ISSN 0426—2700

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 66 September 1988

消防研究所報告

通 巻 66 号 1988年9月

目 次

研 究

サーマルマネキンを用いた防火衣の火炎暴露実験（その1）
—防火衣の受熱するエネルギー分布の推定—……渡部勇市……(1)
サーマルマネキンを用いた防火衣の火炎暴露実験（その2）
—燃焼状況，流入熱流速および火傷分布の推定—……渡部勇市……(9)
孔食深さの分布と貫通孔発生時間に関する統計的研究……亀井浅道，天野久徳……(19)
ホース延長車の強度について……山田 實，亀井浅道……(29)
ホース延長車用動力台車について……山田 實，亀井浅道，吉岡政行，嶋田 旭……(35)
非接地状態の導体を含む静電場の数値的解析……松原美之……(43)

消 防 研 究 所
東 京 都 三 鷹 市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 66 September 1988

– Contents –

MEMOIR

Experimental Study on the Exposure of a Fire Coat for a Fire-fighter to Flame using a Thermal Manikin
Part 1 Estimation of Incident Heat Flux to a Fire Coat
..... Yuichi Watanabe ..... (1)

Experimental Study on the Exposure of a Fire Coat for a Fire-fighter to Flame using a Thermal Manikin
Part 2 Fire-proof Characteristics of Fire Coat and Dependence of 2nd Burn Rates on Their Types
..... Yuichi Watanabe ..... (9)

Statistical Study on Pitting Corrosion Depth and Corrosion-perforation Rate
..... Asamichi Kamei and Hisanori Amano ..... (19)

On the Strength of Hose Layers
..... Minoru Yamada and Asamichi Kamei ..... (29)

The Development of Power Carrier of Hose Layer
Minoru Yamada, Asamichi Kamei,
..... Masayuki Yoshioka, and Akira Shimada ..... (35)

Numerical Analysis of Electrostatics Fields Including Floating Potential
..... Yoshiyuki Matsubara ..... (43)

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

サーマルマネキンを用いた防火衣の火炎暴露実験(その1)
—防火衣の受熱するエネルギー分布の推定—

渡部勇市

(昭和63年5月31日受理)

火炎にさらされた防火衣の受熱エネルギー分布を調べるために，熱流計を80個埋め込んだサーマルマネキンを製作した。このサーマルマネキンを用いて火炎暴露実験を行ない，万一，消防隊員が火炎暴露された場合に防火衣が受熱する熱流束分布の推定を行なった。

その結果，防火衣を着けたサーマルマネキンが1.2m角の燃焼皿中のn－ヘプタン炎により火炎暴露された場合，その防火衣が受熱する熱流束は45～75kw／m²であった。マネキンの足部から頭部になるに従い火炎の厚みが薄くなるので熱流束は同じく足部から頭部になるに従い減少する傾向を示した。

1．はじめに

消防隊員は火炎に接近して消火活動，人命救助活動等を行なうが，通常，隊員が火炎の中に進入するようなことはない。火災現場から受熱する消防隊員の伝熱形態は，隊員とは離れている火炎からの熱放射，熱気流からの対流熱伝達がほとんどであり，現在使用している防火衣の防熱性能でも十分である。

しかし，倉庫火災などで隊員が火傷を負うという報告[1~3]があるように，隊員が火炎にさらされる事例は，まれにではあるが起きている。隊員は，常に，安全に気を使い，火炎にさらされる事のないように行動しているが，危険な火災環境では予期せぬ突然の火炎にさらされることも予想される。このような場合でも隊員の安全を確保するため，隊員の火傷をできるだけ少なくするような防火衣が望まれる。

サーマルマネキンによる防火衣の防熱性能の測定は，いままでほとんど行なわれておらず，隊員の火傷分布の推定から防火衣の防熱性能は求められていない。火炎暴露に対し隊員の火傷をできるだけ少なくするような防火衣を開発するためには，まず最初に，現在使用している各種タイプの防火衣の火炎暴露実験を行ない防熱性能を把握する必要がある。

そこで，本研究はサーマルマネキンに各種タイプの防火衣を着用させ火炎暴露実験を行なおうとするものである。防火衣の火炎暴露実験を行なう際，第一段階として消防隊員が，万一，火炎に暴露された場合，防火衣はどの程度の熱エネルギーを受熱するのか知る必要がある。

今回は，熱流計を80個埋め込んだサーマルマネキンを製作[4,5]し，1.2m角の燃焼皿中のn－ヘプタン炎による火炎暴露実験を行ない，裸マネキンが受熱する熱流束分布を測定することにより防火衣の受熱エネルギー分布を調べたので報告する。

2．サーマルマネキンおよび実験装置

2.1　サーマルマネキン本体

サーマルマネキンの写真を**Fig.1**に，寸法を**Fig.2**に示す。このマネキンの体形は，身長178cm，バスト97cm，ウエスト76cm，ヒップ93cm，体重35kgである。このマネキンは肉厚約4mmのアルミ鋳造合金（AC3A)で出来ており，マネキンの表面は人間の皮膚の熱定数に近付けるため黒色のシリコンゴムを約2mmの厚みでコーティングしたものである。

2.2　熱流計

マネキンに埋め込んだ熱流計を**Fig.3**に示す。熱流計は，直径10mm，厚さ1.7mmの銅板に直径0.1mmの銅・コンスタンタン熱電対を取り付けたものである。外から入ってくる熱を銅板に蓄熱し，銅板の温度変化から熱流束を求めるものである。銅板からアルミ鋳造合金

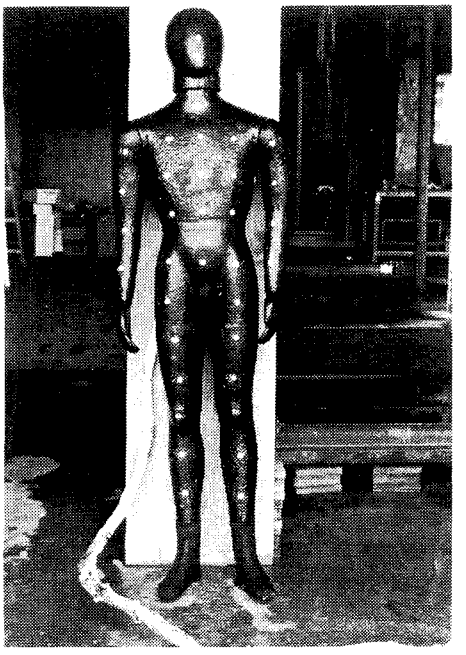


Fig. 1　Thermal manikin

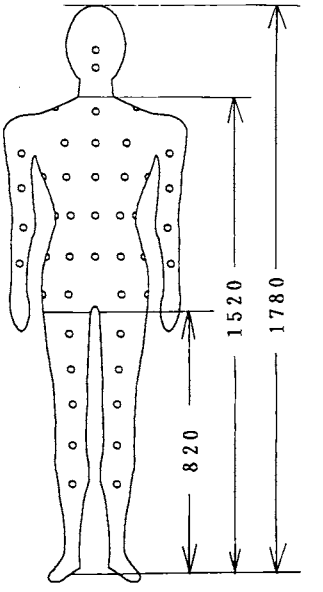


Fig. 2　Heat flux sensors in a thermal manikin (Sensor: Open circle)

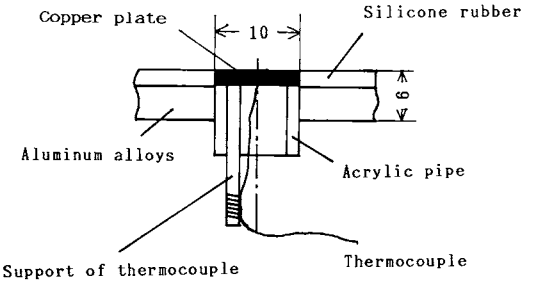


Fig. 3　Heat flux sensor

に熱が逃げないように，シリコンゴムで熱絶縁を行なった。

熱流束Qは，この銅板の温度上昇変化を基に(1)式を用いて算出した。

$$Q=c\rho b\frac{dT}{dt}+A\cdot(T-T_{\circ}) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots(1)$$

c	：銅板の比熱	0.419kj／kg℃
ρ	：銅板の密度	8900kg／m^3
b	：銅板の厚み	0.0017m
T	：銅板の温度	℃
T_0	：マネキン本体の温度	℃
t	：時間	sec
A	：補正定数	0.12kw／m^2℃

銅板からマネキン本体（アルミ鋳造合金）にシリコンゴムを通じて熱が僅かであるが移動してしまう。熱流束を算出する場合，銅板から失われる熱流束を補正する必要がある。この分を(1)式の第二項で補正している。補正定数Aは，銅板の温度を60℃に加熱し，その後，自然冷却で時間経過と共に熱が失われることによる銅板の温度低下から求めた。なお，銅板の表面は煤で黒色になっており，放射率は，ほぼ，1に近い値と推定される。この熱流計は1.7mm厚さの銅板を使用しており，加熱した場合，銅板全体が一瞬の内に均一な温度になり，銅板の温度は，直径0.1mmの熱電対を使用しているので，熱流計の時定数は0.1秒以下であると推定される[6]。

サーマルマネキンには，この熱流計が**Fig.2**の○印で示すように約15cm間隔で下肢部に20個，胴体部に40個，上肢部に16個，頭部に4個，前後，左右対称に合計80個埋め込んである。

サーマルマネキンが左右対称であるので熱流計を片側だけに配置した方が効率よく測定できるように思える。しかし，そうしなかった理由は，火炎は揺らいでおり正確にマネキンの中心にくるとは限らないからである。

2.3　計測システム

計測システムの構成を**Fig.4**に示す。このシステムは

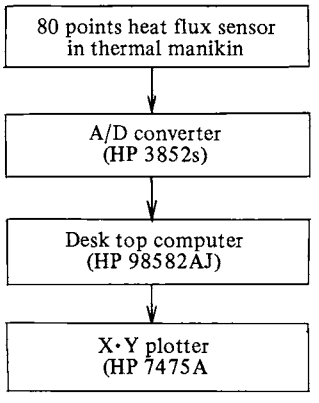


Fig. 4　Manikin data acquisition system
(Devise type is shown in a brace)

80点の熱流計，A／D変換器，コンピュータ，X・Yプロッターから成り立っている。サーマルマネキンの熱流計からの熱流束のデータは，0.6kw／m²（温度精度換算0.1℃）の分解能でサーマルマネキンに埋めこんである熱流計80点全数を1秒ごとにスキャンしながらコンピュータ内のメモリーに3分間記録出来るようにした。

2.4　火炎暴露実験装置と燃焼皿

今回の火炎暴露実験では，火炎は燃焼皿による下から上昇する拡散火炎で，サーマルマネキンを燃焼皿に垂直に立て，火炎が足から頭に向かって下から流れるように暴露した。これは，階段，ベランダなどに隊員がいる場合に下からの火炎を受けてしまう場合を想定している。その他，サーマルマネキンの上から，横から火炎を受ける場合もあるが今回は下から火炎を受ける場合について実験を行なった。

サーマルマネキンを火炎に暴露する為の実験装置を**Fig.5**に示す。サーマルマネキンは，左端から右端まで3.8mを20cm／secの速度でモータにより，動力で移動できるようになっている。タイマーと火炎中心軸上のリミットスイッチで一定時間サーマルマネキンを止めておくことができる。左端，右端にもリミットスイッチが付いており，右端，左端にくれば自動的に止まる。

燃焼皿は1.2m角のもので，燃料はn－ヘプタンを使用した。燃焼皿には，水5cmの上にn－ヘプタンを深さ0.19cm（2 l）入れた。火炎の高さは，燃料の液面から約3.5mであり，火炎の直径は，サーマルマネキンの腰の部分で約60cm，足底で約90cmである。燃焼時の火炎の最高温度は900～950℃であった。

サーマルマネキンの加熱は出来るだけ火炎暴露によるものだけとするため，**Fig.5**に示すようにサーマルマネキンの右，左側に熱放射遮断カバーを計2枚設け，サーマルマネキンが火炎に近づく際，また，遠ざかる際，火炎からの熱放射エネルギーを受けないようにした。なお，2枚の熱放射遮断カバーはサーマルマネキンから等距離に設け，その距離は57cmである。熱放射遮断カバーの材質は亜鉛メッキを施した厚み0.4mm

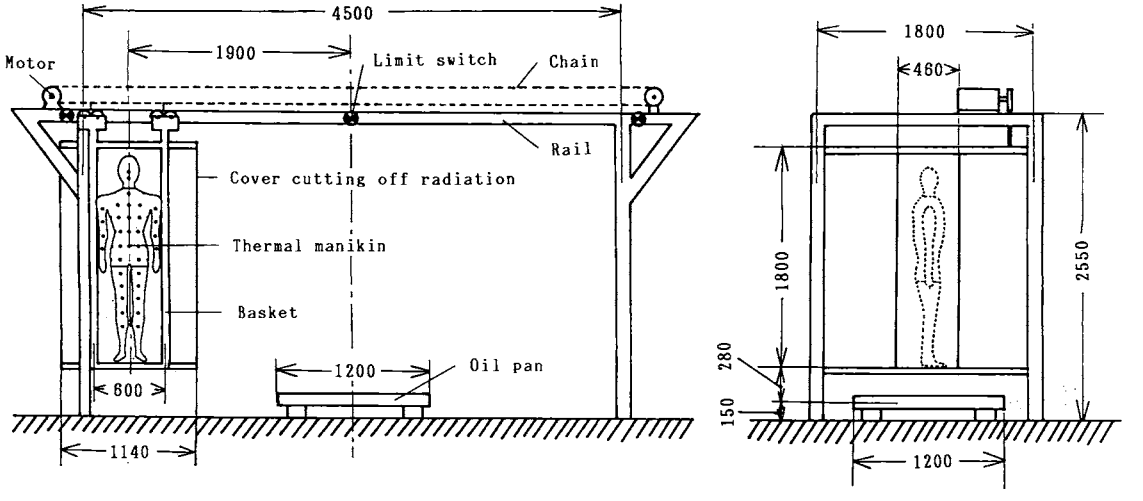


Fig.5　Experimental device to expose a thermal manikin to flame

の鉄板で，大きさは縦1.8m，横0.46mである。熱放射遮断カバーの大きさは，サーマルマネキンが火災からの熱放射を受けないような最小限の大きさにした。

火炎暴露による熱放射遮断カバーの温度上昇は火炎暴露5秒間の実験で，最高温度約120℃であった。温度上昇した熱放射遮断カバーからの熱放射エネルギーは火炎からの熱放射エネルギーに比較して無視できる程小さかった。

3．火炎暴露時間

本実験でのサーマルマネキンの火炎暴露時間は次のように3秒間，5秒間の2種類とした。火炎暴露時間とは，火炎の輝炎部に進入している時間である。

火炎暴露3秒間の実験では，サーマルマネキンが20cm／secの移動速度で途中で止まらずに火炎の中を通過する場合である。火炎暴露時間はサーマルマネキンの腰の部分で約3秒間である。

火炎暴露5秒間の実験では，サーマルマネキンが火炎の中を通過するが，火炎の中心で2秒間立ち止まった後，火炎から脱出する場合である。火炎暴露時間は火炎の輝炎部通過時間と火炎での立ち止まり時間の合計で約5秒間である。

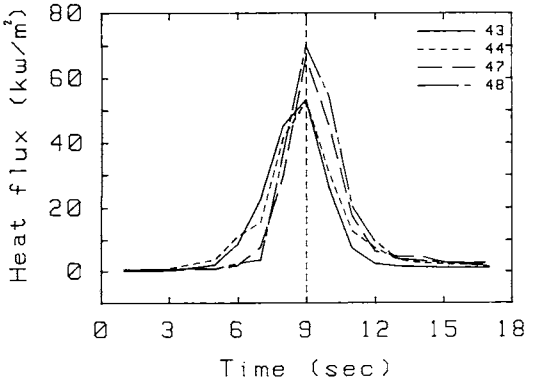
4．実験結果

4.1　裸マネキン胴体部に流入する熱流束の変化

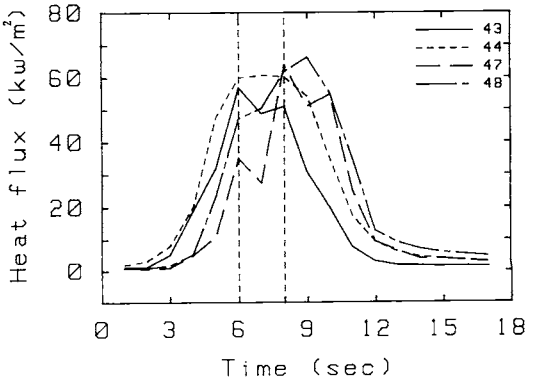
火炎暴露3秒間の実験の場合，裸マネキンが火炎を通過する際，胴体部に流入する熱流束の時間変化を**Fig.6(1)**に示す。横軸9秒の縦方向の破線は，裸マネキンが火炎中心を通過した時間を示している。移動用籠が火炎に接近し，火炎が熱放射遮断カバー内側に入り始めてから裸マネキンは熱放射を受け熱流束が上昇し始める。裸マネキンが火炎中心に位置した時に，熱流束が最も高くなっている。

裸マネキンが火炎から受熱している時間は約6秒間であった。これは，移動用籠の移動速度が20cm／secであるので，火炎がサーマルマネキンの右，左にある2枚の熱放射遮断カバー内側に入り始めてから出るまでの時間が約6秒間となるためである。その内，裸マネキンが火炎の輝炎部に暴露されている時間は約3秒間である。その他の約3秒間火炎の輝炎部には直接触れないがカバー内に入り込んだ火炎からの熱放射を受けた時間である。裸マネキンが輝炎部に暴露されている時の熱流束は，熱放射伝達以外に900～950℃の熱気流による対流熱伝達が加わっている。

火炎暴露5秒間の実験の場合，裸マネキンが火炎を通過する際，胴体部に流入する熱流束の時間変化を**Fig.6(2)**に示す。横軸6,8秒の縦方向の2本の破線の間は，火炎の中心で裸マネキンが2秒間立ち止まっている時間を示している。裸マネキンが立ち止まっている間は，火炎が安定していれば，ほぼ一定の熱流束を示すはずである。しかし，裸マネキンが立ち止まっている間，44番以外の熱流束は変化している。これは，火



(1) Exposure time 3 sec
(A vertical dotted line shows the time that the thermal manikin passes flame center.)



(2) Exposure time 5 sec
(The time between two vertical dotted lines show the time that a thermal manikin keeps to stay at flame center.)

Fig. 6　Variation of heat flux with time into torso of a bare thermal manikin exposed to flame.
(Sensor 43 and 47: breast, Sensor 44 and 48: back)

炎の揺らぎによるものと思われる。

火炎暴露5秒間の実験では，裸マネキンが火炎から受熱しているは時間は約8秒間であった。これは，火炎がサーマルマネキンの右，左にある2枚の熱放射遮断カバーの内側に入り始めてから出るまでの時間が約8秒間であるためである。その内，裸マネキンが火炎の輝炎部に暴露されている時間は約5秒間であった。

4.2　裸マネキンの鉛直方向の熱流束分布

裸マネキンの鉛直方向の最大熱流束の分布を**Fig.7**に示す。横軸は足底からのマネキンの高さである。サーマルマネキンの各高さにおける水平方向の熱流計の数は下肢部で4個，胴体部で4～8個，頭部で2個である。縦軸に示す熱流束値は，各高さにおけるこれら水平方向の熱流計の最大熱流束値の平均値である。

マネキンの高さによる最大熱流束のばらつきは大きいが，全体の傾向として足部から頭部となるに従い，最大熱流束は減少するような傾向を示している。これは，1.2m角の燃焼皿の場合，火炎の厚みがサーマルマネキン鉛直方向で異なり，足部から頭部になるに従い火炎の厚みは薄くなるからと思われる。足部で75kw／m²，頭部で45kw／m²の最大熱流束を示した。火炎暴露時間3秒間，5秒間共に同じような傾向を示した。

火炎の温度が950℃，火炎の厚みが十分厚いと仮定すると防火衣の受熱する熱流束は計算[7]で124kw／m²である。今回，得られた熱流束は十分に大きい火炎に比べると，0.36～0.60倍であった。

4.3　裸マネキンの鉛直方向の受熱エネルギー分布

裸マネキンが火炎暴露3秒間，5秒間で火炎から受熱した熱エネルギーの合計を**Fig.8**に示す。受熱エネルギーは**Fig.7**の最大熱流束と同じような傾向を示し，足部ほど多くの熱エネルギーを受けている。火炎暴露5秒間の受熱量は火炎暴露3秒間の受熱量より**Fig.7**に示す最大熱流束を2秒間加熱した分だけ大きくなっている。

4.4　裸マネキンの胴周り方向の熱流束分布

胴周りの最大熱流束分布を**Fig.9**に示す。縦軸は，胴体部の鉛直方向の熱流計3個の最大熱流束の平均値，横軸は，胴体部中心から前面方向を0度とし，その方向からの角度を示している。前面は0度，後面は180度，側面は90および270度である。胴体部の最大熱流束は胴周り方向によってあまり変わらず，ほぼ一様な分布を示した。

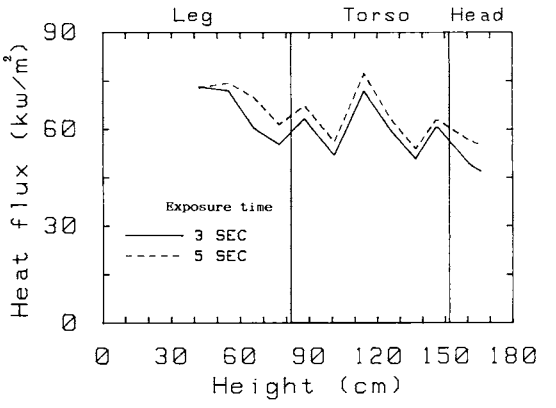


Fig. 7　Vertical distribution of the maximum heat flux into bare thermal manikin exposed to flame.

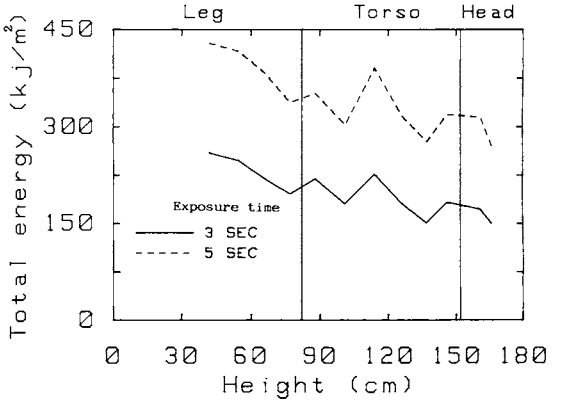


Fig. 8　Vertical distribution of the total heat energy into bare thermal manikin exposed to flame.

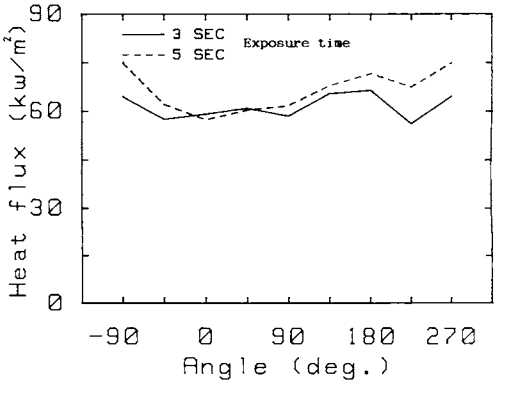


Fig. 9　Maximum heat flux distribution around the circumference of the manikin chest exposed to flame.

5．まとめ

1.2m角の燃焼皿中のn-ヘプタン炎により裸マネキンの火炎暴露実験を行なった結果，万一，消防隊員が実験規模と同じような大きさの火炎中央に直立するような姿勢で暴露された場合，防火衣の受熱する熱流束は45～75kw／m²であることが分かった。足部から頭部になるに従い火炎の厚みが薄くなるので熱流束は同じように足部から頭部になるに従い減少する傾向を示した。

火炎の温度950℃，火炎の厚みが十分厚いと仮定すると防火衣の受熱する熱流束は計算で124kw／m²である。今回，得られた熱流束は十分大きい火炎に比べると，0.36～0.60倍であった。

参考文献

1）新興海陸運輸倉庫爆燃火災調査会：“新興海陸運輸倉庫爆燃火災に関する調査報告書”，東京消防庁，P.75（1977）

2）東京消防庁警防課：“東京勝島倉庫爆発火災”，火災，Vol.15，No.1，P.41（1965）

3）馬場敏雄：“火災における消防隊員の危害予防について”，日本消防，Vol.18，No.4，P.47（1965）

4）Elkins, Ward and Thompson, J.G.: “Instrumented Thermal Mannikin”, Tecnical Report ASD-TR-73-33（1973）

5）上原陽一，梅沢正尋：サーマルマネキンを用いた衣服の燃焼性，災害の研究，No.14，P.205（1983）

6）エンジンの温度測定法規準作成分科会：“エンジンの温度測定”，日本機械学会，P.82（1986）

7）甲藤好郎：“伝熱概論”，養賢堂”，P.368（1967）

Experimental Study on the Exposure of a Fire Coat for a Fire-fighter to Flame using a Thermal Manikin Part 1 Estimation of Incident Heat Flux to a Fire Coat

(Abstract)

Yuichi Watanabe

(Received May 31, 1988)

In order to estimate the incident heat flux to a fire coat exposed to a fire, we made a thermal manikin with 80 heat flux sensors mounted on its surface.

The manikin was exposed to heptane fire from 1.2 sq. pan and heat flux received at 80 surface points were measured.

Based on the measured values of heat flux received on the surface of the manikin, we estimated heat flux received on the surface of a fire coat when a fire-fighter in the coat is exposed to the same pan fire. Estimated values ranged from 45 to 75 kw/m^2.

Measured heat flux decreased from foot to head of the manikin because the flame thickness became smaller with the height of a measuring points.

サーマルマネキンを用いた防火衣の火炎暴露実験(その2)
—燃焼状況，流入熱流束および火傷分布の推定—

渡部勇市

(昭和63年5月31日　受理)
(昭和63年6月26日再受理)

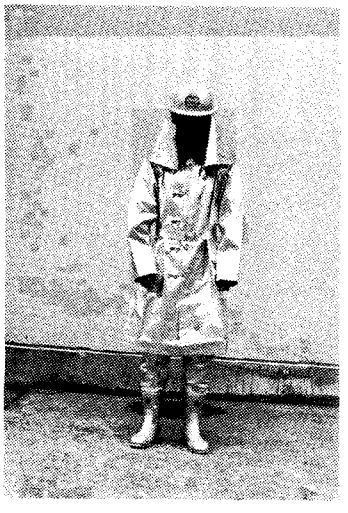
防火衣の性能向上のための基礎資料を得るために，現在使用している単層防火衣あるいは二層防火衣をサーマルマネキンに着用させ，1.2m角の燃焼皿中のn－ヘプタン炎により火炎暴露実験を行なった。本報では，万一，消防隊員が火炎暴露された場合の防火衣の燃焼状況，隊員に流入する熱流束および計算によりII度火傷について調べた。その結果，防火衣の種類による燃焼状況，防火衣の断熱性能，隊員のII度火傷分布の違いについて幾つかの知見が得られた。

1．まえがき

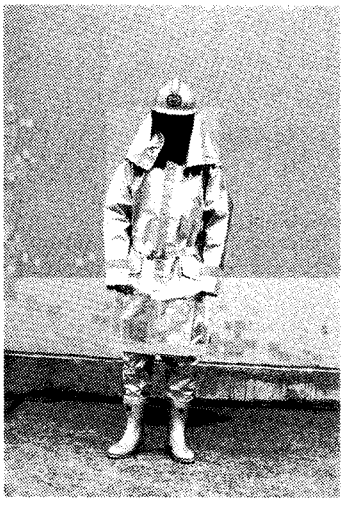
防火衣の布地素材の比較のために，簡便な試験片による火炎暴露試験が多く行なわれている[1~4]。しかし，従来の試験方法は布地の断熱性能について比較することができるが，防火衣を隊員が着用した場合の身体全体への熱流束分布を推定することはできない。

防火衣を着用したサーマルマネキンに流入する熱流束分布を測定することにより，着用時における防火衣の断熱性能が明らかとなり，全体的にバランスのよい防火衣を見出だすことができるようになる。

そこで，本研究では，熱流計を80個埋め込んだサーマルマネキンに現在使用している単層防火衣あるいは二層防火衣を着用させ，1.2m角の燃焼皿中のn－ヘプ



(1) A : Vinylon 100% (Single layer)



(2) B : Aramid 100% (Single layer)

(3) C : Aramid 100% (Double layer)

Fig. 1　Fire coats used in experiments.

タン炎による火炎暴露実験を行ない，防火衣の燃焼状況，サーマルマネキンに流入する熱流束分布を求めた。また，マネキンに流入した熱流束を基に，II度火傷について計算を行ない，隊員のII度火傷分布の推定も行なった。

2．防火衣の供試品

試験に供した防火衣の種類を**Fig.1**に示す。防火衣の布地の素材などを**Table 1**に示す。ここに示す防火衣は現在使用している代表的な3種類である。アルミニューム粉末を入れた合成ゴムを表面にコーティング（以後アルミコーティング）した単層防火衣A，Bの2種類，2枚の布地の構成で，表面にはアルミコーティングをせず，中地の表面にアルミコーティングした二層防火衣Cの1種類である。

単層防火衣Aの布地素材はビニロン，単層防火衣Bの布地素材は芳香族ポリアミドである。二層防火衣Cは表地，中地共に芳香族ポリアミドである。アルミコーティングに使用した合成ゴムはクロロスルホン化ポリエチレン系の合成ゴムである。

サーマルマネキンには下着シャツ，作業服上着，防火衣の順に着せ，膝の防水カバーは作業服スボンの上に着せた。膝の防水カバーは布地素材がビニロンで表面にアルミコーティングしたものであり，現在使用しているものである。

作業服は長袖のシャツ，スボンからなり，ビニロンの単層防火衣Aのとき使用した作業服はポリエステル，レーヨン混紡の素材のものである。芳香ポリアミドの単層防火衣B，二層防火衣Cのとき使用した作業服は芳香族ポリアミドの素材のものである。

下着は防火衣A，B，C共に同じ綿100％の長袖のシャツ，ブリーフを用いた。

3．火炎暴露実験装置と燃焼皿

今回の火炎暴露実験では，火炎は燃焼皿による下から上昇する拡散火炎で，サーマルマネキンを燃焼皿に垂直に立て，火炎が足から頭に向かって下から流れるように暴露した。これは，階段，ベランダなどに隊員がいる場合に下からの火炎を受けてしまう場合を想定している。その他，サーマルマネキンの上から，横から火炎を受ける場合もあるが今回は下から火炎を受ける場合について実験を行なった。

防火衣を着用したサーマルマネキンの火炎暴露実験装置を**Fig.2**に示す。サーマルマネキンは，装置の左端から右端まで3.8mを20cm／secの速度でモータにより動力で移動出来るようになっている。タイマーと火炎中心軸上のリミットスイッチで一定時間サーマルマネキンを止めておくことが出来る。左端，右端にもリミットスイッチが付いており，右端，左端にくれば自動的に止まる。

燃焼皿は1.2m角のもので，燃焼はn－ヘプタンを使用した。燃焼皿には，深さ5cmの水の上に燃料n－ヘプタンを深さ0.19cm（2 l）入れた。火炎の高さは，燃料の液面から約3.5mであり，火炎の直径は，サーマルマネキンの腰の部分で約60cmである。燃焼時の火炎の最高温度は，900～950℃であった。

サーマルマネキンの加熱はできるだけ火炎暴露によるものだけとするために，**Fig.2**に示すようにサーマルマネキンの右，左側に熱放射遮断カバーを計2枚設け，サーマルマネキンが火炎に近づく際，また，遠ざかる

Table 1 Materials of fire coats and waterproof cover of legs
((*) signs show that fabrics surface is coated with rubber which contains aluminum powder.)

Experimental mark	Fire coat				Waterproof cover of leg			
	Clothing systems	Materials	Thickness (mm)	Weight (kg)	Number of cloths	Materials	Thickness (mm)	Weight (kg)
A	Single layer	Vinylon 100% (*)	0.46	1.55	Single layer	Vinylon 100% (*)	0.48	0.98
B	Single layer	Aramid 100% (*)	0.60	1.81	Single layer	Vinylon 100% (*)	0.48	0.98
C	Double layer	Outer: Aramid 100% Inner: Aramid 100% (*)	0.60 0.24	2.17	Single layer	Vinylon 100% (*)	0.48	0.98

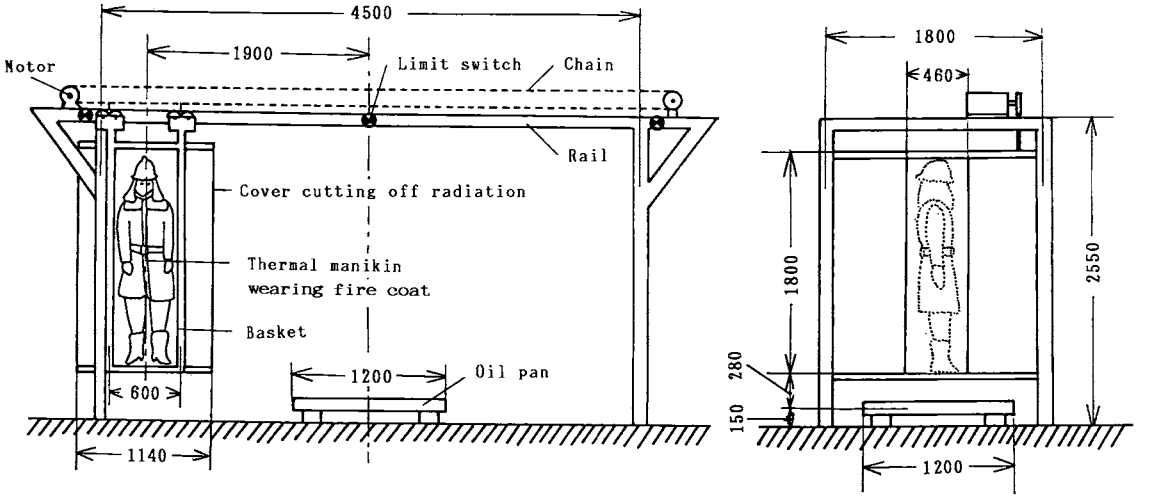


Fig. 2　Experimental device to expose a thermal manikin wearing a fire coat to flame.

際に火炎からの熱放射エネルギーを受けないようにした。

なお，サーマルマネキン及び熱流計は本報のその1[5]に記したものと同じである。

4．防火衣の火炎暴露方法

防火衣の火炎暴露実験は，まず，最初に火炎暴露3秒間の実験を行い，次いで，同じ防火衣を用いて火炎暴露時間5秒間，火炎暴露8秒間の順で行なった。防火衣は火炎暴露時間が長くなるにつれ熱で損傷するが，防火衣が損傷するまでは同じ防火衣で実験を行なった。

単層防火衣Bと二層防火衣Cは火炎暴露3秒間，5秒間では防火衣の熱による損傷がほんの僅かであったので，同じ防火衣で火炎暴露8秒間の実験まで順番に行なった。

単層防火衣Aは火炎暴露3秒間では，熱による損傷がほんの僅かであったが，火炎暴露5秒間で防火衣が燃え広がってしまった。単層防火衣Aについては，火炎暴露5秒間の実験までしか行なっていない。

防火衣を着たサーマルマネキンの火炎暴露開始時期は，n－ヘプタンを点火してから火炎がほぼ定常燃焼となる25秒経過後とした。

なお，火炎暴露3秒間の実験は，サーマルマネキンが20cm／secの移動速度で途中で止まらずに火炎の中を通過する場合である。火炎暴露時間はサーマルマネキンの腰の部分で約3秒間である。

火炎暴露5秒間の実験はサーマルマネキンが火炎の中に進入し，火炎の中心で2秒間立ち止まった後火炎から脱出する場合である。

火炎暴露8秒間の実験は，サーマルマネキンが火炎の中に進入し，火炎中心で5秒間立ち止まった後，火炎から脱出する場合である。

5．火炎暴露終了後の着炎状況

5.1　防火衣

火炎暴露3秒間の実験で，布地素材ビニロンの単層防火衣Aは，裾に着炎したが火炎の高さは5cm以下で急に燃え広がるようなことはなかった。他の単層防火衣B，二層防火衣Cは火炎暴露3秒間の実験では，着炎するような事はなかった。

火炎暴露時間5秒間の実験では，布地素材ビニロンの単層防火衣Aは右側が全面的に燃え広がった。布地素材芳香族ポリアミドの単層防火衣Bは，火炎の高さが10cm以下であったが裾の内面に着炎した。反射テープを張り付けている二層防火衣Cはこの反射テープが燃えたが，布地は燃えなかった。

火炎暴露8秒間の実験では，布地素材芳香族ポリアミドの単層防火衣Bは，防火衣の内面がよく燃えた。二層防火衣Cは火炎暴露5秒間の実験と同様に布地に張り付いている反射テープが燃えたが，布地は燃えなかった。

火炎暴露8秒間で単層防火衣Bは布地に芳香族ポリアミドを使用しており布地が燃え広がるようなことはない筈であるが，防火衣の内面が燃えたのは，布地表

面にアルミコーティングする際に，最初コーティングした接着剤が布地裏面にまでしみ込み，この接着剤が燃えたものと思われる。布地としては耐熱性のある素材を使用しても，布地に付けるものが燃えやすいものであるとその付けたものが燃えてしまう。

防火衣の裾が下からの火炎に対して表，裏両面から加熱されるので，防火衣の裾から最も着炎し易かった。

5.2 膝の防水カバー

布地素材ビニロンの膝の防水カバーは，火炎暴露時間3秒間，火炎暴露時間5秒間では全く着炎しなかった。火炎暴露8秒間では，膝の防水カバーは燃え広がるものがあった。

火炎暴露5秒間では，膝の防水カバーは着炎しなかったが，同じ素材ビニロンを使用している単層防火衣Aは火炎暴露5秒間で全面的に燃え広がっている。これは，防火衣の裾は燃えやすく，膝の防水カバーは燃えにくいことを示している。膝の防水カバーは，防火衣のような裾がなく布地の表面だけを火炎が接するので，同じ素材を使用している防火衣より着炎しにくかった。

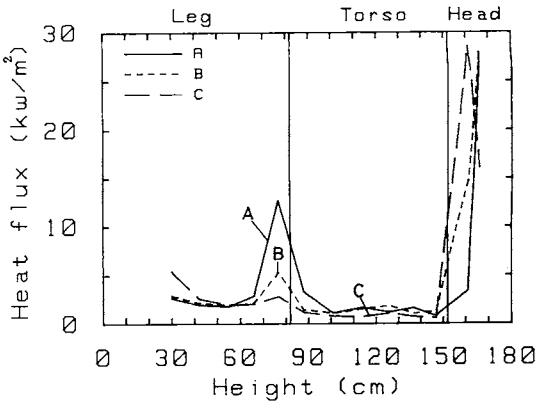
6．防火衣を着用したサーマルマネキンに流入する鉛直方向の最大熱流束分布

防火衣，膝の防水カバー，作業服，下着をサーマルマネキンに着用させ火炎暴露実験を行ない，サーマルマネキン内に流入する熱流束を測定した。

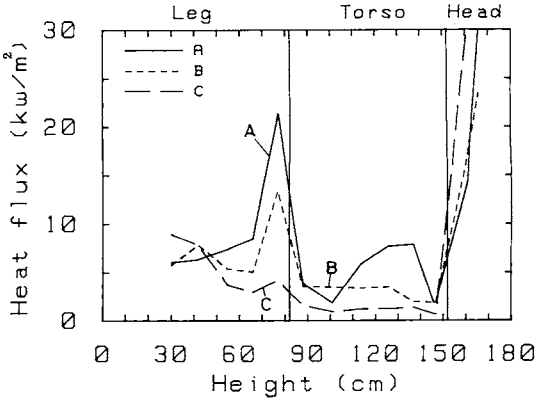
サーマルマネキンに流入する最大熱流束の鉛直方向の分布を火炎暴露3秒間，5秒間，8秒間の場合について，それぞれ**Fig.3**(1)，(2)，(3)に示す。

火炎暴露3秒間の場合は，単層防火衣A，B，二層防火衣Cによって最大熱流束分布はあまり変わらず下肢部は約3kw／m²，胴体部は約1kw／m²であった。ただし，膝の防水カバーは大腿部までカバーをしていないので，作業服1枚である大腿部の最大熱流束は他に比べて高くなっている。単層防火衣Aを着用した場合，特にこの傾向が強く表れている。しころ付きヘルメットを被った頭部は，火炎が直接顔面に触れるため，最大熱流束が高くなっている。

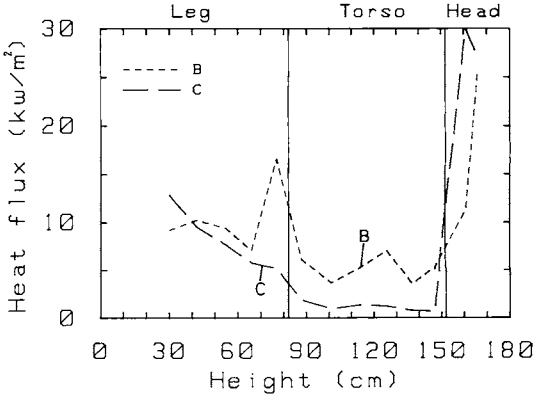
火炎暴露5秒間の場合，同じ膝カバーを用いた下肢部の膝から下は単層防火衣A，B，二層防火衣C共に，ほぼ同じように約8kw／m²の最大熱流束を示した。単層防火衣A，Bでは大腿部に流入する最大熱流束が最も高い値を示し，単層防火衣Aは22kw／m²，単層防



(1) Exposure time 3 sec



(2) Exposure time 5 sec



(3) Exposure time 8 sec

Fig. 3 Vertical distribution of maximum heat flux into the surface of a manikin through the fire coat exposed to flame. (A, B, C in the Figs. corresponding to experimental mark A, B, C in **Table 1.**)

火衣Bは13kw／m²にも達している。胴体部は防火衣の種類によって異なる最大熱流束を示した。燃え広がった単層防火衣Aは約10kw／m²と最も大きな値を示した。燃え広がらなかった単層防火衣Bは約5kw／m²，二層防火衣Cは約2kw／m²を示した。二層防火衣と単層防火衣を比較すると，前者の方が隊員への流入熱流束が小さく，断熱性能が優れている。

火炎暴露8秒間の場合，同じ膝カバーを用いた下肢部の膝から下は単層防火衣B，二層防火衣C共に，ほぼ同じように約10kw／m²の最大熱流束を示した。胴体部は防火衣の種類によって異なる最大熱流束を示した。燃え広がった単層防火衣Bは約7kw／m²と最も大きな値を示した。燃え広がらなかった二層防火衣Cは約2kw／m²を示した。

火炎暴露時間が3から8秒と延びるに従い最大熱流束は大きくなっている。これは，この暴露時間では，まだ，定常的な熱伝達に達してなく，非定常的な熱伝達を示していることが分かる。

7．防火衣の裏面温度

防火衣，膝の防水カバー，作業服，下着を着用した場合の防火衣の胸部の裏面の温度を直径0.1mmの熱電対で測定した。熱電対を防火衣の裏面と作業服の表面の間に置いたので，ここに示す裏面温度とは，防火衣裏面と作業服表面の間の温度を示している。

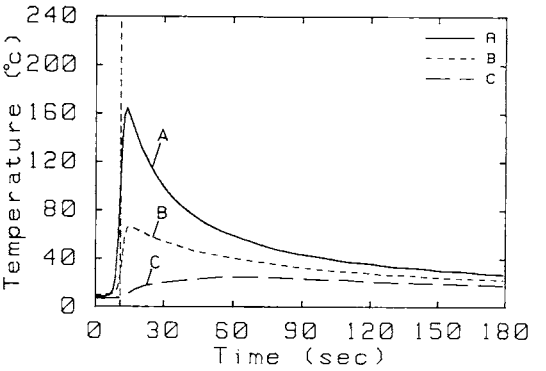
防火衣の裏面の温度変化を火炎暴露3秒間，5秒間，8秒間の場合について，それぞれ**Fig.4**(1)，(2)，(3)に示す。

火炎暴露3秒間の場合，最高裏面温度は防火衣の種類によってかなり異なり，単層防火衣Aは170℃，単層防火衣Bは60℃，二層防火衣Cは20℃であった。

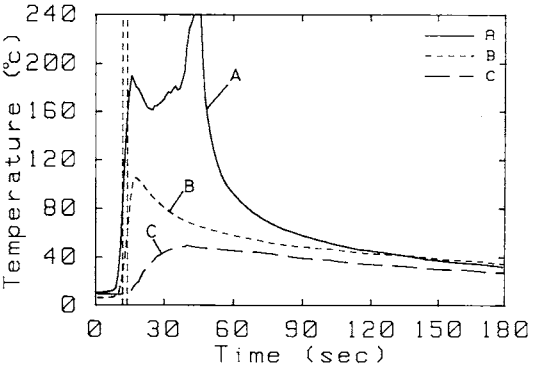
火炎暴露5秒間の場合，単層防火衣Aは燃え広がったために裏面温度は260℃に達している。単層防火衣Bは100℃，二層防火衣Cは45℃であった。

火炎暴露8秒間の場合，単層防火衣Bは燃え広がったために裏面温度は190℃に達している。約30秒後に水で消火しているため裏面温度はその後低下している。二層防火衣Cの最高裏面温度は60℃であった。

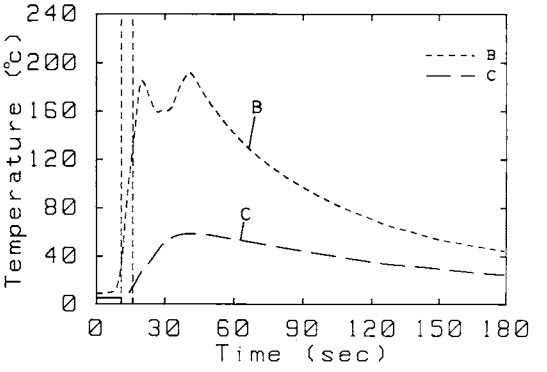
裏面温度は防火衣の厚みによってこのような差が生じた。加熱された防火衣の裏面温度が自然冷却で常温になるまでには3分以上かかることが分かる。



(1) Exposure time 3 sec



(2) Exposure time 5 sec



(3) Exposure time 8 sec

Fig. 4 The back side surface temperature-time history of fire coats exposed to flame. (A vertical dotted line of Fig. 7 (1) shows the time that a thermal manikin passes flame cecter. The time between two dotted lines of Fig. 7 (2), (3) show the time that a thermal manikin keep to stay at flame center. A, B, C in the Figs. corresponding to experimental mark A, B, C in **Table 1.**)

8．皮膚温度分布の計算結果

サーマルマネキンに流入する熱流束を基に防火衣，作業服，下着を着用した場合の皮膚下0.1mmの温度上昇を各熱流計の設置位置ごとに一次元半無限固体として差分方法で求めた。皮膚の熱定数は温度によって変わらない，皮膚内では吸熱などがないものとして非定常一次元熱伝導方程式のExplicit形差分式から計算を行なった[6,7]。皮膚下0.1mmの温度を求めたのは，II度火傷を求める際に必要であるからである。なお，皮膚の初期温度は32℃とし，皮膚の熱伝導率は0.58w／m℃，熱容量は4190kj／m³として計算を行なった[8]。

垂直方向の皮膚下0.1mmの最高皮膚温度を火炎暴露3，5，8秒間の場合について，それぞれ**Fig.5**(1), (2), (3)に示す。

火炎暴露3秒間の場合，単層防火衣A，B，二層防火衣C共に頭部，単層防火衣Aの大腿部を除いて45℃以下であるため，大部分はII度火傷が起きていないことが分かる[9]。胴体部と脚部の最高皮膚温度を比較すと足部の方が高い傾向を示している。

火炎暴露5秒間の場合，単層防火衣A，B，二層防火衣C共に脚部の方が45℃を越えている。特に，膝カバーがなく作業服だけの大腿部は高い皮膚温度を示した。胴体部は単層防火衣A，Bより二層防火衣Cの皮膚温度は低く，二層防火衣Cは45℃以下でありII度火傷は起きていないことが分かる。

火炎暴露8秒間の場合，単層防火衣B，二層防火衣C共に脚部は約60℃にも達している。胴体部は単層防火衣Bは45℃を越えているが，二層防火衣Cは45℃以下であった。

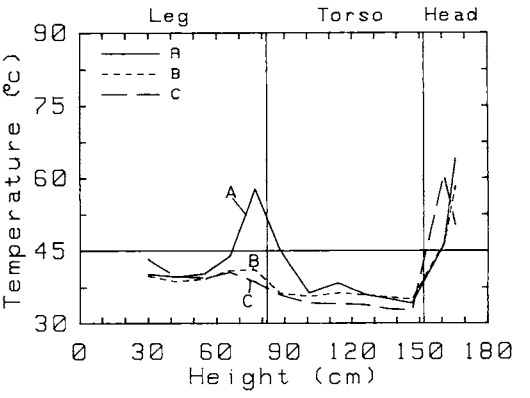
9．サーマルマネキンによるII度火傷の推定

9.1　消火隊員のII度火傷の進行状況

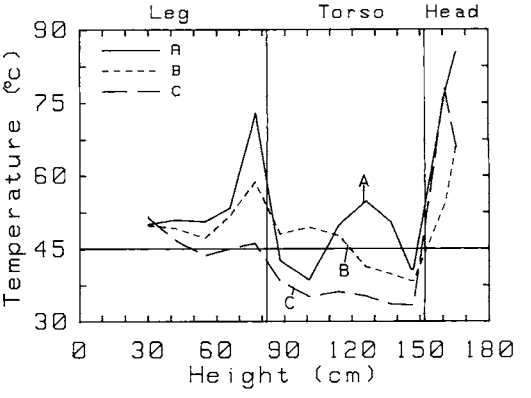
A.Stollら[9]によって皮膚温度における損傷率が(1)式のように求められている。Ωは皮膚の損傷の強さを表わしており，Ωが1に達した時をもって皮膚の壊死としている。前述で計算した皮膚下0.1mmの皮膚温度を(1)式に代入し，Ωが1になったときをII度火傷とした[10~12]。

$$\frac{d\Omega}{dt} = A \cdot EXP\left(-\frac{\Delta E}{RT}\right) \quad \cdots\cdots(1)$$

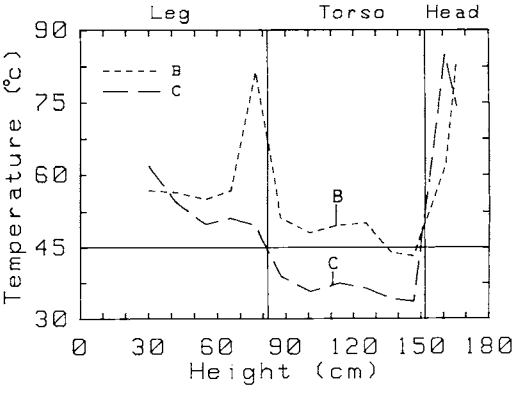
Ω：損傷の強さ，A：定数，ΔE：活性化エネルギー
R：ガス定数，T：皮膚温度，t：経過時間



(1) Exposure time 3 sec



(2) Exposure time 5 sec



(3) Exposure time 8 sec

Fig. 5　Calculated maximum skins temperature, based on heat flux into a thermal manikin, of a fire man exposed to flame.
(A, B, C in the Figs. corresponding to experimental mark A, B, C in **Table 1.**)

消防隊員のII度火傷の進行状況を(1)式を用いて推定した。火傷面積は80個の熱流計を基にサーマルマネキン全体を80分割し，火傷部位面積の合計で求めた。**Fig. 6**の縦軸の火傷割合とは火炎暴露によって負傷したII度火傷面積のサーマルマネキン全表面積に対する割合である。

II度火傷の進行状況を火炎暴露3，5，8秒間の場合について，それぞれ**Fig.6**(1)，(2)，(3)に示す。

火炎暴露3秒間の場合，単層防火衣A，B，二層防火衣C共にII度火傷割合は5％以下であった。火炎と直接触れてしまう顔面がII度火傷を負っているが，その他は防火衣によりII度火傷を防御している。

火炎暴露5秒間の場合，火炎暴露開始してから180秒後のII度火傷割合は，単層防火衣Aは48％，単層防火衣Bは27％，二層防火衣Cは16％であった。火炎暴露5秒間の場合，火炎暴露中にはまだ火炎からの熱がマネキンに達していないので，火炎暴露終了の後から防火衣の残留熱によってII度火傷は進行している。特に，単層防火衣Aは防火衣が燃え広がった為に，II度火傷割合が急激に増大している。火炎暴露を開始してから30秒後に水で消火しているために30秒以後は火傷割合の進展がやや緩やかになっている。

万一，防火衣が着炎した場合は出来るだけ速く水で消火する必要がある。また，着炎しなくても残留熱が防火衣に溜まっているので出来るだけ早く水で冷却した方が火傷範囲を広げなくてすむ。

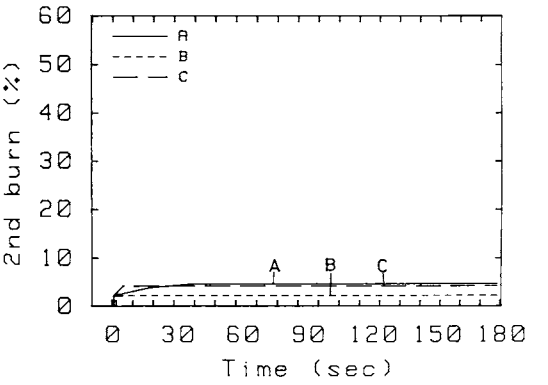
火傷割合30％以上が重症であることを考えると，現在使用している防火衣を着用する場合は，火傷暴露5秒以上は絶対危険であることが分かる。

火炎暴露8秒間の場合，火炎暴露を開始してから180秒後のII度火傷割合は，単層防火衣Bは52％，二層防火衣Cは32％であった。

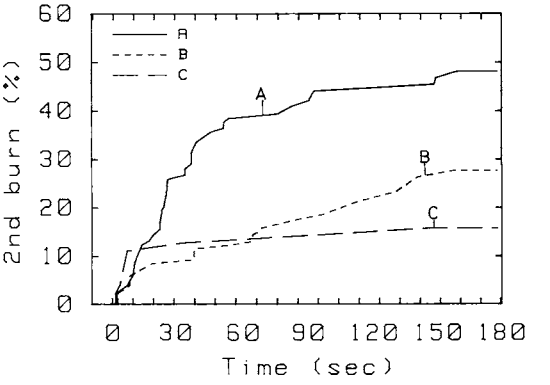
9.1　消防隊員各部の火傷割合

次に，胴体部，上肢部，頭部に分けて隊員各部のII度火傷割合の推定値について述べる。

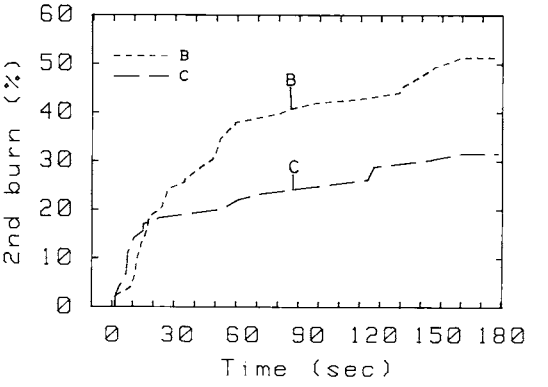
隊員各部のII度火傷割合の推定値を**Table 2**に示す。胴体部，上肢部に比較して下肢部が最も高い火傷割合を示している。これは，胴体部，上肢部は防火衣，作業服，下着と計3枚になっているが，下肢部は最近ズボン下をはかないで膝カバー，作業服の計2枚であるからである。特に，膝カバーの届いていない大腿部は作業服だけになり最も弱い所である。下肢部は全体の35％を占め，下肢部だけでも重症30％ラインを越えて



(1) Exposure time 3 sec



(2) Exposure time 5 sec



(3) Exposure time 8 sec

Fig. 6　Ratio of 2nd burn total area to total skin area of a fire man exposed to flame. (A, B, C in the Figs. corresponding to experimental mark A, B C in **Table 1.**)

Table 2 Ratio of 2nd burn parts area to total skin area of a fire man exposed to flame.
((*) signs show that fabrics surface is coated with rubber which contains aluminum powder.)

Experimental mark	Fire coat		Exposure time (sec)	2nd burn (%) of thermal manikin	2nd burn (%) of each part			
	Clothing systems	Materials			Torso	Arm	Leg	Head
A	Single layer	Vinylon 100% (*)	3	5	1	0	2	2
			5	48	7	13	20	8
B	Single layer	Aramid 100% (*)	3	3	0	0	0	3
			5	27	5	0	17	5
			8	52	11	5	28	8
C	Double layer	Outer: Aramid 100% Inner: Aramid 100% (*)	3	5	0	0	0	5
			5	16	0	0	8	8
			8	32	0	0	24	8

しまうことを考えると，もう少し下肢部の防熱性能を考える必要があると思われる。このことは消防隊員の火炎暴露事例調査[13]からも指摘されていることである。しかし，下肢部は動き回る際に最も関係のある膝の関節がある。下肢部の防熱性能を高めるには，膝の関節の動きを妨げないような工夫が必要である。

10. まとめ

1.2m角の燃焼皿中のn－ヘプタン炎による防火衣の火炎暴露実験を行ない，防火衣の燃焼状況，サーマルマネキンに流入する熱流束について調べた結果，次のような点が分かった。

(1) 現在使用している防火衣，膝の防水カバーが着炎しない為には火炎暴露3秒以下でなければならない。火炎暴露5秒間以上になると，防火衣の種類によって着炎するものとしないものに分かれる。

(2) 燃え広がった防火衣着用の消防隊員への流入熱流束は，着炎しなかった防火衣着用の消防隊員への流入熱流束に比べ2倍以上高い値を示した。

(3) 二層防火衣と単層防火衣を比較すると，前者の方が消防隊員への流入熱流束が小さく，断熱性能が優れている。

(4) 着炎しなかった防火衣，膝の防水カバーの場合，防火衣，作業服上着，下着シャツの計3枚を着用した胴体部に流入する熱流束と膝の防水カバー，作業服ズボンの計2枚を着用した下肢部に流入する熱流束を比較すると，ズボン下を着用していない下肢部の方が2倍以上高い値を示した。

また，サーマルマネキンに流入した熱流束を基に，万一，消防隊員が火炎暴露した場合の隊員のII度火傷の進行状況，火傷分布について計算により推定した結果，次のような点が分かった。

(1) 火傷割合5％以下であるためには，現在使用している防火衣，膝カバーを着用した消防隊員は火炎暴露は3秒以下でなければならない。

(2) 火炎暴露が5秒以上になると，実験に供したどの防火衣も火傷割合は10％以上となる。また，防火衣布地の種類，構成によって防熱性能に大きな差が生じた。

(3) 防火衣，作業服上着，下着シャツの各1枚を着用した胴体部と膝の防水カバー，作業服ズボンの各1枚を着用した下肢部の火傷分布を火炎暴露5秒で比較すると，ズボン下を着用していない下肢部の火傷面積が胴体部に比べ大変大きい。

(4) 火炎暴露5，8秒間の場合，火炎暴露中よりも火炎暴露終了の後に防火衣の残留熱によりII度火傷が広がっている。

11. あとがき

防火衣を着用した消防隊員の火炎暴露に対する安全性を考えると，現在使用している防火衣でも最大3秒の火炎暴露に対して胴体部，上肢部，下肢部は安全である。しかし，現在使用しているしころ付きヘルメットでは，同上の条件下で顔面が火炎と触れた場合には火傷となってしまうので，最大3秒の火炎暴露に対して隊員の安全性を確保するには顔面の防熱対策を施す

必要がある。

参考文献

1）B.V. Holcombe: "The Heat Related Properties of Protective Clothing Fabrics", Fire Safety Journal, No.6, p.156 (1983)

2）L. Benisec: "Evaluation of Zipro Wool and Other Fabrics", Fire and Materials, No.3, p.156 (1979)

3）横山久摩他："防火衣の改良について（第4報)", 消防科学研究所報告, No.63, p.25（1985）

4）渡部勇市："円筒模型による消防用防護服の火炎暴露実験　第2報　淀み点における防火衣の防熱効果", 消防研究所報告, No.63, p.25（1987）

5）渡部勇市："サーマルマネキンを用いた防火衣の火炎暴露実験（その1）防火衣の受熱するエネルギー分布の推定", 消防研究所報告, No.66, p.1（1988）

6）片山功蔵："伝熱工学の進展3", p.111　倍風館（1974）

7）Myers, G.E.: "Analytical Methods in Conduction Heat Transfer", Mcgraw-Hill, p.233 (1971)

8）Weaver, J.A.: "Mathematical Model of Skin Exposed to Thermal Radiation", Aerospace Medicine, Vol.40(1), P.24 (1969)

9）Stoll, A.M.: "Relation between Pain and Tissue Damage due to Thermal Radiation", J. Appl. Physiol., Vol.14, P.373 (1959)

10）Stoll, A.M.: "Heat Transfer through Fabrics as Related to Thermal Injury", Transactions New York Academy of Sciences, P.649 (1970)

11）W.P. Behnke: "Predicting Flash Fire Protection of Clothing from Laboratory Tests Using Second-degree Burn to Rate Performance", Fire and Materials, Vol.8, No.2, P.57 (1984)

12）Bercaw, J.R.: "Estimating Injury from Burning Garments and Development of Concepts for Flammability Tests", Fire Standards and Safty, ASTM STP614, P.55 (1977)

13）新興海陸運輸倉庫爆燃火災調査会："新興海陸運輸倉庫爆燃火災に関する調査報告書", 東京消防庁, P.126（1977）

Experimental Study on the Exposure of a Fire Coat for a Fire-fighter to Flame using a Thermal Manikin Part 2 Fire-proof Characteristics of Fire Coats and Dependence of the 2nd Burn Rates on Their Types

(Abstract)

Yuichi Watanabe

(Received May 31, 1988)

(Revised June 26, 1988)

We conducted flame exposure experiments of fire coats using a thermal manikin, and investigated their fire-proof characteristics.

The results are summarized as follows.

(1) In order to prevent present fire coats from burning, the exposure time to flame must be 3 seconds at longest. When the time is longer, a certain type of fire coat burned.

(2) The value of heat flux into a thermal manikin in a burning fire coat was twice as high as that in an unburning fire coat of the same type.

(3) As the heat flux into the manikin in a double-layer fire coat was smaller than that in a single-layer fire coat, the former is superior in thermal insulation to the latter.

Further, based on the measurement of the heat flux into the thermal manikin in flame exposure experiments, we calculated the skin temperature found 2nd degree burn distribution on the surface.

As results, the following facts were clarified.

(1) In order to keep the 2nd degree burn ratio 5% or less, the exposure time to flame of fire fighters wearing the present fire coat must be 3 seconds at longest.

(2) When the exposure time was 5 seconds or longer, the 2nd degree burn ratio became 10% or more. The ratio varied depending largely on the materials and composition types of the fire coats.

孔食深さの分布と貫通孔発生時間に関する統計的研究

亀井浅道・天野久徳

(昭和63年5月31日受理)

同じ腐食環境のもとで多数の孔食が発生・成長し，貫通孔となる過程を統計学的に考察したものである。58基の石油タンクの底板内面に生じた孔食の深さを調べた結果，深さx以上の孔食の個数の分布は，$G(x)=\alpha x^{-\xi}$　と表されることが分かった。また，このとき任意の時間tまでに貫通孔が形成される確率は，tを変数とするワイブル分布で与えられるという結果が導かれた。この結果は既に報告されている「危険物施設の漏洩事故発生までの時間はワイブル分布に従う。」という調査結果[1)]を理論的に説明するものである。

1．緒言

機器・構造物において腐食・防食は損傷防止対策上重要な問題となっている。腐食損傷は構造部材の強度の低下を招くのみならず各種の容器や配管においては貫通腐食孔が生ずると，内容物の漏洩・流出に至る。

腐食環境下に置かれた機器・構造物は通常腐食挙動が調査され，問題であると判断されると何らかの対策が施される。貫通腐食孔を問題とする場合，判断基準の一つに板厚方向の腐食進行速度（侵食度）がある。

容器や配管からの内容物の流出事故を調べてみると，多くの場合貫通孔は一個である[1)]。一個の貫通孔が発生した時点をもってそれの寿命と考えると，部材に生じた多数の孔食のうちの最も侵食度の大きいものによって寿命が決まることになる。発生する孔食の深さが一定の分布に従っているなら，そのうちの最も深いものは分布の極値として評価できる。即ち，孔食の深さ分布が与えられると，侵食度の分布が分かり，従って寿命が推定できることになる。

ここでは，まず寿命に関与する相対的に深い孔食の分布について実測データをもとに検討する。つぎにその分布に対して確率論的に寿命がどのように与えられるかについて考察する。

2．孔食深さの分布

孔食の発生状況は部材とその環境によって異なる。ここで考える孔食は，比較的広範囲にわたって同一の材料で構成されかつ同一の環境下で発生したものであることが必要である。このような条件を充たす構造物の一つに石油タンクがある。石油タンク底板内面は比較的同じ腐食環境にあると考えてよく，その面積は一般的に他の構造物に比べて大きい。また，ここに発生した孔食は開放検査時にそのすべてを目視で直接計測することができる。このような理由により，ここでは石油タンクの底板内面で計測されたデータを利用する。入手したデータは58基分である。

Fig.1に孔食深さに関するヒストグラムの一例を示す。これは約17年使用したガソリンタンク(200kl，直

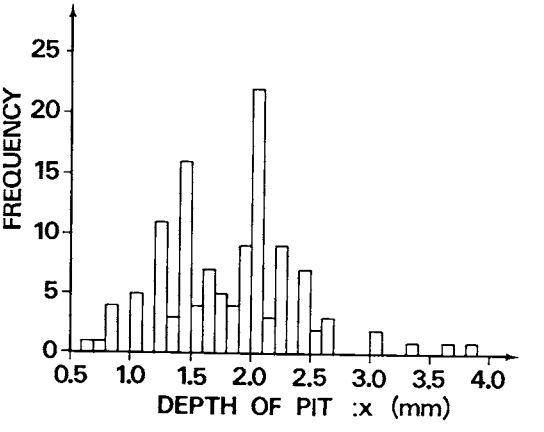


Fig. 1　A typical example of histogram of pitting corrosion depth

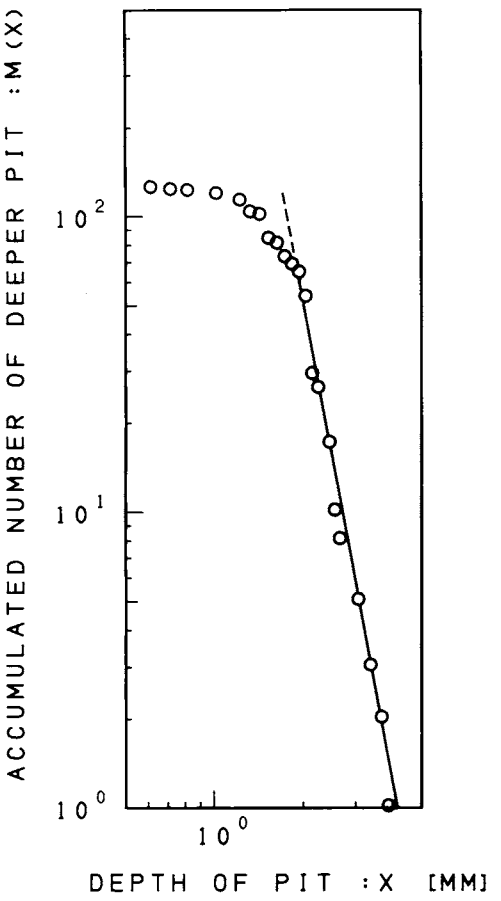


Fig. 2　Accumulated distribution of pit corresponding to Fig. 1

径7.14m, 高さ9.14m)におけるものである。図には0.6 mm未満の深さのものは記入していない。**Fig.2**は**Fig. 1**のデータにおいて深い方から頻度の累積をとり，両対数方眼紙に示したものである。Fig.2を見ると深さが2 mm以上の孔食約50個については一本の直線上に分布していることが分かる。他のデータ群についても同様の処理を行なうと，ほとんどすべてが一定の深さ（これをx^*とする。）以上の孔食に対して直線近似が成り立つという結果が得られた。すなわち，孔食の深さをxとし，累積の個数をMとすると

$$M(x)=ax^{-\xi}, \qquad \text{for } x>x^* \quad \cdots\cdots(1)$$

ここでa，ξはタンクごとに決まる定数。

$M(x)=1$としたときのxの値（これをx_1とする。）が最大深さの理論値を与える。

ひとつのデータ群中に腐食環境が異なっていたり，底板の材質が異なるものが混入すると一般的には上述のような直線的分布にはならない。その一例をFig.3に示す。これは27年間使用した重油タンク(5000kl, 直径24.8m, 高さ12.1m)で，アニュラープレートが設けてある。本タンクには当板が施されておりその脇にかなりの腐食が発生していた。**Fig.3(a)**，**(b)**はそれぞれボトムプレート（底板のうちアニュラープレートを除いた部分）およびアニュラープレートに対するものである。**Fig.3(a)**は2本の直線上に分布している。この図から当板脇のデータだけを除いたものが**Fig.3(c)**であり，当板脇のデータに関するものが**Fig.3(d)**である。**Fig. 3(c)**では1本の直線上に分布しており，**Fig.3(d)**では5 mm以上の孔食が直線上に分布している。これは当板脇とそれ以外のボトムプレートでは腐食環境が同一ではなく，したがって腐食挙動が異なるため，それぞれの環境ごとに取り扱う必要があることを意味している。アニュラープレートのデータは一本の直線上に分布している。このタンクはアニュラープレートには当板がなく同一腐食環境下にあると考えられる。

58基のタンクについてのξ, x^*, x_1を最大孔食深さの実測値（これをx_mとする）およびタンクの仕様と共に**Table 1**にまとめた。上述したように環境が明らかに異なっていると判断できるものについてはそれぞれ別のデータ群として扱った。

(1)式においてMは全底板に対する値であり，面積に比例する。従って，右辺のaは面積に比例して増減するが，ξは面積に依存しない。ξの大きさは何によって決まるかについてはここでは定かでない。しかし，これは後で述べるように寿命（ここでは板厚貫通までの時間）に対する因子となっている。**Fig.4**はξの大きさの分布を示したものである。かなりのばらつきが見られるが平均値は約7.9である。

Fig.5に最大孔食深さの実測値x_mと理論値x_1の関係を示す。x_1はx_mの良い近似であることが分かる。

(1)式が成り立つ範囲（$x^*<x<x_1$）の理論最大孔食深さに対する割合$R=(x_1-x^*)/x_1$を**Fig.6**に示す。ばらつきはあるが平均値は0.45となる。90%を越えるデータ群のRは0.3以上である。

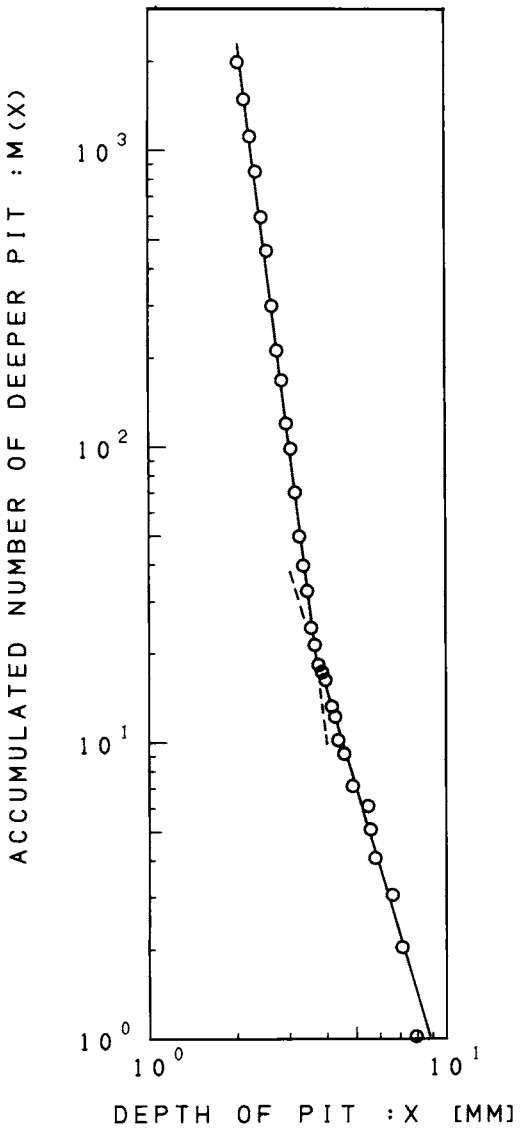


Fig. 3 (a) For the pit on the bottom plate including around patch plates

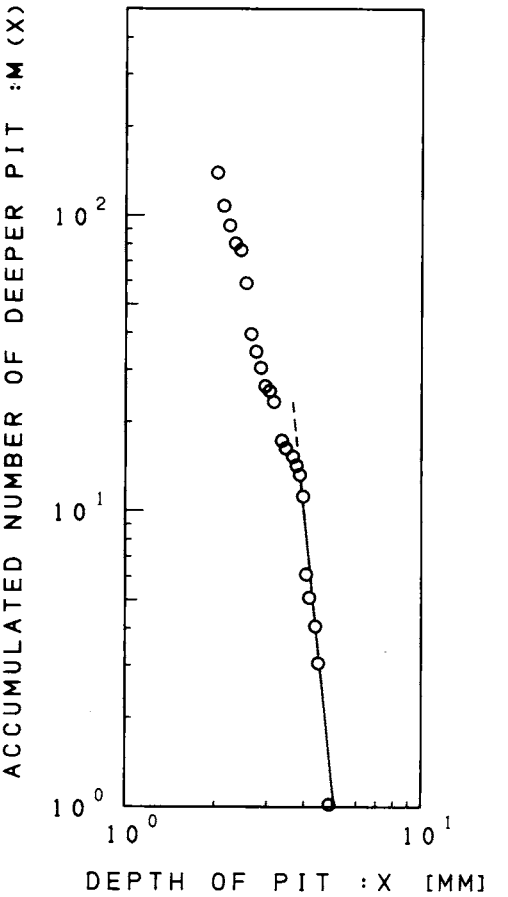


Fig. 3 (b) For the pit on the annular plate

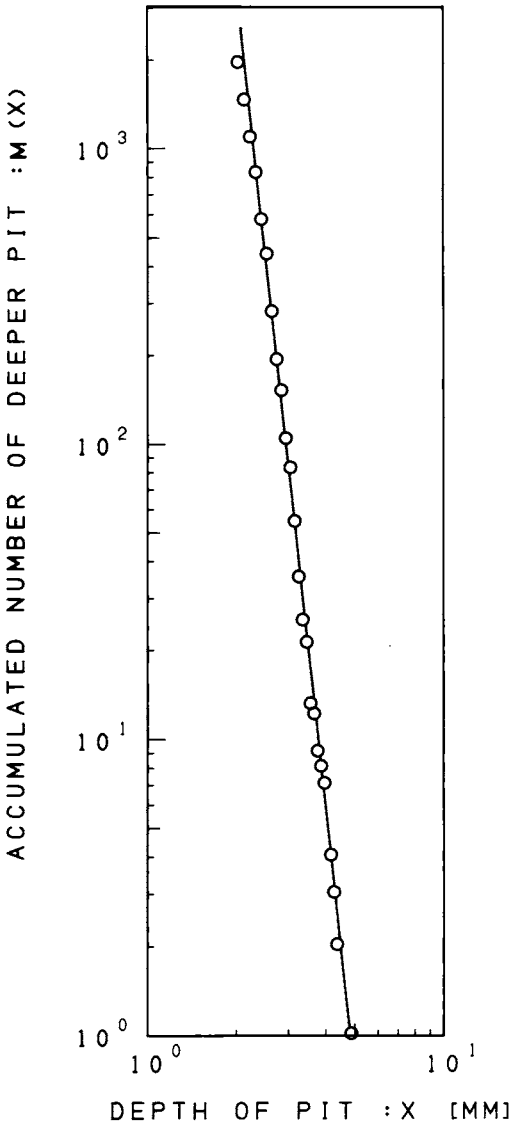


Fig. 3 (c) For the pit on the bottom plate excluding around patch plates

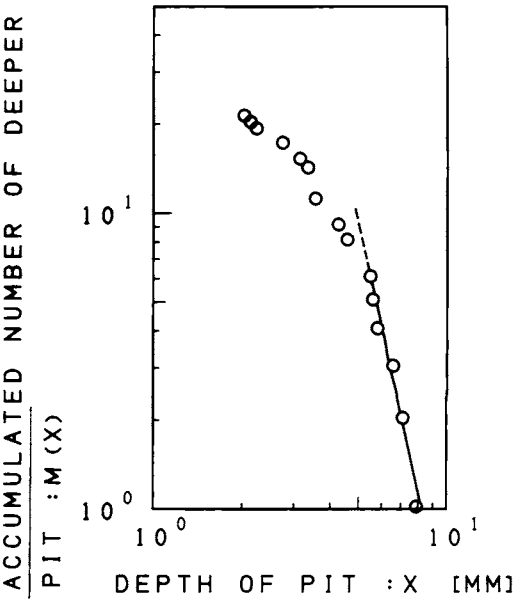


Fig. 3 (d) For the pit on the bottom plate around patch plates

Table 1 Tanks and Constants ξ, x^*, x_1, x_m

kind of oil	service year	volume [kl]	location	ξ	x^* [mm]	x_1 [mm]	x_m [mm]
fuel oil	14	5,000	bottom	6.98	2.1	4.2	4.4
			annular	11.0	2.0	3.2	3.2
crude oil	15	50,000	bottom	6.05	1.7	3.9	4.2
heavy oil	14	5,000	bottom	4.55	1.7	2.6	2.7
heavy oil	12	5,000	bottom	3.94	1.4	3.5	3.6
slop	17	1,000	bottom	4.44	1.3	3.6	2.6
heavy oil	10	5,000	bottom	3.43	1.0	4.2	4.5
kerosene	14	5,000	bottom	27.0	2.1	2.7	2.7
fuel oil	14	10,000	bottom	5.39	2.0	4.3	3.5
kerosene	10	20,400	bottom	4.26	2.5	5.1	3.8
kerosene	5	14,300	bottom	12.6	2.3	3.3	3.3
gasoline	6	13,700	bottom	8.45	2.2	3.5	4.1
fuel oil	7	13,700	bottom	8.59	2.0	3.1	3.1
kerosene	18	8,500	bottom	7.85	2.0	3.0	2.7
gasoline	14	1,900	bottom	8.18	1.4	2.6	2.7
heavy oil	10	10,000	bottom	11.2	1.2	2.0	2.0
heavy oil	16	15,000	bottom	7.06	1.1	2.4	2.8
crude oil	15	10,000	bottom	6.36	0.9	2.7	3.2
heavy oil	26	1,050	bottom	7.88	1.7	2.5	3.4
lubricant	25	1,050	bottom	7.88	1.7	2.5	3.4
heavy oil	26	1,050	bottom	9.81	2.4	3.5	3.5
fuel oil	8	14,300	bottom	8.35	1.8	3.2	3.2
fuel oil	12	2,800	bottom	7.40	1.9	3.1	3.3
kerosene	7	14,300	bottom	4.85	1.7	3.9	3.6
kerosene	7	14,300	bottom	10.8	1.6	2.0	2.0
kerosene	6	14,600	bottom	29.1	2.6	3.9	3.8
heavy oil	24	4,000	bottom	5.05	2.3	4.0	3.7
benzine	18	2,450	bottom	4.96	2.4	5.0	4.5
heavy oil	16	10,000	bottom	9.23	1.6	2.7	2.7
heavy oil	25	1,050	bottom	5.70	2.0	3.1	5.1
heavy oil	7	10,000	bottom	6.71	1.3	2.6	3.4
gasoline	16	10,000	bottom	6.95	1.7	3.6	3.7
gasoline	12	5,000	bottom	7.83	1.0	2.2	2.3
crude oil	15	200	bottom	5.48	0.9	2.5	2.2
heavy oil	9	8,000	bottom	8.30	1.9	2.9	2.7
lubicant	5	1,000	bottom	11.9	0.7	1.1	1.1
crude oil	15	200	bottom	5.51	1.4	3.1	3.5
fuel oil	11	500	bottom	10.3	1.1	1.7	1.9
gasoline	16	1,000	bottom	8.91	2.5	4.2	3.9

NOTE

ξ : constant appeared in Eq. (1).

x^* : lower limit of the pit depth, the accumulated number of which can be expressed by Eq. (1).

x_1 : depth of the pit corresponding to $M(x) = 1$.

x_m: depth of the deepest pit found in each tank.

Table 1 Tanks and Constants (continue)

kind of oil	service year	volume [kl]	location	ξ	x^* [mm]	x_1 [mm]	x_m [mm]
heavy oil	9	16,000	bottom	7.45	1.1	2.1	2.8
heavy oil	16	5,000	bottom	4.00	1.2	3.3	3.3
heavy oil	8	100,000	bottom	8.59	2.5	4.1	3.8
?	?	1,780	bottom	11.8	3.4	5.2	5.0
kerosene	18	2,000	bottom	6.25	2.7	7.0	5.7
?	19	2,000	bottom	9.48	3.6	5.4	5.3
heavy oil	?	74,000	bottom	4.73	–	5.4	5.3
gasoline	?	11,200	bottom	8.13	–	1.8	1.8
kerosene	?	23,700	annular	10.3	1.5	2.1	2.4
			bottom	12.9	2.8	3.9	3.9
fuel oil	6	11,300	bottom	4.88	1.6	3.7	3.7
heavy oil	?	23,700	bottom	8.89	–	2.4	2.4
heavy oil	?	1,720	bottom	6.68	2.1	3.4	3.5
heavy oil	?	25,000	bottom	7.86	1.3	2.5	3.0
gasoline	17	2,000	bottom	5.55	1.7	3.9	3.8
?	18	5,000	annular	5.32	1.8	3.4	3.6
			bottom	4.80	1.9	3.9	4.6
heavy oil	8	20,000	bottom	4.50	2.3	4.6	4.5
gasoline	?	1,000	annular	6.56	2.4	4.0	4.0
			bottom	3.99	2.0	4.5	3.5
heavy oil	19	9,500	bottom	20.5	–	3.1	3.1
			annular	9.71	2.3	3.4	3.4
			around patch	3.85	–	3.9	4.5
heavy oil	16	5,000	annular	4.70	–	5.8	4.8
			bottom	8.80	–	4.8	4.9
			around patch	3.90	4.5	8.3	7.8

– : undetermined

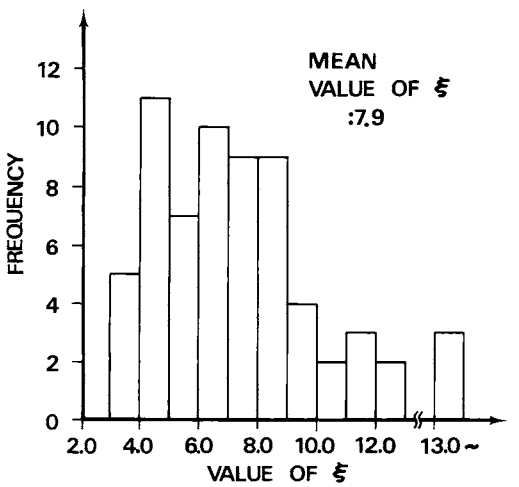


Fig. 4 The value of ξ and the frequency

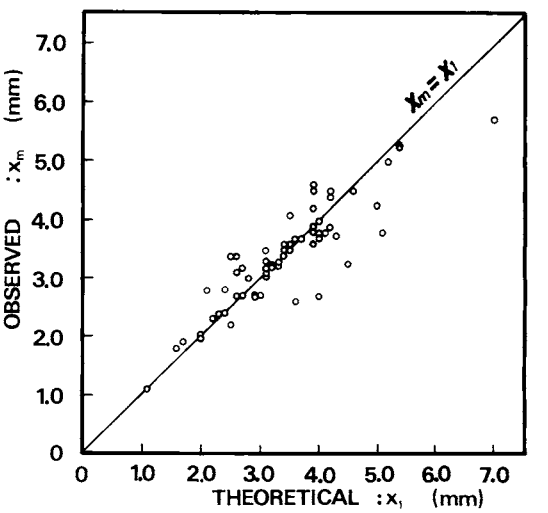


Fig. 5 Correlation between theoretical depth and observed one

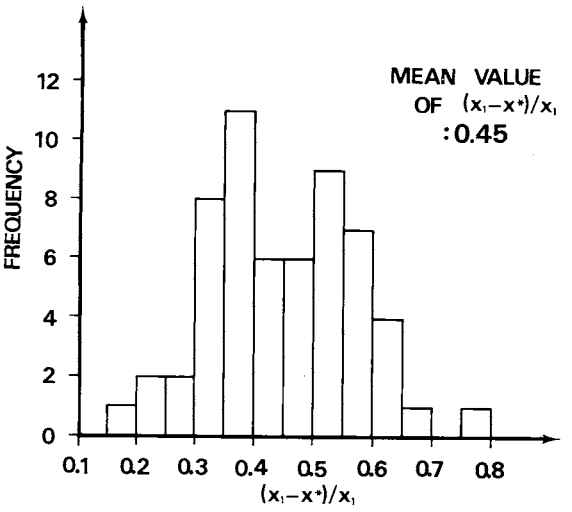


Fig. 6　The ratio of (the region of depth in which theoretical depth is coincident with observed one)/(theoretical maximum depth)

3．寿命の分布

3.1　孔食深さの基本分布

対象とする領域内に無腐食状態から一個の貫通腐食孔を発生するまでの時間を寿命と考える。いま貫通腐食孔を生じる可能性のある場所がNヵ所あるとする。τ時間後に孔食深さがxと$x+1$の間(すなわち，単位区間内)にある個数を$m(x)$とする。ここで，つぎの$f(x)$を導入する。

$$f(x) \equiv \frac{m(x)}{N} \quad \cdots\cdots(2)$$

$f(x)$は確率密度関数を表す。xより大きな孔食の発生する確率$G(x)$は次式で与えられる。

$$G(x) = \int_x^{\infty} f(x)dx \quad \cdots\cdots(3)$$

いま考えているNヵ所の孔食深さがいずれも前節で論じたx^*より大きいものとする。一方，

$$M(x) = \int_x^{\infty} m(x)dx \quad \cdots\cdots(4)$$

である。したがって，(1)～(4)式により

$$G(x) = \alpha x^{-\xi} \quad \cdots\cdots(5)$$
$$\text{for} \quad x > x^*$$

と，表すことができる。ただし，$\alpha = a/N$＝一定である。

3.2　孔食深さの経時変化

ここでは単位時間内の深さ方向への進行長さを侵食度とする。また，単位時間内の単位面積当たりの溶解体積を腐食速度(v)と呼ぶことにする。一般的にvと経過時間(τ)との関係は次式にて与えられる。

$$v = b\tau^c \quad \cdots\cdots(6)$$

腐食環境が常に一定である場合は腐食速度は経過時間によらず一定となるようである[2]。すなわち，

$$v = b\tau \quad \cdots\cdots(7)$$

石油タンク底板上のドレン水に接する鋼板のような場合は一般に$0 < c < 1$となることが推測される。

さて，孔食の深さとその体積の関係であるが次のような形で表されるものとする。

$$x \propto v^k \quad \cdots\cdots(8)$$

孔食が相似形を保って成長すれば$k = 1/3$となる。孔食が小さいうち（xが大略1mmより小さい場合）はこの関係が成り立つと考えられるが大きくなるにつれて$k < 1/3$となる[3]。すなわち，経時的に見ればkはτの関数であるがここでは簡単のため一定値として扱う。

(6)，(8)式より，

$$x = A\tau^p \quad \cdots\cdots(9)$$

ここに　　$p = ck \leqq 1/3 \quad \cdots\cdots(9)'$

3.3　貫通時間の基本分布

板厚をhとし，孔食がこの板を貫通するまでの時間をtとする。(9)式より，

$$h = At^p \quad \cdots\cdots(10)$$

(9)，(10)式からAを消去すると，深さxの孔食に対するtが次式のように求まる。

$$x = h \cdot (\tau/t)^p \quad \cdots\cdots(11)$$

(11)式を(5)に代入すると

$$G\{x(t)\} = \frac{\alpha}{h^{\xi}\tau^{p\xi}} t^{p\xi} \quad \cdots\cdots(5)'$$

(5)′式は貫通時間がtである孔食の分布を表すと解釈できるから，これを改めて$\Phi(t)$と書き，さらに$\beta = \alpha/h^{\xi} \cdot \tau^{p\xi}$とすると，

$$\Phi(t) = \beta t^{p\xi} \quad \cdots\cdots(12)$$
$$\text{for} \quad t < t^*$$

(12)式は貫通時間tに関する基本分布である。
t^*は深さx^*の孔食の貫通時間である。(12)式は貫通時間がtより短かくなる確率である。貫通時間がtと$t+1$の間にある確率，すなわち密度関数$\phi(t)$は

$$\phi(t)=\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\Phi(t)=\beta p\xi t^{p\xi-1} \quad \cdots\cdots(13)$$

3.4　貫通時間の最小値の分布

孔食の発生を考えているn箇所の貫通時間を$t_1<t_2<t_3,\cdots<t_n$とする。ある一つの場所に着目したときそこでt_1となる確率$\Phi_n(t_1)$は

$$\Phi_n(t_1)=\frac{1}{n+1}\fallingdotseq\frac{1}{n} \quad \cdots\cdots(14)$$

と表される。(12)式に於いて$t=t_1$とし，これが近似的に(14)式に等しいとしてβを求め，(12)，(13)の両式に代入すると

$$\Phi_n(t)=\frac{1}{n}\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi} \quad \cdots\cdots(15)$$

$$\phi_n(t)=\frac{1}{n}\cdot\frac{p\xi}{t_1}\cdot\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi-1} \quad \cdots\cdots(16)$$

いま着目している場所に最初の貫通孔が生じ他の$n-1$箇所では貫通に至らず，かつその時間がtと$t+1$の間（すなわち，単位時間内）に入る確率は$\{1-\Phi_n(t)\}^{n-1}\cdot\phi_n(t)$である。このような状況は他の$n-1$箇所でも同じ確率で存在するから$t$時間後に$n$箇所のうちどこか一箇所で始めて貫通孔が生ずる確率(密度)$\psi_n(t)$は次式で与えられる。

$$\psi_n(t)=n\{1-\Phi_n(t)\}^{n-1}\cdot\phi_n(t) \quad \cdots\cdots(17)$$

(15)，(16)式を(17)式に代入すると

$$\psi_n(t)=\left\{1-\frac{1}{n}\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}\right\}^n \cdot\frac{1}{1-\frac{1}{n}\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}}\cdot\frac{p\xi}{t_1}\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi-1} \quad \cdots\cdots(18)$$

一般にnは十分大きいとしてよい。

$$\psi(t)=\lim_{n\to\infty}\psi_n(t)$$
$$=\exp\left\{-\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}\right\}\frac{p\xi}{t_1}\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi-1} \quad \cdots\cdots(19)$$

t時間までに発生する（累積）確率$\Psi(t)$は次式のようになる。

$$\Psi(t)=\int_0^t\psi(t)\mathrm{d}t$$
$$=1-\exp\left\{-\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}\right\} \quad \cdots\cdots(20)$$

(20)式はワイブル分布を表している。

(20)式は一つの供試体に関して貫通孔がt時間以内に発生する確率を与える。同時に同じ環境下に置かれた多数の供試体の貫通時間に関する分布を与えるものであるとも解釈できる。

4．危険物施設の寿命分布

わが国には現在（昭和63年）約60万の消防法に定める危険物施設がある。危険物施設の大半は石油および石油製品の製造，輸送，貯蔵のための設備であり，主たる構成要素としては鋼製の配管，タンク，容器である。

著者の一人は昭和55年から60年の6年間に腐食が原因で危険物施設に発生した漏洩事故について統計的な調査を行った[1]。調査項目の一つとして全事故について，それが覚知されるまでの時間と発生頻度との関係を求めた。その結果，これは**Fig.7**に示されるようにワイブル分布に従うことが分かった。

形式的に見るかぎりこの結果は3節に論じた腐食貫通孔発生までの時間とそれの発生頻度との理論的関係と一致する。ただし，覚知されるまでに要した時間を，貫通孔を生ずるのにかかった時間と等しいとみなすことに対する疑問点は残る。しかし，調査した貫通孔の直径の大半が10mm以下と比較的小さいこと，貫通孔の個数は1個の事例が最も多く，多数の貫通孔を伴っている事例は少ないことを考えると両者を近似的に等しいと見ても大きな誤りはないと考えられる。

Fig.7の結果が，(20)式で説明できる現象によるもので

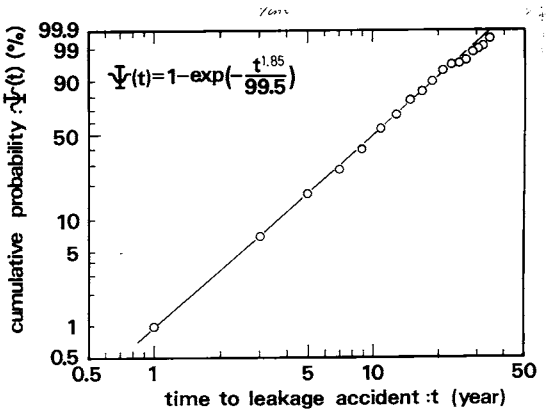


Fig. 7　Cumulated probability with respect to the time to leakage accident due to corrosion[1]

あると考えてみる。式中のパラメタが等しいという条件

$p\xi=1.85$
$t_1^{p\xi}=99.5$

から，
$t_1 \fallingdotseq 12$年

となる。また$\xi=7.9$とすると，
$p \fallingdotseq 0.23$
となり，(9)′式の条件を充たしていることが分かる。

5．結論

石油タンク底板に発生する孔食深さを統計的に調査した結果，同一環境中の鋼板上において，一定の深さ以上の孔食に対してその深さxと深い方から累積した孔食の個数$M(x)$の間には次の関係があることがわかった。

$$M(x)=\frac{a}{x^{\xi}}$$

ここに，aとξは各供試体毎の定数である。

また，ある時刻の孔食深さxが経過時間τのべき関数（$x \propto \tau^p$：p＝定数）で与えられると考えると，板厚を貫通するまでの時間t（＝寿命）に関する確率は次式のようなワイブル分布となることが導かれた。

$$\Psi(t)=1-\exp\left\{-\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}\right\}$$

ここに，t_1は定数である。

最近の4年間（昭和57年から昭和60年）にわが国の危険物施設において発生した腐食による漏洩事故の発災までの時間に関する調査結果は，このワイブル分布で良く説明される。

［参考文献］

1)　亀井浅道：腐食による危険物施設の漏洩事故，防食技術，**36**,657（1987）
2)　亀井浅道：低炭素鋼の食塩水中における腐食速度，消研輯報，**34**,21（1980）
3)　亀井浅道，三村康雄：石油タンク底板腐食の形態学的研究，安全工学，**17**,270（1978）

Statistical Study on Pitting Corrosion Depth and Corrosion-perforation Rate

(Abstract)

Asamichi Kamei and Hisanori Amano

(Received May 31, 1988)

As the result of statistical study on corrosion pit which occurs on the bottom plate of an oil storage tank, it is found that the relation between the depth (x) and the cumulated number of deeper pit ($M(x)$) is expressed empirically as follows:

$$M(x) = \frac{a}{x^{\xi}}$$

where a and ξ are positive constants which depend on the corrosive environment.

Based on the above relation, corrosion-perforation rate is considered theoretically according to Statistics of Extremes. Assuming that the depth of pit is expressed in the form of $x = \tau^{p}$ as the function of time τ, the probability $\Psi(t)$ that the perforation occurs within a certain time t has a Weibull distribution: that is,

$$\Psi(t) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{t}{t_1}\right)^{p\xi}\right\}$$

This Weibull expression can explain the life distribution of facilities of hazardous materials which have been reported to be damaged by corrosion.

ホース延長車の強度について

山田　實・亀井浅道

(昭和63年5月31日受理)

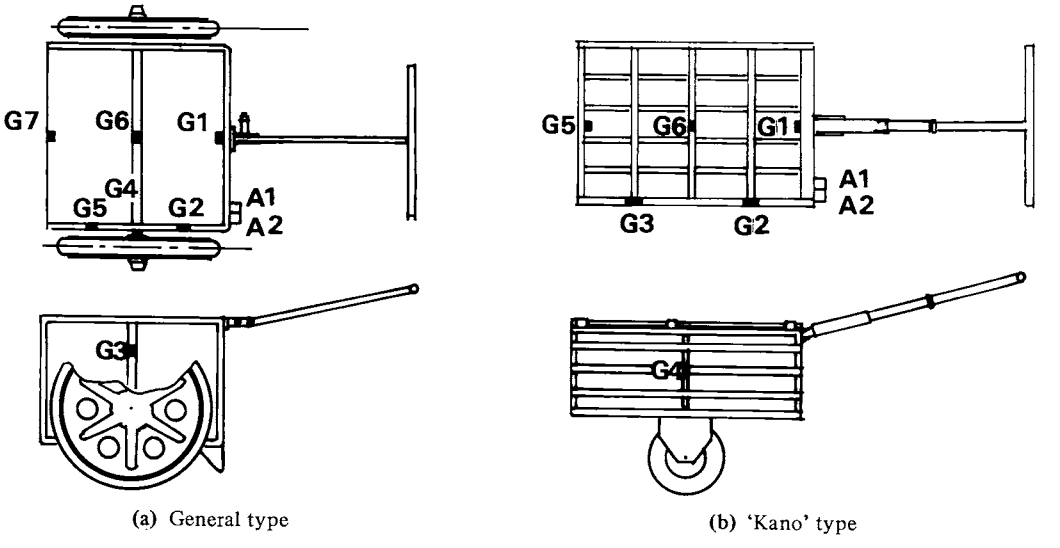
手引きホース延長車が段差を乗り越えるときと段差から落下するときに生じる加速度および動的応力を実験的に調べた。その結果，ホース延長車は実測された瞬間最大応力および最大応力振幅の値が材料の引っ張り強度に比べてかなり小さく，軽量化を図っても十分な強度を保証できる可能性があることが明らかになった。

1．緒言

現在，火災現場でのホース延長作業には，手引きホース延長車が最も多く使用されている。これは手引きホース延長車が手びろめ等による方法に比べて一度に多量のホース（65mmφのホース10本以上）を扱うことができ，かつ小回りが利き比較的安価で丈夫であるという利点によるものである。しかし，10本のホースを積載した場合，手引きホース延長車の総重量は約200kgf（自重80kgf，ホース重量120kgf）となり，人力でえい行するには，かなりの労力が必要となる。隊員の負担を軽減しかつ機動性を向上させるため，動力ホース延長車の開発が強く要望されておりいくつか試作されている。

この動力ホース延長車を設計する場合の要件の一つとして十分な強度が要求される。しかし，手引きホース延長車についてもその強度に関する資料は見当らない。

本報は，動力ホース延長車を開発するための基礎的資料を得ることを目標とし，手引きホース延長車が段差等の障害物を乗り越えるときに発生する加速度および動的応力を実験的に求めたものである。



(a) General type　　(b) 'Kano' type

Fig. 1　Hose layers and positions of strain gages and acceleration meters
(G: strain gage, A: acceleration meter)

2．供試体

実験に供した手引きホース延長車は，一般型と鹿野式の2台である。一般型の構造を**Fig.1**(a)に鹿野式の構造を**Fig.1**(b)に示す。また，各ホース延長車の諸元を**Table 1**に示す。これらの構造的な相違点は，ホース積載箱の形と車輪の大きさである。一般型は積載箱の上面と後の面が開放されているのに対し，鹿野式は上蓋，後蓋が蝶番によって開閉できるように取り付けられている。一般型の車輪はホース延長作業時にホースラインや段差等の障害物を乗り越えやすくするため直径を極力大きくしてある。これに対し鹿野式は車輪の径が小さく不利である。また，ホースの収納能力は一般型が65mmϕのホースを10本，鹿野式が8本である。

3．実験方法

水平なコンクリート床の上に木製の段差を設置し，手引きホース延長車が段差を乗り越えるときと段差から落下するときに生じる加速度と主要部材に発生する動的応力を測定した。加速度は**Fig.1**(a)(b)に□印（A1：水平方向，A2：上下方向）で示す位置にひずみ変換式加速度計を取り付け，応力は■印（一般型では7箇所，鹿野式では6箇所）で示す位置にひずみゲージを貼り付け，それぞれの信号を増幅器で増幅しレコーダに記録した。手引きホース延長車の走行速度は，進行方向に対して垂直な方向からビデオカメラで撮影し，段差近傍の一定間隔を通過する時間から換算して求めた。実験は**Table 2**に示す条件で一回づつ行なった。なお，えい行は人力で行ないホースの積載量は一般型が10本（約99kgf），鹿野式が8本（約79kgf）である。

Table 1 Hose layers of general type and 'Kano' type

	General type	'Kano' type
length (mm)	1560	1825
width (mm)	1076	760
height (mm)	800	710
tread (mm)	900	600
weight (kgf)	80	50
diameter of tire (mm)	ϕ600	ϕ290
tire type	solid	air
carring capacity of hose	ϕ65 x 20 m x 10 pcs.	ϕ65 x 20 m x 8 pcs.

4．実験結果および考察

4.1　加速度

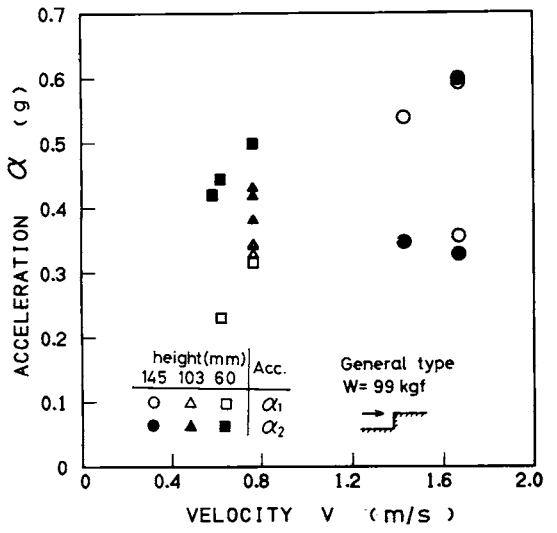
4.1.1　段差の乗り越え

段差を乗り越えるとき，手引きホース延長車に生じる最大加速度と走行速度の関係を一般型については**Fig.2**(a)に鹿野式については**Fig.2**(b)に示す。ただし，α_1は水平方向の，α_2は上下方向の最大加速度を，Wは積載ホース重量（10本で99kgf，8本で79kgf）を示す。α_1とα_2の最大値は共に約0.6gであり，段差が低くなるにつれてその値も小さくなる傾向がある。また同一速度で乗り越えた場合でも，発生する加速度にはかなりのばらつきが生じている。これは，手引きホース延長車の両車輪が同時に段差に接していないためであると考えられる。

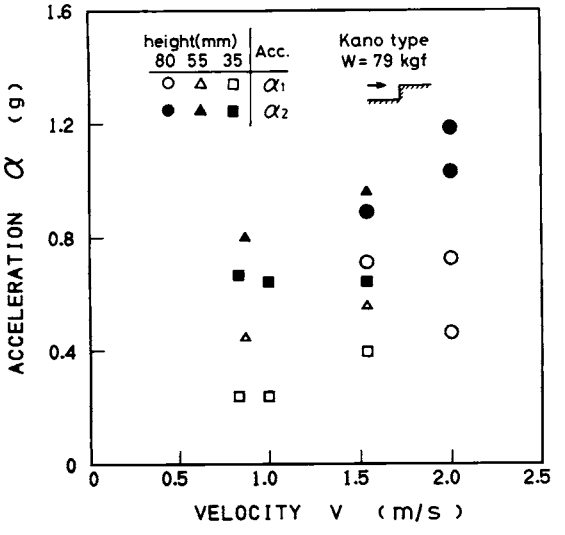
Fig.2(b)において，α_1はα_2より大きく，その値は走行速度が大きくなるにつれて，また，段差が高くなるにつれて増加することがわかる。しかし，段差が低い

Table 2 Experimental conditions

condition \ kind of a hose layer		General type	'Kano' type
climbing	height of step (mm)	60, 103, 145	35, 55, 80
	speed	low middle high	low middle high
falling	height of step (mm)	60, 103, 145	35, 55, 80, 145
	speed	low middle high	low middle high

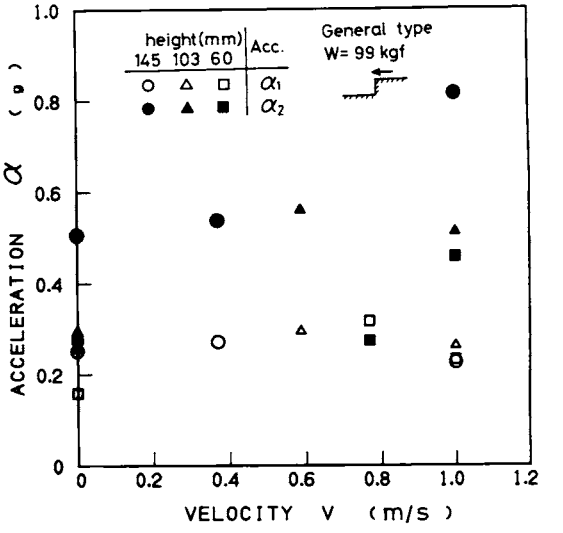


(a) General type

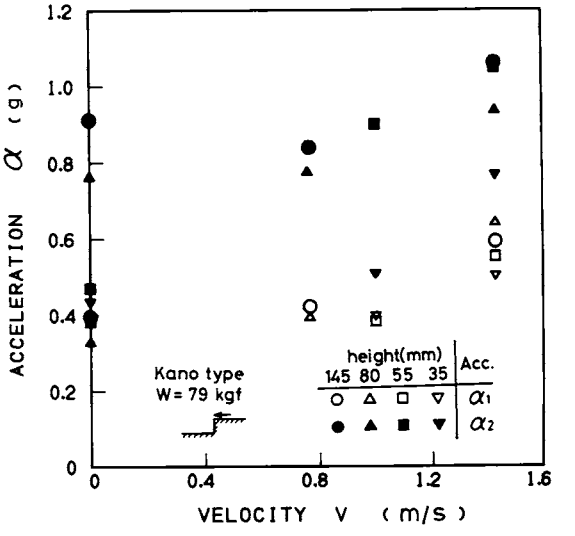


(b) 'Kano' type

Fig. 2　Acceleration occurred by climbing over a step (α_1 : horizontal acceleration, α_2 : vertical acceleration, W: hose weight)



(a) General type



(b) 'Kano' type

Fig. 3　Acceleration occurred by falling (α_1 : horizontal acceleration, α_2 : vertical acceleration, W: hose weight)

場合には走行速度が大きくなっても加速度は変化しない。

Fig.2の(a)と(b)を比較すると，段差を乗り越えるとき発生する加速度は一般型より鹿野式の方が大きいことがわかる。

4.1.2　段差からの落下

段差から落下したとき，発生する最大加速度と走行速度との関係を一般型については**Fig.3**(a)に鹿野式については**Fig.3**(b)に示す。

Fig.3(a)において，α_1はVに関係なくほぼ一定値を示し，その値は約0.3gである。一方，α_1は段差が高い場合，Vの増加とともに大きくなり，V=1m／sで0.8gに達する。**Fig.3**(b)において，段差高さが145mmでのα_2の値は，**Fig.3**(a)のα_2よりも大きく，Vが小さいほ

どその差は大きい。

Fig.3の(a)と(b)を比較すると，段差から落下するときに発生する加速度は段差の乗り越えと同様，一般型より鹿野式の方が大きいことがわかる。

4.2　動的応力

段差を乗り越えるときもしくは段差から落下するとき，手引きホース延長車の主要部材に生じる動的応力の模式図を**Fig.4**に示す。ここでは，瞬間最大応力

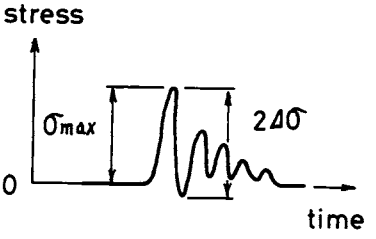


Fig. 4　Momentary maximum stress σ max and maximum stress amplitude $2\Delta\sigma$

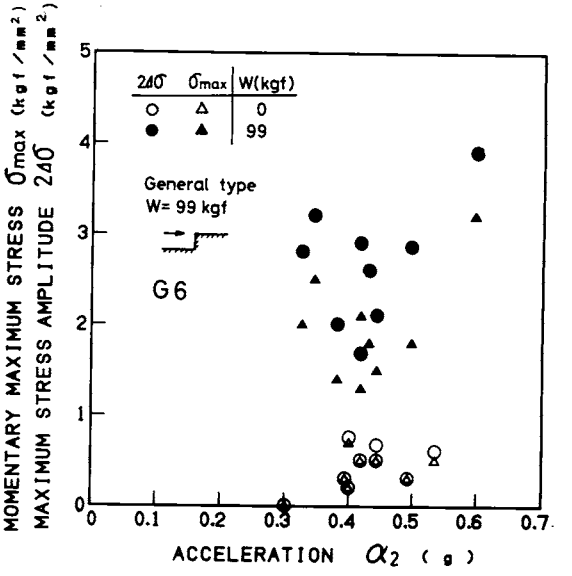
σmaxと最大応力振幅$2\Delta\sigma$を記録紙から読み取り，上下方向の加速度α_2との関係で検討を行なった。なお，水平方向の加速度α_1はα_2に比べてその値は小さい。そのため，ホース延長車の主要部材に発生する水平方向の曲げによる動的応力も小さいとし，ここでは上下方向の曲げによる動的応力だけを計測した。

4.2.1　段差の乗り越え

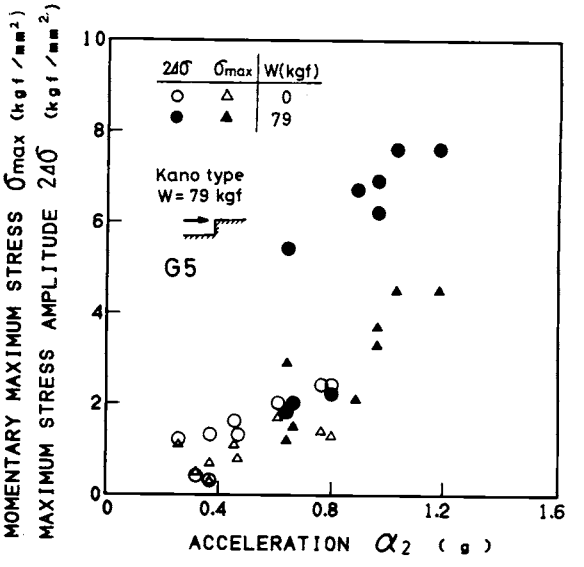
段差を乗り越えるとき，発生するσmaxおよび$2\Delta\sigma$とα_2との関係を一般型については**Fig.5**(a)に鹿野式については**Fig.5**(b)に示す。図中のG6およびG5はそれぞれ**Fig.1**(a)(b)でのひずみゲージ番号を示す。一般型ではG6，鹿野式ではG5を選んだ理由は，これらの位置に発生する動的応力がそれぞれのタイプにおいて最も大きい値を示したからである。

Fig.5(a)において，σmaxの最大値は約3 kgf／mm²であり，$2\Delta\sigma$の最大値は約4 kgf／mm²である。これらの値は手引きホース延長車の部材の引っ張り強度(約41kgf／mm²)よりかなり低く，このタイプの延長車は十分な強度を有していることがわかる。

Fig.5(b)において，σmaxの最大値は約4.5kgf／mm²であるが，$2\Delta\sigma$の最大値は約8 kgf／mm²でσmaxの2倍近い値である。段差を乗り越える場合，鹿野式の方が大きな応力振幅を受けることになり，材料の疲労強度が一般型に比べて小さくなることが考えられる。しかし，その絶対値は材料の引っ張り強度より



(a) General type (strain gage No. G6)



(b) 'Kano' type (strain gage No. G5)

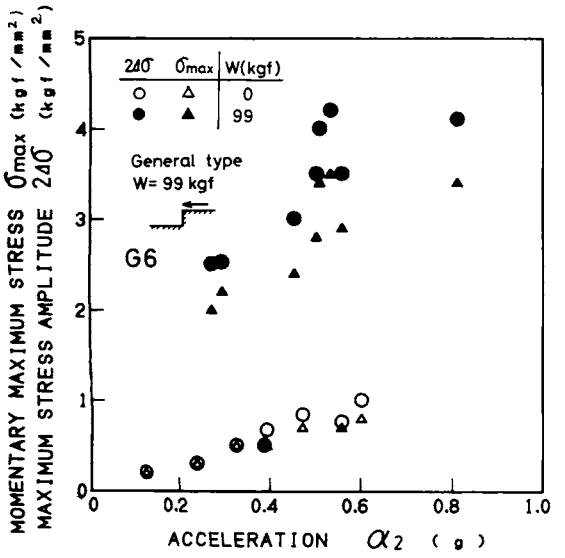
Fig. 5　Dynamic stress occurred by climbing over a step (α_2 : vertical acceleration, W: hose weight)

十分小さく，疲労耐久限度以下の応力であるため，疲労破壊を起こす可能性はないといえよう。

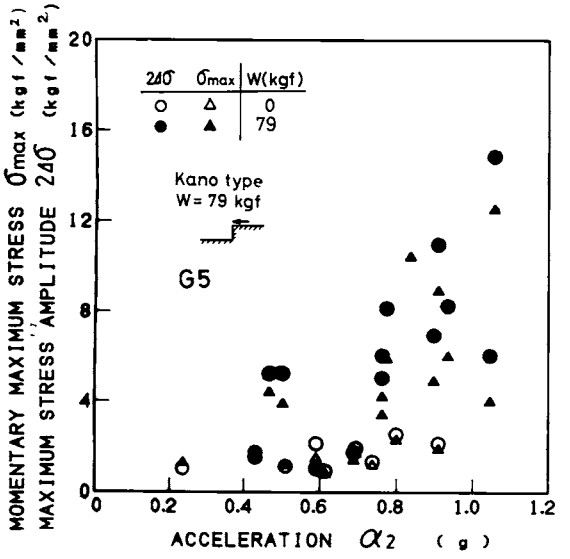
4.2.2　段差からの落下

段差から落下するときに発生するσmaxおよび$2\Delta\sigma$とα_2との関係を一般型については**Fig.6**(a)に鹿野式については**Fig.6**(b)に示す。

Fig.6(a)において，σmaxおよび$2\Delta\sigma$の最大値は



(a) General type (strain gage No. G6)



(b) 'Kano' type (strain gage No. G5)

Fig. 6　Dynamic stress occurred by falling from a step (α_2 : vertical acceleration, W: hose weight)

Fig.5(a)での値とほぼ同じである。**Fig.6**(b)において，σmaxの最大値は約13kgf／mm²，2Δσの最大値は約15kgf／mm²である。これは，今回の実験結果での最大値であるが，σmaxの値は材料の引っ張り強度の1/3以下であり，段差乗り越え時と同様，十分な強度を有しているといえる。

以上のことから，段差から落下するときに発生する動的応力は一般型より鹿野式の方が大きく，その値は段差の乗り越え時のものよりも大きいことがわかる。

5．結論

一般型および鹿野式ホース延長車が段差を乗り越えるときもしくは段差から落下するときに生じる加速度，瞬間最大応力および最大応力振幅を実験的に調べた。その結果，以下のことが明らかになった。

(1)　一般に，上下方向に生じる加速度は，前後方向の値よりも大きい。

(2)　鹿野式ホース延長車に生じる上下方向の加速度は一般型の加速度よりも大きい。

(3)　両ホース延長車に生じる瞬間最大応力と最大応力振幅は，材料の引っ張り強度に比べかなり小さく，ホース延長車は十分な強度を有していることがわかる。

(4)　(3)の結果から，ホース延長車の軽量化を図っても十分な強度を保証できる可能性があることが明らかになった。

On the Strength of Hose Layers

(Abstract)

Minoru Yamada and Asamichi Kamei

(Received May 31, 1988)

Laying hose at a fire site, fire men have to spend a lot of their labor. To reduce their labor, it is more efficient to use a power hose layer. Therefore, several power hose layers have been recently developed.

Designing of the power hose layer, the strength is one of important factors. However, there are very few reports on the strength of a hose layer.

Authors have examined experimentally acceleration and dynamic stress occurred in a hose layer while climbing over and falling from a step. The remarkable results are obtained as follows,

(1) The vertical acceleration is more than that in moving directions. The maximum value is 1.2g in case of Kano type while climbing over a step.

(2) The momentary maximum stress generated in the main structural material of hose layer is under on-third of their tensile strength.

ホース延長車用動力台車について

山田　實・亀井浅道・吉岡政行*・嶋田　旭*

(昭和63年5月31日受理)

消防職員の高齢化に伴ってホース延長車の動力化，軽量化が望まれている。著者らは従来のホース延長車を積載してホースラインや道路の縁石等の障害物を乗り越えることができる動力台車を試作した。本報はこの動力台車の特長および性能試験の結果を述べたものである。

1．はじめに

火災現場においてホースを延長する場合，手引きホース延長車がよく利用されている。この手引きホース延長車は呼称65mmのホースを10本以上積載することができる。この時のホース延長車の総重量は約200kgfになる。隊員はこれをえい行しながらホースを延長しなければならない。特に，長距離や坂道での延長はかなり過酷な作業となる。

そこで，消防職員の肉体的負担を軽減し，少ない労働量で迅速な活動が行なえるような動力ホース延長車がいくつか試作され，実用化されつつある。

しかし，これまでの動力ホース延長車は65mmホースラインや道路の縁石などの乗り越え性に対して満足できるものであるとの評価は少ないようである。また，動力部の故障などにより走行が不能になった場合の対処も不十分であると思われる。

今回開発したものはホース延長車用動力台車である。この動力台車は一般型ホース延長車の床と路面との間に挿入でき，モーターで走行する。これは，65mmのホースラインや段差等の障害物を容易に乗り越すような構造に設計されている。本報では，試作した動力台車の特徴と走行性能試験の結果を述べる。

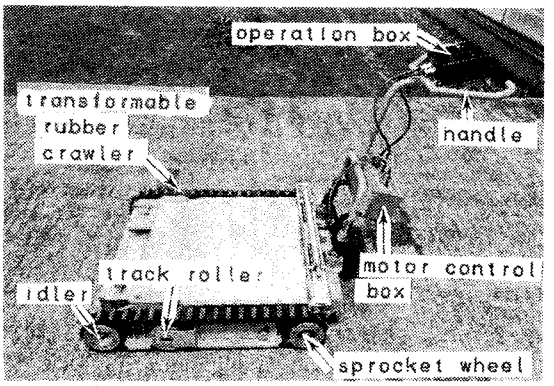
2．動力台車の仕様と構造

試作した動力台車の外観と各部の名称を**Fig.1**に，主な仕様を**Table 1**に示す。この動力台車は車体，クローラー装置，駆動装置，制御装置および操作装置で構成されている。

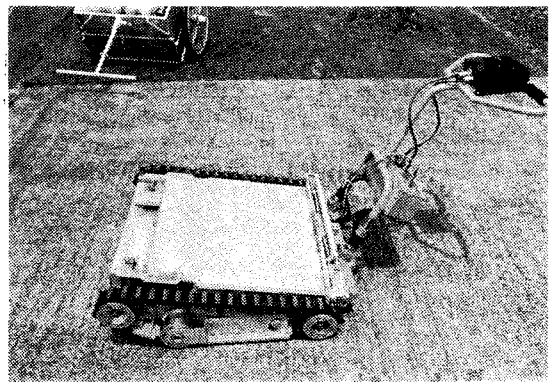
Table 1 Specifications of the power carrier

Dimension (mm)	
overall length : driving	1340
: retracting	1100
overall width	831
overall height	885
loading height	168
tread	745
ground clearance	35
Weight (kgf)	
power carrier	170
hose layer	72
hose carring capacity	110
total weight	352
Driving force	
type	DC motor
power (kw)	1 (0.5 x 2)
battery voltage (V)	24 (12 x 2)
Body	
material of frame	steel
kind of crawler	transformable rubber crawler
crawler : width (mm)	55
: length (mm)	1770
sprocket : pitch diameter (mm)	117.6
: number of cog	17

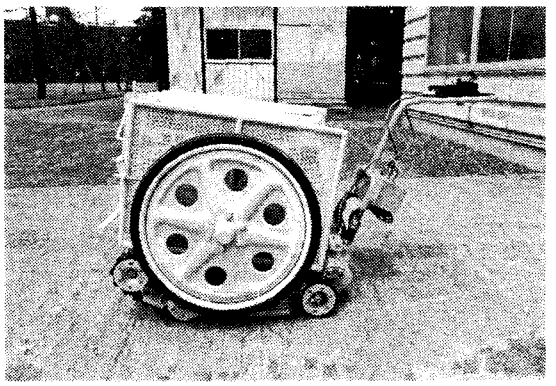
* 森田ポンプ株式会社



(a) Designation of each part



(b) Traveling attitude



(c) The power carrier loaded with a hose layer

Fig. 1　The power carrier

2.1　車体

車体の主要フレームの形状を**Fig.2**に示す。材質は鋼板とアングル材であり，これらを溶接して作られている。ただし，車体の上下のカバーにはアルミニウム板が使用されている。制御装置と操作装置以外のすべての装置は一般型ホース延長車の床下の容積（高さ180 mm，幅840mm）内に納まるように設計されている。

2.2　クローラー装置

ホースラインや段差等の障害物の乗り越え性能を高めるためには，車輪の直径を大きくするかあるいは駆動力を大きくしなければならない。しかし，台車方式では地上からホース延長車の床下までの高さ（約180 mm）より大きな車輪の使用は不可能である。また，大出力のモーターはその容積も当然大きくなるため，限られた容積内に納めることは難しい。そこで，今回は変形ゴムクローラー方式を採用した。このクローラーは通常**Fig.2**に示すような平行パターン型であり，スプロケット（駆動輪）で駆動され，トラックローラー（転輪）とアイドラー（誘導輪）を通り回転運動をする。

これらの3つのローラーの位置関係を**Fig.3**に示す。トラックローラーの中心Qは動力台車がホース延長車の下に挿入されるときはスプロケットとアイドラーの中心を結ぶ直線PR上に位置する。そして，走行時にはQ′のほうへ回転移動し，トラックローラーとアイドラーの中心を結ぶ直線P′Q′はトラックローラーとスプロケットの中心を結ぶ直線P′Rに対してある傾斜角をつくる。これにより動力台車はわずかなスペースしかないホース延長車の下面に装着できると共に走行時にはクローラーの傾斜角により障害物等の乗り越え性能が高くなる。

トラックローラーがアイドラーの車軸を中心として回転移動すると，3つのローラーを通るクローラーの周長は元の長さより長くなりゴムクローラーのテンションが変化する。この周長を一定に保ちながらQがQ′に，PがP′に移動するような回転中心が存在するはずである。この回転中心Oの座標は点Pを原点とし，PR方向をx軸，x軸に垂直な方向をy軸とすると次のようにして導くことができる。

移動前のクローラーの周長をT，移動後の周長をT'とすると，TとT'は次式で与えられる。

$$T=2L+\pi D \quad \cdots\cdots(1)$$

$$T'=L-\varkappa+A+\pi D+\{(L-\varkappa-A\cos\theta)^2+A^2\sin^2\theta\}^{1/2} \quad \cdots\cdots(2)$$

ここで，$\theta=\angle QOQ'$，$L=PR$，$\varkappa=PP'$，$A=PQ$，Dはローラーの直径で3つのローラーはすべて等しいとする。なお，点P′は直線PR上にあるものとする。

移動前後で周長の長さが変化しない条件$T=T'$に

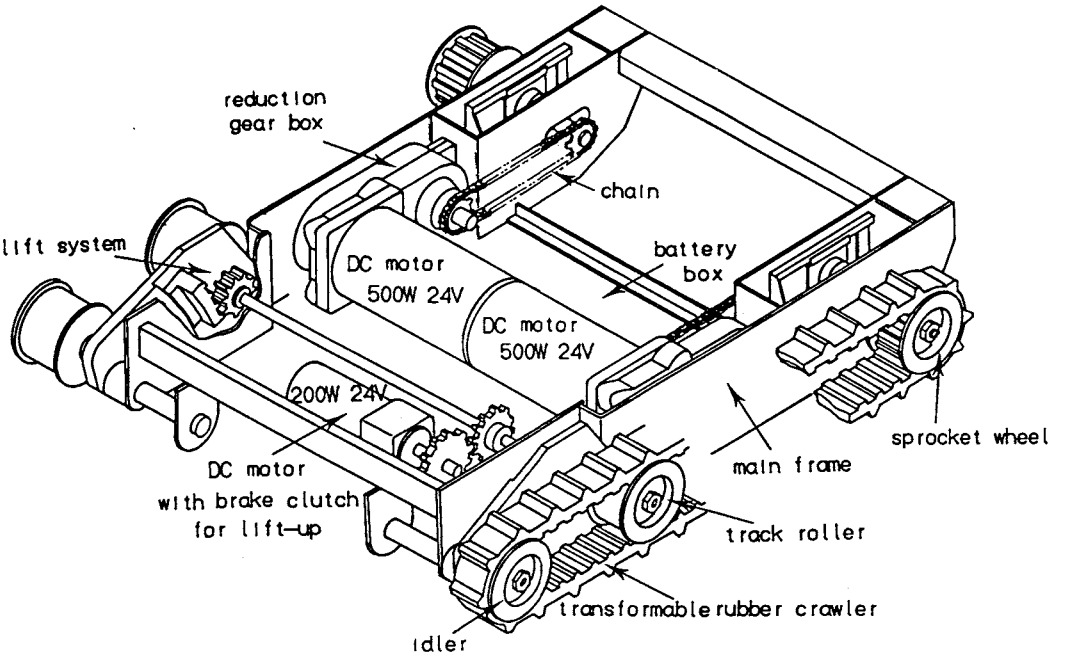


Fig. 2　Power train illustration

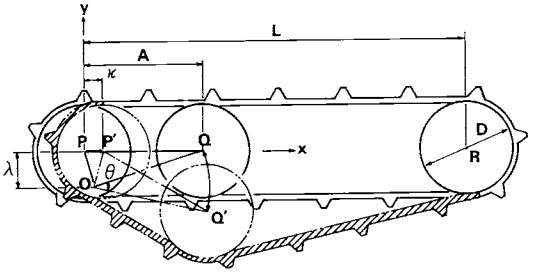


Fig. 3　Transformable crawler system
D: diameter of wheel, O: center of rotation

より，κは次式で示される。

$$\kappa = LA(1-\cos\theta)/(2L-A-A\cos\theta) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots(3)$$

また，∠POP′はθに等しいことから回転中心Oのｙ座標λは次式で表すことができる。

$$\lambda = LA\sin\theta/2(2L-A-A\cos\theta) \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots(4)$$

クローラーの長さがローラーの回転移動の前後でも等しくなるような回転中心の座標Oは次式で与えられる。

$$(\kappa/2, -\lambda) \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots(5)$$

ただし，κおよびλは(3)および(4)式で与えられる。

2.3　駆動装置

原動機には**Fig.2**に示すように定格24V，出力500Wの直流モーターを左右に１台づつ合計２台使用している。動力源としては12V－24AHの密閉型フリーメンテナンスバッテリーを２個直列に接続し，24Vで使用している。直流モーターで発生した駆動力はギヤボックスで1/6に減速され，チェーンおよびスプロケットを介してクローラーに回転を与えている。

トラックローラーを回転移動させるための駆動力には出力200Wのブレーキクラッチ付直流モーターを使用している。このモーターはトラックローラーを回転移動させるときだけ作動し，走行時等の場合はブレーキクラッチによりモーターが逆回転しない構造になっている。

2.4　制御装置

制御装置の概略を**Fig.4**に示す。制御装置は操作制御，駆動モーター制御，リフトモーター制御の３つからなる。駆動モーターの回転制御は，操作制御のアクセルレバーの回転量を**Fig.5**に示すような電圧パルスの保持時間に変換するチョッパー制御方式である。

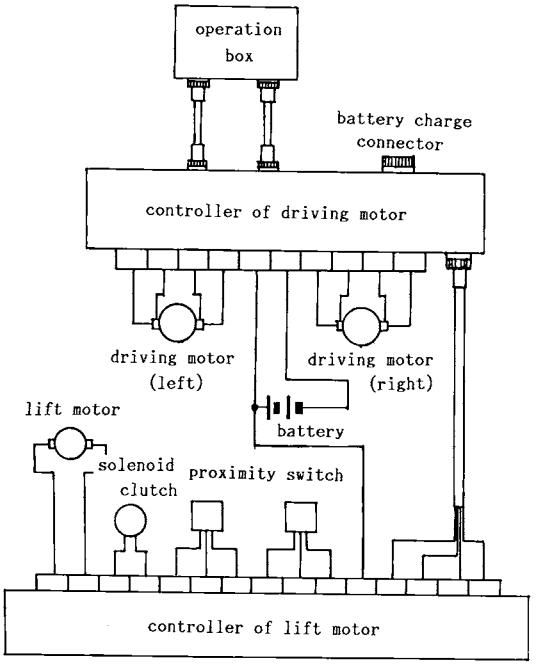
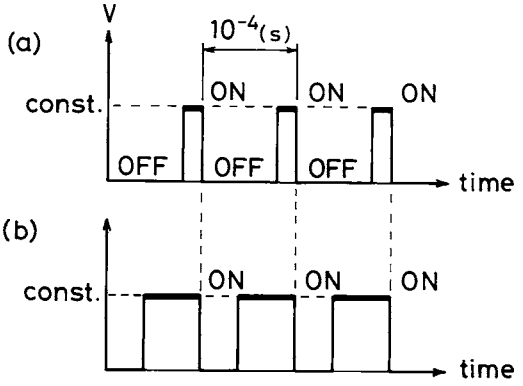


Fig. 4　Control block diagram of the driving motor and the lift motor



(a) Low speed

(b) High speed

Fig. 5　Control method of revolution of driving motor

2.5　操作装置

動力台車のハンドル部に取り付けられた操作装置を**Fig.6**に示す。メインスイッチによりモーターの電源をON・OFFすることができる。前後進切り替えスイッチは動力台車の進行方向を切り替えるものである。中央に位置するリフトスイッチは，トラックローラーの回転移動を行なうものであり，動力台車に載せるホース延長車の昇降を行なう。動力台車の走行速度はアクセルレバーの回転量で制御される。アクセルレバーは操作性を良くするため，ハンドルの右側に設置されており，親指で簡単に操作できるようになっている。旋回用スイッチはハンドルの左側の近くに設置してあり，左右の駆動モーターの回転速度を変化させる装置である。スイッチを旋回方向に切り替えアクセルレバーを回すことにより，旋回方向のモーターの回転速度が低下して旋回することができる。

ハンドルは前後20度づつ傾斜でき，段差等の障害物を乗り越える場合に生じる衝撃を吸収し動力台車の操作がしやすいようになっている。

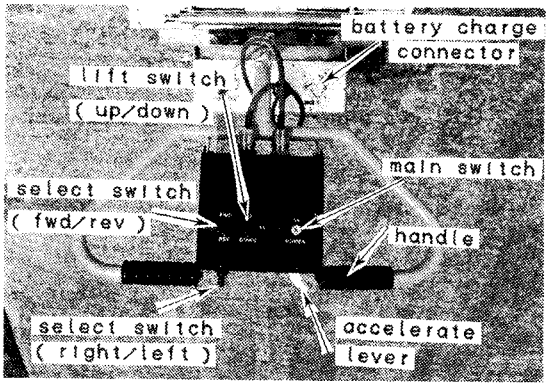
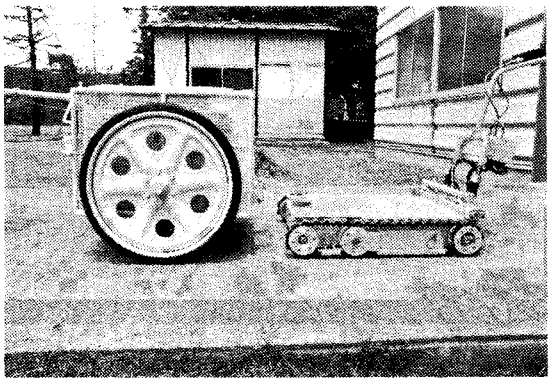


Fig. 6　Operation box

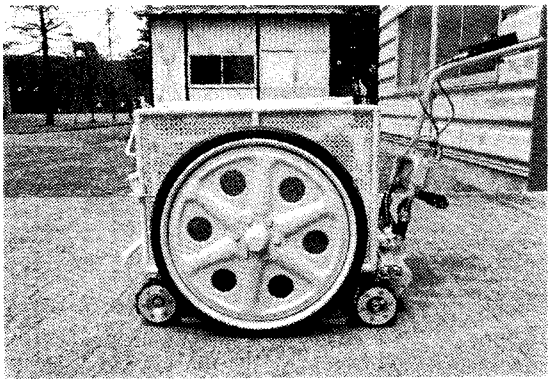
2.6　動力台車の操作要領

動力台車を操作する様子を**Fig.7**(a)(b)(c)に示す。まずはじめに，ホース延長車の中心軸と動力台車の中心軸がほぼ一致するように並べる(**Fig.7**(a))。つぎに，ホース延長車を水平に保ちながら動力台車の上に移動させ，金具で動力台車に固定する(**Fig.7**(b))。そして，リフトスイッチをUPの方に切り替えて，アイドラーを上昇させる(**Fig.7**(c))。アクセルレバーをゆっくりと回転させて走行させる。

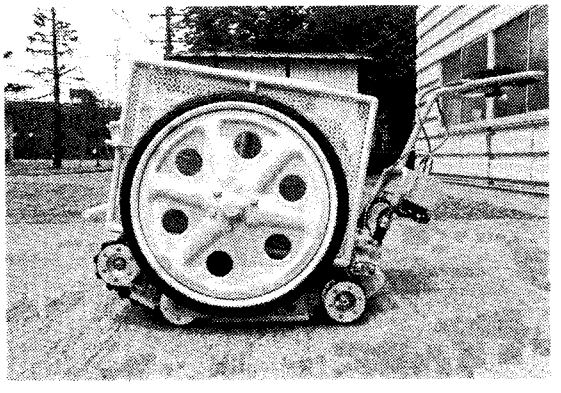
この動力台車が道路の縁石等の段差を乗り越える状態を**Fig.8**(a)(b)(c)(d)に示す。クローラーの向かい角の存在により段差の乗り越え性能が高くなり，**Fig.8**に示したような段差(約8 cm)は容易に乗り越えることができる。ホースラインの乗り越えもホースが路面を滑ることなく段差の乗り越えと同様，容易に行なえる。



(a) The power carrier and a hose layer



(b) Inserting the power carrier under a hose layer



(c) Lifting up a hose layer

Fig. 7　Application of the power carrier

2.7　ホース延長車の改造点

今回試作した動力台車は一般型のホース延長車を対象としたが，ホース延長車には次に示す点を改造する必要がある。

① スタンドの改造
② 動力台車への固定用金具の取りつけ
③ ハンドル長さの短縮

3．性能試験

3.1　走行試験

65mmホースを10本収納したホース延長車を積載した動力台車の走行性能を調べた。走行試験はほぼ平坦なアスファルト路面で長さ280mの直線距離を往復して行なった。走行距離および走行時間はアクセルレバーを最大にした状態で動力台車が完全に停止するまでに連続して走行した距離および時間である。ただし，コースを往復するため方向転換に要した距離と時間は除いた。速度は20mを走行する毎に測定した時間から求めた値とした。なお，バッテリーは24時間充電したものを使用した。

20m区間毎に求めた速度の時間的変化を**Fig.9**に示す。走行開始直後の動力台車の速度は約7km/hであるが，その後，徐々に速度が低下する。約10分後，急激に速度が低下し，実験開始後約12分で停止した。走行距離は1.2kmで，最高速度は走行開始後約1分の7.13 km/hであった。

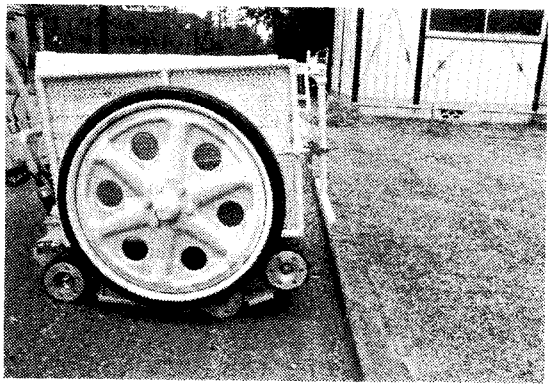
なお，動力台車が完全に停止した後でも，ホース延長車を動力台車から降ろすことができる。これは，ホース延長作業中にバッテリーの容量不足のため，動力台車による作業が継続できない状態になった場合，ホース延長車を動力台車から分離して，人力によるえい行で作業を完了することが可能であることを示している。

3.2　登坂および段差乗り越え試験

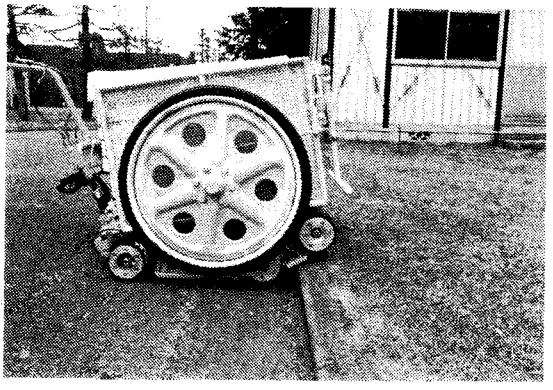
動力台車が走行できる最大の傾斜角および乗り越え高さを調べた。動力台車の積載重量およびバッテリーの充電時間等の条件は，走行試験の場合と同一である。ただし，傾斜台の表面は縞鋼板であり，段差は木製である。

実験の結果，最大登坂角は20度である。なお，積載ホースが6本の場合は25度，動力台車だけでは最大35度まで登坂可能である。段差乗り越えは145mmまで可能であることを確認した。

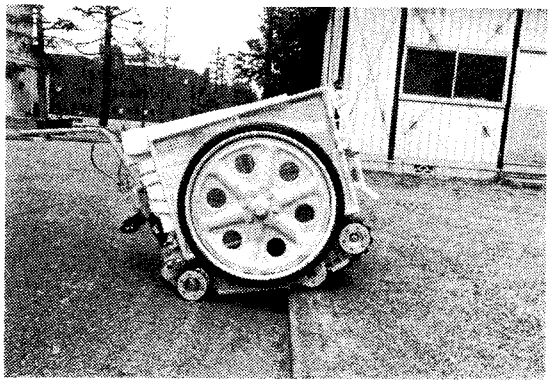
段差を乗り越える場合，動力台車には十分な安定性が要求される。ホース延長車を積載した動力台車の横方向の転倒角は約48.5度である。この値はホース延長車の重心とクローラーが変形したときの動力台車の重



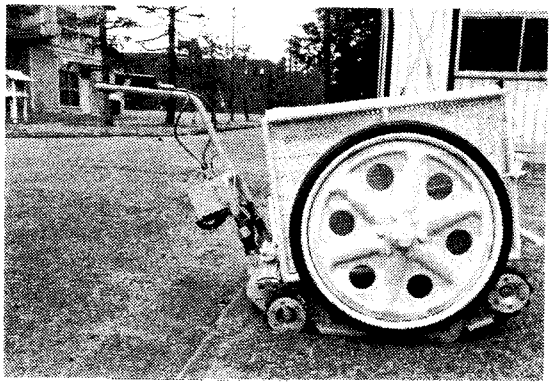
(a) Be located opposite to a step



(c) Climb over



(b) Contact with a step



(d) Complete

Fig. 8　Climbing over a step

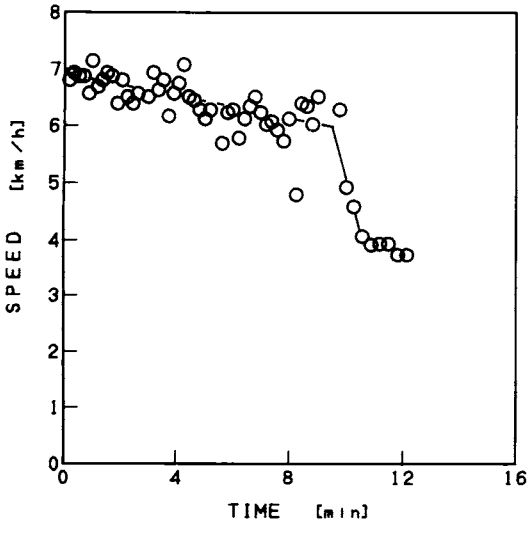


Fig. 9　Relation between velocity and time for the power carrier loaded with a hose layer

心から求めた全体の重心が，片方のクローラーの端を通る鉛直線に一致するまでの回転角を計算により求めたものである。これは，ホース延長車の転倒角（約45度）よりやや大きく，現場で十分使用できる安定性を有しているものと考えられる。

以上の性能試験の結果を**Table 2**にまとめた。

Table 2　Traveling performance of the power carrier (loading a hose layer)

maximum speed	(km/h)	7.13
traveling distance	(km)	1.2
traveling time	(min)	12.14
grade ability	(deg)	20
step climbing ability	(mm)	145
upset angle	(deg)	48.5

charging for 24 hours

4．おわりに

従来の一般型ホース延長車を動力ホース延長車として使用するための動力台車を試作した。性能試験の結果，試作車は計画した乗り越え高さを十分に満足しており，向かい角をもつ変形ゴムクローラーが段差乗り越えに対しても効果的であることが明らかになった。

一方，動力台車の自重は170kgfであり，そのうちモーターとバッテリーでしめられている重量は約60kgfである。この部分の軽量化は現状では限界があるが，その他の部分については軽量化の必要性がある。その他，駆動モーター制御部のコンパクト化等に改良点もあるが，基本的な構造および性能は十分に現場で使用できるものである。

参考文献

1）亀井浅道，山田　實：消防研究所輯報，40号，p.3(1986)

The Development of Power Carrier of Hose Layer

(Abstract)

Minoru Yamada, Asamichi Kamei,
Masayuki Yoshioka, and Akira Shimada

(Received May 31, 1988)

When fire men lay hoses at a fire site, hose layers are commonly used. The weight of a hose layer loaded with ten fire hoses amounts to 200 kgf. Fire men have to spent a lot of their labor to operate it. Especially, it is so hard to lay hoses over an upward slope. Therefore, it is useful to use a power hose layer in order to reduce their burden. However, it does not seem that the power hose layers produced in the past are able to climb over steps and hoselines.

Authors have developed the power carrier for a hose layer, and have also investigated its abilities. As a result, we obtained that transformable crawlers are useful enough for climbing over steps and hoselines.

非接地状態の導体を含む静電場の数値的解析

松原美之

（昭和63年5月31日受理）

帯電油によりタンク内部に形成される静電場に関してこれまでに行われた計算では，計算の困難性等からか計算対象とする領域の中にある導体は全て接地されているという条件が前提となっていた。しかし，実際の状況として，タンク内部の空間に非接地状態の導体が存在することも十分に考えられることから，そうした条件での静電場計算を行う手法を検討した。今回提案した方法は，ガウスの定理を数値的に取り扱うことにより非接地導体の電位を計算する手順を主要な部分としている。さらに，この方法を用いた計算の実例として，タンク内部に非接地状態の金属製フロートが存在するときの静電場の解析を行った。

1．はじめに

帯電した油がタンク内に持ち込まれると，内部の空間に静電場が形成される。このとき形成される静電場は，タンクの規模，形状，タンク内部の導体の配置，帯電油中の電荷量，分布などの影響を受け，条件によっては検尺やサンプリングなどの作業時に着火性放電を発生させる原因となる危険性があることが知られている。

タンク内部での静電場については，こうした観点からこれまでにも，縦置き円筒型，横置き楕円筒型をはじめとする種々の形状のタンクについて，解析的な方法あるいは数値計算的な方法で研究が実施されてきている[1-6]。

それらの研究においては，静電場の計算対象となる領域内部に存在する導体は全て接地状態にあるものとして取り扱われており，帯電油による静電場の解析において非接地状態の導体を含む計算は，これまでほとんど報告されていない。これは非接地状態の導体が存在する場合，その導体の電位は周辺の静電場により受動的に定まるが，その導体の電位が周辺の静電場に影響を与えるため計算の困難性が高くなること，また，導体部分の接地が静電気災害防止の観点から推奨されており，タンク内部の非接地状態の構造物の存在を想定する必要性が低いとみなされていることによるものと推察される。

しかし，例えば，絶縁性ロープで吊るされた金属製サンプリング容器のようにタンク内部空間に臨時的に持ち込まれるものであるとか，また，本来は接地されているべき部位が故障等のために非接地状態になる場合など，非接地状態にある導体を含んだ静電場を計算することが必要となる場合も現実には存在する。

そこで，従来使用してきた有限差分法による静電場の計算手法[4,6,7]をもとに，非接地状態の導体が存在する場合の静電場をも取り扱えるように改良するとともに，縦置き円筒型タンク内部に置かれた簡単な形状の非接地導体に関して幾つかの計算を実施した。

非接地導体を含む静電場を計算するためには，導体を無限に大きな誘電率の誘電体として近似する等，幾つかの方法が考えられるようである[8]が，差分法との適合性が良いことから，ここではガウスの定理の面積分を数値的に取り扱うことにより導体の電位を決定する方法をとった。また，座標系として計算対象の形状に着目して，軸対称円筒座標系を採用した。

2．計算手法

計算の流れを**Fig.1**にフローチャートで示す。計算の中心となるのは，非接地導体外部の領域の静電場をラ

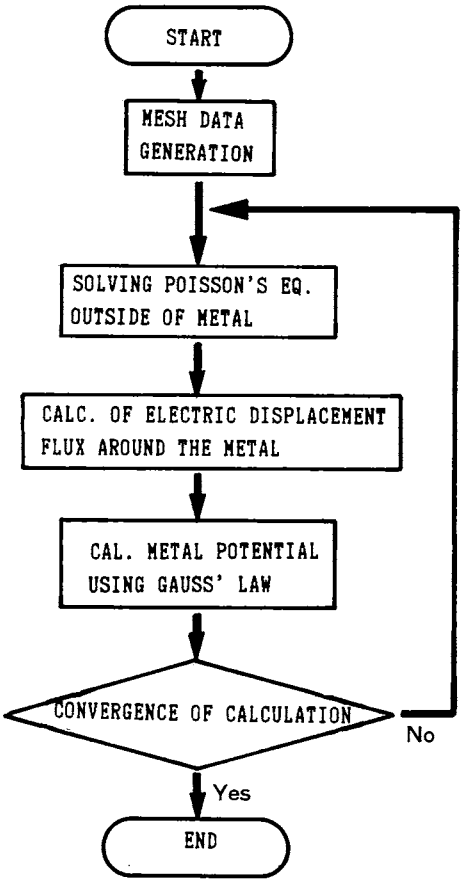


Fig. 1　Flow chart of the calculating procedure

プラス・ポアソン方程式から求める手順と，周囲の静電場が与えられた非接地導体の電位を計算する手順とを，静電場の計算結果が収束するまで繰り返すループである。

非接地導体の電位としてある値を初期値として与えると，差分法により導体外部の静電場を計算することができる。この結果得られる導体周囲の静電場をもとにすると，導体電位は導体表面での電束密度がガウスの定理を満たすという条件から求めることができ，さらに，この導体電位を用いて導体外部の静電場の計算を行うというように，以下この手順を静電場が収束するまで繰り返し解を求める。

2.1　ラプラス・ポアソンの方程式の差分化

空間内の各位置の電位を現わす関数をϕ，帯電油の電荷密度をρ，真空の誘電率をε_0，油の比誘電率をε_{oil}，空気の比誘電率をε_{air}とすると，気層部ではラプラスの方程式$\Delta\phi=0$が，また，帯電油中ではポアソンの方程式$\Delta\phi=-\rho/(\varepsilon_0\cdot\varepsilon_{oil})$が成り立つ。これら媒質の誘電率をまとめて$\varepsilon$で表わすこととすると，軸対称な円筒座標系でのラプラス・ポアソンの方程式は(1)式で表わされる。

$$\frac{\partial^2\phi}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\cdot\frac{\partial\phi}{\partial r}+\frac{\partial^2\phi}{\partial z^2}=-\frac{\rho}{\varepsilon}\quad\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots(1)$$

この式の左辺の各項を，**Fig.2**に示す配置及び格子間隔の各格子点での電位の差分式により近似することにより，各格子点の電位の間に成り立つ差分式(2)が得られる。

$$\phi_0=A_0\cdot(A_1\cdot\phi_1+A_2\cdot\phi_2+A_3\cdot\phi_3+A_4\cdot\phi_4+A_5)\cdots(2)$$

ここで，各格子点の電位にかかる係数$A_0\sim A_5$は

$$A_0=\frac{2}{(1+(a-b)/(2\cdot r))/(a\cdot b)+1/(c\cdot d)}$$

$$A_1=(2-b/r)/\{a\cdot(a+b)\}$$

$$A_2=(2+a/r)/\{b\cdot(a+b)\}$$

$$A_3=2/\{c\cdot(c+d)\}$$

$$A_4=2/\{d\cdot(c+d)\}$$

$$A_5=\rho/(\varepsilon_0\cdot\varepsilon_{oil})$$

である。また，$a\sim d$及びrは**Fig.2**中の格子間距離及び格子点0のr座標の値，電位の右下の添え字は格子点の番号を示す。

この差分式(2)は気層及び油層でのラプラス・ポアソンの方程式を差分化したものであるが，気層と油層の

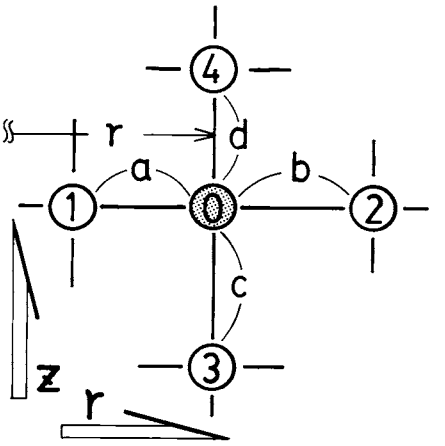


Fig. 2　Configuration of mesh points

境界となる油面においては，さらに(3)式の条件を加える必要がある。

$$\varepsilon_{air}\left(\frac{\partial\phi}{\partial n}\right)_{air}=\varepsilon_{oil}\left(\frac{\partial\phi}{\partial n}\right)_{oil}\cdots\cdots(3)$$

ここで，$(\partial\phi/\partial n)$は法線方向の微係数を現わす。(1)式に，この(3)式を加味して差分化を行うと油面での差分式が得られる。この式(3)を取り込む方法は幾種類か考えられるが，ここでは，Seegerの方法[9]によった。**Fig.2**で格子点0，1，2が油面上に，格子点4が気層中，格子点3が帯電油中にあるときの差分式を(4)式に示す。

$$\phi_0=A_0\cdot(A_1\cdot\phi_1+A_2\cdot\phi_2+B_3\cdot\phi_3+B_4\cdot\phi_4+B_5)\cdots(4)$$

ここで，各格子点の電位にかかる係数$A_0\sim A_5$は(2)式と同一であり，$B_3\sim B_5$は以下のとおりである。

$$B_3=\varepsilon_r(1+A_3/A_4)/(1/A_3+\varepsilon_r/A_4)$$
$$B_4=(1+A_4/A_3)/(1/A_3+\varepsilon_r/A_4)$$
$$B_5=\varepsilon_r\cdot A_5/(A_4/A_3+\varepsilon_r)$$
$$\varepsilon_r=\varepsilon_{oil}/\varepsilon_{air}$$

導体外部の計算対象領域の中の各格子点について(2)式もしくは(4)式が成立することから，各格子点の電位の間の関係式として1次連立方程式が得られ，この方程式をSOR法(逐次加速緩和法)[10]で解くことにより各格子点の電位を求めた。

2.2　ガウスの定理の数値的取り扱い

電界中の任意の閉曲面に沿って電束密度の法線成分D_nを積分した値と，その内部に存在する総電荷量Qの間には，ガウスの定理により(5)式の関係が成り立つ。

$$\oint D_n\,dS=Q\cdots\cdots(5)$$

導体表面についてガウスの定理を適用することによって，非接地状態にある導体が与えられた静電場中に置かれたときの電位を求めることが可能となる。静電場中に置かれた導体の回転体を例として，ガウスの定理を数値的に取り扱い，導体の電位を求める方法を以下に示す。

Fig.3に回転体の表面を構成する基本となると思われる3種類の表面を掲げた。すなわち，図中(A)に示す水平面(円板)，(B)に示す垂直面(円筒面)及び(C)に示す斜面(円錐台)のそれぞれについて，ガウスの定理を数値的に取り扱えれば，多くの回転体の表面はこれらの組み合わせで近似させることが可能となる。

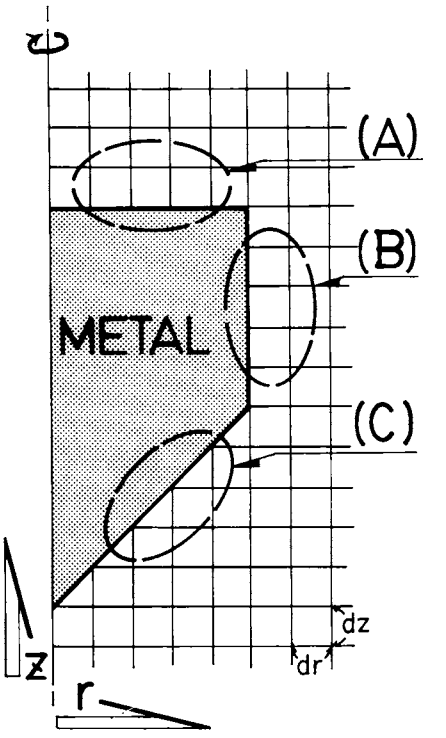


Fig. 3　3-types of elemental surface arrangement for cylindrical shape metal (A): horizontal, (B): vertical, (C): oblique surface

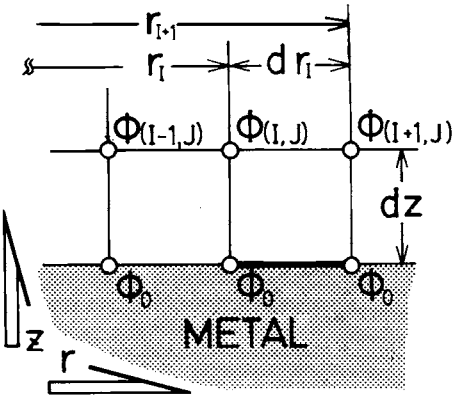


Fig. 4　Configuration of mesh-points around horizontal surface

Fig.4は導体の水平面近傍での格子点の配置を示している。導体はその基本的性質から全体が同一の電位となるので，導体電位をϕ_0で表わすと，導体上の格子点の電位は全てϕ_0となる。この時ガウスの定理，(5)式の左辺は，媒質の誘電率をεとすると，

$$\oint D_n\ dS=\oint D_n\ (dS/dr)dr$$
$$=\sum_{I,J}\left(\left\{\frac{(\phi_{(I,J)}-\phi_0)}{dz}\cdot\varepsilon\cdot 2\pi\cdot r_I+\frac{(\phi_{(I+1,J)}-\phi_0)}{dz}\cdot\varepsilon\cdot 2\pi\cdot r_{I+1}\right\}/2\right)\cdot dr_I$$
$$=\sum_{I,J}(\pi\cdot\varepsilon\cdot\{\phi_{(I,J)}\cdot r_I+\phi_{(I+1,J)}\cdot r_{I+1}\}\cdot dr_I/dz)-\phi_0\cdot\sum_{I,J}\{\pi\cdot\varepsilon\cdot(r_I+r_{I+1})\cdot dr_I/dz\}$$
$$=\Sigma_1-\phi_0\cdot\Sigma'_1$$

と変形でき，電束密度の積分を導体の電位と導体に接する格子点の電位の一次結合として表わすことが可能となる。なお，式中の$\sum_{I,J}$は電束密度の積分を実施する領域に対応する格子点の番号についての和をとることを表わしており，以下の$\sum_{I,J}$において同様である。

Fig.5は，導体の垂直面近傍での格子点の配置を示しているが，この場合もガウスの定理の左辺を下記のように変形できる。

$$\oint D_n\ dS=\oint D_n\cdot 2\pi r_0\cdot dz$$
$$=\sum_{I,J}\left(\left\{\frac{\phi_{(I,J)}-\phi_0}{dr}\cdot\varepsilon\cdot 2\pi r_0+\frac{\phi_{(I,J+1)}-\phi_0}{dr}\cdot\varepsilon\cdot 2\pi r_0\right\}/2\right)\cdot dz_J$$
$$=\sum_{I,J}\{\pi\cdot\varepsilon\cdot r_0\cdot(\phi_{(I,J)}+\phi_{(I,J+1)})\cdot dz_J/dr\}-\phi_0\cdot 2\cdot\sum_{I,J}(\pi\cdot\varepsilon\cdot r_0\cdot dz_J/dr)$$
$$=\Sigma_2-\phi_0\cdot\Sigma'_2$$

Fig.6は，導体の斜めの表面近傍の格子点の状況を示

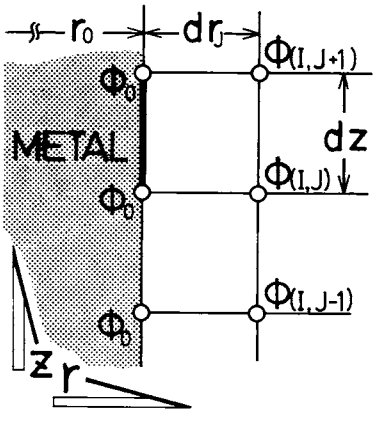


Fig. 5　Configuration of mesh-points around vertical surface

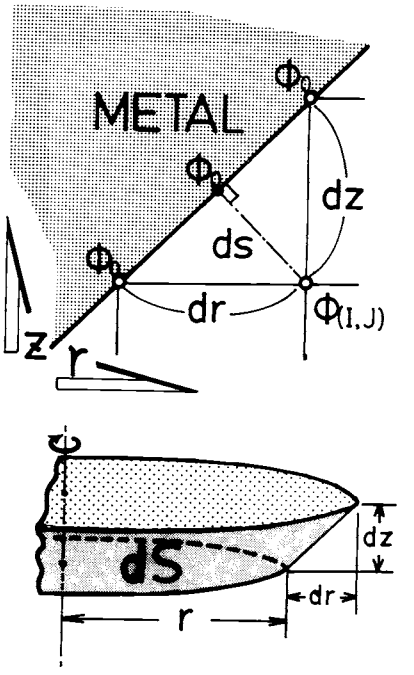


Fig. 6　Configuration of mesh-points around oblique surface

している。斜面の場合，垂直もしくは水平面に比較して若干取り扱いが複雑になるが，基本的には同様の変形が可能である。格子点$(I,\ J)$から斜面に下ろした垂線の長さdsは

$$ds=dr\cdot dz/\sqrt{dr^2+dz^2}$$

で与えられ，また，円錐台の錐面の面積dSは

$$dS=\pi\cdot(2r+dr)\cdot\sqrt{dr^2+dz^2}$$

である。このことから，ガウスの定理の左辺は以下のように変形される。

$$\oint D_n\ dS=\sum_{I,J}\varepsilon\cdot\left(\frac{\phi_{(I,J)}-\phi_0}{ds}\right)\cdot dS$$
$$=\sum_{I,J}\varepsilon\cdot(\phi_{(I,J)}-\phi_0)\cdot\pi\cdot(2r+dr)(dr/dz+dz/dr)$$
$$=\sum_{I,J}\{\pi\cdot\varepsilon\cdot(2r+dr)(dr/dz+dz/dr)\cdot\phi_{(I,J)}\}-\phi_0\cdot\sum_{I,J}\{\pi\cdot\varepsilon\cdot(2r+dr)\cdot(dr/dz+dz/dr)\}$$
$$=\Sigma_3-\phi_0\cdot\Sigma'_3$$

これらの結果を用いると，例えば**Fig.3**に示した，円錐型の先端を有する円筒型の非接地導体について，

ガウスの定理は(6)式で表わされる。

$$\oint D_n\ dS=\Sigma_1+\Sigma_2+\Sigma_3-\phi_0\cdot(\Sigma'_1+\Sigma'_2+\Sigma'_3)=Q \quad (6)$$

(6)式を移項・変形すると，導体の電位ϕ_0は，下記の(7)式のように，導体をとりまく格子点の電位と表面形状とに関係付けられることとなる。

$$\phi_0=(\Sigma_1+\Sigma_2+\Sigma_3-Q)/(\Sigma'_1+\Sigma'_2+\Sigma'_3) \cdots\cdots\cdots\cdots(7)$$

3．帯電油面上に位置する非接地導体の電位

Fig.7に示す導体の配置について，これまで述べてきた計算手法を適用した静電場の解析を行った。**Fig.7**に示す配置は，縦置き円筒型タンクの中心軸上に液面計の接地されたガイドポールとフロートが取り付けられているという条件で，何等かの理由で金属製フロートが非接地状態に置かれていた場合を想定したものである。タンク中心軸部分へのポールの設置という配置は必ずしも現実的ではないが，幾何学的な対称性が高く静電場の計算の上で極めて有利であること，ポールが軸から離れた位置にある場合との間で得られる結果に本質的には相違がないことからこの配置を選んだ。

以下の計算では，タンク高さ2.2m，タンク半径2m，中心軸のポール半径2.5cm，ポール・フロート間ギャップ幅1cm，フロート高さ10cmについては一定とし，フロートの幅及び油面の高さを変化させた。

このタンク内の空間を(71×81)の不均等メッシュに分割した。非接地導体近傍での計算精度を高くするために，フロート近傍でメッシュを細かくした。r方向のメッシュ幅drは最も細かなフロート近傍で1.664mm，最も粗いタンク側壁近傍で317.5mmであり，この間を等比数列的に変化させた，z方向のメッシュ幅dzは10mm，20mm，40mmの3種類としフロート近傍を細かくとった。

Fig.8は，タンク高さの半分($H_s/H_0=0.5$)まで油が満たされた条件で，フロートの幅lを1cmから9cmまで2cmきざみで変化させた時の導体の電位と，導体の電位のタンク内最高電位に対する比率とを示している。図においてϕ_{met}が導体の電位を，ϕ_{max}がタンク内部での最高電位を表わしている。幾何学的に相似な配置では各位置での電位がρR^2に比例することから，電位についてはρR^2で除して正規化して示している。この図に示されるようにフロートの幅が増加するとともに，導体電位及びそのタンク内最高電位に対する比率のいずれもがほぼ直線的に増加していく。また，計算を行った条件の範囲では，接地電位の導体であるポールのごく近くに位置する非接地状態の導体の電位が，タンク内最高電位の約10%～30%の程度まで上昇することがわかる。

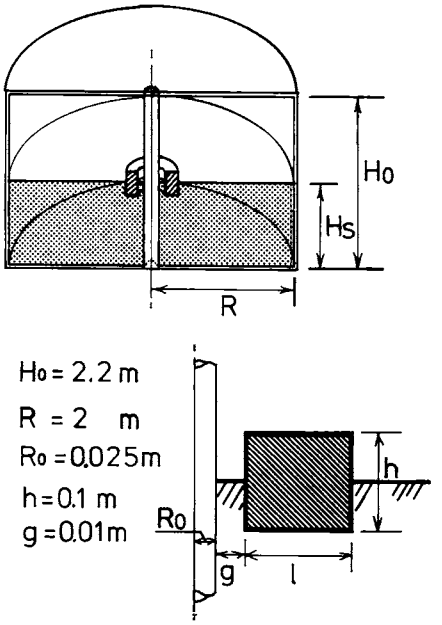


Fig. 7　Schematic diagram of calculated cylindrical tank (H_S is liquid's height, R_0 is radius of guide-pole and l is width of metal float)

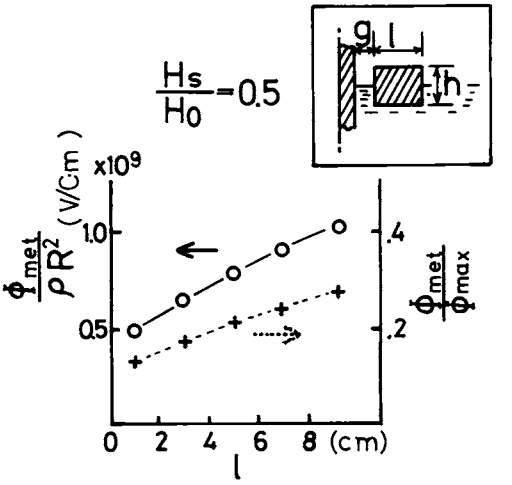


Fig. 8　Relation between the width of metal-float and its potential

Fig.9は，同一の計算における油面上での電位分布を示したものであり，図中で電位が平坦な範囲がフロートの導体の存在する場所にあたる。幅が大きなフロートほどその電位が高くなり，ポール・フロート間の電位差が大きくなる。また，幅の大きな非接地状態のフロートが，フロート外側部分の電位をより低下させる傾向が現われている。**Fig.10**はフロートを置かないで中心のポールの半径を変化させた計算の結果である。ポール半径が小さくなるほど半径方向の電位の立ち上がりが急峻であることが示されており，この結果と**Fig.9**の結果をあわせ考えると，フロートの幅が同一の条件では，ポールの半径が小さくなるほどフロートの電位が高くなることが予測される。

Fig.11はフロート幅を5cmに固定した条件で油面

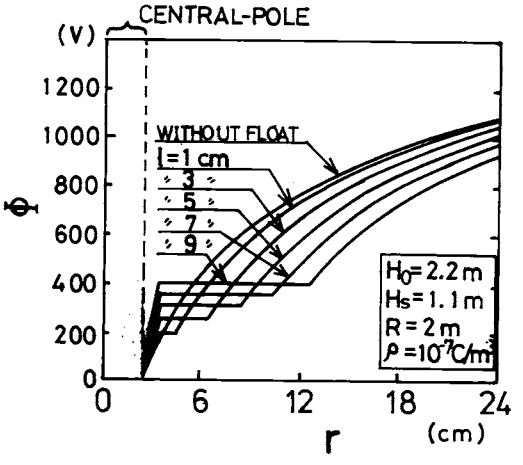


Fig. 9 Potential distribution on the surface of oil for several float width

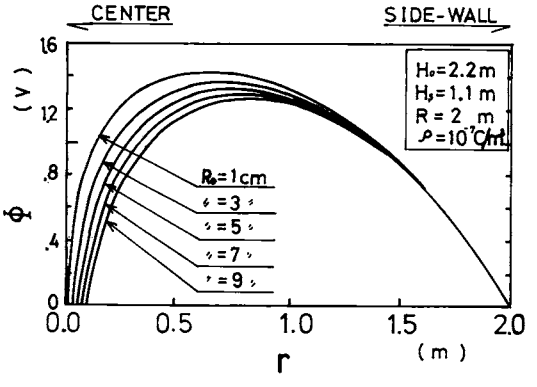


Fig. 10 Potental distribution on the surface of oil for several radius of central-pole

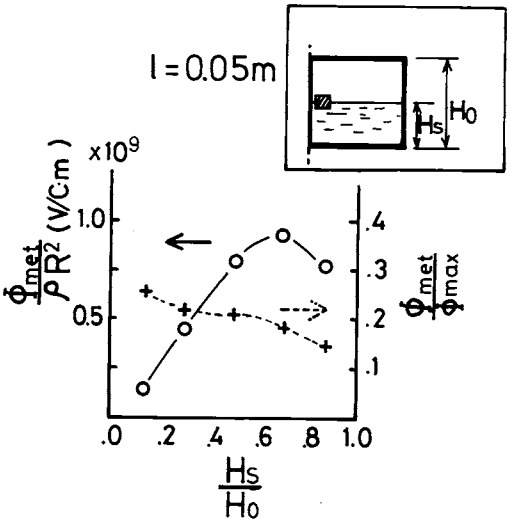


Fig. 11 Relation between the height of oil and the potential of metal-float

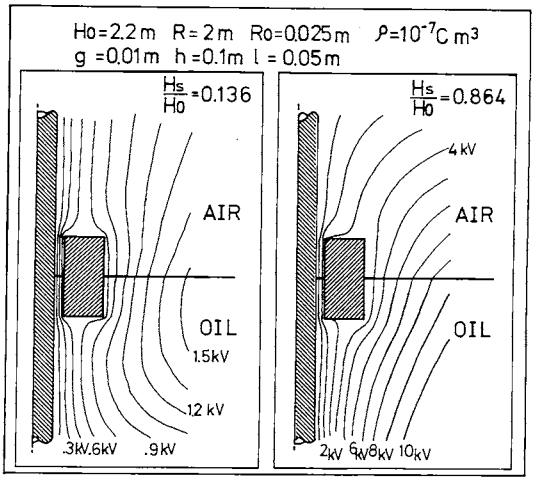


Fig. 12 Equi-potential curves around the metal-flot

高さを変えた場合の計算結果である。フロートの電位そのものは約7割の充填率のところで最高値を示すのに対して，フロート電位のタンク内最高電位に対する比率の方は油面が高くなるにともなって，単調に減少する傾向となった。**Fig.12**は油面高さがタンク高さのそれぞれ0.136倍及び0.864倍の時の，フロート近傍の電位分布の様子を等電位線で示したものである。この図から油面が高い場合には，タンク内最高電位を示す位置が斜め下方になり，フロートを横切る等電位線が

油面が低い場合に比べて斜めに横切るようになることがわかる。

4．まとめ

非接地導体が計算対象領域内部に存在する場合の静電場の計算をするために，ガウスの定理を数値的に取り扱う方法を提案し，単純な形状の非接地導体について実際に静電場の計算を実行した。その結果，縦置き円筒型タンク内の帯電油面上に存在する非接地状態の金属製フロートの電位は，フロートのr軸方向の幅の増加とともに高くなること，また，その時の電位はタンク内部での最高電位の10～30%になることがわかった。油面高さと非接地状態のフロートの電位との関係としては，油面高さが約70%の時フロート電位自体は最高となるが，タンク内部での最高電位との比率に関していえば油面が高いほど小さな値となることもわかった。

今回の報告では円筒座標系での軸対称な問題についてのみ述べたが，ここで提案した計算手法を一般的な座標系での問題に拡張することは容易であると考えられ，特に，直交座標系への拡張は最も容易であるとともに実用面でも意味のあるものと思う。差分法によるため電界強度の計算精度は格子の大きさによる制約を受け，特に，角の部分では計算された電界強度は格子サイズでの平均値を示す程度のものとなっている。しかし，ガウスの定理による導体の電位の計算では電束密度と表面積の積が寄与することから，角の部分の電界強度の精度が低いことは静電場計算に大きくは影響しないものと考えられるが，今後フィールドマッピング等の実験的な手法により，さらに確認を行ってゆく必要が残されている。

5．引用文献

1）H. Krämer und G. Schön：PTB-Breicht W-5, W-6, W-7, (1976)
2）浅野和俊，H. Krämer, G. Schön：静電気学会誌, Vol.1, No.2, P.114(1977)
3）K. Asano：Proc. IEE., Vol.124, No12, P. 1277(1977)
4）消防研究所：“静電気帯電の災害防止技術に関する調査研究総合報告書”(1982)
5）藤井求，田辺孝一，美寺久光，大橋朝夫：電気学会論文誌A, Vol.106, No.12, P.573(1986)
6）松原美之：消防研究所報告，No63, P.89(1986)
7）松原美之：消研輯報，No.39, P.31(1985)
8）河野照哉，宅間董：“数値電界計算法”，コロナ社(1980)
9）J.A. Seeger：Proc. IEEE (Letter), Vol.56 P. 1393(1968)
10）戸川隼人：“微分方程式の数値計算”，オーム社(1973)

Numerical Analysis of Electrostatic Fields Including Floating Potential

(Abstract)

Yoshiyuki Matsubara

(Received May 31, 1988)

A calculation method to get potential distribution including floating potential has been investigated. The potential of metal, electrically insulated from the earth, was calculated through Gauss' law, and the potential distribution outside the metal was calculated by Finite Differential Method. An iterative procedure was adopted to combine the potential of metal with the potential distribution around it. The computer program developed was applied to some simple arrangement of cylindrical tank containing charged oil, and the relation between potential of floating metal and its geometric arrangement were discussed.

消 防 研 究 所 報 告

通 巻 66 号

昭和63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)