

循環バーナーの燃焼特性

(平成13年11月30日 原稿受付)

機械知能工学科 津 田 時 範
 宇部興産(株) 光 成 仁
 ニチアス(株) 高 野 純一郎
 機械知能工学科 橘 武 史

Combustion characteristics on recirculation burner

by TSUDA Tokinori

MITSUNARI Hitoshi

TAKANO Jun-ichiro

TACHIBANA Takeshi

Abstract

A burner which is driven by fuel and oxygen and burned gas, not air is manufactured by way of trial. The burned gas, in other words, carbonic acid gas and water vapor are used as dilution materials. The special features of the burner is explained in previous report. The burner has a gas remover, in other words, a blower for the purpose of returning the burned gas and excess oxygen. The apparatus is air tighted. Data concerning combustion are obtained use of methane. The values of the most suitable excess oxygen factor and range on holding flame (limit of flash back and limit of blow off) are found. The combustion characteristics are able to use for designing and driving the recirculation burner. On the results of gas analyzing, the combustion was complete and nitrogen oxide does not emitted at all.

1. 結 言

燃料と酸素を供給し、希釈剤としては燃焼の結果発生する炭酸ガスと水蒸気の混合気体(既燃気体)を利用する燃焼を循環燃焼と呼ぶ事にする。この循環燃焼の動作モデルに付いては前報等で報告した^{(1), (2)}。

本報告は循環燃焼を行うバーナー(以後循環バーナーと呼ぶ)を、燃料としてメタンを使用して運転して取ったデータの解析結果である。これも報告が有るが⁽³⁾、本報は纏め直したものである。酸素過剰率の最適値や火炎定置範囲(逆火~浮上り・吹飛び)等の燃焼特性が掴めた。又、試作バーナーで理想的な完全燃焼が得られ、窒素酸化物は全く発生しない事が確認できた。

2. 記 号

a : 炎口総面積 cm^2
 C_{pm} : 湿り既燃気体の T_0 と T_a の間の平均の定圧モル比熱 J/molK 、 T_0 は発熱量を定義した温度

C_{pu} : 未燃混合気体の定圧モル比熱 J/molK
 C_{pum} : 未燃混合気体の t_u と t_i の間の平均の定圧モル比熱 J/molK 、 $t_i = (t_u + T_a - 273.15)/2$
 $C(t_b)$: 分岐点気体の水蒸気圧 ω_{sb} の函数、 $C(t_b) = \omega_{sb}/(1 - \omega_{sb})$ 、 t_b は分岐点気体温度(後出)
 E : 総括活性エネルギー J/mol
 g_u : 炎口速度勾配 s^{-1} 、 $g_u = 4v_u/r$ 炎口半径、但し層流の場合
 l_u : 湿り既燃気体の比モル流量(燃料供給モル流量の倍数)
 M : 分子量 g/mol
 m : 炭化水素燃料の炭素 C の原子数
 n : 炭化水素燃料の水素 H の原子数
 p : 圧力 Pa
 q_{fl} : 燃料のモル発熱量 J/mol
 R : 一般気体定数 J/molK
 S_u : 層流燃焼速度 cm/s 、断面平均値
 T_a : 理論定圧断熱火炎温度 K
 t_b : 分岐点気体温度 $^{\circ}\text{C}$

- t_s : 基準とする温度 °C
- t_u : 未燃混合気体温度 °C
- v_f : 燃料 (メタン) 供給炎口流速 cm/s、 $v_f =$ 燃料 (メタン) 供給体積流量 (1 atm、20°C) / 炎口総面積 a 、断面平均流速
- $v_{N_{2u}}$: 未燃混合気体中の窒素炎口流速 cm/s、 $v_{N_{2u}} =$ 未燃混合気体中の窒素体積流量 (1 atm、20°C) / 炎口総面積 a 、断面平均流速、過渡期間
- $v_{O_{2u}}$: 未燃混合気体中の酸素炎口流速 cm/s、 $v_{O_{2u}} =$ 未燃混合気体中の酸素体積流量 / 炎口総面積 a 、断面平均流速
- v'_{O_2} : 酸素供給炎口流速 cm/s、 $v'_{O_2} =$ 酸素供給体積流量 (1 atm、20°C) / 炎口総面積 a 、断面平均流速
- v_u : 未燃混合気体炎口流速 cm/s、 $v_u =$ 未燃混合気体体積流量 / 炎口総面積 a 、断面平均流速
- α : 酸素過剰率、 $\alpha =$ 未燃混合気体中の酸素体積流量 (1 atm、20°C) / (2×燃料 (メタン) 供給体積流量 (1 atm、20°C)) - 1 = $v_{O_{2u}}$ (1 atm、20°C) / (2 v_f) - 1、体積流量の代りにモル流量を使っても同じ。供給時点での酸素過剰率 = $v'_{O_2} / (2v_f) - 1 = \alpha / (1 + \gamma)$
- β_b : 分岐点気体 (既燃気体) の水蒸気残存率、体積又はモル残存率
- β_u : 未燃混合気体の水蒸気残存率、体積又はモル残存率
- γ : 戻し比、 $\gamma =$ 戻し気体の体積又はモル流量又は質量流量 / 排出気体の体積又はモル流量又は質量流量
- λ : 熱伝導度 W/cmK
- ρ : 密度 g/cm³
- ω_s : 無次元水蒸気圧、式 (2) を参照の事

3. 試作循環バーナーの構成

拡散燃焼を含む予混合燃焼をするバーナーを考える事は可能であり逆火しにくい等の特徴を持つと思うが、この様なバーナーは構造が複雑になる。拡散燃焼無し完全予混合燃焼をするバーナーを作った。多口ブレンゼン形式の層流燃焼バーナーである。

図1はこの循環バーナーの構成を示す図である。メタン等の気体燃料及び酸素は電磁弁、供給量調節器 (ニードルバルブ)、層流流量計、予熱器 (実用機では不必要) を通って、管端の小穴 ($\phi 0.8\text{mm}$ 個数30) から混合部に入る。一方、既燃気体は圧力調節器 (装置内圧力を調節

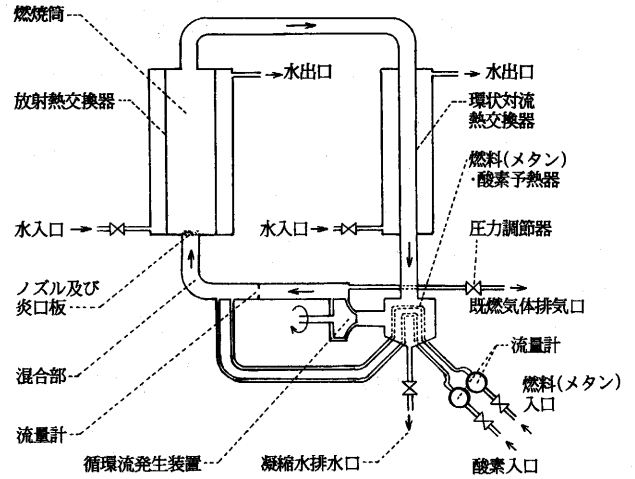


図1 循環バーナーの構成図 (概略図)

するニードルバルブ。開度を変えても排出量は変わらない。)を通して排気口から外に出る。水蒸気が凝縮してできる水は排水口から外に出る。循環流発生装置 (戻し流量を調節する連続可変速ブロー装置) によって流路内気体に図に矢印で示す様な循環流を生じさせるので、既燃気体は混合部に戻る。凝縮水は戻さない。燃料・酸素・既燃気体は混合流路を経て未燃混合気体となり収縮ノズル出口の炎口板 (前報⁽¹⁾のバーナー口) に到達し、この上に定置して燃える。炎口板は交換可能であって、厚さ0.5mmの雲母板で断熱して取付けている。炎口板の温度も火炎定置に影響する筈で有るので、炎口板上流面周辺部に熱電対を取り付けて温度を測る様になっている。この実験で使った炎口板の仕様は4.で述べる。炎口板のすぐ下流は燃焼筒 (幅28mm×奥行き110mm×高さ270mm) で横二面は銅板製の放射熱交換器である。銅板の気体側表面の温度を熱電対で測定する様になっている。燃焼筒には着火準備用の気体入替口・点火プラグと火炎監視用ガラス窓が備えられている。流路下流に環状対流熱交換器を設置している。これの下流に燃料・酸素の予熱器がある。実験ではこの熱交換器からの放熱量を変えて、分岐点気体温度を設定する*1。混合部の上流と収縮ノズル入口の区間には逆火時に火炎が上流に遡るのを防ぐ為に焼結金属板 (消炎用) と安全弁 (ポリ塩化ビニリデン膜使用) を設けている。又、循環流発生装置からノズル上流の区間には電気ヒーターを設け、管路の外周を断熱している。これは既燃気体の温度が低下して凝縮し、焼結金属板に凝縮水が詰まるのを防止する為である。実験でバーナー運転を瞬時停止/再起動させる必要がある為、循環流発生装置の停止/運転と燃料・酸素供給経路

* 1 分岐点とは既燃気体と凝縮水が排出されるのと既燃気体が混合部の方に戻るとに分岐する個所である。前報⁽¹⁾参照の事。既燃気体は循環流発生装置出口から排出され、凝縮水は予熱器底から排出される。凝縮量は (水蒸気残存率 β_b も) 予熱器内の温度で決るので分岐点 (気体温度 t_b) は予熱器 (の温度) とした。

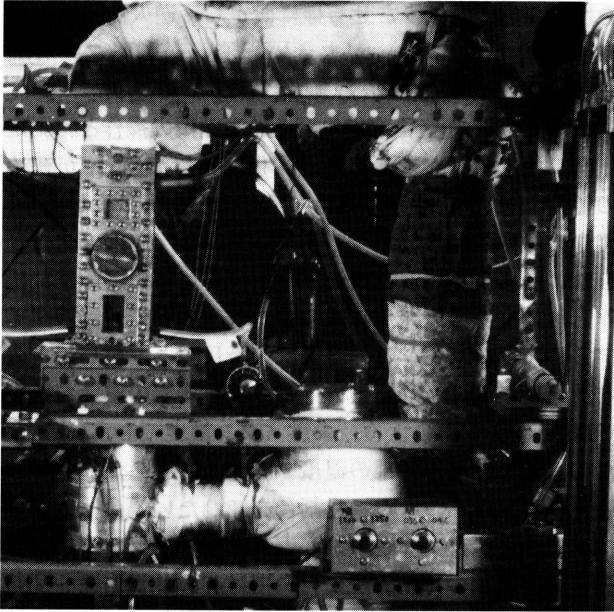


写真1 試作バーナー

の電磁弁の開/閉は連動する様にしている。装置の外壁はステンレス鋼板製であり、全経路は気密にしている。(但し試作バーナーの気密性は完全ではない。) 装置全体積は8.59リットルであり、中心線長さは2140mmである。装置内気体の圧力・流動の防振の為、燃焼筒出口と環状対流熱交換器入口の間に耐熱性のロックウールを詰めている。実験で分岐点気体温度の最高値を高く採る為、流路全体の外壁面を保温している。圧力調節器の下流に気体取出し口を設けている。組成分析の為に試料気体をここから取り出す。組成分析はガスクロマトグラフとオルザットガス分析器を用いた。戻し流量の測定は絞り流量計(四分円ノズル、開口 ϕ 6.296mm)で行う。未燃混合気体温度は炎口板上流のノズル入口で測定する。試作バーナーの写真を写真1に示す。

運転時、燃焼筒放射熱交換器の気体側表面温度が 100°C になる様に冷却水流量を調節する。又、装置内への空気漏込みを避ける為、装置内の最低圧力位置の圧力が大気圧よりも僅かに高くなる様に圧力調節器の開度を調節する。

4. 実験の種類と実験結果

4.1 一般事項

本バーナーの燃焼は完全な予混合燃焼である為、火炎を炎口板上に安定に定置するのが難しく、始動も以後の運転も制限された範囲内で行わねばならず、その為のデータが必要である。この実験はこのデータを取る実験でもある。

前に述べた様に燃料はメタンである。炎口板は黄銅製で穴直径1.75mm(上流側丸めず)、ピッチ3.5mm、穴数

$5 \times 23 = 115$ (直交配列)、炎口総面積 $a = 2.766\text{cm}^2$ 、板厚8mmである。炎口板上火炎の状況は穴直径(及びピッチ)・板厚・材質・穴の上流側入口を丸めるか否か等因る。今回の実験ではこれら条件は上記の様に各一種類となった。炎口板の穴直径1.75mmで実験を行う前に、これよりも大きい穴直径3.0, 2.5, 2.0mmでの実験を試みたが火炎定置が難しかった。完全予混合燃焼である事に加えて装置が密閉に近いのが関係している様に思う。何かの原因による装置内圧力・流速の変動が増幅するのであろう。本報告の実験は ϕ 1.75mmの場合のみである。

火炎定置範囲の上限としては炎口板からの浮上り点を掴みかけたのであるが浮上り点が明確でなく、やむを得ず吹飛び限界を掴む事になった。浮上り点が明確でなかった事を具体的に言うと、炎口板周辺部の火炎が浮き上る炎口流速(∞ ノズル出口断面平均流速)の方が周辺部以外の部分の火炎が浮き上る炎口流速(同上)よりも小さかったのである。これは炎口板上流の収縮ノズルの形状が不適格であった為、ノズル出口の流速が一様で無く、周辺部の流速の方が周辺部以外の部分の流速よりも大きかった為であろう。

実験(3)~(4)に於いてはメタン供給炎口流速 v_f ・分岐点気体温度 t_b ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α ・未燃混合気体温度 t_0 をパラメータとして極力一定値にしたいのであるが、お互いが依存しあいがちである。(メタン供給炎口流速だけは他のパラメータの影響を受けない。)酸素過剰率 α は未燃混合気体に付いての量であり、供給時点の酸素過剰率と戻し比 γ で決まる量(即ち $\alpha = \text{供給時点の酸素過剰率} \times (1 + \gamma)$)である為これを一定値にするのは非常に困難である。(酸素過剰率 $\alpha = v_{\text{O}_2}/(2v_f) - 1$ であり、供給時点の酸素過剰率は $v_{\text{O}_2}/(2v_f) - 1$ である。)供給時点の酸素過剰率を一定値にして実験を行ったので、酸素過剰率 α は一定値とならず幅を持った。実験値の整理は酸素過剰率 α で行った。

循環流発生装置~炎口板間で凝縮が起らない動作とした。この為この区間の温度が循環流発生装置出口温度よりも低くならない様、電気ヒーターの入力電力を調節した。(この区間の気体は既燃気体から未燃混合気体に変る。前報²⁾の3.1を参照されたい。)尚、未燃混合気体温度 t_0 はパラメータとしく無く、分岐点気体温度 t_b よりも僅かに高く(5°C 以内)設定しようとしたが困難であったので、パラメータに加えた。

戻し比 γ は次の様にして算出する。戻し比 γ は分岐点に於ける戻し気体流量と排出気体流量の比である。(体積流量でもモル流量でも質量流量でも同じ。)戻し気体の組成は γ にはよらない(但し供給時点の酸素過剰率と分岐点気体温度 t_b を一定値にした場合)ので密度・粘度も γ に因らなく、戻し気体流量は流量計差圧とこの密度・粘度(流量係数に影響する)から即座に算出される。排出気体質量流量はメタンと酸素の合計供給質量流量から

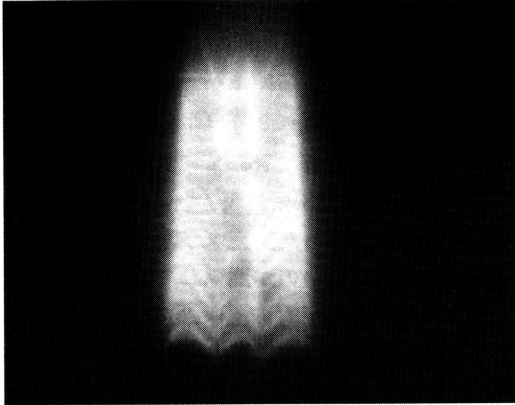


写真2 炎口上火炎の様子

排出凝縮水質量流量を差し引いたものとして出す*2。

炎口板温度も測定しているが実験結果の整理には使わなかった。又、未燃混合気体温度 t_u としては炎口板上流のノズルの入口の気体温度を使った。火炎直前の未燃混合気体の温度は炎口板温度の影響を受けて測定温度 t_u よりも幾らか高い筈である。

ここでこのバーナーの火炎の様子に付いて述べておく。燃料がメタンであるので火炎の色は薄青色であり、逆火限界に近づくに従って白く輝く様になる。形状はほぼ円錐形で、完全予混合火炎であるので一次炎のみであって二次炎は無い。層流火炎であるので火炎の振動は殆ど無い。炎口上火炎定置の様子を写真2に示す。

4.2 実験の種類と方法

(1) 着火実験の方法

バーナー内に空気が充満している状態で着火を行う。この着火は空气中酸素に頼り不足分を供給酸素で補う(酸素過剰率 $\alpha \geq 0$ とする意味では無い。 $\alpha \geq 0$ は必要では有るが。) 着火・炎口板上火炎定置であり、結果は運転の最初の特性である。メタン供給炎口流速 v_f (=メタン供給体積流量 / 炎口総面積 a)・酸素供給炎口流速 v_{O_2} (=酸素供給体積流量 / 炎口総面積 a)・戻し比 γ (戻し気体・排出気体共空気) の三量の値の組合せが適当でないと、火炎は最初から炎口板上に定置しない。種々の v_f に対して、炎口板上定置が可能である様な v_{O_2} と γ の値の組み合わせを求めるのがこの実験である*3。一つの v_f に対して広い範囲の v_{O_2} と γ を設定するのは大変であるので、 v_{O_2}

を増加させ γ を減少させる様に設定して逆火点・浮上がり点を掴んだ。又、 v_f が大きい程酸素過剰率 $\alpha = v_{O_2} / (2v_f) - 1$ が小さくなる様に設定した。

(2) 着火から無窒素燃焼に至る過渡期間の操作と諸測定
炎口板上定置ができて酸素供給炎口流速 v_{O_2} が初めの値のままでは、酸素が不足してその内失火してしまう。酸素の減少を補う様に v_{O_2} を増していき、逆火・吹飛びしない様に戻し比 γ を調節する。戻し比 γ の調節は、操作としては循環流発生装置のプロワーの回転数調節ダイヤルの調節である。この調節は火炎目視と、戻し量を表す流量計の差圧と既燃気体中の一酸化炭素の濃度を監視(簡易COメータによる。未燃メタン濃度でも良い。)しながら行う。又、各部の温度・圧力を測定する。 N_2 の減少を確認、 O_2 ・ CO_2 の組成割合を知りたい場合は、気体排出口から既燃気体を採取しガスクロマトグラフにかける。戻し比 γ の算出方法に付いては4.1(49頁右段～50頁左段)で述べた。 v_{O_2} の最終値は酸素過剰率 α が実験(3)で求める最良の α 程度になる様にする。

(3) 最良定置状態と最良酸素過剰率を把握する実験

最良定置状態とは逆火限界・浮上り限界のどちらにも余裕が有る火炎定置で、層流火炎であって振動がなく、既燃気体中の未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度の値が非常に小さい値をとる状態である。火炎形状や色に特徴が有り目視でこの特徴を掴む事が出来る。一々のメタン供給炎口流速 v_f ・分岐点気体温度 t_b ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α ・未燃混合気体温度 t_u に対して測定を行い、既燃気体中の未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度を調べるのが理想であるがこの通りに行うのは繁雑であるので、本実験では $v_f \cdot t_b \cdot \gamma \cdot t_u$ の代表的な値に対して行った。

未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度の値が小さい事を最も重視して最良定置状態の様子を把握する。これは次の実験(4)で最良定置点でのデータを取る必要がある為、最良定置状態の特徴を把握しておく必要がある為である。

この循環燃焼では酸素過剰率 α の値を負にする事は出来なく*4、逆に α を大きく採る事は不経済である。循環燃焼では供給時点の酸素過剰率は小さくても未燃混合気の酸素過剰率はかなり大きくなる。未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度の値が十分小さく、且つ出来るだけ値が小さい酸素過剰率を最良酸素過剰率と呼ぼう。求めた最良酸素過剰率の値は以下の実験に於いて酸素過剰率設定

*2 排出気体質量流量=供給物質(メタン・酸素)質量流量-排出凝縮水質量流量である。排出気体質量流量の測定は装置の気密が良く無く、小流量である等の理由で精度不十分である。排出凝縮水質量流量の測定も気密不良が誤差に関係し、又、測定が面倒である。実験(4)の方法・結果で述べる様に装置内気体組成は算出可能である。分岐点気体組成の計算値と供給物質質量流量の測定値から排出気体質量流量・排出凝縮水質量流量を出した。

*3 バーナー運転前にメタン供給体積流量・酸素供給体積流量・戻し流量調整用のダイヤル目盛を設定しておき、循環流発生装置を始動すると同時にメタン・酸素用電磁弁を開にし、点火プラグで着火する。この設定・操作を種々行う。

*4 未燃混合気体が燃える時使う酸素は供給した酸素(戻って来た酸素を含む)だけである。酸素不足($\alpha < 0$)で不完全燃焼すると、可燃物が密閉に近い装置内に残る事になる。

の参考にする。

(4) 火炎定置範囲 (逆火限界及び吹飛び限界・ついでに最良定置点) を掴む実験の方法

中心となる実験である。メタン供給炎口流速 v_f ・分岐点気体温度 t_b ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α ・未燃混合気体温度 t_u をパラメータとする。逆火限界・最良定置点・吹飛び限界それぞれとパラメータとの間の関係を掴む。具体的には $v_f \cdot t_b \cdot t_u$ を固定しておき (前に述べた様に十分には固定出来なかった)、戻し流量を調節して最良定置状態を実現する。最良定置点の γ と α が決まる。最良定置点の判断は火炎目視と音や振動の監視、既燃気体中一酸化炭素濃度の監視 (簡易 CO メーターによる) 等による。次に戻し流量を変化させて実際に逆火・吹飛びさせその時の戻し流量を読み取る。逆火限界・吹飛び限界の γ と α が決まる。各部の温度・圧力・戻し流量を表す絞り流量計差圧は最良定置点・逆火点・吹飛び点で測る。既燃気体組成は逆火点・吹飛び点で測るのは殆ど不可能であるので最良定置点でのみ測る。ガスクロマトグラフ (TCD・He・MC5A・シリカゲル・プレカット装置使用) とオルザットガス分析器を使う。測定成分は $O_2 \cdot N_2 \cdot CO_2 \cdot CO \cdot CH_4$ 等であって、水蒸気 H_2O は測らない*5。理想的な完全燃焼であるので、既燃気体組成・未燃混合気体組成は実測しないでも $v_f \cdot t_b \cdot \gamma \cdot \alpha \cdot t_u$ の測定値を使って前報 (1) の計算式によって正確に理論的に予測できる。ガスクロマトグラフ・オルザットガス分析器で測定しない H_2O 分もこの方法で求める。

(5) メタン供給炎口流速の下限及び上限値を掴む実験の方法

主として穴直径 (本実験の場合1.75mm) で決まるであろうが、バーナーへの入力強度を表す量であるメタン供給炎口流速 v_f の下限及び上限値を掴む。

(6) 窒素酸化物が発生していない事を確認する実験の方法

装置内の圧力が最も低い場所の圧力が大気圧よりも高い事を確認して窒素酸化物濃度を測定する。ガス検知管によって測定した。

4.3 実験結果と整理

(1) 着火実験の結果

メタン供給炎口流速 $v_f = 3.1 \sim 13.7 \text{ cm/s}$ 、酸素過剰率 $\alpha =$ 未燃混合気体中酸素炎口流速 $v_{O_2u} / (2v_f) - 1 = -0.10 \sim 0.50$ 、 $v_{O_2u} / (v_{O_2u} + v_{N_2u}) = 0.21 \sim 0.38$ 、混合器内温度約

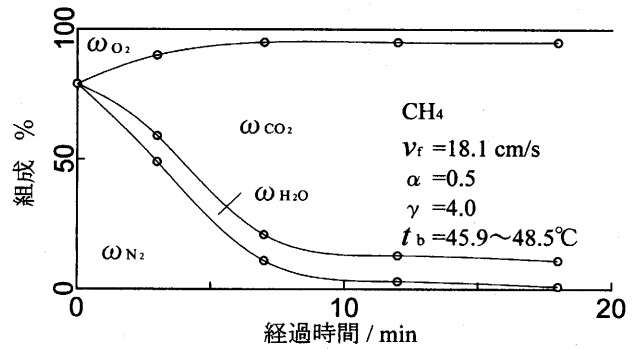


図2 着火からの経過時間と既燃気体の組成 (モル分率)

28℃ で逆火限界と浮上がり限界を調べた。(未燃混合気体中酸素炎口流速 $v_{O_2u} =$ 酸素供給炎口流速 $v_{O_2} +$ 戻し気体 (空気) 中酸素炎口流速。) 実験の方法で述べた様に酸素供給炎口流速 v_{O_2} と戻し比 γ を選んで行ったので、結果は完璧なものでは無い。

v_f が小さいところ (3.1~8.0 cm/s) では逆火しなく、又、浮上がり限界がはっきりしなかった。 v_f が8.5cm/s 以上では v_f にあまり関係なく $v_{O_2u} / (v_{O_2u} + v_{N_2u})$ の値が約0.30 で逆火し、約0.25で浮上がった。

(2) 着火から無窒素燃焼に至る過渡期間の操作と諸測定

各部の温度・圧力測定値は操作に非常によるので示さない。既燃気体の組成の測定結果の一例を図2に示す。メタン供給炎口流速は $v_f = 18.1 \text{ cm/s}$ である。試作バーナーを図中に記載の条件で運転した場合、20分経てば窒素は完全に排除される。

(3) 最良定置状態と最良酸素過剰率を把握する実験の結果

メタン供給炎口流速を $v_f = 10.3 \sim 10.5 \text{ cm/s}$ とし、分岐点気体温度 (予熱器内温度) $t_b = 21.7 \sim 46.8 \text{ C}$ 、未燃混合気体温度 (ノズル入口温度) $t_u = 59.0 \sim 86.5 \text{ C}$ 、戻し比 $\gamma = 2.80 \sim 6.70$ 、酸素過剰率 $\alpha = 0.040 \sim 1.084$ (供給時点での酸素過剰率 $\alpha / (1 + \gamma) = 0.007 \sim 0.272$) の間で既燃気体中のメタン濃度と一酸化炭素濃度を測った。結果は図3に示す*6。これから酸素過剰率 α が余り小さく無く (0.250以上)、吹飛び限界よりは逆火限界に近いところでは未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度の値は零が非常に小さい。酸素過剰率 α が大きくても戻し比 γ が大きく吹飛び限界に近いところでは未燃メタン濃度と一酸化炭素濃度の値は大きくなる事が分かる。火炎温度が低下し

*5 ガスクロマトグラフ法であってもその他の方法であっても水蒸気分の測定は難しい (オルザット法では不可能) のと、次に述べる様に成分値の算出が比較的簡単で精度も算出値の方が高いと思えるからである。

*6 図中の細い実線は供給時点の酸素過剰率 $\alpha / (1 + \gamma)$ が一定の線である。細い破線は逆火限界と吹飛び限界を表す線である。次の実験 (4) の結果の図 (図4) 中の逆火限界線・吹飛び限界線 (両方共原点を通る直線 (破線) とした。) に対応するものである。但しメタン供給炎口流速 $v_f = 10.99 \text{ cm/s}$ ・分岐点気体温度 $t_b = 35 \text{ C}$ ・未燃混合気体温度 $t_u = 75 \text{ C}$ と仮定した。又、実験点に添えている数値は前がメタン濃度、後が一酸化炭素濃度である。

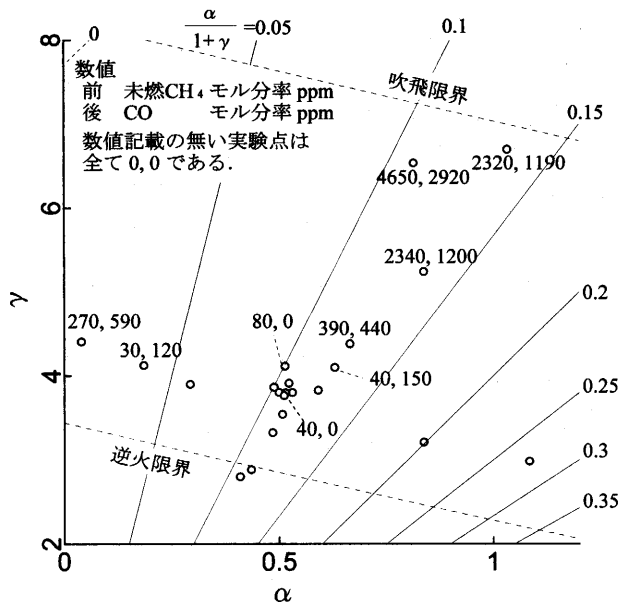


図3 酸素過剰率 α と戻し比 γ が既燃気体中の未燃 CH_4 濃度と CO 濃度に及ぼす影響

不完全燃焼する様になるので当然であろう。最良酸素過剰率は0.250~0.30として良からう。

(4) 火炎定置範囲(逆火限界及び吹飛び限界・ついでに最良定置点)を掴む実験の結果

(4 a) 実験データを整理する方針

この実験(4)は火炎を定置する為の条件を掴むのが目的である。逆火限界・最良定置・吹飛び限界で値が異なる様な量を見付けなければならない。良く知られている様にブンゼンバーナーの燃料・空気予混合燃焼では、横軸に当量比(酸素過剰率 α でも同じ)を取り縦軸に管内壁の未燃混合気体速度勾配 g_u を取った場合、逆火領域・定置領域・吹飛び領域と領域を分ける事ができる^{(4)~(6)}。

火炎定置状態は炎口出口での未燃混合気体の流速分布と燃焼速度分布によって決まる^{(4)~(6)}。炎口流速(炎口の断面平均値) v_u と流速分布(炎口の半径方向)は燃料の種類・燃料供給炎口流速 v_f ・分岐点気体温度 t_b ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α ・未燃混合気体温度 t_u ・炎口直径で決まる。炎口板厚さも幾分影響する。燃焼速度に付いても上記パラメータのみによって決まる燃焼速度 S_u と、パラメータによるだけでなく次に述べる様な原因にもよる燃焼速度分布(炎口の半径方向)がある。火炎から炎口板へ熱が移動する為、火炎付着点付近の火炎の温度は付着点から離れた位置の火炎の温度よりも低くなり、未燃混合気体温度にも半径方向の温度分布が生じる。又、炎口周上では未燃混合気体と既燃気体が混合する事で燃料・酸素の濃度が低下する。これら熱移動と混合によって未燃混合気体の燃焼速度に半径方向分布が生じる。熱移動も混合も火炎付着点と炎口板の間の距離(逆火限界・最良定置・吹飛び限界で値が異なる)による。未燃混合気

体の流速分布と燃焼速度分布の関係から火炎の付着点の位置が定まり、火炎がある位置に定置するのである^{(3), (4)}。パラメータと火炎定置状態(逆火限界・最良定置点・吹飛び限界)の間に関係が成り立つ事が予測できる。但し未燃混合気体温度 t_u には問題がある。しかしこの関係は非常に複雑であり、この関係を理論的に導くのは難しい。

一方、付着点から離れた位置の火炎部分に注目するところでは v_u も S_u も熱移動の影響と混合の影響を受けていない、又はこの影響が小さいと考えて良い。ここでは未燃混合気体の炎口流速 v_u と燃焼速度 S_u の比が問題となり、これは火炎面と未燃混合気体の流線間の交角 θ で表される($S_u/v_u = \sin \theta$)⁽⁴⁾。この角度 θ (即ち火炎形状又は火炎高さ)と火炎定置状態(逆火限界・最良定置・吹飛び限界)の間には関係があると見て良からう。

この考えの下で実験結果を整理する為に必要な未燃混合気体炎口流速・理論定圧断熱火炎温度・層流燃焼速度の計算式を次に挙げておこう。

(イ) 未燃混合気体炎口流速

未燃混合気体の組成は前報の3.1で述べた様に分岐点気体温度 t_b ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α で決まる。組成が決まればこれと未燃混合気体温度 t_u とから密度も決まり、メタン供給炎口流速 v_f を使って未燃混合気体炎口流速(断面平均値) v_u が求まる。一般の炭化水素 C_mH_n の場合の未燃混合気体炎口流速 v_u (cm/s)を表す式を次に示す。但し $t_b < \text{分岐点の露点 } t_{db}$ 、且つ $t_u \geq \text{未燃混合気体の露点 } t_{du}$ (即ち $\beta_b = \beta_u$)の場合である。温度は全て $^{\circ}\text{C}$ であり、メタン供給炎口流速 v_f はcm/sである。尚、メタンであれば $m = 1$ 、 $n = 4$ とすれば良い。

$$v_u = \left\{ 1 + (1 + \alpha) \left(m + \frac{n}{4} \right) + \gamma m \right. \\ \left. + \left[m + \frac{\alpha}{1 + \gamma} \left(m + \frac{n}{4} \right) \right] \gamma C(t_b) \right\} \frac{t_u + 273.15}{t_s + 273.15} v_f \quad (1)$$

ここに $C(t_b)$ は無次元水蒸気圧 ω_{sb} (未燃混合気体の圧力で割った無次元圧力)の次の様な函数である。

$$C(t_b) = \frac{\omega_{sb}}{1 - \omega_{sb}} \quad (2)$$

尚、 $t_b \geq \text{分岐点の露点 } t_{db}$ 、且つ $t_u \geq \text{未燃混合気体の露点 } t_{du}$ の場合は t_b が影響しなくなって、未燃混合気体炎口流速 v_u は次式の様に簡単になる。

$$v_u = \left[1 + (1 + \alpha) \left(m + \frac{n}{4} \right) + \gamma \left(m + \frac{n}{2} \right) \right] \frac{t_u + 273.15}{t_s + 273.15} v_f \quad (3)$$

(ロ) 理論定圧断熱火炎温度

燃料が完全燃焼し、火炎から外部への熱移動・輻射が無く、熱解離も無いとした場合の理論定圧断熱火炎温度 T_a (K)は次式(4)で表される。

$$T_a = \frac{q_{fl} + l_u C_{pu}(T_u - T_0)}{l_u C_{pm}} + T_0 \quad (4)$$

ここに、 q_{fl} は燃料の定圧低位モル発熱量 (J/mol)、 l_u は湿り既燃気体 (燃焼してできた気体) の比モル流量 (燃料供給モル流量の倍数)、 C_{pu} は未燃混合気体の定圧モル比熱 (J/molK) で気体の組成と温度の函数、 T_u は未燃混合気体の温度 (K)、 T_0 は発熱量を定義した温度 (K)、 C_{pm} は湿り既燃気体の温度 T_0 と T_a の間の定圧モル比熱 (J/molK) の平均値であって、気体の組成と温度 T_0 と T_a の函数である。

(ハ) 層流燃焼速度

層流予混合燃焼に関する熱理論によると、層流燃焼速度 S_u (cm/s) は次の様に表される⁽⁶⁾。

$$S_u = A \left[\frac{\lambda_i}{(C_{pum} / M_u) \rho_u} \right]^{1/2} p^{1/2} \exp\left(-\frac{E}{2RT_a}\right) \quad (5)$$

右辺中、 A は係数で $A = 6.35$ である*7。 λ_i は未燃混合気体の温度 $t_i = (t_u + T_a - 273.15)/2$ での熱伝導度 (W/cmK)、 C_{pum} は同じく予熱帯 (温度 $t_u \sim t_i$) での平均定圧比熱 (J/molK)、 M_u は同じく分子量 (g/mol)、 ρ_u は同じく密度 (g/cm³)、 p は圧力 (Pa) である。 E は燃料の総括活性エネルギー (メタンの値は 1.21×10^5 J/mol⁽⁶⁾)、 R は一般気体定数で $R = 8.3145$ J/molK、 T_a は式 (4) の理論定圧断熱火炎温度 (K) である。

上の理論定圧断熱火炎温度 T_a の式 (4) と層流燃焼速度 S_u の式 (5) は分岐点気体温度 t_b 等のパラメータを使って表した式では無いが、右辺にある量は全てパラメータが既知であれば算出できる。しかし S_u の計算式 (5) は定量性が低い式である。 T_a と S_u をパラメータで表すのは意義があろう。(パラメータで表すと定量性が高くなる訳では無い。)パラメータを使って表した実験範囲で成り立つ v_u と T_a と S_u の近似式を附録に載せている。

(4 b) 実験データの整理

メタン供給炎口流速 $v_f = 6.94 \sim 13.88$ cm/s、分岐点気体温度 $t_b = 21.5 \sim 52.1$ °C、未燃混合気体温度 $t_u = 41.0 \sim 95.8$ °C の範囲 (但し個々の実験点では $t_b < t_u$) で、逆火限界・最良定置点・吹飛び限界の酸素過剰率 α と戻し比 γ を求めた。 α と γ の範囲は $\alpha = 0.404 \sim 1.136$ (供給時点での酸素過剰率 $= \alpha / (1 + \gamma) = 0.098 \sim 0.155$)、 $\gamma = 2.30 \sim 8.22$ であった。水蒸気残存率は $\beta_b = \beta_u = 0.016 \sim 0.097$ であった。逆火限界～最良定置点では理想的な完全燃焼

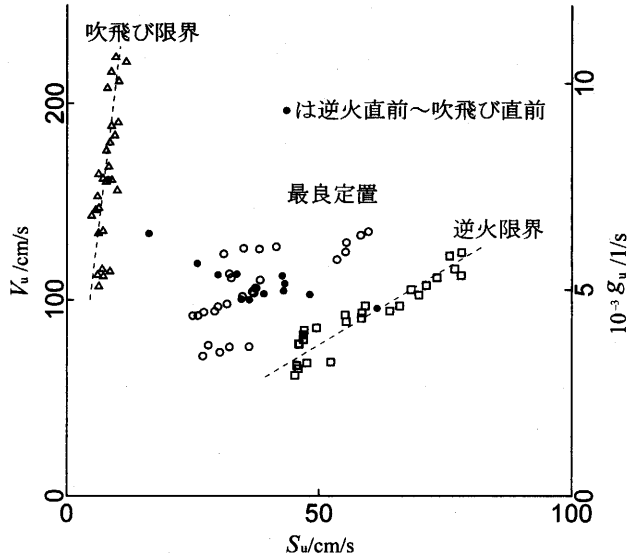


図4 層流燃焼速度 S_u と未燃混合気体炎口流速 v_u (炎口壁面速度勾配 g_u)

をしている事が確認出来ているし、既燃気体の組成の測定値と $v_f \cdot t_b \cdot \alpha \cdot \gamma \cdot t_u$ の測定値を使ってする計算値の差は小さかったので、気体組成は計算して出した*8。

実験値 $t_b \cdot \alpha \cdot \gamma \cdot t_u$ から算出した燃焼速度 S_u を横軸に取り、 $v_f \cdot t_b \cdot \alpha \cdot \gamma \cdot t_u$ から算出した未燃混合気体炎口流速 (断面平均流速) v_u を縦軸に取って表したものが図4である。この燃焼速度 S_u は本実験のパラメータのみで表せるもの (熱移動と混合の影響を含まない) であり、未燃混合気体の燃焼に関する性質を表している。縦軸には炎口壁面速度勾配 $g_u (= 45.71v_u)$ も取っておいた。同図に実験 (3) の点 (黒丸) も描き込んでおいた。

逆火限界と吹飛び限界がはっきりと定まった。最良定置点はばら付いたが、これは最良定置点というもの鋭敏に定まるものでないのこなつたのである。吹飛び限界は離れ過ぎている様に見えるが、吹飛び限界の火炎状態は火炎が非常に伸び明確な付着点が無い様な火炎であった為であろう。メタン・空気の予混合ブンゼンバーナーの場合、逆火限界境界速度勾配は最大でも $400s^{-1}$ である^{(4)~(6)}。この循環バーナーでは逆火限界の炎口壁面速度勾配 g_u は $2.8 \times 10^3 s^{-1}$ 以上であり、非常に大きくなった。これは本実験では未燃混合気体中の O_2 濃度が空気の場合に比べて高く又温度も高く燃焼速度が大きかったのに加えて、希釈剤の CO_2 が N_2 に比べてプラントル数が大きく、従って温度境界層が薄く燃焼速度の低下が急に

*7 A の値は次の様にして決めた。実験データの内、未燃混合気体の温度 t_u だけ 25 °C に変更して式 (5) に代入して出した値と、文献 (4) の $CH_4 \cdot O_2 \cdot CO_2$ 混合気体 (25 °C、大気圧下) の燃焼速度データを等しく置いた。実験は分岐点気体の温度 t_b が低くて H_2O が殆ど凝縮している ((4 b) で示す様に水蒸気残存率 $\beta_u = 0.016 \sim 0.097$)。尚 A は有次元である。

*8 実験 (3) の結果で述べた様に既燃気体中の未燃メタン濃度・ CO 濃度は非常に低かった。吹飛び限界辺りでは高かったが主要気体の組成算出への影響は小さい。既燃気体の組成の測定値と計算値の差は約 1% 以下であった。

なっている事によると思う。

火炎定置状態を決めるものは前に述べた様に炎口流速分布と燃焼速度分布である。炎口流速 v_u と燃焼速度 S_u によって火炎定置状態が表せたのは、炎口流速分布が炎口流速 v_u と一定の関係を持ち燃焼速度分布が燃焼速度 S_u と一定の関係を持っているからであろう。

尚、式附(1)の v_u と式附(11)の S_u を使ってグラフを画いても図4と殆ど同じになる。

燃焼速度 S_u と炎口流速 v_u を両軸に採る事によって火炎定置状態が分かったのであるが、逆にこの結果から火炎が定置する設定を知る事が出来る。知りたいパラメータを未知量として、これ以外のパラメータを既知量とすれば求まる。附録に載せているパラメータ使用の S_u の式附(11)と v_u の式附(1)を使っても良い。

(5) メタン供給炎口流速の下限及び上限値を掴む実験の結果

下限値は実験(1)の最小値3.1cm/s程度であった。大きい方は16.1cm/s程度まで運転を行ったが、更に大きく出来そうであった。

(6) 窒素酸化物が発生していない事を確認する実験の結果

着火から十分時間が経った時の排出気体中窒素濃度(モル分率)は0.7~2.7%であった。工業用メタンと酸素を使用したので、不純物として窒素 N_2 が含まれている可能性がある。又、ガス分析操作で試料気体中に空気を混入させた可能性も有る。窒素酸化物濃度(モル分率。NOとNO₂の合計)は0.2~0.5ppmであった。(メタン・空気を使用する多口ブンゼン形式バーナーでは最小でも60ppmは出る。)

5. まとめ

多口ブンゼン形式層流循環バーナーを試作し、燃料としてメタンを使用して、最良酸素過剰率、炎口板上火炎定置範囲(逆火限界~最良定置~吹飛び限界)等の燃焼特性を把握、整理した。パラメータはメタン供給炎口流速・分岐点気体温度・戻し比・酸素過剰率・未燃混合気体温度である。燃料の種類・炎口直径・炎口板の厚さ等重要なパラメータが有るが本実験ではこれらは全て一種類となった。炎口板の温度は結果の整理に使わなかった。与えられた条件の下でかなりはっきりした特性が掴めたと思う。最良定置状態~逆火限界の燃焼は完全燃焼に非常に近い燃焼であった。窒素酸化物の発生はやはり無かった。

6. 謝 辞

バーナー設計製作から実験実施迄、本研究に協力して下さった方々に御礼を申し上げます。特に循環流発生装

置の電動機の定速コントローラ的设计製作を担当して下さいました当時本学学生野中文人氏に深謝します。

参考文献

- (1) 津田時範・光成 仁・高野純一郎・橘武史、循環バーナーの動作モデル、九州工業大学研究報告(工学)、第74号(2002)、39-46。
- (2) 津田時範・橘 武史、循環バーナーの基本特性、日本機械学会中国四国支部39期総会講演会論文集 No.15-1(2001)、101-102。
- (3) 津田時範・橘 武史、循環バーナーの燃焼特性、日本機械学会北陸信越支部38期総会講演会論文集 No.17-1(2001)、189-190。
- (4) Bernard Lewis and Guenther von Elbe, Combustion, flames and explosions of gases, second edition, (1961), 220-261, 388.
- (5) 平野敏右、燃焼学-燃焼現象とその制御-, (1986)、海文堂出版、44-63。
- (6) 水谷幸夫、燃焼工学、第2版、(1989)、森北出版、32、82-91。

附 録

炎口流速・理論定圧断熱火炎温度・層流燃焼速度を分岐点気体温度等のパラメータで表す近似式を掲げておく。式の導出過程は省略する。単位記号は本文で使ったものと同じである。

(イ) 未燃混合気体炎口流速

未燃混合気体炎口流速 v_u を分岐点気体温度 t_b の函数 $C(t_b)$ ・戻し比 γ ・酸素過剰率 α ・未燃混合気体温度 t_u の一次式の積の形で表すと次の様になる。

$$v_u = 9.656 \times f_{V1}(t_b) f_{V2}(\gamma) f_{V3}(\alpha) f_{V4}(t_u) v_f \quad \text{式附(1)}$$

ここに

$$f_{V1}(t_b) = 1 + 0.558[C(t_b) - 0.0613] \quad \text{式附(2)}$$

$$f_{V2}(\gamma) = 1 + 0.137(\gamma - 3.51) \quad \text{式附(3)}$$

$$f_{V3}(\alpha) = 1 + 0.270(\alpha - 0.500) \quad \text{式附(4)}$$

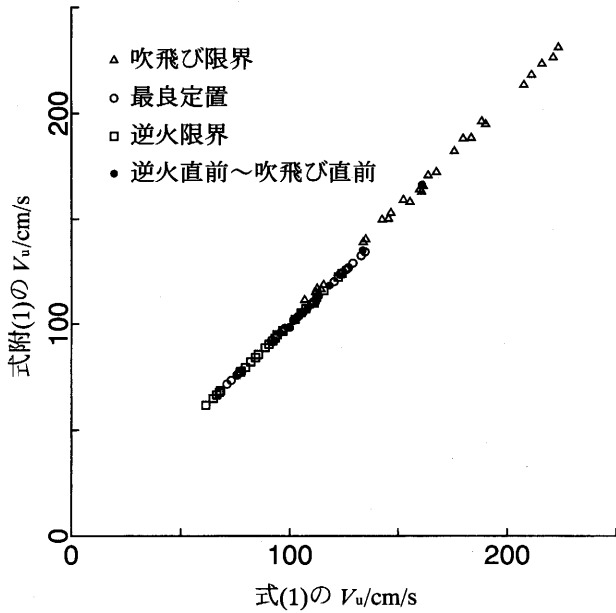
$$f_{V4}(t_u) = 1 + 0.00288(t_u - 75.1) \quad \text{式附(5)}$$

であり、 v_f はメタン供給炎口流速である。

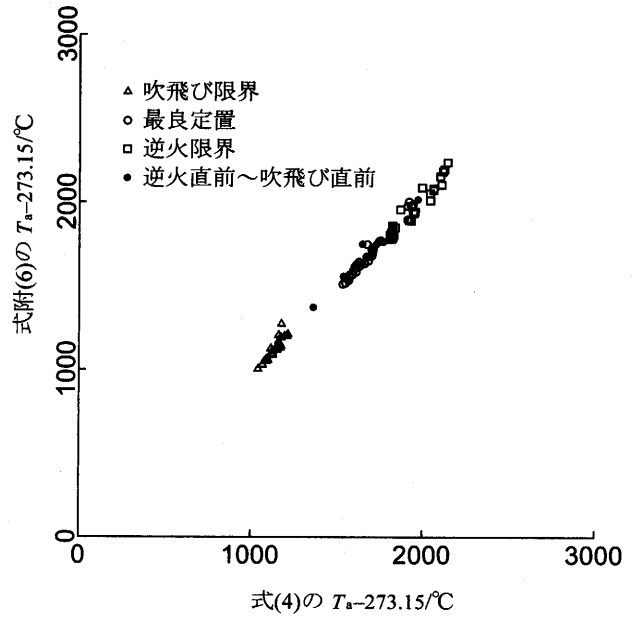
係数9.656は逆火限界と最良定置のデータを使って求めたものである。定数と見て良い様である。(後の図附1を参照の事。(ロ)、(ハ)の係数に付いても同様。)式附(2)右辺の $C(t_b)$ は本文の式(2)の $C(t_b)$ と同じものである。この $f_{V1}(t_b) \cdot f_{V2}(\gamma) \cdot f_{V3}(\alpha) \cdot f_{V4}(t_u)$ は $C(t_b) \cdot \gamma \cdot \alpha \cdot t_u$ が v_u に及ぼす影響を表すものである。式は各パラメータの函数の積で表しているの、パラメータの影響を独立に考える事が出来る。次の(ロ)定圧断熱火炎温度・(ハ)層流燃焼速度に於いても同様である。

(ロ) 定圧断熱火炎温度

未燃混合気体の炎口流速をパラメータで表したのと同



図附1 未燃混合気体炎口流速 v_u



図附2 理論定圧断熱火炎温度 T_a

様に、定圧断熱火炎温度 T_a を分岐点気体温度 t_b の函数 $C(t_b) \cdot$ 戻し比 $\gamma \cdot$ 酸素過剰率 $\alpha \cdot$ 未燃混合気体温度 t_u の函数で表すと、

$$T_a = 1.77 \times 10^4 \times f_{T_1}(t_b) f_{T_2}(\gamma) f_{T_3}(\alpha) f_{T_4}(t_u) \quad \text{式附(6)}$$

となる。ここに

$$f_{T_1}(t_b) = 1 - 0.227 [C(t_b) - 0.0587] \quad \text{式附(7)}$$

$$f_{T_2}(\gamma) = 3.36 (\gamma + 1.6)^{-0.747} \quad \text{式附(8)}$$

$$f_{T_3}(\alpha) = 1 - 0.1467 (\alpha - 0.499) \quad \text{式附(9)}$$

$$f_{T_4}(t_u) = 1 + 0.000180 (t_u - 75.0) \quad \text{式附(10)}$$

である。

係数 1.77×10^4 は逆火限界と最良定置のデータを使って求めたものである。これもほぼ定数と見て良い様である。

(ハ) 層流燃焼速度

層流燃焼速度 S_u は分岐点気体温度 t_b の函数 $C(t_b) \cdot$ 戻し比 $\gamma \cdot$ 酸素過剰率 $\alpha \cdot$ 未燃混合気体温度 t_u の函数で表すと、次の様になる。

$$S_u = 45.5 \times f_{S_1}(t_b) f_{S_2}(\gamma) f_{S_3}(\alpha) f_{S_4}(t_u) \quad \text{式附(11)}$$

となる。ここに

$$f_{S_1}(t_b) = 1 - 0.640 [C(t_b) - 0.0594] \quad \text{式附(12)}$$

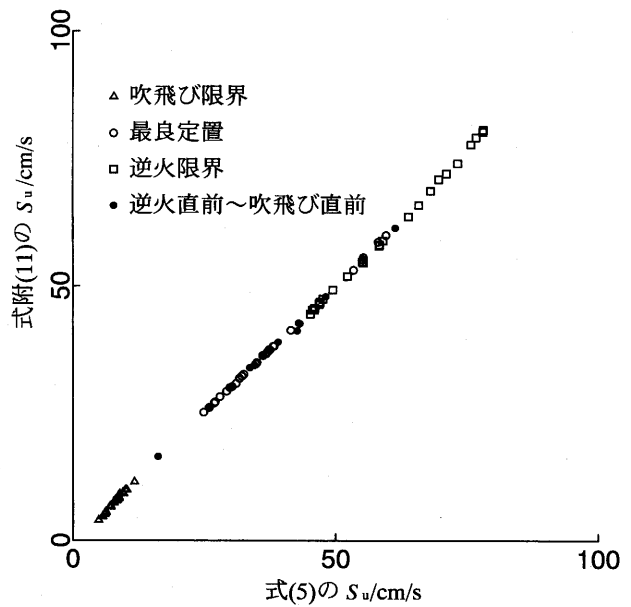
$$f_{S_2}(\gamma) = 6.51 \gamma^{-1.42} - 0.300 \quad \text{式附(13)}$$

$$f_{S_3}(\alpha) = 1 - 0.463 (\alpha - 0.500) \quad \text{式附(14)}$$

$$f_{S_4}(t_u) = 1 + 0.010 (t_u - 75.0) \quad \text{式付(15)}$$

である。

係数45.5は逆火限界と最良定置のデータを使って求め



図附3 層流燃焼速度 S_u

た。ほぼ、定数と見て良い様である。

図附1、2、3に本文の式(1)、(4)、(5)と近似式附(1)、(6)、(11)の関係を示す。