REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN
Serial No. 37 September 1973

消防研究所報告

通巻 37 号 1973年 9 月

目　次

研　究

可燃性低温液化ガスの火災性状……上原陽一、湯本太郎、中川　登……(1)
消火剤容器内の圧力変化の推算……山鹿修蔵……(9)
煙中における消防隊員の行動性について……渡部勇市、名雪健一、鳥崎幸三……(15)
オークリッジ型フード内火災による開口部からの逆流……守川時生、守屋忠雄……(21)

消　防　研　究　所
東　京　都　三　鷹　市

REPORT OF FIRE RESEARCH INSTITUTE OF JAPAN

Serial No. 37 September 1973

– Contents –

MEMOIR

Burning Characteristics of Cryogenic Fuels
……Yoichi Uehara, Taro Yumoto and Susumu Nakagawa……(1)

An Estimation of Pressure Change in the Agent Container for Fire-Extinguishing System ……Shuzo Yamashika…… (9)

Actions of Firemen in Smoke
……Yuichi Watanabe, Kenichi Nayuki and Kozo Torizaki…… (15)

On Adverse Flooding of Radioactive Contaminated Air from Oak Redge Type Hood on Fire……Tokio Morikawa and Tadao Moriya…… (21)

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

可燃性低温液化ガスの火災性状

上原陽一、湯本太郎、中川　登

（昭和48年５月31日受理）

1. 緒　言

生活の向上、公害対策、技術革新などの理由で、今後ますます可燃性低温液化ガスの消費の増大がみこまれそれにともなって、大量輸送、大量貯蔵の機会も多くなるものと予想される。これらの輸送、貯蔵に用いられる容器は、断熱二重構造になっているので、破壊のおこる可能性は少ないが、万一の破損や、容器からの配管の折損などによる液化ガスの漏洩は当然考える必要がある。

もしこのような事態が生じたときは、陸上貯蔵設備では液化ガスが防液提内に溢流するものと考えられる。この場合、直ちに液化ガスの流出がとめられればよいが、それができないときは、外気にふれて急激にガス化し、速やかに周囲へひろがり大きな火災危険を生ずる。そして不幸にしてこれに着火したときは、低沸点による高い揮発性のゆえに、強い燃焼性状を示し、火災害を招来するものと考えられる。にもかかわらず、このような低温液化ガス火災については、ＬＮＧについて実験例がある程度で[1]、全体について明らかにされていない。このため低温液化ガスの火災性状について、実験的に調べ基本的な資料を得ることにした。

本報は昭和46年７月、安全工学協会が実験委員会を組織し（委員長東京大学工学部　難波桂芳教授）、埼玉県妻沼町の能美防災工業株式会社の敷地で行った低温液化ガス火災消火実験の報告書（安全工学協会編、低温液化ガス火災消火実験報告書、昭和47年３月）のなかの、当時、筆者らが主に担当した第６章、燃焼実験の部分に一部手を加えたものである。

2. 実　験

可燃性低温液化ガスを断熱した角型容器に入れて燃焼させ、火炎温度、燃焼速度、ふく射照度を測定し、あわせて液面上を伝ぱする火炎の速度を求めることにした。

2．1　燃　料

燃料として、液化天然ガス（99%メタン、ＬＮＧ）液化エチレン（ＬＥＧ）、液化石油ガス（ブタン、ＬＰＧ(B)）、および液化エチレン、アセチレン混合ガス（混合比　80：20、ＬＥＡＧ）を使用した。これら液化ガスの物理化学的性質および燃焼に関係ある諸性質をTable 1に示した。いうまでもなく、これら燃料の特徴の最たるものは、ＬＮＧに代表される極低温である。

2．2　冷却剤

燃料を容器に入れる際には、ガスが大量に気化して火災危険範囲を広くするので、使用量を少なくおさえ

Table 1 Physical and thermochemical data of liquefied gases.
* Calculated value

	Methane	Ethylene	n-Butane	Ethylene-acetylene mixture (ratio 8:2)	Nitrogen
Molecular weight	16.04	28.05	58.12	27.65*	28.01
Melting point (1 atm. °C)	−182.5	−169.2	−138.3	−129.5	−210.1
Boiling point (1 atm. °C)	−161.5	−103.7	−0.5	−100.5	−195.9
Specific gravity of liquid (1 atm. b.p)	0.42	0.568	0.60	0.566	0.808
Specific gravity of gas (air = 1)	0.554	0.975	2.066	0.955	0.967
Critical temperature (°C)	−8.21	9.5	152.0	7.4	−147.2
Critical pressure (atm.)	45.8	50.7	37.5	47.4	33.5
Flammable limits (vol. %)	5.0~15.0	2.7~36.0	1.8~8.4	2.7~35.0	–
Heat of vaporization (kcal/kg)	121.8	107.0	92.1	114.6	47.7
Heat of combustion (Gross, kcal/kg)	13265	12021	11837	12003*	–
Heat of combustion (Net, kcal/kg)	11953	11271	10932	11322*	–
Specific heat of liquid (C_p, kcal/kg·°C)	0.5271	0.660	0.3908	0.644	0.482

必要以上に気化させないようにするとともに、所要時間をできるだけ短かくするため、冷却剤による予冷を行なうことにし、この目的のために液化窒素を使用することにした。液化窒素の性質についても、Table 1にあわせて示した。

2．3　容器および配管

(1)　容器の材質　燃焼容器は、液化窒素の－196℃という極低温から火炎の約1000℃という高温までの、非常に広い温度範囲で使用されることになるので、これに耐える材質を、慎重に選択する必要があった。この点について、じゅうぶん検討した結果、今回は低温の方に重点をおくこととし、耐食アルミニウム合金の軟質材を用いることにした。[2)]

(2)　容器の種類　燃焼容器は2650×2650×70mmの大きさを標準とした。(大容器)。この容器による燃焼表面積は7 m^2である。このほか燃料供給量の制約から、LEAG用に500×500×70mmの小容器、そして火炎伝ぱ速度用として、100×10000×50mmの細長い容器を製作した。

(3)　配管　液化窒素および燃料は、危険防止のため、50m離れた位置から固定配管を用いて供給することにした。配管は、口径37mmのステンレススチール管を用い、緊急遮断弁、ガス抜き破裂板等必要な安全装置をとりつけた。

2．4　容器および配管の断熱

燃料使用量を減らし、危険をすくなくするには、容器および配管を断熱するのが効果的である。現在ウレタンフォームがLNGの断熱材として好ましいとされているが、今回の実験のように、火炎に曝される場合は難があるので、結局アルミニウム箔付グラスウールフエルトを用いることにした。

断熱材の厚さは、設計条件として、内部温度をLNG沸点の－162℃、外気温度を30℃、相対湿度を85%にとると、表面の露点温度が27.2℃になることから、これ以上の温度にするには、グラスウールを165mm以上とする必要があることが計算できた。同様の方法を配管に適用すると、断熱材の厚さは85mm以上となる。しかし、今回の実験は一時的かつ短時間使用なので、少し減らし、断熱材の厚さを、燃焼容器および火炎伝ぱ速度容器で100mm、配管で50mmにとった。

断熱容器の例を、大容器についてFig.1に示す。

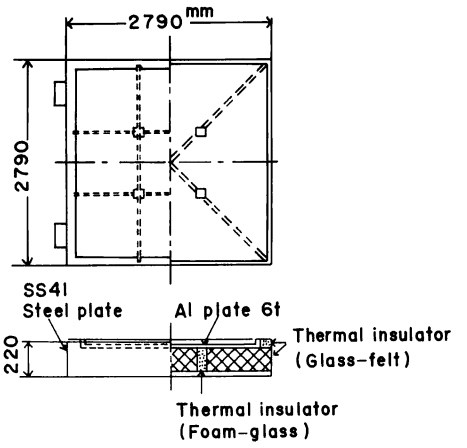


Fig. 1 Large tray

2．5　測定装置と方法

実験は燃料の供給から開始した。まず液化窒素を配管に流し、配管および容器をじゅうぶんに予冷したのち、同じ方法で燃料を供給した。燃料を送っている間は、絶えず周囲のガス濃度を計測し、危険範囲を確認し、ガスが余りひろがりすぎるときは、送液を一時中止した。液化ガスが容器に4～5cmの深さにたまったところで、燃料の供給を停止し、窒素ガスを送って配管内の燃料ガスをパージした。一回の実験に消費した燃料は約400 lである。

実験は液化ガス毎にまとめて行ない、火炎温度、燃焼速度およびふく射照度を同時に測定した。火炎伝ぱ速度は、別に専用の容器を用いて行なった。

各実験における計測の詳細は次のとおりである。

(1)　火炎温度　火炎中の温度は、直径0.6mmのアルメル・クロメル熱電対4本を、大容器の中心軸上の高さが0.5、1.0、1.5および2mの位置に設け、冷接点を介して連続的に記録した。測定装置をFig.2に示す。

(2)　燃焼速度　一般に燃焼速度の測定には、常に液面を一定に保っよう燃料を補給し、その補給量から求める。容器ごと台秤の上にのせ、重量減から測定する。あるいは、容器の底にゲージ管を連結し、その読みから求めるなどの方法がある。この実験では、これらのいずれもとれないが、燃料が極低温、一方火炎は1000℃もの高温で、温度差が非常に大きいことから、これを利用することにした。すなわち、容器の底にステンレス製の熱電対保持台をおき、これに垂直方向に1cmの間隔に5本の直径0.3mmのアルメル・クロメル熱電対を配し、冷接点を介して連続記録計につないでおき、液中で一定温度を示していた熱電対が、液面から出て

火炎の中に急に入ったときの急激な温度上昇と記録紙の移動距離から燃焼速度を求めることにした。　この方法は、低温液化ガスだからこそ使えるわけで、ガソリンのような普通の液体燃料には無理である。この装置もFig.2にあわせて示した。

(3)　ふく射照度　火炎から周囲へのふく射熱は４ヶのふく射計（東京精工製ＲＥ型）を、容器の各辺に直角の方向に配置して測定した。ふく射計は、炎の全体が常に視角内におさまるように、大容器の場合は容器中心から15m離れた地上２ｍの、小容器の場合は同じく５ｍ離れた地上1.5ｍの位置においた。

(4)　火炎伝ぱ速度　火炎伝ぱ速度は、専用測定容器の一端から、長軸方向の２、４、６および８ｍの位置に、直径0.6mmの銅・コンスタンタン熱電対をとりつけ、この出力を直記式電磁オッシログラフに接続し液面上を火炎が伝播するときの、温度の急上昇と記録紙の移動距離から測定した。またこれと平行して、16ミリシネカメラによる撮影を行ない、コマ当りの火炎の進行からも求めた。

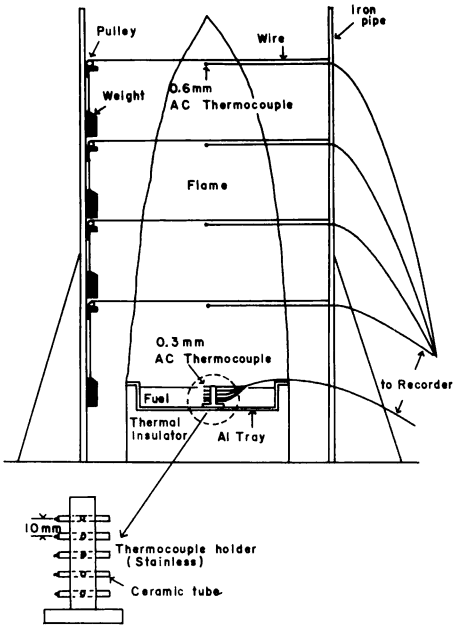


Fig. 2 Experimental apparatus

３．実験結果

３．１　火炎温度

火炎中の温度測定結果の例をFig.3に示す。これらの温度は熱電対の出力をそのまま温度に換算したもので、何らの補正をしていないが、それにしてもガソリンの火炎温度を同様の方法で測定したときの値、約1100℃℃にくらべても低すぎる(Fig.4)[3]。これは風のために火炎が傾き、熱電対の接点にあつい気流がふれなかったためと思われる。火炎温度の測定値は各燃料とも、ほとんどＬＮＧの場合と同じで、燃料による差は見られなかった。

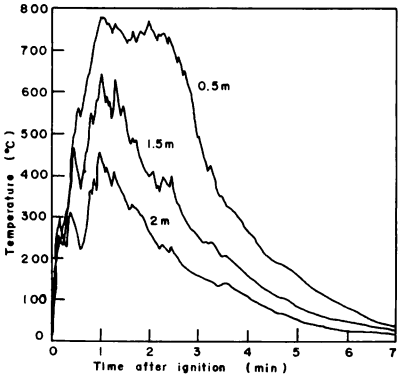


Fig. 3 Flame temperature at various heights above fuel surface

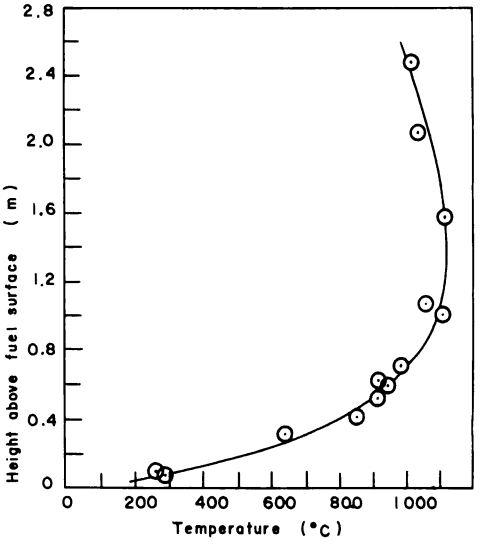


Fig. 4 Temperature distribution in gasoline flame. (Tray dia. 6 m)

３．２　燃焼速度

燃焼速度は前述のとおり、熱電対の急激な温度上昇と、時間との関係から求めた。しかし今回の実験では、液化窒素による冷却および火炎による高温加熱の為容器が変形し、とくに容器の底が盛り上がり、その結果、

熱電対保持台の位置が上方に移動したので、あまり正確には測定できなかった。測定値はＬＮＧ19、ＬＥＧ36、ＬＰＧ(B)17、ＬＥＡＧ17mm/minであった。これらの値は、ほぼ同じ大きさの容器でのガソリンの燃焼速度4.8mm/minとくらべてずっと大きい。これは断熱材を含めた容器の材質や、つばがある、底が浅いなど速度を増す因子をこの容器がもっているためだと思われるが、前述の理由で確定的ではない。

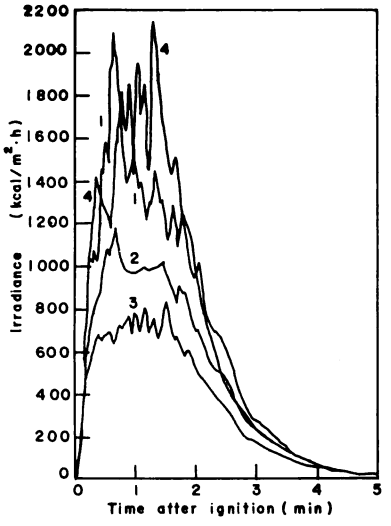


Fig. 5 Radiation from burning LNG (Values measured at 15 m from center of tray)
Wind velocity : 1.8 m/sec
4 : Leeward
2 : Windward
1 and 3 : Crosswind

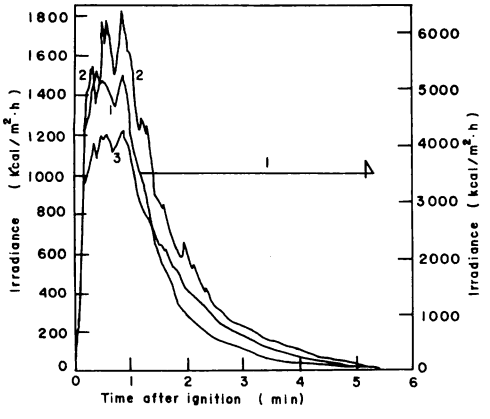


Fig. 6 Radiation from burning LEG (Values measured at 15 m from center of tray)
Wind velocity : 1.6 m/sec
1 : Leeward
3 : Windward
2 : Crosswind

3．3　ふく射照度

ふく射照度の測定結果を、Figs.5－8に示す。同じ燃料を、同一距離で測定してもかなりの差があるように見えるのが、これは風の方向や速度が異なるためにおきることである。またＬＥＡＧは小容器での測定値であるので、他の燃料とは値も異なる。このような理由から実測値をそのままでお互いを直接比較することはできない。

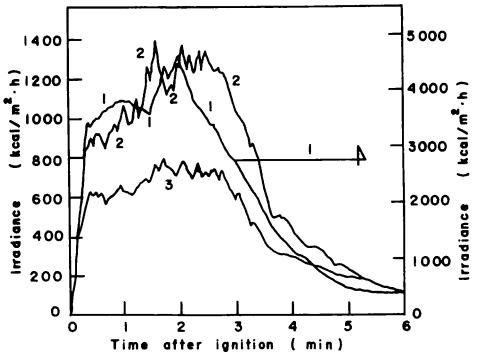


Fig. 7 Radiation from burning LPG (Values measured at 15 m from center of tray).
Wind velocity : 1.0 ~ 1.5 m/sec
1 : Leeward
3 : Windward
2 : Crosswind

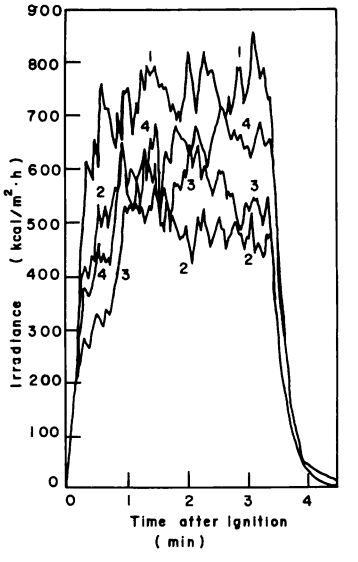


Fig. 8 Radiation from burning LEAG (Values measured at about 5 m from center of tray). Windfree.

3．4　火炎伝ぱ速度

火炎伝ぱ速度の測定結果をTable 2に示す。速度は熱電対法とシネカメラ法とで多少の差があり、また着火した位置からの距離によっても異なる。大体において最初早く、あとの方が遅い。

Table 2 Flame spreading velocity over the surface of cryogenic fuels.

Fuel	Spreading velocity (m/sec)			
	Thermocouple method			Cine camera method
	From 2 to 4m	From 4 to 8m	Average	
LNG	–	–	–	2.20
LEG	4.44	3.72	3.92	3.93
LPG (B)	4.00	3.88	3.92	3.63
LEAG	4.54	4.39	4.44	4.00

4．考　察

4．1　火炎温度

火炎中の温度測定は、風で火炎が傾き、熱電対の接点に火炎がふれなかったので、良い結果が得られなかった。このような場合、火炎の特定の場所の温度を知る必要があるのならともかく、平均的場所での温度でよければ、光高温計のような非接触的測定法の方が望ましい。この方法でガソリン火炎を測定した結果では火炎温度は1250℃で[4]、先の熱電対による測定値[3]よりも100℃あまり高い。今回用いた燃料はいずれも、この程度の値を示し、燃料による差はまずないものと考えられる。

4．2　燃焼速度

低温液化ガスの燃焼速度は、ガソリンのそれ(4.8mm/min)の数倍もあり、ＬＮＧでも、Burgessらのほぼ同じ大きさの容器における燃焼速度9.5mm/min (Table 3)にくらべても２倍大きい。Burgessらとの

Table 3 Burning rate of LNG by Burgess et al.[1]

Tray size	Burning rate (mm/min)
dia. 0.75m	6
1.5 x 1.5m	9.5 ~ 13.5
dia. 3m	8 ~ 9.5
6 x 6m	12.3

違う原因の一つとして、今回使用した容器が、彼らのそれの10倍もの断熱効果をもっていることが挙げられる。しかし、先に3.2で述べたとおり、低温および高温ひずみのため、容器の底がもち上っているので、このままでははっきりしたことは云えない。この点について少し考察を加えることにする。

Grumerら[5]によると、可燃性液体の燃焼速度は、次式であらわされる。

$$V_\infty = 0.076H_C/(H_V + \int_T^{T_b} C_P\, dT) \qquad (1)$$

ただし、V_∞は容器が大きいときの燃焼速度(mm/min)、H_Cは真発熱量、H_Vは沸点(T_B)における蒸発熱、C_Pは比熱である。(1)式によって得た燃焼速度計算値をTable 4に示す。これらの値は、今回の実測値よりもずっと

Table 4 Burning rate of cryogenic fuels. (Value calculated from Eq. (1))

Fuel	Burning rate (mm/min)
LNG	7.3
LEG	8.0
LPG (B)	9.4
LEAG	7.5

低い。これについてBurgessらは，直径1.5mにおける値6.8mm/minをV_∞とし、液体燃料と同じく、(1)式にのるとしているが、彼らのもっと大きい容器での値は、Table 3に示したように、(1)式からの値を上まわっている。これは風のある時の測定値であるが、風があったとしても、燃焼速度はV_∞の値をそれほど越すものではないので[6,7]、はやり(1)式によってあらわされる法則から外れることには変りない。したがって、液化ガスの燃焼速度は、(1)式ではうまくあらわせないといえる。

もう一つ注意すべきことは、(1)式から計算した速度の大きさの順序が、実測値のそれと異なっていることである。したがって、燃焼速度には、燃焼熱や蒸発熱以外の燃焼特性たとえば、燃焼限界値なども関与していることが考えられる。

4．3　ふく射照度

ふく射計の読みをそのまま用いることは、風の影響などもあって、燃料によるふく射照度の比較を行なう

ことは、適当でない。これを行なうためには、無風時に換算する必要がある。

いま無風時のふく射照度をE_0、風下側および風上側のそれをそれぞれE_DおよびE_U、そして鉛直方向から測った火炎の傾き角をθとすると、ふく射照度はそれぞれおよそ、

$$E_D = E_0/\cos\theta \quad (2)$$

$$E_U = E_0 \cos\theta \quad (3)$$

で表わされる。(4)および(5)式から、無風時のふく射照度は結局、

$$E_0 = \sqrt{E_D \cdot E_U} \quad (4)$$

で求まることになる。

またＬＥＡＧでは、ふく射照度の測定を小容器で行なったので、これもこのままでは比較できない。しかし同一燃料では、容器の中心からふく射計までの距離と、容器の直径との比をとった無次元距離を用いれば、容器の大きさに関係なく、同一無次元距離に対しては、同じふく射照度を与えること、さらには距離が容器直径の３倍以上離れていれば、ふく射照度は距離の２乗に逆比例することが知られているので[8]、(4)式とあわせて、ＬＥＡＧについても他のものと比較できる値を得ることができる。

Table 5 Radiation from cryogenic fuel fires under wind free condition.

Fuel	Irradiance* (kcal/m² h)	Tray size
LNG	1300	2.65 x 2.65m
LEG	2300	〃
LPG (B)	1700	〃
LEAG	1900	〃
Gasoline**	1000	dia. 3m

* Values at 15m from center of tray
** For comparison

Table ５は、以上の方法で得た、一辺2.65mの容器で液化ガスを燃焼させたとき、15m離れた位置での無風時のふく射照度を与えたものである。比較のために、ほぼ同じ大きさの円形容器（直径３ｍ、燃焼面積7.07 m²）によりガソリンを燃焼させた場合の値[8]も示してある。

明らかに、液化ガス火災はガソリンのような液体火災にくらべて強力であり、ＬＮＧで1.3倍、ＬＥＧに至っては2.3倍も大きい。これでもって火災の規模を表わすなら、その燃焼速度の測定値は大きすぎる。ふく射照度の大きさの順序は、燃焼速度実測値のそれとほぼ同じだが、ＬＰＧだけは外れている。しかし、これはむしろ重量燃焼速度に、単位重量当りの発熱量を乗じた。単位時間当りの燃焼熱の大きさで比較すべきであり、そうすればよく一致する。したがって、もし単位重量当りの発熱量にそれ程差がなければ、ふく射照度は重量燃焼速度と関連づけられることがわかる。ここで用いた燃料はすべて12000～13000kcal/kgの燃焼熱をもっているので、液面の降下速度がもっと正確に得られていれば、ふく照射度と重量燃焼速度はよく対応したであろう。

ところでBurgessら[1]も、ＬＮＧについてふく射熱を測定しており、1.5～３ｍの大きさの容器の場合、そのふく射熱は液表面積１m²あたり190～200kcal/secである。これを今回の大容器に換算すると1350～1420kcal/secのふく射束(radiant power)があることになる。彼らの方法を用いて本実験におけるＬＮＧのふく射束を換算すると、1020Kcal/secとなり少し小さい。上に述べた容器についてのBurgessらの実験では、ふく射計の位置が示されていないが、ふく射計の位置が示されている６×６ｍのLNG火災についてのradiant powerは最大7170kcal/secとあるので、これを７m²の容器、15ｍの距離におけるふく射照度に換算すると、1700kcal/m²·hrとなる。この値は本実験における値1300kcal/m²·hrにくらべてかなり大きい。この原因は、彼らの実験がふく射計を１つまたはそれ以上設けたとあるだけで、位置についての明確な説明がなく、風下における値をとったためではないかと思われる。現に我々の測定でも、ＬＮＧの風下におけるふく射照度は、最大2200kcal/m²hrあり、結局のところ両者には余り大きな差はないといえよう。これに対して燃焼速度実測値は、本実験の方がずっと大きいので、ふく射熱の方から検討してみることにする。

火炎から発する全熱量とふく射放散分との比が、どの燃料についても等しいとすれば、ふく射照度から燃焼速度が計算できる。Teble 5のガソリンのふく射照度1000kcal/m²·hrと燃焼速度4.8mm/minを基準に、各液化ガスの燃焼速度を求めると、Table 6のようになる。

Table 6 Burning rate deduced from radiation data.

Fuel	Burning rate (mm/min)
LNG	10.4
LEG	12.9
LPG (B)	9.3
LEAG	10.7

これらのうちＬＮＧの値はBurgessらのそれに近く、ＬＥＧは次に報告を予定している液化ガスの消火実験の際、小容器において測定した12mm/minにほとんど等

しいことなどから、Table 6の値は妥当ではないかと考えられる。

以上のことから、液化ガスの火災の強さを示す尺度としては、今回の実験では燃焼速度よりはふく射照度を用いた方がよいと考えられる。そうするとＬＮＧ火災はガソリン火災の1.3倍の強さとなるが、ヘキサンが1.45倍なので、[8]、これはほぼ液体火災並みとみなしうる。ＬＥＧは本実験では最も強力な燃焼を示し、ガソリンの2.3倍におよぶ。ついでＬＥＡＧの1.9倍、LPＧの1.7倍とつづく。これらの倍率は、消火を行なう際の、消火剤の放出速度の算定の基礎になるものと考えられるが、いずれもガソリンにくらべて強力な火災性状を示しているので、おそらく消火は困難であろう。

4．4　火災伝ぱ速度

液面上の火災伝ぱ速度については、いくつかの測定例があるが[9-14]、炭化水素燃料では2m/sec 程度の早さである。今回の測定では、ＬＮＧが2.2m/secとほぼこれに近いが、その他の燃料は約４m/secでずっと大きくなっている。このような大きい値を示すのは、実験が屋外で行なわれたので、風の影響がある為と考えられるが、、ふく射熱が大きいなどの液化ガスの特質にも依存しているようでもある。これを僅か１回の測定できめるのは無理で、無風時における測定をじゅうぶん行なうべきである。

5．結　語

(1) 火災の強さはふく射照度(同一受熱配置条件における）から見るのが適当で、ＬＮＧがガソリンの1.3倍、ＬＥＧが2.3倍、ＬＰＧ(B)が1.7倍そしてＬＥＡＧが1.9倍といずれも強力である。

(2) ふく射照度から得た燃焼速度は、ＬＮＧ10.4、ＬＥＧ12.9、ＬＰＧ(B)9.3、そしてＬＥＡＧで10.7mm/min であり、ほぼ妥当と考えられる。ただし正確な再測定で確認する必要がある。

(3) 火炎伝ぱ速度はＬＮＧが2.2m/secとほぼ液体燃料に等しいが、他の液化ガスは約２倍早い。

(4) 以上のように、可燃性低温液化ガスは、ガソリンなどよりずっと強力な燃焼性状を示すので、消火困難が予想される。とくにＬＥＧやＬＥＡＧが難しいであろう。

本研究は冒頭にも述べたように昭和46年度に行なった可燃性低温液化ガス火災消火実験の一部をまとめたもので、御指導いただいた実験委員長の東京大学工学部難波桂芳教授はじめ，熱心に御協力下さった実験委員会の各位および安全工学協会に厚く御礼申し上げます。

文　献

1) D. Burgess and M. G. Zabetakis : Bureau of Mines Report of Investigation, 6099(1962)
2) 軽金属協会規格、アルミニウムおよびアルミニウム合金を用いた圧力容器、貯蔵タンク類の許容応力基準、LIS SW1(1966)
3) 湯本太郎：未発表
4) 消防研究所、海面火災実験報告、災害科学研究会、(1964)
5) J.Grumer, A.Strasser, T. A. Kubara and D. S. Burgess : Fire Res.Abst.Rev., **3**, 159(1961)
6) D. Burgess and M. G. Zabetakis : Manual for Mydrocarbon Processing Plants, Chap. 9, Ed. by C. H. Vervalin, Gulf Publishing Co., Houston, (1964)およびD. S. Burgess, A. Strasser and J. Grumer : Fire Res. Abst.Rev., **3**, 177(1961)
7) 湯本太郎：安全工学, **10**, №3, 143(1971)
8) 湯本太郎：消防研究所報告, №33, 23(1971)
9) 金原寿郎：理研彙報, **9**, 561(1930), **10**, 37 (1931), **11**, 104, 1191(1932), **15**, 871, 1090(1936), **21**, 95(1942)
10) J.H. Burgoyne and A. F. Roberts : Proc. Roy. Soc., A**308**, 55(1968)
11) I.Glassman, T. G. Hansel and T. Eklund : Combustion and Flame, **13**, 99(1969)
12) C. S. Tarifa and A. M. Torralbo : 11th Symp. (Inter.)on Combustion, P.533(1967), 12th Symp. (Inter.)on Combustion, P.229(1969)
13) J.N.DeRis : 12th Symp.(Inter.)on Combustion, P.241(1969)
14) K.Akita and O.Fujiwara : Combustion and Flame, **17**, 268(1971)

Burning Characteristics of Cryogenic Fuels

(Abstract)

Yoichi Uehara, Taro Yumoto and Susumu Nakagawa

(Received May 31, 1973)

A field test was made to explore the burning characteristics of cryogenic fuels, such as liquefied natural gas (LNG), liquefied petroleum gas (LPG), liquefied ethylend gas (LEG), and mixture of liquefied ethylene and acetylene gases (LEAG).

These fuels were burned in three kinds of aluminum trays insulated with glass-felt, and the burning rates, flame temperatures, thermal radiation from flames and flame propagation velocities over fuel surface were measured.

The conclusions obtained are summarized as follows:

(1) The magnitude of radiation of cryogenic fuel fires is very large as compared with gasoline fire under the same condition and their values for LNG, LEG, LPG, and LEAG are 1.3, 2.3, 1.7, and 1.9 times as large as gasoline, respectively.

(2) The burning rates deduced from radiation data are 10.4, 12.9, 9.3, and 10.7 mm/min for LNG, LEG, LPG, and LEAG, respectively.

(3) The flame propagation velocity over LNG surface is comparable to that of gasoline. However, those of other three cryogenic fuels are about twice as fast as gasoline.

消火剤容器内の圧力変化の推算

山 鹿 修 蔵

（昭和48年 7 月 7 日受理）

1．緒　言

粉末消火剤、ハロゲン化炭化水素、二酸化炭素等は、消火剤それ自体の圧力（蒸気圧）かまたは消火剤以外の他のガスの圧力を利用して放出される。これらは水などと異なりポンプ等の動力源を必要としないで放出できる一方、* ガスの加圧力が放出の良否を決めることになる。したがって消火器または固定消火装置等から放出される消火剤の流量特性を知るためには、消火剤容器内の圧力変化、容器からノズルに至るまでの圧力損失、ノズルの圧力流量特性を知り、これを総合して判断されることになる。ここではこのうち、輸送用ガス（例えば二酸化炭素、窒素ガスなど）の圧力を利用して放出される消火剤（粉末消火剤および液体消火剤）について、まず消火剤容器内の圧力変化を推算する方法について述べるとともに、計算した結果と実側したデータについて比較検討を行った。

2．使 用 記 号

W_O ：消火剤充塡量（Total weight of agent in container）

W ：消火剤放出中の容器内残量（Weight of agent in container during discharge）

ρ ：消火剤密度（Dencity of agent）

V_0 ：消火剤容器内容積（Volume of container）

V'_0 ：消火剤充塡時の空容積（Volume of air space at full charge）$(=V_O-W_O/\rho)$

V' ：消火剤放出中の容器内空容積（Volume of air space during discharge）$(=V_O-W/\rho)$

R ：無次元充塡比（Dimensionless charge ratio）$(=(V_O/V'_O)-1)$

ψ ：無次元空容積（Dimensionless air space）$(=V'/V'_O)$

Q_O ：基準時（消火剤容器の弁を開放した時）における容器内加圧ガス総量（Total mass of gas at basic time）

Q ：放出中の容器内加圧ガス総量（Total mass of gas during discharge）

ϕ ：無次元加圧ガス総量（Dimensionless total mass of gas）$(=Q/Q_0)$

P_{TO} ：基準時容器内圧（絶対圧）（Pressure at basic time）

P_T ：容器内圧（絶対圧）（Prssure in container）

Π ：無次元容器内圧（Dimensionless pressure in container）$(=P_T/P_{TO})$

P_B ：減圧弁設定圧（Setting pressure of regulator）

G ：無次元減圧弁設定圧（Dimensionless setting pressure of regulator）$(=P_B/P_{TO})$

P_N ：ノズル圧（ゲージ圧）（Nozzle pressure）

t ：経過時間（Time）

t_i ：加圧ガス蓄圧時間（Period of gas Charge）

t_o ：消火剤放出時間（Period of agent discharge）

τ_i ：無次元放出経過時間（Dimensionless time of agent）$(=t/t_i)$

τ_o ：無次元放出経過時間（Dimensionless time of agent discharge）$(=t/t_o)$

T ：無次元加圧速度（Dimensionless gas charge rate）$(=(t_o/t_i)\{(\pi/2)-\mathrm{Sin}^{-1}(1/P_B)\})$

q ：消火剤実流量（Flow rate of agent）

$\bar{q}$ ：消火剤平均流量（Average flow rate of aget）$(=W_O/t_o)$

F ：無次元消火剤流量（Dimensionless flow rate of agent）$(=q/\bar{q})$

q_P ：ノズル圧P_{TO}における消火剤流量（flow rate of

* 消火器においては水でもやはりガスの圧力を用いる。

agent at nozzle pressure P_{TO})

q_i ：加圧ガス流量(Flow rate of gas at charge)

q_o ：放出ガス（消火剤に伴われて失われるガス）流量(Flow rate of gas at discharge with agent)

K ：無次元放出ガス流量(Dimensionless flow rate of gas at discharge with agent)$(=(q_o/q)(W_o/Q_o)$

K ：加圧ガス比熱比（Ratio of heat content of gas at constant pressure to that at constant volume)

K_1, K_2, K_3, K_4, K_5 ：定数(Constant)

3．容器内圧力の計算式

この問題を考える上で実用上の見地から次の２つを考慮する必要がある。一つは加圧用ガスをあらかじめ容器内に持っている（蓄圧式）か、使用時に導入する（加圧式）かである。消火器等において二酸化炭素容器の封枝を破つて加圧する方式は瞬時に加圧されるので、ここではあらかめじ加圧された蓄圧式と同等に考える方が妥当である。他の一つは消火剤が液体であるか粉体であるかによって区別されねばならない。それは粉体の場合には消火剤に伴なわれて加圧ガスの一部が輸送ガスとして使用され失われて行くからである。以下この両者の組合せによって生ずる４つの場合について考察する。

3．1　加圧式における加圧時の場合

加圧式における加圧時の容器内加圧ガスの増加は、加圧ガスの流入速度が高圧ガスの流量法則[1]のように二点の圧力の二乗の差の平方根に比例するとすれば、(1)式で表わすことができる。

$$q_i=\frac{dQ}{dt}=K_1\sqrt{P_B^2-P_T^2} \qquad (1)$$

(1)式を無次元化すると

$$\frac{d\phi}{d\tau_i}=\frac{d\Pi}{d\tau_i}=\frac{K_1 t_i P_{TO}}{Q_o}\sqrt{G^2-\Pi^2} \qquad (2)$$

となる。この式を解くと、

$$\mathrm{Sin}^{-1}\frac{\Pi}{G}=\frac{K_1 t_i P_{TO}}{Q_o}\tau_i+C \qquad (3)$$

が得られる。$\tau_i=0$ のとき、$\Pi=1/P_{TO}$であるから

$$C=\mathrm{Sin}^{-1}\frac{1}{G\cdot P_{TO}}=\mathrm{Sin}^{-1}\frac{1}{P_B} \qquad (4)$$

$\tau_i=1$ のとき、$\pi=G$であるから

$$\frac{\pi}{2}=\frac{K_1 t_i P_{TO}}{Q_o}+\mathrm{Sin}^{-1}\frac{1}{P_B} \qquad (5)$$

$$\therefore \Pi=G\ \sin\left\{\left(\frac{\pi}{2}-\mathrm{Sin}^{-1}\frac{1}{P_B}\right)\tau_i+\mathrm{Sin}^{-1}\frac{1}{P_B}\right\} \qquad (6)$$

これは加圧式における加圧時の容器内圧の変化を表わす式で**Fig. 1** のような正弦曲線である。**Fig. 1** には実験例をあわせて比較して示した。

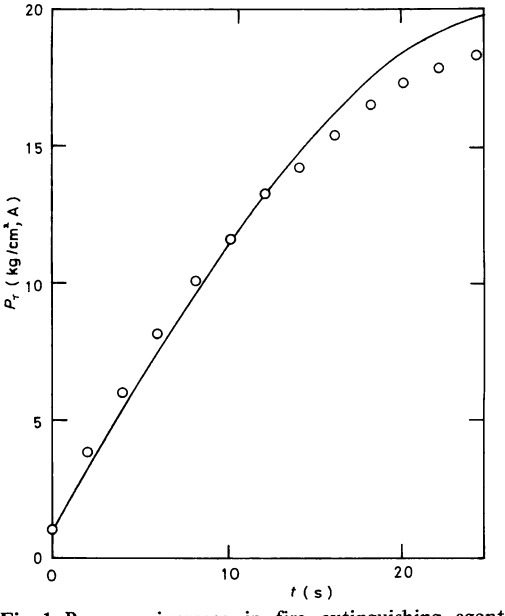


Fig. 1 Pressure increase in fire extinguishing agent container before discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that P_B = 20 (kg/cm² ,A), t_i = 27(s).

3．2　消火剤放出時の場合

消火剤の放出時における式は(7)式で表わされる。

$$\frac{dQ}{dt}=q_i-q_o \qquad (7)$$

加圧式の場合に消火剤放出中も加圧時と同じ条件で加圧が続けられていれば、(7)式中のq_iは(1)式と同じく

$$q_i=K_1\sqrt{P_B^2-P_T^2} \qquad (8)$$

で表わされる。q_oは消火剤に伴なわれて失われるガス量であるので液体消火剤の場合は$q_o=0$ である。粉末消火剤の場合には、粉末に伴われて輸送ガスとして失われるが、この量は粉末の流量に比例すると考えられるから(9)式で表わす。

$$q_o=K_2 q \qquad (9)$$

さらにK_2は、当初の充填量にも関係あると見なされるので

$$K_2=Q_o K/W_o \qquad (10)$$

と置くと、始めの(7)式は(11)式となる。

$$\frac{dQ}{dt}=K_1\sqrt{P_B^2-P_T^2}-K\frac{Q_o}{W_o}q \qquad (11)$$

(11)式を無次元化すると

$$\frac{d\phi}{d\tau_o}=\frac{t_o}{t_i}\left(\frac{\pi}{2}-\sin^{-1}\frac{1}{P_B}\right)\sqrt{G^2-\Pi^2}-KF$$

$$=T\sqrt{G^2-\Pi^2}-KF \qquad (12)$$

となる（液体消火剤の場合は$K=0$、蓄圧式の場合は$T=0$と考えればよい）。一方、この場合の容積圧力変化の関係は断熱膨張であることを考慮すると

$$\phi=\Pi\psi^{\kappa} \qquad (13)$$

であるから、

$$\frac{d\phi}{d\tau_o}=\frac{d\Pi}{d\tau_o}\psi^{\kappa}+\Pi\left(\frac{\partial\psi^{\kappa}}{\partial\tau_o}+\frac{\partial\psi^{\kappa}}{\partial\pi}\frac{d\Pi}{d\tau_o}\right) \qquad (14)$$

(12)(14)式より

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{T\sqrt{G^2-\Pi^2}-KF-\Pi\dfrac{\partial\psi^{\kappa}}{\partial\tau_o}}{\psi^{\kappa}+\Pi\dfrac{\partial\psi^{\kappa}}{\partial\Pi}} \qquad (15)$$

が得られる。

3．3　消火剤流量が一定とした場合

大型の消火装置の場合のような流出部分に長い配管を持ち、この部分の流動抵抗が流出速度の律速となるようなものでは、消火剤の流量がある時間ほぼ一定と見なし得る。このような場合には

$$\psi=1+FR\tau_o \qquad (16)$$

となるので、(15)式は次のように書き替えられる。

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{T\sqrt{G^2-\Pi^2}-KF-\kappa FR(1+FR\tau_o)^{\kappa-1}\Pi}{(1+FR\tau_o)^{\kappa}} \qquad (17)$$

3.3.1　蓄圧式液体消火剤の場合

(17)式は

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{-\kappa FR\Pi}{1+FR\tau_o} \qquad (18)$$

となるので

$$\therefore\Pi=\frac{1}{(1+FR\tau_o)^{\kappa}} \qquad (19)$$

が得られる。**Fig. 2**に実験例とともに曲線の一例を示す。*

3.3.2　蓄圧式紛末消火剤の場合

(17)式は

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{-KF}{(1+FR\tau_o)^{\kappa}}+\frac{-\kappa FR\Pi}{1+FR\tau_o} \qquad (20)$$

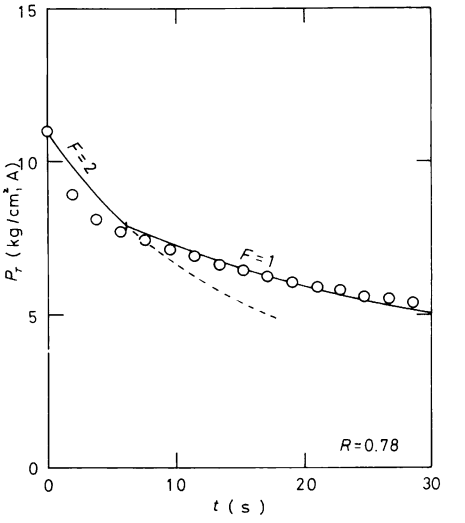


Fig. 2 Pressure decrease in liquid fire extinguishing agent container after discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that q = 1.0 (kg/s), P_{TO} = 11 (kg/cm², A), V_O = 44 (ℓ), W_O = 38 (kg), ρ = 1.94 (g/cm³), t_o = 36 (s), κ = 1.4

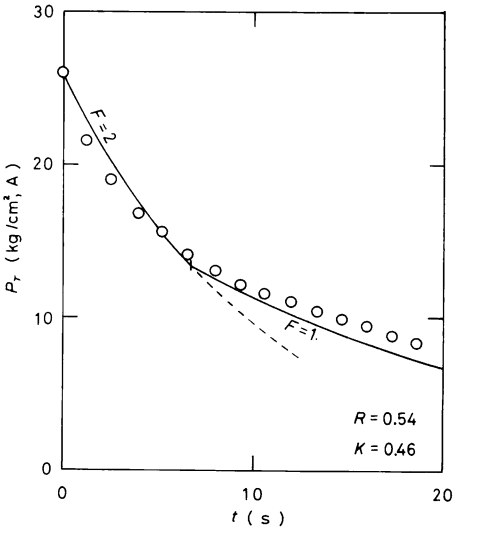


Fig. 3 Pressure decrease in dry powder fire extinguishing agent container after discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that q = 4.2 (kg/s), P_{TO} = 26 (kg/cm², A), V_O = 130 (ℓ), W_O = 100 (kg), ρ = 2.20 (g/cm³), t_o = 24 (s), κ = 1.4

* **Fig 2**から**Fig 5**まで、消火剤容器が開かれてから消火剤がノズルから出るまでの時間は、流量が通常より大きいので$F=2$として計算、図示されている。

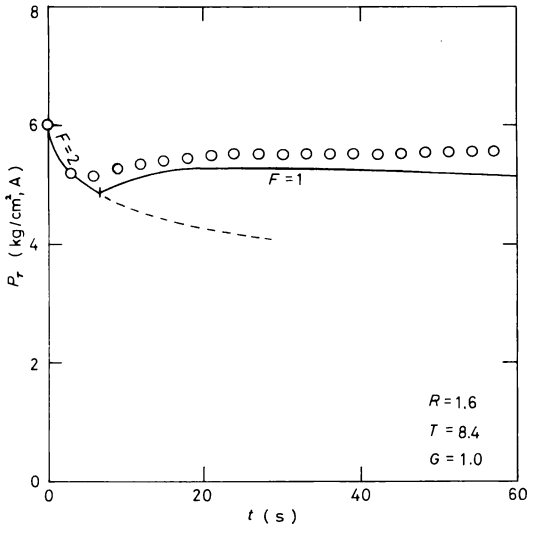


Fig. 4 Pressure decrease in liquid fire extinguishing agent container after discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that q = 0.92 (kg/s), P_B = 6 (kg/cm², A), P_{TO} = 6 (kg/cm², A), V_O = 44 (ℓ), W_O = 52 (kg), ρ = 1.94 (g/cm³), t_i = 16 (s), t_O = 57 (s), κ = 1.4

となるので

$$\therefore \Pi = \frac{1 - FR\tau_o}{(1+FR\tau_o)^{\kappa}} \tag{21}$$

が得られる。**Fig. 3** に実験例とともに曲線の一例を示す。

3.3.3 加圧式液体消火剤の場合

(17)式は

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o} = \frac{T\sqrt{G^2-\Pi^2}}{(1+FR\tau_o)^{\kappa}} + \frac{-\kappa FR\Pi}{1+FR\tau_o} \tag{22}$$

となる。これは一般には解けないので、近似計算で $\Pi \sim \tau_o$ 曲線を求めた一例を **Fig. 4** に示す。また同時に実験例を示した。

3.3.4 加圧式粉末消火剤の場合

(17)式そのものである。**3.3.3**と同様近似計算した例を**Fig. 5**に示す。また同時に実験例を示した。

3．4 容器内圧力の変化がノズル圧力に直接影響を及ぼす場合

小型の消火器のように容器内の圧力変化がそのままノズルの圧力変化となり、このためノズルから噴射される消火剤の流量が変化する場合には、容器空間の増加が(16)式のような時間に関する一次式では表わせない。したがって式の形も複雑となる。したがってここではまず容器の圧力がノズル圧に等しいと見なせる場合のみについて式を建てた。

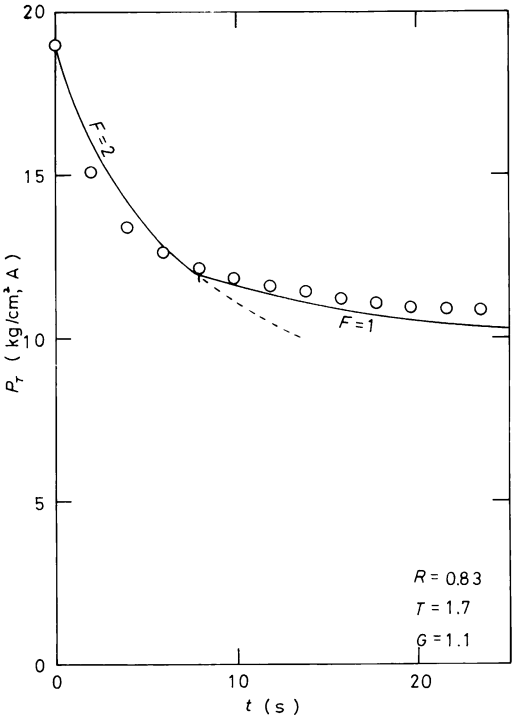


Fig. 5 Pressure decrease in dry powder fire extinguishing agent container after discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that q = 33 (kg/s), P_B = 21 (kg/cm², A), P_{TO} = 19 (kg/cm², A), V_O = 1000 (ℓ), W_O = 1000 (kg), ρ = 2.20 (g/cm³), t_i = 27 (s), t_O = 30 (s), κ = 1.4

ノズルにおける消火剤の流量は、ノズル圧力の平方根と、等価断面積を含めたノズル係数の積とに比例するから(23)式のように置くことができる。

$$q = K_3\sqrt{P_N} = K_3\sqrt{P_T - 1} \tag{23}$$

また、

$$q_P = K_3\sqrt{P_{TO} - 1} \tag{24}$$

であるから

$$\bar{q} = K_4 q_P \tag{25}$$

とおけば

$$F = \frac{q}{\bar{q}} = \frac{K_3\sqrt{P_T - 1}}{K_3K_4\sqrt{P_{TO}} - 1} = \frac{\sqrt{\Pi - 1/P_{TO}}}{K_4\sqrt{1 - 1/P_{TO}}}$$

$$= \frac{1}{K_5}\sqrt{\Pi - \frac{1}{P_{TO}}} \tag{26}$$

$$\therefore \psi = 1 + \frac{R}{K_5}\sqrt{\Pi - \frac{1}{P_{TO}}}\,\tau_o \tag{27}$$

と表わせる。これを(15)式に代入すれば(17)式に相当するものとして(28)式が得られる。

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{TK_5\sqrt{G^2-\Pi^2}\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}\,[1+(R/K_5)\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}\,\tau_o]^{1-\kappa}-(\Pi-1/P_{TO})\{\kappa R\Pi-1/P_{TO}\}R\tau_o+K_5\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}-K\,[1+(R/K_5)\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}\,\tau_o]^{1-\kappa}\}}{\{(\kappa/2+1)\Pi}\quad(28)$$

3.4.1 蓄圧式液体消火剤の場合

この場合、$T=0$、$K=0$であるから(28)式は簡略化されて(29)式のようになる。

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{-\kappa R(\Pi-1/P_{TO})\Pi}{\{(\kappa/2+1)\Pi-1/P_{TO}\}R\tau_o+K_5\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}}\quad(29)$$

3.4.2 蓄圧式粉末消火剤の場合

この場合は$T=0$であるから(28)式は(30)式のようになる。

$$\frac{d\Pi}{d\tau_o}=\frac{-(\Pi-1/P_{TO})\{\kappa R\Pi+K[1+(R/K_5)\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}\,\tau_o]^{1-\kappa}\}}{\{(\kappa/2+1)\Pi-1/P_{TO}\}R\tau_o+K_5\sqrt{\Pi-1/P_{TO}}}\quad(30)$$

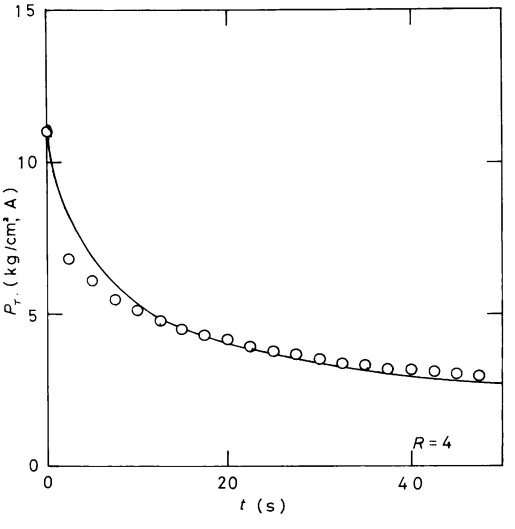


Fig. 6 Pressure decrease in liquid fire extinguisher after discharge; dots: observed; a curve; calculated under the assumption that
q = 0.28 (kg/s), P_{TO} = 11 (kg/cm², A),
V_O = 10 (ℓ), W_O = 11 (kg),
ρ = 1.38 (g/cm³), t_O = 40 (s)

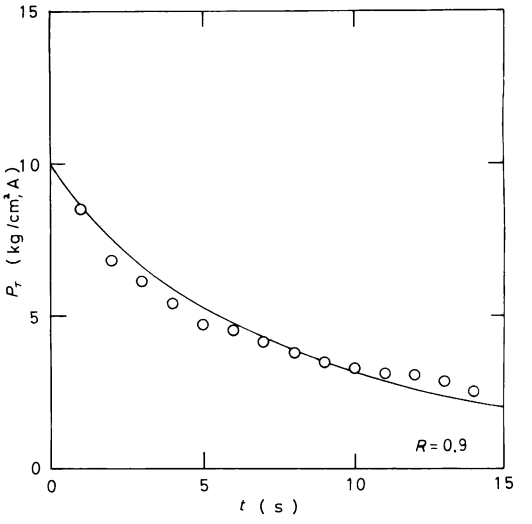


Fig. 7 Pressure decrease for dry powder fire extinguisher after discharge; dots: observed; a curve: calculated under the assumption that
q = 0.27 (kg/s), P_{TO} = 10 (kg/cm², A),
V_O = 39 (ℓ), W_O = 4 (kg),
ρ = 2.20 (g/cm³), t_O = 12 (s)

Fig. 6と**Fig. 7**に消火器を用いた場合の実例と(29)式(30)式の計算曲線を示す。

4. 結　語

以上述べた方法により計算を行えば、消火剤容器内の圧力変化の推算ができる。したがってノズル圧力の推定もできる。

このようにして、ある圧力流量性能を持ったノズルを使用した場合に、そのノズルが規定の放出条件を満足しているかどうかを判断することができる。また逆に与えられた放出条件下における最適の充填比や加圧条件が判断できる。

おわりにこの報告で使用した実験結果の大部分は、消火装置工業会加入の各社の合同実験の結果の一部であること、また、微分方程式の数値計算は、当所の長谷川和俊技官の手を煩わした結果である事を付記して感謝の意を表します。

引　用　文　献

1) 日本瓦斯協会編「都市ガス工業（供給編）」 P30 日本瓦斯協会発行（昭和36年）

An Estimation of Pressure Change in the Agent Container for Fire-Extinguishing System

(Abstract)

Shuzo Yamashika

(Received July 7, 1973)

In designing a fire-extinguishing system which discharges the agent using the pressure of inert gas, the agent container pressure is an important factor to secure a suitable discharge rate of agent. In this report, a method for estimating pressure change in the container during discharge is given.

The increase rate of total mass of gas in the container is the difference between the rate of gas charge and that of gas discharge. The equation of increase rate of pressure was derived from the equation of the increase rate of total mass of gas. The pressure change in the container of various cases can be obtained by solving the equation of increase rate of pressure. The estimation agreed well with the experiment.

煙中における消防隊員の行動性について

渡部勇市、名雪健一、鳥崎幸三

（昭和48年8月14日受理）

1. まえがき

近来、年毎に火災による焼死者数が増大し、その記録を更新する現状であり、高層ビル、地下街の増加によりその恐れはいよいよ拡大されつつある。

このような状況下では火災時の消防隊員の救助活動は今後ますます重要となるであろう。被災建物中は濃煙熱気ばかりでなく、ほとんど常に有毒ガスが併存する。このような状態に対し一般に呼吸器具を装備するが、濃煙による視界阻害のために生命の危険を招来するか、危険に至らないまでも隊員の円滑な行動を極度に制限する。

従来、煙による視界阻害に対する研究としては煙の流動制御、煙濃度による見透し距離の変化などがある。前者は煙の流動、消滅等によって視界を確保する研究であり、後者は煙中避難標識の在り方を目標として進められている。そこで今回の実験ではこれらとは別途に直接人間による実験的解明として煙による人間の行動性（歩行速度、歩行の難易、不安感、生理など）阻害を実験により求めることとした。人間にはそれぞれ個人差があり、また行動性阻害についても勿論明確な定量化はできないが、できるだけ傾向把握に意を用いた。幸いにこの実験には好適の施設としていわき市にある炭坑用保安訓練施設の利用を得たのでいわき市消防隊員15名の助力を得、実験条件を種々に変化し、単純行動を条件として実験を行なったので、ここに報告する。

2. 実験条件と方法

2－1　実験施設の概要

実験歩行に使用した炭坑訓練施設の坑道を**Fig.1**に示す。直径2.5mの鋼管製で通路幅1.8m、高さ1.8mであり1m置きに木製座張りが設けてある。その断面を**Fig.2(a)**に示す。一部の通路は断面図**Fig.2(b)**に示すように左半分を通路とし右半分はほふく前進用に上下に区分してある。階段は傾斜30度であり幅45cm、段数58、蹴上15cm、踏面25cmである。断面を**Fig.2(c)**に示す。

上記本来の施設に実験条件としての阻害性を加えるため障害物として約3m置きに直径15cmの丸太を水平通路に置いた。実験坑道は煙ならびに外光が漏れないよう隙間は密封した。

2－2　実験行動条件及び実験歩行者

実験行動条件としては、水平歩行、階段歩行の2種類とし、**Fig.1**の矢印の通り水平歩行は水平坑道一周86m、階段歩行は入口から2階へ階段17m上りUターンして同じ経路を通って出口まで66mである。

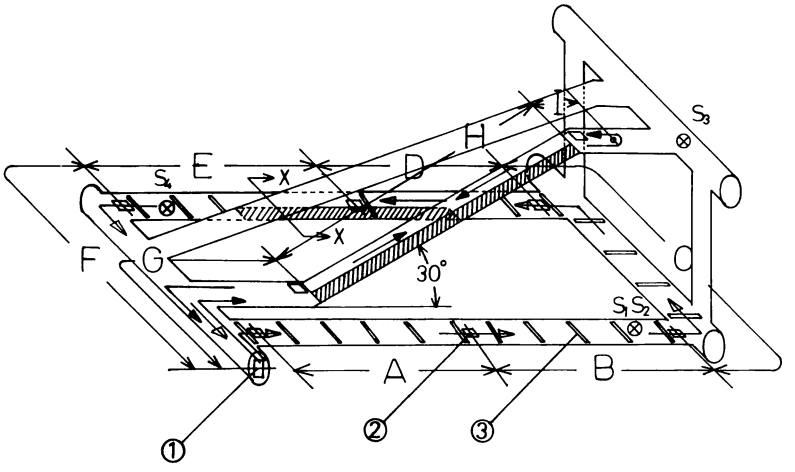
実験歩行者は全く坑道状況に未知な消防隊員とし、3種の実験にそれぞれ5名づつ計15名を充当した。消防隊員の年齢は最高35才最低19才で平均25才である。

実験歩行者に対しては実験前歩行経路を図板で予知させ、その後1回だけ経路通りに坑道内を歩行経験させて後実験を行なった。

実験歩行者の装備は消防作業衣にライフゼム5型空気呼吸器を着装し、手に前方照明用の携帯ライト（三洋カドニカ6V）を持ち歩行した。実験歩行者の実験中不測の事故に対し命綱としてナイロン製直径1mmのコードをつけ、これを引きながら歩行させ、歩行中の位置を随時明確にすることとした。

2－3　実験方法

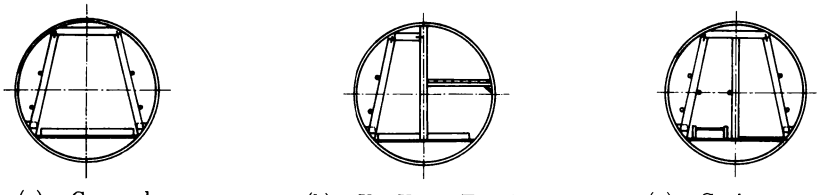
煙濃度を数種に変化させた坑道内において、水平歩行、階段歩行を行いその時の歩行速度、空気消費量を求め比較する。煙濃度ごとに実験歩行者5名につきそれぞれ単独に歩行実験を行い、実験回数とその回における平均煙濃度を**Table1**に示す。



Section	Distance (m)
A	12.8
B	14.1
C	14.4
D	11.6
E	15.5
F	14.4
G	13.2
H	17.2
I	2.5

Fig. 1 Rescue training pits used for the experiment
1. Doorway 2. Switching mat 3. Obstacle

$S_1 \sim S_4$. Smoke density meter
⟶ Level walking
⟶ Stairway walking



(a) General (b) X−X in Fig. 1 (c) Stairway

Fig. 2 Cross sections of pits

実験は3種の実験にわけて行なったが、第1実験は煙濃度の薄い方から歩行実験を行い順次増煙して濃い方へと煙濃度を減光係数σ (1/m) で0.10～0.50の範囲に変えた。この場合環境温度は常温(20℃)また内部照明は皆無とし暗中携帯ライトのみとした。これら状況下に水平歩行、階段歩行の順に8回歩行実験を行った。

第2実験は煙濃度の濃い方から歩行実験を行い順次減煙して薄い方へと煙濃度σ=0.10～0.50の範囲に変えて水平歩行、階段歩行の順に8回歩行実験を行なった。この場合も環境温度、照明は第1実験同様とする。

Table 1. Smoke density, temperature and humidity in pits in each test.

Experimental Number			1 *	2 °	3 *	4 °	5 *	6 °	7 *	8 °	9 *	10 °
The first experiment	Smoke density (extinction coefficient 1/m)	1.6m above floor	0.20	0.15	0.37	0.16	0.37	0.34	0.45	0.33	0	0
		0.8m above floor	0.16		0.25		0.27		0.32		0	
	Temperature and humidity in pits		20°C 50%									
The second experiment	Smoke density (extinction coefficient 1/m)	1.6m above floor	0.54	0.48	0.35	0.27	0.31	0.27	0.20	0.12	0	0
		0.8m above floor	0.34		0.23		0.22		0.17		0	
	Temperature and humidity in pits		20°C 50%									
The third experiment	Smoke density (extinction coefficient 1/m)	1.6m above floor	0.48	0.47	0.72	0.73	0.84	0.83	0	0		
		0.8m above floor	0.32		0.63		0.72		0			
	Temperature and humidity in pits		30°C 10%		50°C 35%		60°C 10%					

Remarks * Level walking
° Stairway walking

第３実験は環境温度を60℃（湿度10%）まで上げて行い、また煙濃度σ=0.5～1,0の範囲で煙濃度の薄い方から歩行実験を行い順次増煙して水平歩行、階段歩行の順に６回歩行実験を行った。このほか無煙の状態で歩行実験を行い、有煙の時との差を求めた。

2－4　測定方法

歩行速度測定は**Fig.1**に示すとおり、水平歩行はA、B、C、D、E、Fの６区間とし、階段歩行はG、H、Iの３区間として、坑道内８ヶ所にスイッチングマットを置き、その区間の歩行所要時間を測定し歩行速度を求めた。

煙濃度測定は**Fig.1**に示す4ヶ所に煙濃度計を設置して測定した。S_1は高さ0.8m、S_2、S_3、S_4は高さ1.6mに設置した。坑道内は密封たれているが、内部の煙が多少流動しており、煙濃度は若干変化するため進入直前の煙濃度を測定した。

水平歩行区間A、B、CはS_2、D、E、FはS_3、階段歩行区間GはS_3、HはS_3とS_4との平均、IはS_4の煙濃度計に示した値をもってその区間の煙濃度とした。

実験歩行者の空気消費量は空気呼吸器のボンベ圧力の減少量により算出した。

3.　実験結果及び考察

3－1　水平歩行速度

3－1－1　煙濃度による歩行の難易

水平歩行直線区間A、B、D、Eでの煙濃度に対する歩行速度を**Fig.3**に示す。歩行速度は煙濃度が増えると共に煙濃度σ= 0 ～0.5の範囲でほぼ比例的に減少している。煙濃度σ=0.5以上になると歩行速度は煙濃度に関係なく一定となっている。

煙中歩行の一般的動態としてこれを見ると煙濃度の増加により見透距離が短縮し、前方を携帯ライトで照らしても視認し難くこのため足下を照射することにより自然に前傾姿勢となる。足下を照らすことにより歩行速度もまた急減するものと思われる。さらに足下を照らしてもなお視認困難に至る濃度では、歩行補助として側壁を手さぐりで進行するようになり、歩行速度は煙濃度に無関係の傾向を示し、むしろ側壁の利用の仕方が歩行速度を決める重要要素となる。

3－1－2　周辺環境に対する慣れの相異

さらに実験進行順序による歩行速度の相異も認められる。第１実験実施のように煙濃度変化が薄い方から濃い方への進行順序では、その歩行は煙、歩行経路に対し周辺環境に対するいわゆる「慣れ」があり歩行も若干容易である。

一方第２実験のように煙濃度変化が濃い方から薄い方への進行順序では当初から周辺環境に未知であり次第に環境を理解する処からいわゆる「不慣れ」が存在し、この両者の歩行速度を比較すると各人によるバラツキはあるが明らかに前者は速く後者は遅い傾向を示し、平均歩行速度として大略0.5m/sの相異がある。

3－1－3　曲り角における動態

水平歩行曲り角区間Cの煙濃度に対する歩行速度を**Fig.4**に示す。この区間での歩行速度は直線区間と同様濃度増加に応じ全般に遅くなるが、特にこの区間では

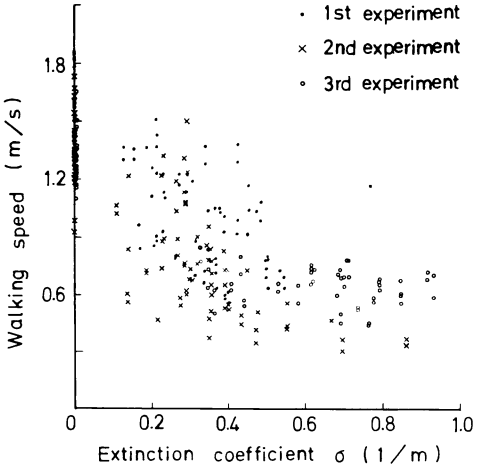


Fig. 3　Relation between walking speed at straight parts of the course and extinction coefficient.

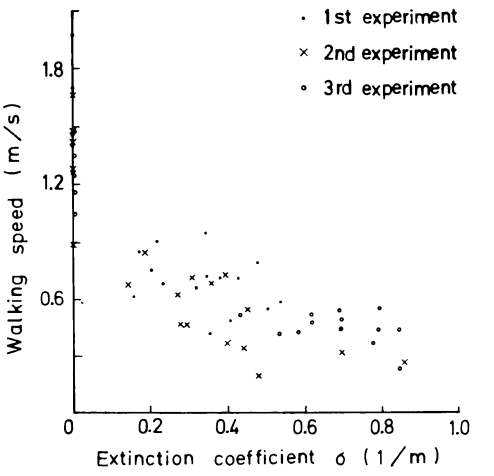


Fig. 4　Relation between walking speed at corners of the course and extinction coefficient.

曲り角が2ヶ所あるために歩行速度が直線区間より約0.2m/s遅くなっている。

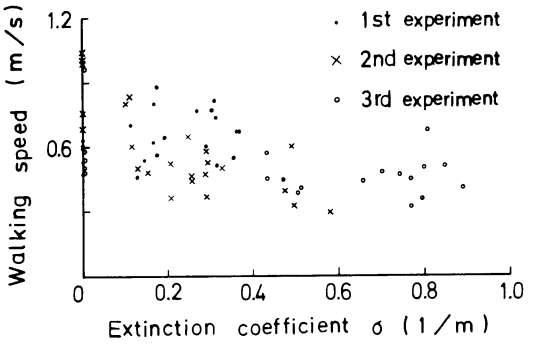
このことは煙濃度が増加した状況では見透しがきかなくなり、曲り角に極度に近ずかないとその進行方向がわからず、従って曲り角においては歩行速度が急減し、又側壁の不連続から方向感を失ない、さらにここでの転倒も起りがちであると同時にいったん転倒すると全く進路がわからなくなることが予想される。

3－2　階段歩行速度

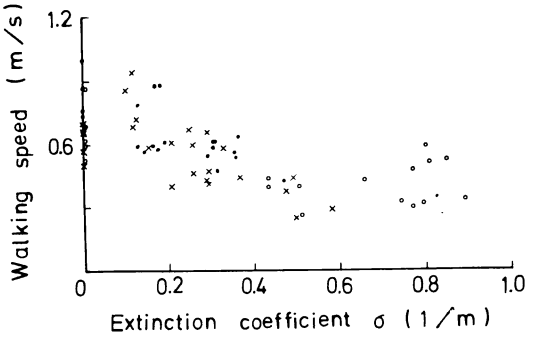
3－2－1　階段歩行における動態

歩行階段区間Hの煙濃度に対する歩行速度を**Fig.5**に示す。上り、下り共に歩行速度の全般は水平歩行と同様煙濃度σ=0～0.5の範囲でほぼ比例的に減少している。この場合でも煙濃度σ=0.5以上になると歩行速度は煙濃度に関係なく一定になっている。

煙濃度が増加してくると階段は足下の1段1段を携帯ライトで照らしながら上り、下りするようになり、さらに足下を照らしても段がはっきり見えない濃度状況になると手すりをつかみ、身体の安定を保ちながら階段を上り、下りするようになる。第1実験、第2実験の実験進行による相異を比較すると、周辺環境に対する慣れによって歩行速度は約0.3m/sの違いが出ている。



(a) Ascent



(b) Descent

Fig. 5　Relation between walking speed at stairway and extinction coefficient.

3－2－2　Uターンにおける動態

Uターン区間Iの煙濃度に対する歩行速度を**Fig.6**に示す。直線区間と同じように歩行速度は、煙濃度σ=0～0.5の範囲でほぼ比例的に減少しており、煙濃度がσ=0.5以上になると、煙濃度に関係なく一定となってくる。さらに煙濃度変化の順序による歩行速度の相異はUターン区間では見られず同じ結果を示している。これは階段歩行では階段の下部1階は煙濃度が濃く、上部2階は薄くなっている。1階の煙濃度の濃い方から進入して、煙に対して十分慣れてから、階段を経て煙濃度の薄い2階でUターンする。従ってUターン区間はいづれも煙に対し慣れた状態であるため同じ結果が出たものと思われる。

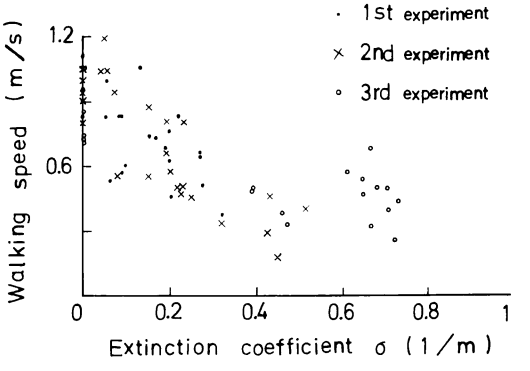
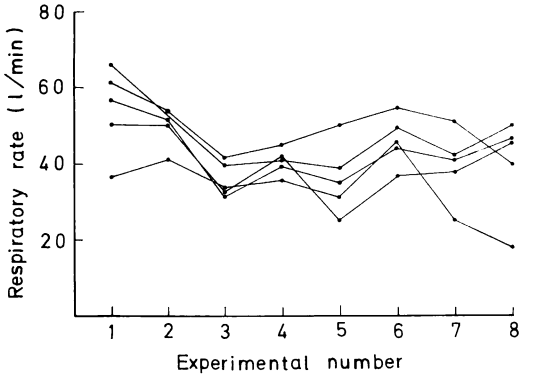


Fig. 6　Relation between walking speed at turnabout of the course and extinction coefficient.

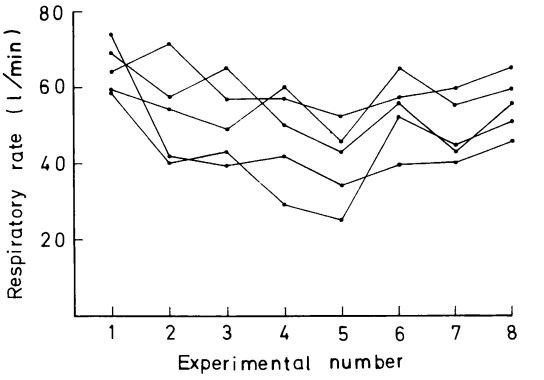
3－3　煙中歩行時の空気消費量

実験歩行者5名につき歩行実験時その回数に応じた空気消費量の変化を**Fig.7**に示す。いづれの実験においても第1回目の空気消費量は最大でありそれ以降5回までは減少の傾向を示している。第1回目は煙中における歩行が不安であることにより空気消費量も大きく2回目以降は煙中歩行が慣れてくるために空気消費量は除々に少なくてすむようになる。

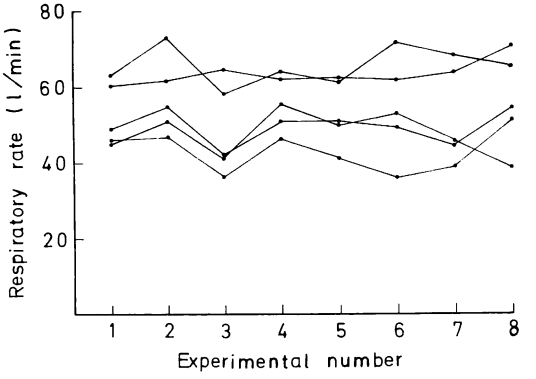
しかし第2実験に実施した煙濃度の濃い方より薄い方へ歩行する実験では実験回数による空気消費量変化はほとんどない。これは煙中歩行が慣れるに従い一般には減少するものと考えられるが、回数が増えるに従い歩行速度が大きくなっており歩行者の運動量が増えているために空気消費量が多くなる。従って両者の相殺により空気消費量は一定となるものとみられる。



(a) The first experiment



(c) The third experiment



(b) The second experiment

Fig. 7 Respiratory rate vs. experimental number.

4. 結　論

1. 煙中における歩行速度は、煙濃度$\sigma=0\sim0.5$の範囲では、煙濃度が増加するに従い直線的に減少し、$\sigma=0.5$以上になると暗中を手さぐりで歩くに等しい歩速で一定となる。従って煙濃度$\sigma=0.5$以上になれば暗中の行動とみてよい。

2. 煙中では建物経路の慣れにより、その歩速は水平歩行で約0.5m/s、階段歩行で約0.3m/sの差が生ずる。建物の経路知覚経験により行動は大きく左右される。

3. 建物の曲り角では、進路摸索のため停滞し直線区間と比較し歩速が遅くなる。また転倒により方向感を失う場合が多い。

4. 煙濃度が濃くなるに従い、前方の視界がきかず専ら足下照射になり歩行姿勢は前傾になり、加えて手さぐり等補助手段を自然にもとめることとなる。

5. 煙及び建物の経路不慣れにより歩行者に不安感を与え、ひいては空気消費量も大きくなる。慣れるにつれて空気消費量は少なくなる。

6. 熱気（60℃湿度10%）は、歩行者に不快感を与えるが行動性にはあまり影響しない。

終りに、この実験実施にあたり、いわき市消防本部の方々には、実験歩行ならびに測定作業、呼吸器ボンベの充填等実験全般にわたり、又東部鉱山保安センターの方々には、訓練施設の利用ならびに実験の安全保守について多大の御協力を得たことを、ここで心から感謝いたします。

Actions of Firemen in Smoke

(Abstract)

Yuichi Watanabe, Kenichi Nayuki and Kozo Torizaki

(Received August 14, 1973)

An experimental study was carried out in order to investigate actions of firemen in the smoke. The experiment was performed utilizing the training pits for mine safety. In a variety of smoke densities, the test walker, equipped with an air breathing apparatus and carrying a portable light, walked along the designated courses either horizontal or including the stairway, while his walking speed and respiratory rate were measured. Through this experiment, the following facts were found.

(1) In rather low range of extinction coefficient of smoke, i.e., from 0 to 0.5 l/m, the walking speed decreases as smoke density increases, while in the range of extinction coefficient over 0.5 l/m, the walking speed is nearly constant and equal to that in total darkness.

(2) As the walker gets experienced with the course, his walking speed increases by 0.5 m/s in the horizontal route or by 0.3 m/s in the stairway.

(3) The walking speed is lower at corners than with straight portions of the course. When the walker happens to fall down in the smoke, he will lose a sense of direction.

(4) Walkers unaccustomed to smoke and the walking course need larger respiratory rates.

オークリッジ型フード内火災による開口部からの逆流

守川時生、守屋忠雄

(昭和48年9月18日受理)

1. 緒　言

オークリッジ型フードは非密封のラジオアイソトープを取扱う時、その汚染を室内に広げないためのチャンバーである。すなわち、フードはその使用中、排気ファンによる吸引により、その内部を負圧に保ち、汚染空気が作業用窓から流出拡散することを防いでいる。したがって、通常の使用時には、窓やバイパスなどの開口部から空気が流入するが、内部で火災が発生すると、火災による温度上昇のため、内部圧力の上昇が生じ、それが吸引による負圧を打消し、逆に開口部から空気の流出が起り、室内汚染にまで至る恐れがある。オークリッジ型フードの場合、フード内外の空気の流出入の自由な開口としては、一般にバイパスが最上部に位置する開口であるから、バイパスより下方で正圧にならぬことが望ましい。しかし、バイパスが閉じており、また、その他の隙間などもない場合には上下開閉ドアの下縁より下方で正圧にならなければ、フード外への空気の流出を防げる。

このために、この報告はフード内の火災の燃焼規模あるいは燃焼により生ずるフード内外温度差と圧力の関係を調べ、室内汚染防止上の条件を大ざっぱではあるが求めてみたものである。さらに、フードの設計についても一応検討を行なった。

2. 実験方法

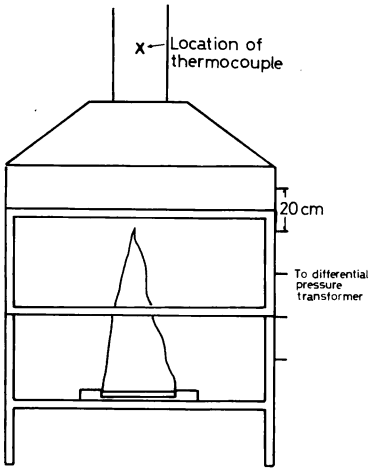


Fig. 1 Sketch of apparatus

実験装置を**Fig.1**に示す。オークリッジ型フードとして、前面に上下開閉ドア、上部に排気用ダクトを持つ鉄製チャンバー（巾125cm×奥行105cm）を用いた。モデル火災は、周囲を水冷した円形皿の中で、主としてメタノールを燃焼させたものである。円形皿は直径30cmと40cmのもので、その一方または両方を用いて燃焼させ、内部負圧による窓面流入空気速度を0.5m/sに調節しながら、窓を22.5、38.0、45.0cmの3通りの開放状態で実験を行なった。温度測定は、クロメル－アルメル熱電対により、上部ダクト内で行ない、それをチャンバー内の平均温度とした。圧力の測定は横河電機製TDP51型微差圧変換器と増巾器を用いて行なった。測定位置はチャンバー側面中央線上の床面から20cm間隔の5点を順次変換器に切換えることにより、高さ方向の圧力分布を求めた。

3. 実験結果と考察

フード内部負圧の大きさと窓面流入空気速度の関係は**Fig.2**に示すように、流入空気速度に従って内部負圧も増加する。また、フード内外の圧力差は主に窓面での絞りと曲りによるとみなせるから、

$$\Delta P_1=\zeta v^2\rho/(2g) \qquad (1)$$

である。こゝに、ΔP_1：負圧の大きさ、ζ：摩擦損失係

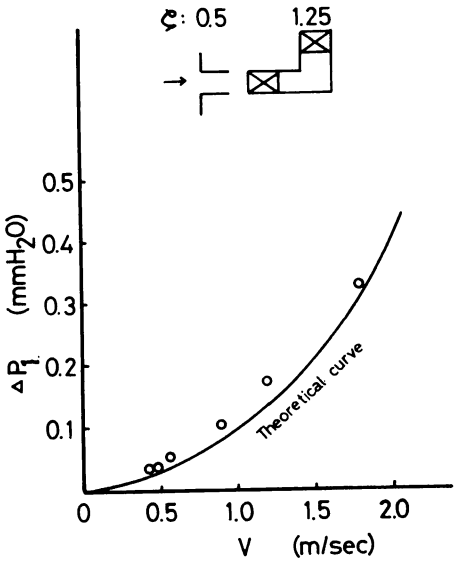


Fig. 2 Pressure drop by suction ΔP_1 vs. air inflow velocity at window v

数（窓面での絞り0.5）＋（曲り1.25）[1] v：窓面流入空気速度　ρ：空気密度

このように、ζとして既知の実験値を用いて、実際の負圧の大きさを求めることができる。

火災などによりフード内温度が外の温度より高くなり、しかも、フード内温度が一様のとき、内外の圧力の等しい点（中性帯）からの高さhでの内外圧力差は一般に次式により表わされる。

$$\Delta P_2 = 273 h \rho_0 (1/T_0 - 1/T_1) \qquad (2)$$

こゝに、ΔP_2：中性帯からの高さhでの内外圧力差　ρ_0：フード外空気密度　T_0：フード外温度　T_1：フード内温度

しかし、フード内部の温度は実際には均一でなく、ドアの下縁より下方の流通のよい部分と上方の熱い空気がたまる部分とではかなり差があるものと思われる。

ドアの下縁より下方に中性帯がある場合、その下縁より下方の部分では、火災の温度上昇から生ずる内外圧力差は、

$$\Delta P_{2-1} = 273 h \rho_0 (1/T_0 - 1/T_{2-1}) \qquad (3)$$

となる。こゝに、ΔP_{2-1}：ドアの下縁より下方での内外圧力差　T_{2-1}：ドアの下縁より下方でのフード内平均温度

このとき、ドアの下縁より上方での内外圧力差は、

$$\Delta P_{2-2} = 273(h - h_1)\rho_0(1/T_0 - 1/T_{2-2}) + 273 h_1 \rho_0 (1/T_0 - 1/T_{2-1}) \qquad (4)$$

となる。こゝに、ΔP_{2-2}：ドアの下縁より上方での内外圧力差　T_{2-2}：ドアの下縁より上方でのフード内平均温度　h_1：中性帯からドアの下縁までの高さ

ファンによる強制換気を止めた状態で、フード内火災を起した場合の内外圧力差の1例を**Fig.3**に示す。換

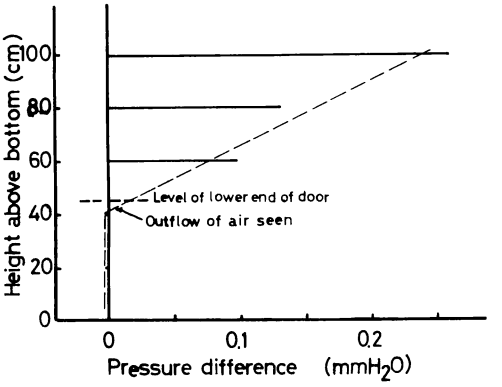


Fig. 3 Pressure difference vs. height above bottom
exhaust fan: not operated
fire model: burning of methanol in 30 cm dia. pan
temperature of air flowing out: 54.5°C above surrounding air temperature

気は窓からのみ行なわれるため、当然、中性帯はドアの下縁より下方にあり、そのため窓の上部に空気の流出を観察したが、窓面全体にわたって、内外圧力差は非常に小さかった。強制換気のある場合の火災による内外圧力差の変化の1例を**Fig.4**に示す。左側はファン

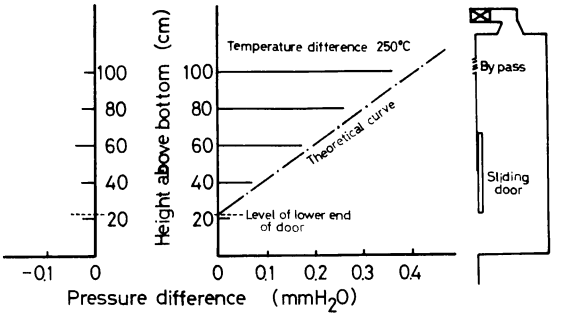


Fig. 4 Pressure difference vs. height above bottom
left: pressure drop by suction
center: pressure rise by temperature rise
right: sideview of hood

の吸引による負圧を、中央は火災による内外圧力差の増加を、右側はフードの側面図を示す。中央の図において、ドアの下縁より下方では空気の流入のため、内部温度はほゞ外気温に近く低いものと思われ、**Fig.3**の場合と同様、ドアの下縁より下方では内外圧力差の火災による変化は無視できる程小さく、ドアの下縁より上

方での内外圧力差は下縁を起点として増加し、(4)式の第2項を除去した次式に一致した。

$$\Delta P_{2-2}=273h'\rho_0(1/T_0-1/T_{2-2}) \quad (5)$$

こゝに、h'：ドアの下縁からの高さ

Fig.4の鎖線は(5)式の計算曲線である。前節で述べた範囲のどの実験においても、(5)式の計算結果と実験はおゝよそ一致した。**Fig.4**によると、ドアの下縁より下方では、ファンの吸引による負圧の方が火災による圧力上昇より僅かに大きいので、開放した窓からの空気の逆流は起らないが、下縁より上方では圧力上昇値の方が遙かに大きいので、バイパスやその他の開口があった場合、そこからの逆流は避けられない。そこで、窓より上方の部分を気密にし、バイパスは負圧の一段大きいダクト部に移すことを考える必要がある。

(5)式ではドアの下縁で内外圧力差の火災による上昇を0として、その上方での内外圧力差の上昇のみを考慮に入れ、下縁より下方での圧力差の変化を無視しているが、ある程度以上の火災規模になった場合には、この下縁より下方での圧力上昇を無視できなくなり、したがって、窓から逆流を生じる。

窓面流入空気速度をフード使用の標準的条件0.5m/sにしたとき、ドアの下縁の位置と内外温度差をいろいろに変えて、窓からの逆流の有無を調べた結果を**Table 1**に示す。これによると窓を大きく開ける程、低い温度で逆流が起る危険性があるが、内外温度差を 250°C以下に抑えれば、まず逆流の恐れはないといえる（逆流の臨界温度差）。

Table 1. Air leak through window
air inflow velocity at window: 50cm/sec (before start of fire)

Height of lower end of window	Temperature rise	Air leak through window Yes or No
22.5 cm	250°C	No
	310	No
	520	Yes
33.8	210	No
	320	No
	475	Yes
45.0	230	No
	330	Yes

フードへの流入空気を 250°Cだけ上昇させるに必要な熱量は、空気の比熱7.13cal/mol/degより7.43×10^4 cal/m³となる。そこで、いくつかの燃料について、その燃焼速度から逆流の臨界燃焼規模を求めてみた。一般的なオークリッジ型フード（窓巾 130cm）で窓が半開き（26.5cm）の状態で、平常時の窓面流入空気速度が0.5m/s（排気10.2m³/min）で使用されているときの臨界燃焼規模は**Table 2**に示す。排気への熱効率100%の値は、燃料が完全燃焼して、全燃焼熱が空気を温めるに費やされたと仮定したときの値である。メタノールとエタノールについては、実験により、フードのダクト入口における空気温度から排気への熱効率を求めた。この熱効率は完全燃焼による発熱量に対する空気の得た熱量の比率である。そして、得られた熱効率と熱効率 100%について、逆流の臨界燃焼規模を計算により求めた。アセトンとヘキサンついては、排気への熱効率 100と50%について、臨界燃焼規模を同様に計算し

Table 2. Critical burning size for a typical size hood

height of window (half open)	: 26.5 cm
width of window	: 130 cm
exhaust air rate	: 10.2 m³/min
critical temperature rise	: 250°C

Fuels	Heat of combustion	Fuel amounts required to heat 1m³of exhaust air by 250°C	Some examples of critical burning sizes for the hood			
			Heat efficiency to exhaust air	Critical burning rate	Critical diameter of circular fires	Critical length of channel shaped fires with width of 10cm
Methanol	173.6 kcal/mol	0.232 mol	100 % 60 30sec. after ignition	76.0 g/min 126.0	35 cm 45 (1.0mm/min)*	96 cm 160 (1.0mm/min)*
Ethanol	326.7	0.123	100 50 30sec. after ignition	57.8 115.6	28 39.6 (1.1)	73 146 (1.0)
Acetone	427.9	0.094	100 50	55.8 111.6	24 34 (1.5)	70 140 (1.0)
Hexane	995.01	0.0404	100 50	35.5 71.0	16 22.6 (2.0)	40 80 (1.0)

* burning rates used for calculation of critical burning scales.

て求めた。

この逆流の臨界燃焼規模は人がフードについていないときに火災が起った場合の一応の安全基準として用いることができるが、条件によって変わるものである。例えば、着火初期においては、燃焼速度が小さいので、臨界燃焼規模は**Table 2**に与えられたものより大きい筈である。また、初期においては壁面への熱損失が大きいので、排気への熱効率は、当然のことながら同表のものより小さかった。さらに、この排気への熱効率は、フードの大きさ、形状、材質などによっても異なるものと思われる。アセトンやヘキサンは、燃焼率がメタノール、エタノールより小さく、炎からの熱放射は逆に大きいため、窓を通して逃げる熱損失も大きく、排気への熱効率は、後二者より小さいものと思われる。

フード内に火災が発生したとき、それをすばやく消火することが最も重要であるが、万一消火が遅れた場合でも、その火災規模を、液体火災の場合には、逆流の臨界燃焼規模以下に抑えるようなフードの設計も重要である。たとえば、液体がこぼれたとき、床一面に広がらないよう溝を設けるなども一つの対策として考えられる。

多くのフードはドアを半開きにしたとき、窓面流入空気速度は0.5m/sで、ドアの開閉状態を変えると、内部圧力と同時に流入空気速度も変わるような仕組みになっている。そこで、フード内で火災が発生したとき、窓を閉じていくと、吸引による内部負圧は大きくなり、逆流の臨界温度差は 250℃より大きくなる。したがって逆流の臨界燃焼規模も大きくなる。故に、火災が発生したら、いち早く窓を閉じることが必要である。

ドアが如何る開閉状態にあっても、窓面流入空気速度が0.5m/sに調節されるように設計されたフードでは、ドアを閉じていっても吸引による内部負圧が上らないため、火災の場合の逆流の危険性は前述のものより高いといえる。そこで、このタイプのフードは、使用上は便利であるが、火災の発生するものを取扱う場合には、その使用を避けることが望ましい。

4. 結　論

(1) 今回の実験からフード内火災によって、フード内外に温度差が生じた場合、フード内部からダクトにかけての圧力上昇は、ドアの下縁を起点として(5)式によって計算して差支えない。

(2) フードの標準的使用条件、窓面流入空気速度、0.5m/sでは、内外温度差を250℃以上にならぬようにして、逆流の危険を防ぐ必要がある。(**Table 2**参照)

(3) フード上部から開口や隙間を取除くと同時に、火災の燃焼面積を広げないような設計が必要である。

引用文献

1) 空気機械工学便覧、コロナ社 (1969) P. 305～306

On Adverse Flooding of Radioactive Contaminated Air from Oak Ridge Type Hood on Fire

(Abstract)

T. Morikawa, T. Moriya

(Received September 18, 1973)

The inside pressure of Oak Ridge type hoods is kept negative in the normal operation in order to prevent the radioactive contamination from spreading outside the hoods. But, if fires break out in the hoods, it is possible that the pressure inside will turn to positive because of the fire heat.

The present study deals with relations between pressure rises and the extent of fires or temperature rises in the hoods, and requirements of the hoods which would prevent any contamination spread outside the hoods by fire.

Fire experiments were conducted in a ventilating system-equipped chamber modeled after Oak Ridge type hoods (Fig. 1). The burning of methanol or other flammable liquids in circular pans of different sizes, cooled by flowing water, was used as a fire model. The pressure distribution was measured by means of differential manometer connected to 5 portholes prepared at 20 cm intervals along a vertical line on one side of the chamber. The mean temperature in the chamber was represented by the temperature at the mouth of the duct which was measured with a C-A thermocouple.

Above the lower end of the up-down sliding door, the experimental curves of pressure rise were near in agreement with the theoretical curves in which the neutral level was set at the level of the lower end of the door (Fig. 4). Below the lower end of the door, the difference between the outside and inside pressures was too small to be detected.

The critical temperature rise, above which the contaminated air will escape through the window, was determined to be 250°C on the basis of Table 1, in the case of the standard operating condition of the hood (air inflow velocity of 0.5 m/s at window).

The critical burning sizes of various flammable liquids for the standard operating condition were also determined by calculation (Table 2).

It is advisable to reform the hood so that the bypass may be positioned on the exhaust duct, instead of the chamber itself, and also to devise measures to confine the fire to as small area as possible if it should take place.

消 防 研 究 所 報 告

通 巻 37 号

昭和48年 9月印刷

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）