

爆発から発生したメタン—空気当量混合気体中を伝播する 衝撃波に関する研究(第2報)

— 断面積拡大部へ伝播する火炎の消炎現象 —

米田 罔昭*, 浅羽 哲郎*, 松井 英憲**
越 光男*, 松為 宏幸*

断面積一定の管中より二次元的な断面積拡大部へ伝播する火炎の消炎現象について考察した。すなわち、均一断面から滑らかにノズル状の断面拡大部へ移行する容器を用いて実験を行った。入射衝撃波速度を種々変化させ、一定断面より拡大部へ入射させた場合の消炎現象について観察を行った。断面変化を伴う容器においては、横方向への膨張による冷却効果により、一次元の場合より急激に火炎は減衰し、消炎することが実験的にも、理論的にも確かめられた。

1. まえがき

爆発の爆発によって生ずる衝撃波で、着火されたメタン—空気当量混合気体が、断面積一定の管中を伝播する場合の消炎現象については前報¹⁾において解析を行った。以前に行った、臼砲試験を想定した実験において²⁾、臼砲に相当する一定断面積の管中を伝播する、火炎を伴った衝撃波が爆発室に入射した場合、その中のメタン—空気当量混合気体が着火するか、しないかは爆発室に入射する衝撃波速度に依存することが確認された。急激な断面積変化を伴う場合の衝撃波伝播の数値解析は非常に困難である。このためまず均一断面から滑らかにノズル状の断面拡大部へ移行する容器を用いて実験および解析を行うこととした。このような容器を伝播する反応性衝撃波の解析は断面変化率がそれ程大きくないため近似的に一次元問題(断面積変化を考慮した)として扱うことができるからである。本研究においては、入射衝撃波速度を種々変化させ、一定断面積より拡大部へ入射させた場合の消炎現象について観察を行った。また、反応を伴う流体の数値計算としてのSIN法³⁾を用いてシミュレーションを行い衝撃波による着火が生じるか否かの検討を行った。

2. 実験および結果

昭和62年1月14日 受理

*東京大学工学部反応学科

〒113 京区本郷 7-3-1

TEL 03-812-2111 内7297

**労働省産業安全研究所

〒204 清瀬市梅園 1-4-6

TEL 0424-91-4512

(1) 圧力計とフォトランジスターによる測定

Fig. 1に実験に使用した反応容器を示す。これは均一断面管とその一端に接続されたノズル状扇形容器より構成される。

この扇形容器は拡がり角度 $\theta = 15^\circ, 30^\circ$ (厚さ10

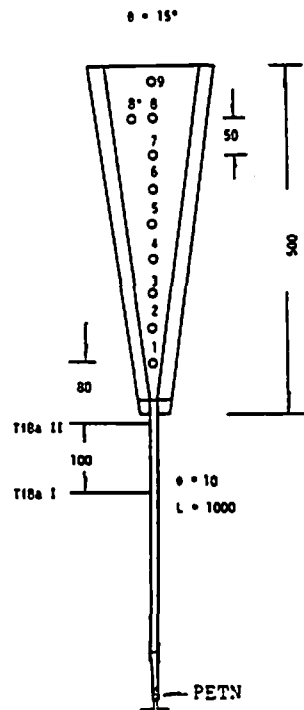


Fig. 1 Experimental apparatus

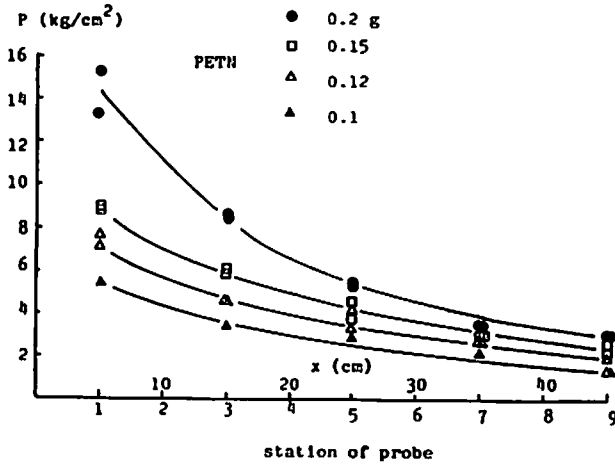


Fig. 2 Experimental results for incident shock pressure at each station

mm)の二種類について実験を行った。容器(plexiglass製)の中央には50mm間隔に水晶圧力変換器(PCB)を取り付けられるようにしてある(1~9)。又、この裏側のPCBの対面には、フォトランジスター(P.T.)を同様に取り付けられるようになっていいる。容器の端に内径10mm、長さ1mの鉄製パイプを付け、その末端に爆薬(PETN)を0.1~0.2g装填し、線爆発(3000V, 8 μ F)にて起爆する。点火前にこの容器およびパイプ中には、メタン(9.3%)—空気の混合気体を1気圧満たしておく。爆薬の爆発により、パイプ中を伝播する火炎を伴った衝撃波が、扇形容器内にひろがる様子を観察する。入射衝撃波速度はFig. 1におけるI, IIにとりつけた圧力検出器(チタン酸バリウム)により測定する。

初めにFig. 1の1, 3, 5, 7, 9の位置にPCBを取り付け、薬量を変えて各位置における扇形容器中を伝

播する入射衝撃波の圧力を測定した(Fig. 2)。縦軸が圧力で、横軸がPCBの位置と扇形容器入口からの距離を表わしている。衝撃波が扇形容器中を進行するにつれて減衰率は入射衝撃波が強い程大きいことが示される。また、衝撃波圧力と爆薬量との関係については良い再現性が認められる。

さらに、衝撃波パラメーターの計算結果および衝撃波速度に対する凍結された入射圧力の関係より、各位置における衝撃波速度を求めたものがFig. 3である。我々が解析に用いた、断面積の変化する場合の特性曲線法(Whithamの式)⁴⁾による結果とは大分大きい違うことがわかる。この差異は容器の厚さが薄いため境界層効果が大きいこととこの解析法による衝撃波マッハ数は後方特性曲線を考慮していない事に基づくためであろう。Whithamの基礎式を示すと次の様になる。

$$P = \rho_0 a_0^2 \left\{ \frac{2}{\gamma+1} M^2 - \frac{\gamma-1}{\gamma(\gamma+1)} \right\}, \quad \rho = \rho_0 \frac{(\gamma+1)M^2}{(\gamma-1)M^2+2}, \quad u = a_0 \frac{2}{\gamma+1} \left(M - \frac{1}{M} \right) \quad (1)$$

$$\frac{2M}{M^2-1} \frac{dM}{K(M)} + \frac{dA}{A} = 0 \quad (2)$$

$$K(M) = 2 \left[\left(1 + \frac{2}{\gamma+1} \frac{1-\mu^2}{\mu} \right) (2\mu+1+M^{-2}) \right]^{-1} \quad (3)$$

$$\mu^2 = \left(\frac{U-u}{a} \right)^2 = \frac{(\gamma-1)M^2+2}{2\gamma M^2-(\gamma-1)}$$

衝撃波速度 $U = a_0 M$ (a_0 :音速 M :マッハ数) A =断面積 u =粒子速度

次に、Fig. 1における3, にPCBをつけ、対面側の3, 4, 5, 6にP.T.をつけて、薬量0.2gの場合における衝撃波と火炎の関係を観察した。その結果をPhoto. 1に示す。この測定結果とFig. 3の記録より、

衝撃波と火炎の挙動を作図するとFig. 4が得られる。これからわかるように、扇形容器内に入射すると衝撃波は膨張により急激に減衰し、衝撃波面と火炎面は3の位置で約50 μ secの遅れで分離している。更に、伝

播がすすむにつれて衝撃波面と火炎面の分離は拡大し、火炎の輝度も弱くなると共に、火炎の伝播速度も弱まりついに消炎することが推察される。

つぎに $\theta=30^\circ$ の容器で全く同様な実験を行った。容器および圧力の測定結果は、Fig. 5, Photo. 2, お

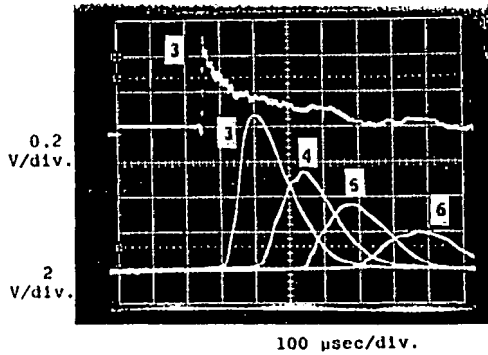


Photo. 1 Experimental records for PCB and P.T.

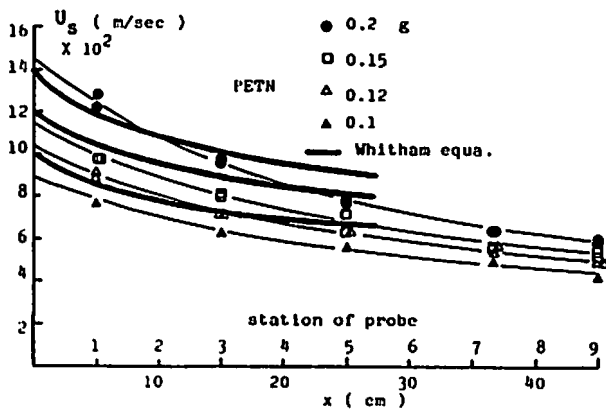


Fig. 3 Calculation results for incident shock speed from Fig. 2 and theoretical results for Whitham equa.

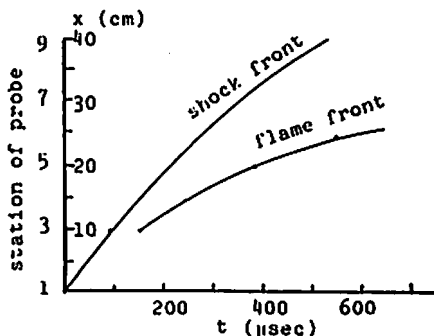


Fig. 4 $x-t$ diagram for shock front and flame front

よびPhoto. 3, Fig. 6に示した。容器内の衝撃波と火炎の挙動は $\theta=15^\circ$ の場合と等しく、衝撃波面と火炎面の分離、伝播速度減衰、そして消炎することが観察された。減衰はあきらかに $\theta=15^\circ$ の場合より激しい。Photo. 3における各々二回目の立ち上がりは容器の上端よりの反射によるものである。

(II) 流しシュリーレン写真による測定

扇形容器内の衝撃波および火炎の挙動を詳細に確認するため、 $\theta=30^\circ$ の容器についてシュリーレン写真によって観察を行った。装置の略図はFig. 7に示す。光源として水銀ランプ連続光源を用い、回転ドラム式カメラを使用したので、ナイフエッジの前方にはシャッターをおき二重露出を防止する。ドラム径は400mm、回転数30r.p.s.でみかけのフィルム速度は約380m/secである。シャッターと同期させて、バルストランスを作動させ、三点放電のトリガースパーク

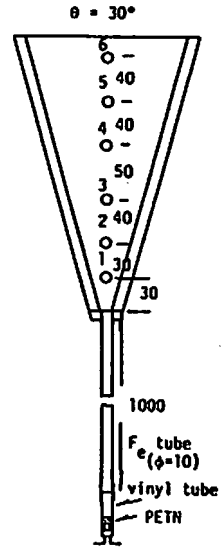


Fig. 5 Experimental apparatus

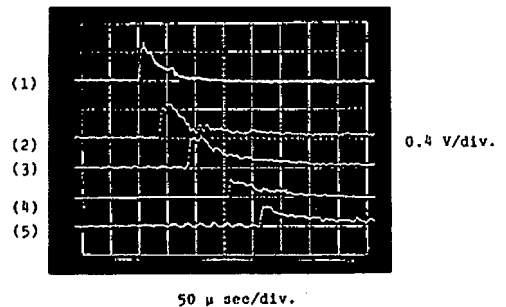
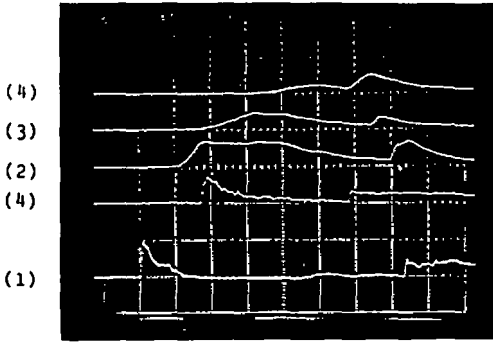


Photo. 2 Pressure records for incident shock wave at the station



100 $\mu\text{sec}/\text{div}$. PCB (1),(4) 0.4 v/div.
P.T.(2),(3),(4) 1 v/div.

Photo. 3 Experimental records for PCB and P.T.

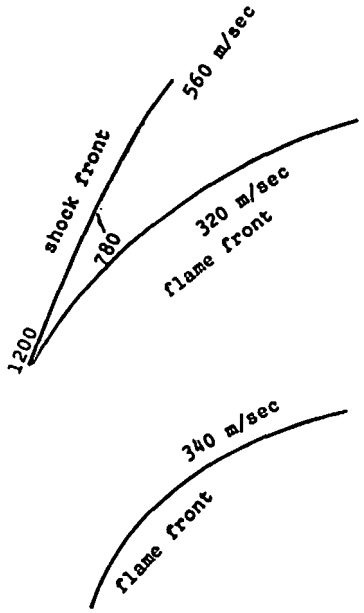


Fig. 8 $x-t$ diagram for photo.4

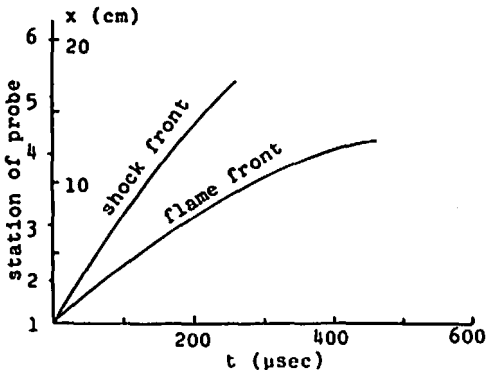


Fig. 6 $x-t$ diagram for shock front and flame front

を飛ばし線爆発(3000V, 4 μF)により爆薬を起爆する。

得られた結果の一例をPhoto. 4, Fig. 8に示す。これは薬量が0.5gの場合で、(a)はシュリーレン写真、(b)は自発光のみによる火炎の伝播写真である。容器内に入射すると、膨張による冷却効果によって、衝撃波面

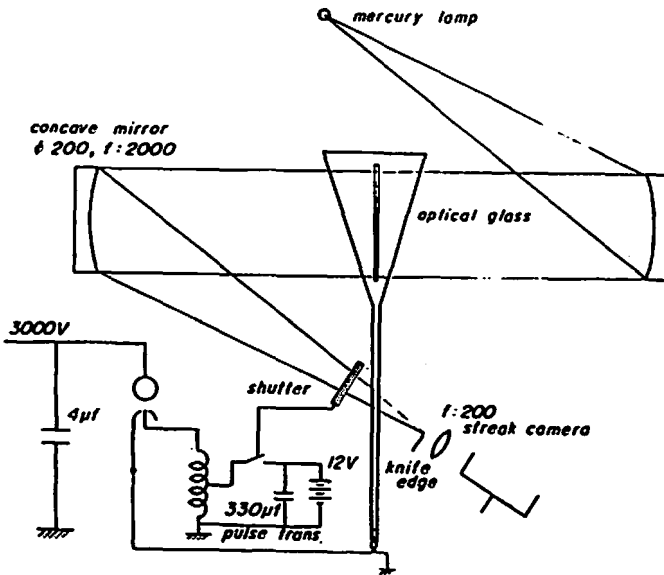


Fig. 7 Experimental apparatus for schlieren photo.



(a)

500 μ sec



(b)

Photo. 4 Photo. of incident shock wave (petn 0.5g)
(a) schlieren photo. (b) natural photo.

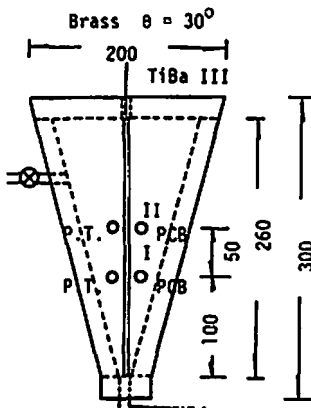


Fig. 9 Experimental apparatus (Brass)

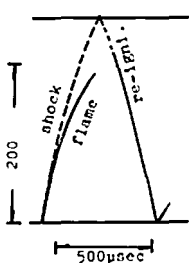


Photo. 5 Streak photo. record (petn 0.3g)



と火炎面は分離しはじめ、衝撃波、火炎は共に伝播速度が急激に減衰しているのがわかる。先の、圧力変換器とフォトトランジスタの記録より推察した結果 (Fig.6) とよく一致している。

(iii) 真ちゅう製扇形容器による測定

上述の(i), (ii)の実験の扇形容器はPlexiglass製であるため、強度上の配慮から衝撃波の反射によっての容器の破壊を防ぐため、上端はセロハンテープでシールしておき、入射衝撃波の到達によって簡単に突き抜けるような構造で実験を行った。

次に、反射衝撃波の挙動を観察するために、 $\theta=30^\circ$ の扇形容器を真ちゅうで作り、容器を密閉状態の下で同様な実験を行った。容器の中央に観測窓をもうけ、自発光による流し写真により内部の状況を観察した。装置の概要と観測結果をFig. 9, Photo. 5に示してある。この時の薬量は0.3gである。

上述のPhoto. 4に示した実験結果と同様に、容器内にて火炎は伝播速度の減少を示して消滅するが、上端からの反射衝撃波によって再着火している。この場合のような強力な反射衝撃波の存在しない(i), (ii)の実験ではみられない現象で、注目すべき結果である。

3. 実験結果のシミュレーション

(i) 計算の目的とモデル

前節で述べたようにメタン-空気混合気においては拡がり角 $\theta = 15^\circ, 30^\circ$ の断面積拡大部へ反応を伴う衝撃波が入射すると入射衝撃波速度 $U_i = 1600\text{m/sec}$ 以下では直ちに衝撃波面と反応帯の分離がはじまり消炎していくことが確認された。このような断面積拡大による衝撃波の減衰効果が消炎現象と直ちに結びつけられるか否かは必ずしも自明ではない。何故なら入射衝撃波がある程度強い場合には断面積拡大部へ衝撃波が入射した直後では衝撃波背後の活性種濃度および温度、圧力は火炎を伝播させるに十分な条件を満たしているからである。

このような断面積拡大による減衰衝撃波での消炎過程に関する詳細な数値計算による検討は今迄報告されていない。このため実験的に観測されたような衝撃波と反応帯の分離が緩やかな断面積拡大に対して数値計算でも再現されるか否かを確認することにした。強い衝撃波がノズル内を非定常伝播する時その背後の反応帯の

挙動を追跡する。

活性種の濃度の絶対値、分布が単純に減少し続けるなら火炎は消炎されると判定して良いものと思われる。このような反応性非定常方程式を解くため本研究では25の反応素過程を考慮し、断面積変化を含めた一次元流体保存則を基に数値計算を行った。なお、火炎の消炎過程を問題にするので熱伝導、拡散等の輸送項を流体保存則中に含めた。

(ii) 流体計算

流体座標系での差分法であるSIN法³⁾を用いた。流体の流れの方向に Δx の巾のセルを考える。そして、順番にセルの番号 i (整数)を付ける。そして、それぞれに初期値を与える。 Δt の時間刻みで以下の差分計算を行い、時々刻々の値を得る。差分式は断面積変化を含み、拡がり角 $\theta = 30^\circ$ の扇形容器に対応する。 $\theta = 0^\circ$ の場合は直管に対応する。

Procedures for The Numerical Simulations

$$\begin{aligned} \text{I. } U_i^{n+1} &= U_i^n + 2\Delta t / (M_i^n + M_{i-1}^n) [(P_{i-1}^n - P_i^n) + (Q_{i-1}^n - Q_i^n)] \\ \text{II. } x_i^{n+1} &= x_i^n + U_i^{n+1} \Delta t \\ \text{III. } A_i^{n+1} &= A_0 + 2x_i^{n+1} \tan\theta h \\ \text{IV. } M_i^{n+1} &= M_i^n (A_{i+1}^n + A_i^n) / (A_i^{n+1} + A_{i+1}^{n+1}) \\ \text{V. } v_i^{n+1} &= [x_{i+1}^{n+1} - x_i^{n+1}] \\ \text{VI. } I_i^{n+1} &= I_i^n + \Delta t / m_i [(M_i^n P_{i-1}^n + M_{i-1}^n P_i^n) / (M_i^n + M_{i-1}^n) \\ &\quad + 0.5(Q_i^n + Q_{i-1}^n)] U_i^{n+1} A_i^n \\ &\quad - [(M_{i+1}^n P_i^n + M_i^n P_{i+1}^n) / (M_i^n + M_{i+1}^n) \\ &\quad + 0.5(Q_i^n + Q_{i+1}^n)] U_{i+1}^{n+1} A_{i+1}^n \\ &\quad + 0.125 [(U_{i+1}^n + U_i^n)^2 - (U_{i+1}^{n+1} + U_i^{n+1})^2] \end{aligned}$$

$$\text{where, } m_i = 0.5M_i (A_i + A_{i+1})$$

$$\text{VII. } Q_i^{n+1} = 0.5K / v_i^{n+1} [U_i^{n+1} + U_{i+1}^{n+1}] [U_i^{n+1} - U_{i+1}^{n+1}]$$

i : セルの番号, M : 単位面積当りの質量(g/cm^2) θ : 中心角($^\circ$), X : セルの位置(cm)
 I : 内部エネルギー(erg/g), n : ステップ数 U : 流速(cm/sec), h : 扇形容器の厚み(cm)
 m : セル内の質量(g), Q : 人工粘性項(dyne/cm^2) A : 断面積(cm^2), P : 圧力(dyne/cm^2)
 Δt : 時間刻み(sec), V : 単位質量当りの体積(cc/g) K : 定数

Table 1 Reaction scheme

Rate Const. $k=10^{A-B} \exp(-E/RT)$	A	B	E(Kcal/mol)
1. $\text{CH}_4 + \quad + \text{M} = \text{CH}_3 + \text{H} + \text{M}$	14.10	0.0	88.40
2. $\text{CH}_3 + \text{H} + \text{M} = \text{CH}_4 + \text{M}$	5.99	1.00	-18.08
3. $\text{CH}_4 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	10.20	0.0	9.20
4. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_4 + \text{O}$	8.55	0.0	7.09
5. $\text{CH}_4 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0.50	3.08	2.00
6. $\text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O} = \text{CH}_4 + \text{OH}$	-0.21	3.08	16.95
7. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{O} + \text{H}$	10.40	0.0	29.00
8. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_2\text{O} + \text{H}$	11.10	0.0	2.00
9. $\text{CH}_2\text{O} + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{O}$	12.21	0.0	71.61
10. $\text{CH}_2\text{O} + \text{OH} = \text{CHO} + \text{H}_2\text{O}$	11.70	0.0	6.30
11. $\text{CHO} + \text{H}_2\text{O} = \text{CH}_2\text{O} + \text{OH}$	11.24	0.0	49.63
12. $\text{CHO} + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{HO}_2$	9.50	0.0	7.00
13. $\text{CO} + \text{HO}_2 = \text{CHO} + \text{O}_2$	9.78	0.0	25.75
14. $\text{H} + \text{O}_2 = \text{OH} + \text{O}$	11.35	0.0	16.81
15. $\text{OH} + \text{O} = \text{H} + \text{O}_2$	10.17	0.0	0.53
16. $\text{O} + \text{H}_2 = \text{OH} + \text{H}$	7.26	1.00	8.90
17. $\text{OH} + \text{H} = \text{O} + \text{H}_2$	6.90	1.00	6.81
18. $\text{OH} + \text{H}_2 = \text{H}_2\text{O} + \text{H}$	10.34	0.00	5.15
19. $\text{H}_2\text{O} + \text{H} = \text{OH} + \text{H}_2$	10.93	0.00	20.12
20. $\text{HO}_2 + \text{M} = \text{H} + \text{O}_2 + \text{M}$	15.69	-1.00	47.82
21. $\text{H} + \text{O}_2 + \text{M} = \text{HO}_2 + \text{M}$	9.30	0.00	-1.00
22. $\text{H} + \text{OH} + \text{M} = \text{H}_2\text{O} + \text{M}$	16.45	-2.00	0.00
23. $\text{H}_2\text{O} + \text{M} = \text{H} + \text{OH} + \text{M}$	23.85	-3.00	121.43
24. $\text{CO} + \text{OH} = \text{CO}_2 + \text{H}$	4.10	1.30	-0.80
25. $\text{CO}_2 + \text{H} = \text{CO} + \text{OH}$	6.44	1.30	22.07

(iii) 反応計算

考えられる25の反応機構を考慮しGear法⁵⁾により反応方程式を数値積分した。流体計算SIN法³⁾1stepごとに反応計算を挿入した。また、前の時間刻みを各セルごとに記憶させ、時間刻みの初期値として与えた。

反応機構をTable 1に示す。反応のチェックは、坪井ら⁶⁾の実験と比較し、ほぼ良い結果が得られた。

(iv) 計算結果

Gordonのプログラム⁷⁾により衝撃波速度1200, 2000, 2500m/secの時の平衡状態計算を行い、それ

Table 2 Calculation results of simulation

t(μsec)	θ(°)	U _s (m/sec)	P _s (atm)	T _s (°K)	Δt(μsec)	Δx(cm)
0		1200	11.3	2240		
20	0	910	7.5	630	0.05	7.24E-2
20	30	780	5.9	565	0.05	7.24E-2
0		2000	30.0	3040		
20	0	1710	27.6	1440	0.05	3.47E-2
20	30	1410	19.6	1170	0.05	3.47E-2
0		2500	55.0	3470		
20	0	2500	57.0	3470	0.05	2.22E-2
20	30	2040	40.0	3000	0.05	2.22E-2

U_s: incident shock speed Ps: incident shock pressure

T_s: incident shock temperature

Δt: time interval Δx: mesh width

を初期状態として扇形容器の拡がり角 $\theta=0^\circ, 30^\circ$ に対して計算を行った。 $\theta=0^\circ$ の結果より、実際は910, 1710, 2500m/secの入射衝撃波を与えた事になっていることが分かる。結果をTable 2に示す。

又、 $U_s=2500$, 1200m/secの入射衝撃波速度の場合の衝撃波面(S.F.), 火炎面(F.L.), 接触面(C.S.)の計算結果より求めたx-t線図をFig. 10(a), (b)に示す。火炎面としてはCH₃モル分率のピーク値を採用した。

$U_s=2500$ m/secの場合においては、 $\theta=0^\circ$ (直管)の時には衝撃波面と火炎面は殆ど一致して伝播しているが、扇形容器($\theta=30^\circ$)に入射したときには、プラントル・マイヤ膨張による希薄波の冷却効果で、衝撃波面と火炎面は分離しはじめている。 $U_s=1200$ m/secにおいては、いずれの場合にも衝撃波面と火炎面は分離しはじめている。又、火炎面と接触面とは完全に一致している、即ち火炎は接触面によって移動している。このシミュレーションによると扇形容器においてはあきらかに、衝撃波面と火炎面は分離し、火炎面は減衰がみられるので伝播が進むにつれて消炎することが推察される。Photo. 4における実験結果との比較をFig. 10(c)に示した。

衝撃波の挙動に関しては実験と計算は必ずしも良い一致を示さない。これは計算において強い後方希薄波の効果および境界層効果を含めていないためであろう

と考えられる。反応帯の挙動に関しては強い膨張効果により活性種の消失速度が輸送過程により未燃子混合気中における活性種の再生速度を大きく上まわることが数値計算によって明らかに示された。この現象は過大爆轟条件($U_s=2500$ m/sec)でも観測されることから少なくともメタン-空気予混合気では断面拡大がどこまでも継続する場合衝撃波による直接着火は非常に起こり難いものと結論される。

4. 結 論

爆薬の爆発による衝撃波によって着火されたメタン-空気当量混合気体が、一次的に伝播する場合は、後方よりの希薄波の冷却によって消炎することは明らかである。断面変化を伴う容器においては、横方向への膨張による冷却効果により、一次元の場合より急激に火炎は減衰し、消炎することが実験的に確かめられた。又、流体計算と反応計算を考慮したシミュレーションにおいても、定性的ではあるが断面拡大部へ入射した衝撃波を伴った火炎は、過大爆轟の場合においても衝撃波面と火炎面との分離が急速におこり、やがては消炎することが認められた。従ってメタン-空気予混合気においては衝撃波による直接的な着火は非常に困難であると結論される。

もし比較的低い衝撃波によって着火が生ずるとすればそれは複雑な衝撃波の干渉や反射等を伴う必要があると考えられる。

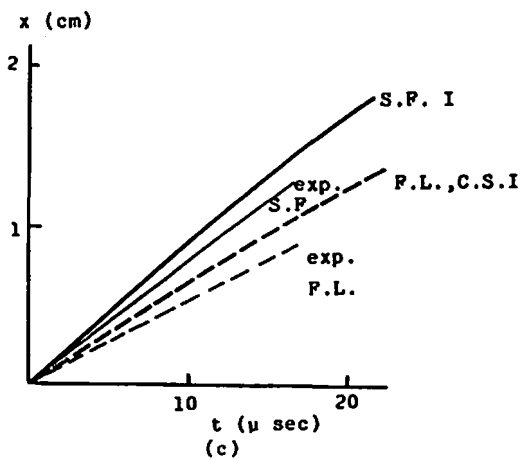
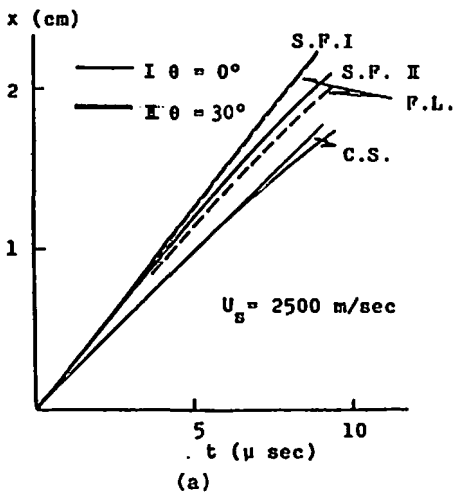
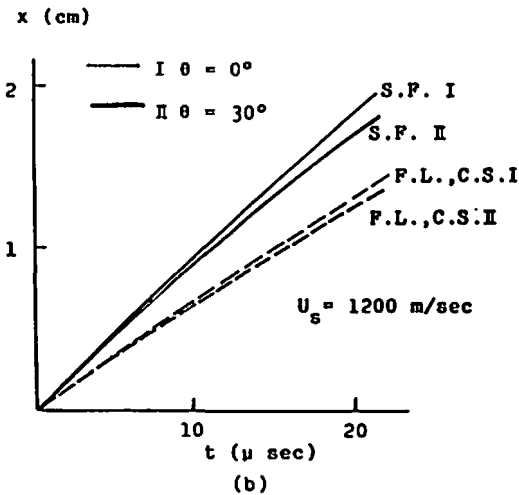


Fig. 10 $x-t$ diagram of calculation results
 (a) U_g : 2500m/sec (b) U_g : 1200m/sec
 (c) $x-t$ diagram of theoretical and experimental results for U_g : 1200m/sec



謝 辞

本研究の一部は第12回火枝奨によったものである。

文 献

- 1) 米田他 工業火薬, 43 210 (1982)
- 2) 米田他 工業火薬, 投稿中
- 3) C. L. Mader, "Numerical Modeling of Detonation" Univ. of California Press (1979)
- 4) G. B. Whitham, J. Fluid, Mech. P337 (1958)
- 5) A. C. Hindmarsh, "GEAR: Ordinary Differential Equation System Solver", Lawrence Livermore Laboratory UCID-3001, (1974)
- 6) T. Tsuboi, Jap. J. Appl. Phys. 15159 (1986)
- 7) S. Gordon et al., NASA SP-273 (1971)

The Propagation and the Quenching Processes of the Flame behind
the Shock Wave of the CH₄-Air Mixture

II. Studies on the Two Dimensional Shock Wave

by Kuniaki Yoneda*, Mitsuo Koshi*, Tetsuro Asaba*
Hidenori Matsui** and Hiroyuki Matsui*

The quenching phenomena of the flame in the expanding nozzle was investigated. The CH₄-Air Mixture was ignited by the one dimensional shock wave and the flame with that shock wave was expanded into the two dimensional nozzle. It was found that the flame in the nozzle quenched more rapidly than the one dimensional flame. From various experimental observations, it is concluded that this rapid quenching is caused by the cooling effects of the expansion wave in the nozzle. The numerical solution of the hydrodynamic equations coupled with chemical kinetics confirms this conclusion.

(*Department of Reaction Chemistry Faculty of Engineering, Univ. of Tokyo
7-3-1 Hongo Bunkyo-ku Tokyo, 113 Japan

**The Research Institute of Industrial Safety Tokyo, Japan
1-4-6 Umezono Kiyose-city Tokyo, 204 Japan)
