の割合が職員では81%、団員では91%であった。これは、5km以内の割合がわずか32%に過ぎない川崎市の場合と比べてきわめて大きく、非常参集の目的の上からは非常に好都合の条件である。

(2) 釧路沖地震時に職員、団員が非常参集する際に利用した交通手段は、大部分が自動車であった。この点は、都市ごとの市街地条件等の事情にもよるが、もし、自動車の利用可能条件があるのなら、より速い参集手段としての自動車の利用は、一考の価値があることを示唆している。

(3) 釧路沖地震時の非常参集の場合、地震発生から40分以内に到着した人の割合は、職員では83%、団員では84%であり、かなり早い段階に大半の人が参集できていたことが分かった。なお、川崎市の非常参集訓練時の場合は、40分以内に到着したのはわずか12%であり、地震などの緊急災害時の非常参集条件には地域性があることが分かった。

(4) 釧路沖地震時の際、職員、団員とも約1/4の人が参集途上で何らかの災害情報を得ていた。これは、参集途上での災害情報収集活動の有効性を示唆するものと言える。

参考文献

1)関沢愛:“地震災害時における防災担当職員の非常参集に関する研究－川崎市の非常参集訓練における調査結果”、消防研究所報告第76号(1993)

2)関沢愛:“地震発生直後の災害情報の早期収集の意義とその課題”、地域安全学会論文報告集、(1992)

Study on an Emergency Summons of Staffs in Disaster Preparedness Division

Part2 :The Emergency Summons by Professional and Volunteer Firemen at the 1993 Kushiro-oki Earthquake.

(Abstract)

Ai Sekizawa

(Received May 31,1994)

The Kushiro-oki earthquake occurred on January 15, 1993. The seismic intensity VI (JMA Scale) was observed at Kushiro City, where considerable damage to harbor facilities, structures, and life lines occurred besides several fires. We investigated the emergency summons at the earthquake by questionnaire survey to the professional and volunteer firemen in Kushiro City.

This study, based on the information from the questionnaire survey, reports the actual conditions of the emergency summons by professional and volunteer firemen, such as the distance between their homes and the place to assemble, time from departure till arrival, means of transportation, information collection in the course of reporting for duty, etc. Also, the inquiry results are compared with those for the drill in Kawasaki City to have been analyzed.

The comparison points out that it took much shorter time for most professional and volunteer firemen to report for duty in the case of the Kushiro-oki earthquake. It is mainly due to both the shorter distance between the personnels' homes and the place to assemble and the use of car to report for duty in Kushiro City, a 200,000-populated local core city, unlike Kawasaki City which is a big city in the metropolitan area.

Besides, the personnels obtained some disaster information like fires, structural damage, etc. This fact shows the possibility of collecting of disaster information by personnels on the way to the meeting places.

消火栓の凍結防止工法に関する研究

平　賀　俊　哉

(平成6年7月1日受理)

寒冷地では、消火栓内の水は地下1.5m程度の所にあるメインバルブで止められており、これより下流側にある立管部の水は排水されている。消火栓凍結障害のうち最も問題となるのは、このメインバルブ内の水の凍結である。

そこで、メインバルブ内の水の凍結防止を目的とした工法について、消火栓のおかれている場を二次元非定常熱伝導問題として数値的に解析した。

数値計算の結果、実用性が高く効果的な工法は、一辺3m、厚さ10cmの断熱平板を地表面下50cmの所に水平方向に埋設するのが最適であることがわかった。その後、旭川市では、この工法が正式に採用された。現在、この工法によった消火栓の基数に経過年数を乗じ積算基数5397(年基)は一度も凍結障害が発生していない。

また、消火栓立管部を断熱材で覆う既存工法は、設置した断熱材が立管部への地熱の流入を断ち凍結を促進するはたらきをするため、対策を立てないものより悪い結果を引き起こすこともわかった。このことは、現地実験でも実証している。

1. はじめに

寒冷地では、消火栓内の水が凍結し、消防水利としての機能を失うような被害がしばしば発生している[1]。

そこで、消火栓内の水の凍結を防止することを目的とした工法について検討した。消火栓、土壌、断熱材からなる場を二次元非定常熱伝導問題として、フィールドモデルを設けて数値的に解析した結果、実用性が高く効果的な工法をみいだすことができた。

その後、旭川市では、この工法が正式に採用され、12年を経た現在までの間に、この工法によって974基(平成6年度分を加えると1055基)が設置された。

ここでは、現時点での実績評価も含めて消火栓の凍結防止の新工法について述べるとともに、既存工法の評価を行っている。

記号

T:温度(℃)。

《添字》s:地表面、g:恒温層、v:消火栓メインバルブ

$T_{N\cdot min}$:断熱材埋設形式「N」タイプによる消火栓メインバルブの最低温度(℃)。「N」は**Fig.5**に示す各タイプの総称。

$T_{ST\cdot min}$:基本タイプ(ST)消火栓メインバルブ温度T_vの最低値 [最低温度の代表値](℃)

G_T :$G_T = T_{N\cdot min} - T_{ST\cdot min}$(℃)で表される獲得温度

t :時間(hr)

Z :地表面からの深さ(m)

Z_v :メインバルブの埋設深さ [深さの代表値](m)

Z^* :$Z^* = Z/Z_v$で表される断熱平板埋設無次元深さ

R :消火栓中心軸からの水平方向距離(m)

R^* :$R^* = R/Z_v$で表される無次元半径

λ :熱伝導率(kcal/(m·hr·℃))

C :比熱(kcal/(kg·℃))

ρ :密度(kg/m³)

a :$\lambda/(C\cdot\rho)$で表される温度伝導率(m²/hr)

[断熱材埋設パターン記号]

ST(standard)タイプ :消火栓のみが埋設されている基本形式のもの。

CL(Cylinder)タイプ :消火栓立管部の周囲を円筒状の

断熱材で覆うようにした既存工法
BD(Board)タイプ　　：消火栓を中心に板状の断熱材を水平方向に埋設する形式のもの。
BG(Board+Gasket)タイプ：BDタイプで、かつ立管フランヂに断熱性の高いガスケットが挿入されているもの。

BD、BGタイプの添字W(Wrap)は消火栓地上露出部分を断熱材で被覆したもの、O(Open)は被覆しないものである。

2. 消火栓の凍結箇所

Fig.1は、地上式消火栓の設置図である。

通常、水道水はメインバルブで止められている。使用後、メインバルブから下流の立管部の水は排除することになっている。従って、水のあるところ、即ち、凍結の危険性のあるところはメインバルブから水道本管までの間である。

ここで、**Fig.1**に示されている水道本管と消火栓メインバルブとを考える。水道本管は、気温の影響を受け難い凍結深度以下のところに水平方向に配管されており、管内には水が流れていることから冬期でも0℃以上の温度である。

一方、消火栓メインバルブは、温度伝導率が土壌に比べ100倍も大きい鋳鉄製[2]の立管と連結されているため、気温の影響を受け易く、かつ止水されているので水からの熱の流入も期待できない。このため、冬期には、水道本管より消火栓メインバルブ側の方が温度が低くなるので、凍結はメインバルブ側から水道本管側へと進行すると考えられる。よって、メインバルブ付近の水が凍らなければ支管(サービスパイプ)内の水も凍らない。

水道消火栓について述べたが、このことは地中埋設の屋外消火栓すべてについて当てはまる。

3. フィールドモデルと基礎方程式

3.1 フィールドモデル

消火栓のおかれている場は、土壌、鋳鉄、空気、水など熱物性値の互いに異なる各層からなり、このうち土壌の熱物性値だけみても複雑である[3]。そこで、ここでは、**Fig.2**に示すようなフィールドモデルを設けて、このフィールドモデルに埋設された消火栓の温度変化などから凍結防止工法について検討することとした。

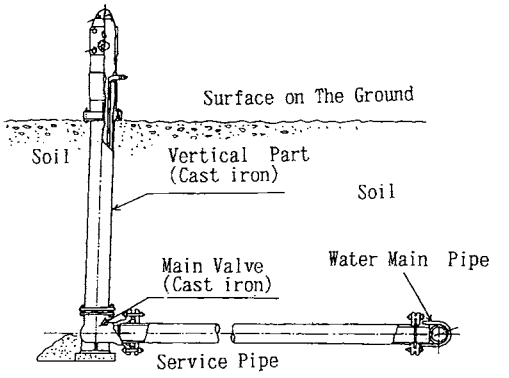


Fig.1 Fire hydrant

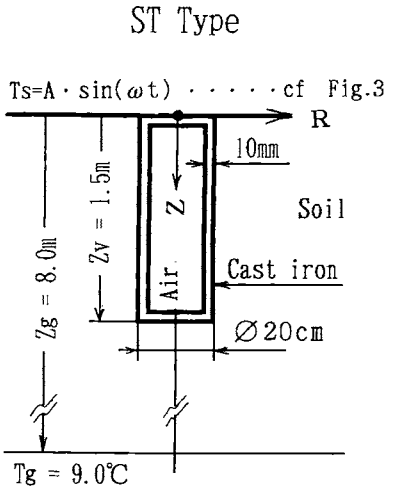


Fig.2 Field model for calculated use(STtype)

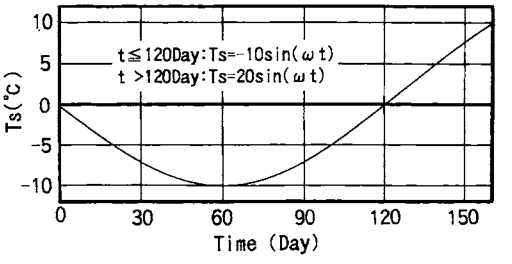


Fig.3 Ground surface temperature(Ts) of field model(cf **Fig.2**)

	Specific gravity kg/m³	Specific heat kcal/kg℃	Heat conductivity kcal/(m·hr·℃)
Soil	2000	0.44	0.45
Castiron	7270	0.10	41
Insulation & Gasket (Polystyrene foam)	30	0.29	0.035
Air (0 ℃)	1.251	0.240	0.0207
Water (0 ℃)	999.9	1.008	0.489

Table1　Materiels list for calculated use

フィールドモデルは、地表面付近の気温が**Fig.3**のように変化し、**Fig.2**に示すように地下に周年温度変化のない恒温層があり、この場に鋳鉄製の消火栓が埋設されているとしている。気温、恒温層温度ともに、旭川市のデータ[4,5]を参考にしている。

なお、**Fig.2**の消火栓は、消火栓のみが土壌の場に埋設されている最もシンプルなスタイルのもので、これをSTタイプと称し、以後、他のタイプを評価する上での比較の基準としている。

消火栓は、現在、主に使用されている双口型地上式消火栓を参考にして、材質を鋳鉄とし、外径200mm、肉厚10mmで、埋設深さ1.5mとした。**Table 1**はフィールドモデル内の各層の熱物性値である[2,6]。

3. 2　基礎方程式

Fig.2に示す消火栓のおかれている場の基礎方程式は次式で示すことができる。

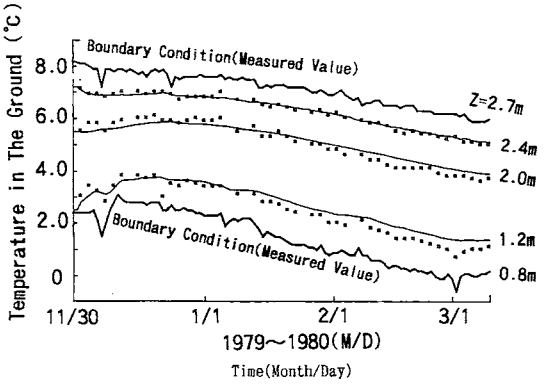


Fig.4　Comparison of calculated(solid lines) and measured values(dotted lines) (Calculated result for checks computer program)

$$\partial T/\partial t = a\{\partial^2 T/\partial R^2 + (1/R)(\partial T/\partial R) + \partial^2 T/\partial Z^2\} \quad \cdots(1)$$

ここで、Zの地表面(Z=0)に対する深さの他端をZ_{max}とし、消火栓中心軸(R=0)に対する水平方向の他端をR_{max}とすると、初期条件、境界条件は次のようになる。

t=0のとき、$T=T_{in}$(土壌内初期温度)

Z=0のとき、$T=T_s$(地表面付近温度)

$Z=Z_{max}$のとき、$T=T_g$(土壌恒温層温度)

R=0及び$R=R_{max}$のとき$\partial T/\partial R=0$

(1)式は厳密解の得られない二次元非定常熱伝導問題となるのでコンピュータを用いて数値的に解析する。

3. 3　解析結果の妥当性のチェック

コンピュータによって解析した数値解は、プログラムの誤りやデータ入力等のミスが原因で現実(厳密解)をはるかに超えた値となることがある。そのチェック方法は種々あるが、ここでは、数値解と実験値とを比較することにより今回使用するプログラムのチェックをすることにした。**Fig.4**は、過去に旭川市で実測したデータを利用してプログラムチェックした結果の一例で、Z=0.8mと2.7mの地中計測温度を境界条件として、この間の土壌内の温度を計算し、深さ1.2m、2.0m、2.4mの土壌計測温度と数値解とを比較している。図から計算結果と実験結果はほぼ一致しているのがわかる。

4.　新しい工法の基本的考え方

凍結防止には、「消火栓周辺土壌の温度」と「消火栓立管部からの寒気の進入」についての改善が最大のポイントとなる[7]。

土壌のみの場をマクロ的にみれば、冬期には土壌内の熱の流れは地表面方向に向かっている。地表付近に、例えば直径が1m程度の断熱平板を水平方向に埋設したとすると、この付近では、局所的に熱抵抗が増加するはずであるので、熱流束(heat flux)に変化が生じて、広い面積の大地であっても、埋設した小面積の板下では微小とはいえ温度上昇は起こるものと考えられる。この現象を消火栓の凍結防止に利用しようというのが、基本的な考え方の一つである。

次に、伝熱面から立管部を観ると、消火栓の凍結は、熱伝導率や温度伝導率の大きい鋳鉄製の立管部を経由しての熱の流出、言い換えると寒気の進入がネックとなっている。そこで、この立管部をなくせば、メイン

バルブ部分は、伝熱的に観ても自身のみが地中に存在することになり、地表面からの寒気の影響を受けるのは熱的に緩慢な動きをする土壌からの熱伝導のみとなる。また、メインバルブの位置は、凍結深度以下に設置されている水道本管と同レベルにあるので、メインバルブの凍結防止の点からは非常に有利となるものと考えられる。この考えが凍結防止対策のもう一つの柱である。

この2つの考えは、5節に述べる既存工法の検討を行った結果から出た発想である。

5. 既存工法(CLタイプ)の評価

CLタイプ(**Fig.5**参照)は、消火栓の立管部の周囲を断熱材またはコンクリート管で円筒状に覆う既存工法で、円筒管垂直(埋設)工法、凍結防止管工法、凍害防止管工法などと呼ばれているものを模したものである。なお、**Fig.5**のR_{CL}は円筒形断熱材の半径である。

Fig.6は、地中の立管を断熱材で被覆した消火栓(CLタイプ)と被覆しない場合(STタイプ)について数値的に解析した結果で、図は時間 t とバルブ温度T_vの関係を示している。STタイプと比較すると、CLタイプは、T_v<0℃の期間が長く、バルブの最低温度($T_{CL\cdot min}$)も悪い結果を示しているのがわかる。

Fig.7に、CLタイプの円筒形断熱材の半径(R^*_{CL})と獲得温度(G_T)の関係を示す。**Fig.7**では、R^*_{CL}全域に渡ってG_T<0となっている。このことから、既存工法であるCLタイプは、対策を立てていないSTタイプより良い結果をだすことは困難であるといえる。

土壌は消火栓(鋳鉄)より熱伝導率が悪く、温度伝導率が約1/100である[2]。このため、土壌内の寒気の進行は消火栓のそれに比べて非常に緩慢となる[7]。STタイプの場合、消火栓付近の土壌の寒気の進行と平衡した状態で立管部の寒気も進行すると考えられる。他方、立管部を断熱材で覆う既存工法(CLタイプ)は、立管部周辺の土壌から立管部への熱の流入を遮断することになり、凍結防止には逆効果であるといえる。このことは、現地実験でも実証している[8]。

6. BDoタイプの計算結果と考察

BDタイプは、「新しい工法の基本的な考え方」のところで述べたことを具体化したものである。

BDoタイプについて、使用する断熱平板の厚さ δ＝

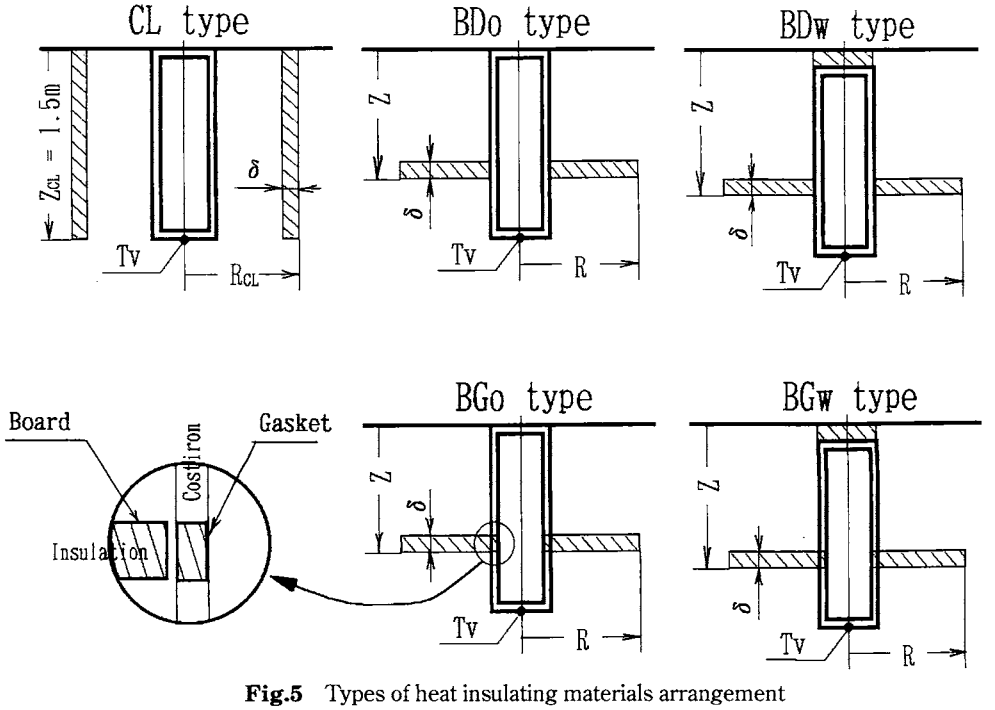


Fig.5 Types of heat insulating materials arrangement

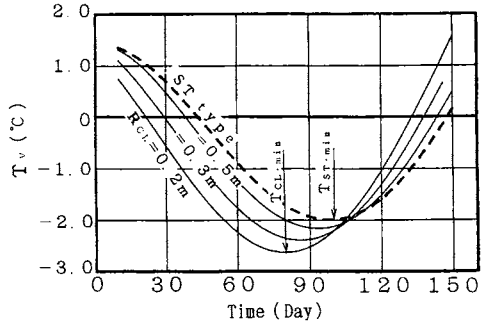


Fig.6 Changes of temperature(Tv) on hydrant main valve(calculated)

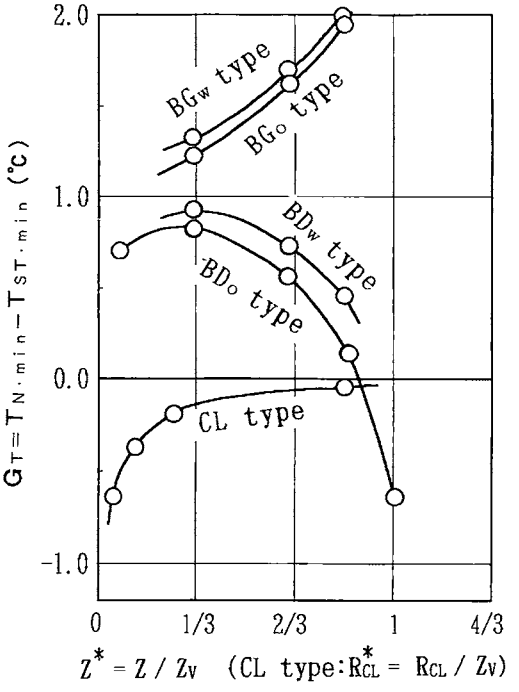


Fig.7 Relation between nondimensional depth(Z*) on heat insulating board and gain temperature(G_T)

100mmとして、断熱材の円面積(半径R)及び埋設位置(深さZ)を検討する。δは、保温保冷工事施工時の値[9]などを参考にしている。

6. 1 断熱平板の埋設深さ

断熱平板埋設の無次元深さ($Z^*=Z/Z_v$)と、G_Tの関係を**Fig.7**に示す。計算条件は、R=1.4m、としている。

Fig.7から、G_Tは、初めやや増加し、$Z^*=1/3$(Z=500mm)で最大となり、その後は減少した概して右下がりの傾向であるようにみえる。

土壌のみの場に、ある深さに適当な広さの断熱平板を水平方向に埋設すると、埋設しない場合に比べて、この断熱平板を境に、これより浅い領域の土壌は、冬季の気温の影響をより受けやすくなり、これより深い領域では恒温層の影響力が一層強くなると考えられる。従って、断熱平板の埋設位置を深さで比較すれば、冬期間、特に気温の下がる冬季においては、気温の影響力を弱め、恒温層の支配力を強化する点から断熱平板を浅く埋設する方が効果的であるといえる。

Fig.7のBDタイプのG_Tが概して右下がりの傾向であるのは、このことによるものと考えられる。

次に、気温が下がる冬季、BDタイプの消火栓について検討する。**Fig.8**は、BDoタイプの温度場(60day)で、図の右半分がZ=0.1m、図の左半分がZ=1.0mの場合である。断熱平板の条件は共にR=1.4mとしている。断熱平板下方、特に直下の等温線を観ると、R=0.7m付近は土壌温度の上昇がみられるが、R=0.1m付近は土壌温度が下がっているのが凸状カーブからわかる。図の左半分の断熱平板上方を観ると、R=0.7m付近では、土壌温度の下降があるが、R=0.1m付近では土壌温度が上がり等温線が凹状になっているのがわかる。

これらのことから、断熱平板の下方では、熱が立管部を経由してその上部方向へ流出し、断熱平板の上方では、気温の影響を強く受けて地表面方向へ熱が流出するが、立管部からの熱の流入によって立管周辺の土

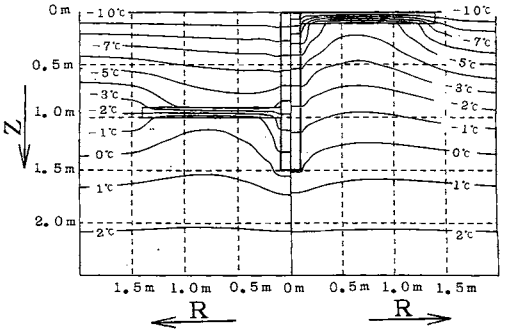


Fig.8 Relation between thermo pattern(BDtype 60days) and depth of insulating material (left side ; Z=1.0m, right side ; Z=0.1m)

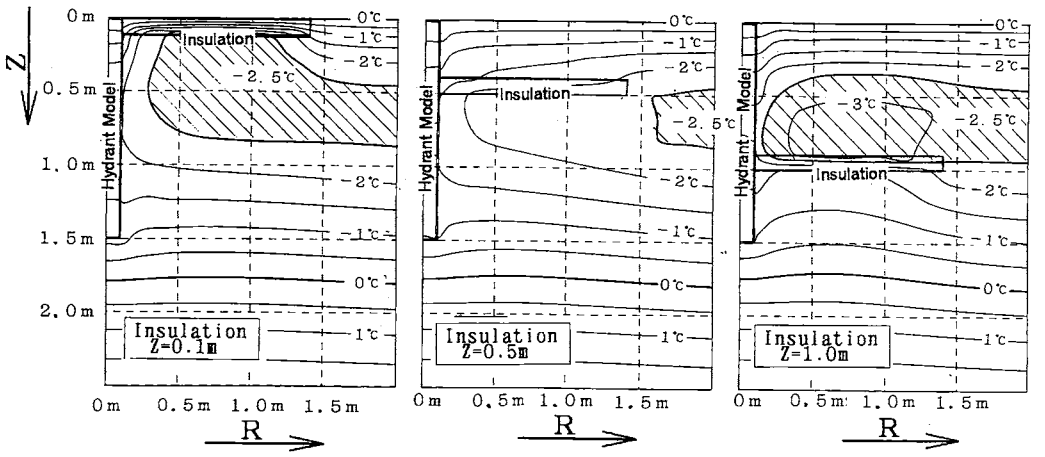


Fig.9　Thermo pattern (120days)

壌温度が上がったものと考えられる。

図の左半分の立管部は、断熱平板の上方では土壌や大気中へ放熱する役割を、その下方では吸熱的役割を果たすあたかも熱輸送器のようにもみえる。

このことから、気温が下がる冬季においては、放熱部分が短い方がよいことから、断熱平板は概して浅い埋設が凍結防止に有利であるといえる。

6. 2　断熱平板埋設の最適位置について

気温が上昇する春先になると、これまで地表面であった最低温度領域は地中に移り、この低温領域に向かって地表面と恒温層方面から熱が流入すると考えられる。

この土壌の場に断熱平板を埋設した場合、その位置が低温領域の下方すぎると恒温層方面からの熱の流入を阻害し、上方すぎると地表面からの熱の流入を減少させることになる。

また、土壌の場に消火栓を設置したとすると、地表面側とメインバルブ側の両管端部が吸熱器的役割を、断熱平板付近が放熱的役割を果たして低温領域の消滅を促進させるはたらきをすると考えられる。従って、この季における断熱平板は、低温領域を上下に適当な比で分割するようなところに埋設するのがより効果的であるといえる。その一例としてT_sが負から正に変わる120dayの場合を**Fig.9**に示す。**Fig.9**において3つの図に共通して存在する最も低い温度の等温線−2.5℃を低温領域とし、断熱平板埋設深さZ=0.5mの低温領域を観ると、他のものに比べ、面積が小さく、その領域が消火栓立管から最も離れており、断熱平板が適した位置に埋設されているのがわかる。

以上のことから、BDタイプの断熱平板は、地表面下に最適な埋設位置が存在している(計算結果では0.5m)といえる。

6. 3　断熱平板の大きさ

Fig.10は、計算条件をZ=0.5mとした場合の断熱平板の大きさを表すR*と、獲得温度G_Tの関係を示したものである。**Fig.10**を観ると、G_Tは、R*が大きくなるに従い増加の傾向を示し、その増加率dG_T/dR^*は、R*=4/5付近で最大となっているのがわかる。

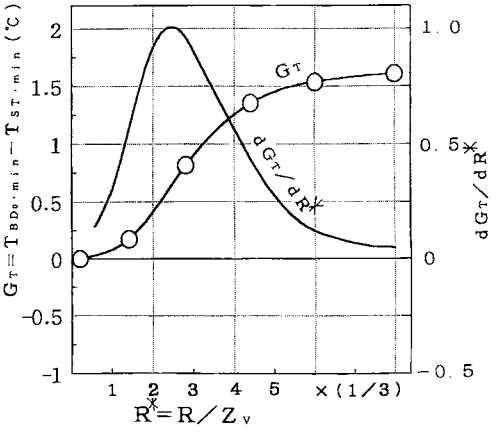


Fig.10　Relation between nondimensional radius(R*) on heat isulating board and gain tempurature「G_T」

Rの増加を経費、特に土壌の排除費用の増加とすれば増加率dG_T/dR^*は、費用対効果、即ち経済的効率をも意味することになる。

一般的な消火栓は最下端までの深さが1.2～1.5m程度であるので、Z_w=1.5mとすると、断熱平板の経済効率的な大きさはR^*=4/5からR=1.2mとなる。この値に、断熱平板の破損などを考慮した余裕分10%程度見込んで、実用的断熱平板の大きさはR=1.4m以上とするのが効果的である。

以上のことから、最下端深さ1.5mの消火栓には、断熱平板の厚さが100mmで、直径2.8m以上の円板状断熱平板を、地表面下0.5mの位置に水平方向に埋設するのが効果的であるといえる。

7. 断熱平板埋設パターンと埋設深さ

Fig.7から、BGタイプは断熱平板を深く埋設する方が効果的であり、BDタイプは浅くする方がよく、CLタイプは埋設の意味がないことがわかる。また、図中のG_Tの値から、最も効果的なのはBG_wで、以下BGo、BD_w、BDo、CLの順となっていることがわかる。

基本的考え方で述べているようにBGタイプは、消火栓立管部をガスケットにより熱的に切り離して、メインバルブのみを土壌内に孤立化させ、バルブの置かれている土壌の温度に同化させようとするものである。従って、ガスケットの挿入位置は、立管部のないメインバルブ直近が理想であるので、ガスケットと同レベルにある断熱平板は、深い位置に埋設するのが効率的であるといえる。なお、この際の断熱平板は、局所的に土壌温度を上げることの他に、メインバルブと立管との間で土壌を介して流れる熱的リークを抑える役割も果たしていると考えられる。

8. 消火栓凍結防止工法の選択

最も理想的な工法はBG_wタイプであることがわかったが、実用性の高い工法は次の理由からBDoタイプである。

(1) BG_wに用いるガスケット材を調査した結果、断熱性に優れ、ガスケット特性があり、寒冷地の屋外消火栓に要求される強度を有した素材が見あたらない。

(2) 消火栓地上露出部を断熱材で被覆すると非常時における操作の迅速性に欠けるとの意見がある。

(3) 現地冬期実験の結果[9]、BDoタイプが実用可能であることがわかった。

(4) 旭川市水道局にBDoタイプの工法が正式に採用され[10]、過去に凍結障害が発生した箇所を中心にこの工法により工事がされた[11]。BDoタイプ工法による消火栓の設置基数は、同市消火栓の総数2493基の約39%に当たる974基(平成6年度分を加えると1055基、42%)で、設置基数に経過年数を乗じた積算年基数5397(年基)は現在までに凍結障害が一度も発生していない[11]。

11. 結　論

(1) 効果的な消火栓凍結防止工法は、断熱平板の厚さ10cmを使用する場合、一辺約3mの円板状または正方形の断熱平板を地表面下50cmの所に水平に埋設することである(平板水平埋設工法、消研方式)。旭川市ではこの工法により設置した消火栓基数に経過年数を乗じた積算年基数5397(年基)は一度も凍結障害が発生していない。

(2) 既存工法、即ち、消火栓立管部を断熱材で覆う工法(円筒管垂直埋設工法)は、凍結防止のため設置した断熱材が立管部への地熱の流入を絶ち凍結を促進させるはたらきをするため対策を立てないものより悪い結果となることがわかった。このことは、現地実験でも実証している。

謝辞：本研究に関して次の方々から指導、助言、協力を賜った。記して感謝の言葉にかえる。
関信弘北海道大学名誉教授、旭川市消防本部、旭川市水道局、前沢工業k.k 武田隆史技術部長、同山田松男課長、石川島播磨重工k.k 技術研究所矢野歳和航空宇宙開発部課長、同岡利春氏、k.k AMIE遠藤真氏

参考文献

1) 消防研究所、雪寒地消防の技術的問題に関する調査研究報告書(1978)
2) 伝熱工学資料第3版改訂分科会、“伝熱工学資料”、改訂第3版、p.296
3) 平賀俊哉、断熱材を用いての消火栓の保温方法の検討－非定常熱伝導数値解による－、日本雪氷学会講演予稿集、p.68(1983)
4) 気象庁、“日本気候表、その5　日·半旬別平滑平年値(1951－1980)”、(1983)

5) 山口久之助、“鑿泉の電気検層法”、p.137、昭晃堂、(1964)
6) 牧廣ほか、“プラスチックフォームハンドブック”、p.233、日刊工業新聞社、(1973)
7) 平賀俊哉、金田節夫、消火栓の凍結とその対応策、消研輯報、第42号、p.9、(1988)
8) 平賀俊哉、断熱材を用いての消火栓の凍結防止－その2.理論解にもとづく現地実験結果－、日本雪氷学会講演予稿集、p.221(1982)
9) JIS　A　9501、“保温保冷工事施工標準”、(財)日本規格協会(1990)
10) 旭川市水道局、“旭川市における消火栓凍害防止工法”(昭和59年2月)
11) 旭川市消防本部及び旭川市水道局調べ(1994年3月)

Investigation of Antifreezing Method of a Hydrant

(Abstract)

Syunya Hiraga

(Received July 1, 1994)

In the cold region, the water in a hydrant is stopped by the freezing of the main valve of a water pipe which exists at about 1.5 meter below the ground surface in depth.The water in the vertical part of the pipe between main valve and hydrant is always exchanged with air. The most important problem is the obstructions due to frozen water in the main valve. Therefore,the transient thermal conduction of two dimensions around a hydrant is numerically analyzed on the purpose of development in an antifreezing method of the main valve.According to the numerical analysis, the most effective and practical method is proved that the heat insulating board(3,3 by 0.1 meters in sizes)is to be horizontally buried at 0.5 meter in depth in the ground. The 5397 hydrants in total which were set up by this method in Asahikawa city have never caused the obstruction since their establishments. This analysis gives that the conventional protection method,that the vertical part of the hydrant is covered by the insulating materials, causes the obstruction more than no protection. The reason is that the heat conduction from the earth to the vertical part of hydrant is stopped by insulating materials. This fact has already been found by experiments at Asahikawa city.

おことわり

ここに掲載されている論文は、他機関の発行する雑誌等から転載されたものであるためインターネット上では公開しておりません。これらの論文の閲覧を希望される方は消防研究センターまでお問い合わせください。

所外発表論文

目　次

Extinguishment of Plastics Fires with Plain Water and Wet Water

Satoshi Takahashi..... 89

A STUDY ON THE DETONABILITY OF METHYL HYDROPEROXIDE

Kazutoshi Hasegawa, Fumio Hosoya, and Tadao Yoshida.....100

Numerical Modeling for Potential Relaxation of Charged Oil Containers

Yoshiyuki Matsubara, and Thomas B. Jones.....117

Effect of Fill Pipe on Transient Decay of Surface Potential in a Cylindrical Vessel Containing Charged Liquid

Yoshiyuki Matsubara, Robert J. Pazda, and Thomas B. Jones.....122

NOTICE

The papers listed here are unavailable in this cite because their copyright belong to other organizations. Contact us if you are interested in a paper of the list.

Articles of Staff of FRI Published by Outside Organizations

Contents

Extinguishment of Plastics Fires with Plain Water and Wet Water
Satoshi Takahashi..... 89

A STUDY ON THE DETONABILITY OF METHYL HYDROPEROXIDE
Kazutoshi Hasegawa, Fumio Hosoya, and Tadao Yoshida.....100

Numerical Modeling for Potential Relaxation of Charged Oil Containers
Yoshiyuki Matsubara, and Thomas B. Jones.....117

Effect of Fill Pipe on Transient Decay of Surface Potential in a Cylindrical Vessel Containing Charged Liquid
Yoshiyuki Matsubara, Robert J. Pazda, and Thomas B. Jones.....122

消 防 研 究 所 報 告

通 巻 78 号

平成6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)