

単純気化器におけるエアブリードの 混合比調整作用について

On the Effect of Regulation to the Mixture Ratio of Simple Carburetors

宝 諸 幸 男* 高 橋 亨* 横 田 吉 弘*
Yukio Hōsho Tôru Takahashi Yoshihiro Yokota

内 容 梗 概

各形式の気化器において主燃料系統のみを作動させるようにした単純気化器および透明二次元模型気化器により、定常気流のもとに、エアブリードが混合比の調整作用に及ぼす影響を調べ、その効果が従来の研究結果と異なる面があることを明らかにするとともに、気化器主噴出管内の流動様式、主噴出口部における燃料噴出様式と混合比特性の関係を明らかにした。

1. 緒 言

ガソリンエンジン用気化器には各種の形式があり、それぞれ低速燃料系統、主燃料系統などを備えているが、これらの燃料系統におけるエアブリードは二つの主効果、すなわち燃料微粒化の促進作用と混合比調整作用をもち、従来の研究結果⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾によれば、エアブリードが大になれば、混合気はき薄になるといわれてきた。

筆者らは、主噴出管内の流動様式、主噴出口部における燃料噴出様式などに関連させながら、各形式の単純気化器および透明二次元模型気化器につき、定常気流下において、エアブリードの混合比調整作用を究明した。

この結果、従来の説と相反する領域のあることを明らかにし、あわせて混合比特性と流動様式、噴出様式の関係を明らかにした。

2. 従 来 の 研 究

2.1 エアブリードのない単純気化器の混合比

エアブリードのない単純気化器の主燃料系統を第1図に示す。

エンジン停止中、燃料が主噴出口からあふれ出ないようにするために、燃料油面は主噴出口より下方にある。

ベンチュリ空気流量 G_A (kg/s) および燃料流量 G_f (kg/s) に関しては、ベルヌーイの定理により次式がある。

$$G_A = C_A A_A \sqrt{2gH_W \cdot \gamma_W \gamma_2^2 / \gamma_a} \dots \dots \dots (1)$$

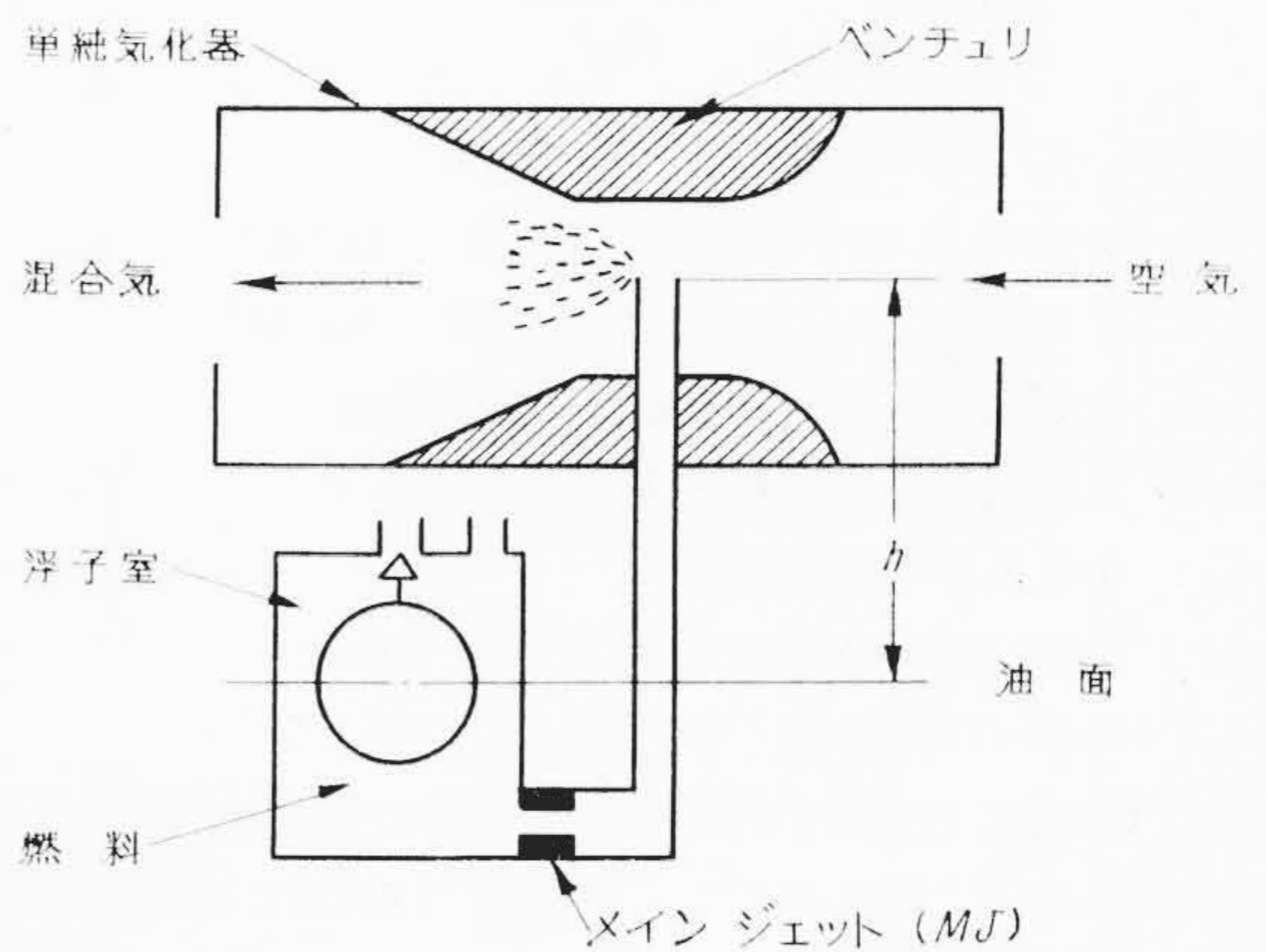
$$G_f = C_f A_f \sqrt{2g(H_W - h_W) \gamma_W \gamma_f} \dots \dots \dots (2)$$

- ここに C_A : ベンチュリ空気流量係数
 C_f : ジェットの流量係数
 A_A : ベンチュリのど部断面積 (m²)
 A_f : ジェットの断面積 (m²)
 g : 重力の加速度 (m/s²)
 H_W : ベンチュリのど部の圧力と大気圧との差に相当する水頭 (m)
 h : 燃料油面と主噴出口頂部との高さの差 (m)
 $h_w = h \cdot \gamma_f / \gamma_W$: h に相当する水頭 (m)
 γ_W : 水の比重量 (kg/m³)
 γ_f : 燃料の比重量 (kg/m³)
 γ_a : 大気の比重量 (kg/m³)
 γ_2 : ベンチュリのど部における空気の比重量 (kg/m³)

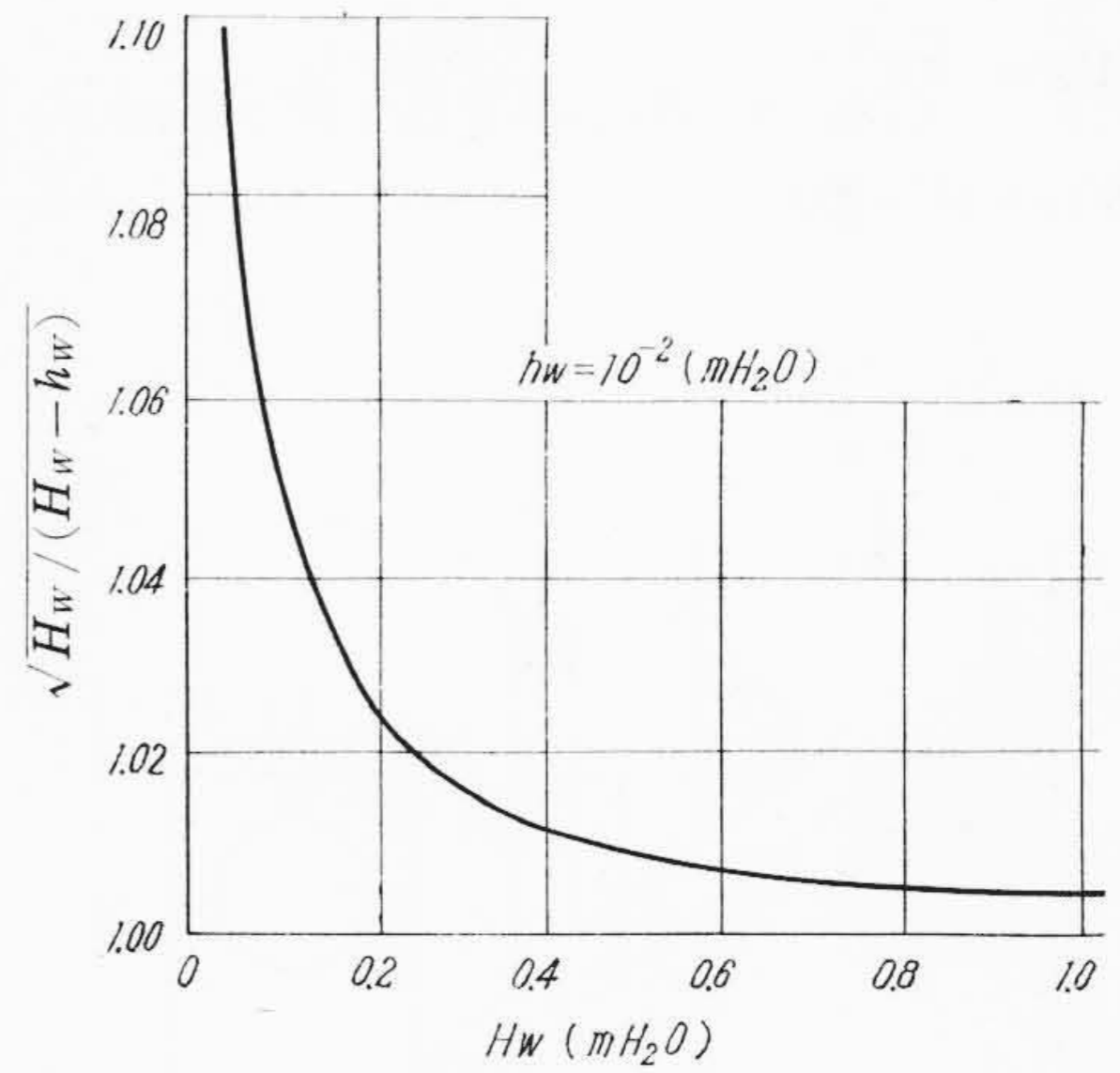
(1)式において、 H_W が小なる範囲では $\gamma_2 \cong \gamma_a$ とみなしうる。混合比 MR は G_A/G_f であるから、(1)および(2)式から

$$MR = \frac{C_A A_A}{C_f A_f} \cdot \sqrt{\frac{H_W}{(H_W - h_w)} \cdot \frac{\gamma_a}{\gamma_f}} \dots \dots \dots (3)$$

* 日立製作所多賀工場



第1図 エアブリードのない単純気化器



第2図 単純気化器における H_W と $\sqrt{H_W / (H_W - h_w)}$ の関係

(3)式において A_A , A_f , h_w は気化器の構造により一定であるから

$$K = \frac{A_A}{A_f} \sqrt{\frac{\gamma_a}{\gamma_f}}$$

とおくことができる。したがって(3)式から

$$MR = K \cdot \frac{C_A}{C_f} \sqrt{\frac{H_W}{H_W - h_w}} \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 C_A , C_f 一定とすれば、 h_w が H_W に対して無視できない範囲では、 MR は双曲線となる。一例として、 $H_W = 10^{-2} \text{m H}_2\text{O}$ の場合の H_W に対する $\sqrt{H_W / (H_W - h_w)}$ の関係を示すと第2図のとおりである。

2.2 エアブリードのある単純気化器の混合比

気化器の混合比調整装置として種々の方法⁽⁴⁾⁽⁵⁾があるが、そのうち最も一般的なものはエアブリードを用いる方法である。第3図はエアブリード(略号 AB)のある単純気化器を示したもので、油面より下方にて主噴出管に側路を設け、作動中に空気を燃料中に導入し、混合物として主噴出口から噴出させるものである。これは(4)式において $h_w \rightarrow 0$ となるように、ジェットにかかる圧力を補正するものといわれている。Lichty氏⁽⁶⁾は定常流における混合比 MR を(5)式によって表わし、式中の H_w' は(6)式により与えている。すなわち、圧力 P_2' に相当する水頭 $= P_2'/\gamma_w$ を H_w' (m) とし、 $(h'-h)$ に相当する水頭 $= (h'-h)\gamma_f/\gamma_w$ を h_w' (m) とすると

$$MR = \frac{C_A A_A}{C_f A_f} \cdot \sqrt{\frac{H_w}{H_w' + h_w'} \cdot \frac{\gamma_2}{\gamma_f}} \dots\dots\dots (5)$$

$$\sqrt{\frac{\gamma_a'}{\gamma_2}} = \frac{C_{na}}{C_a} \cdot \frac{A_n}{A_a} \sqrt{\frac{H_w - H_w'}{H_w}} - \frac{C_f C_{na} A_f}{C_{nf} C_a A_a} \cdot \sqrt{\frac{H_w' + h_w'}{H_w'}} \dots\dots\dots (6)$$

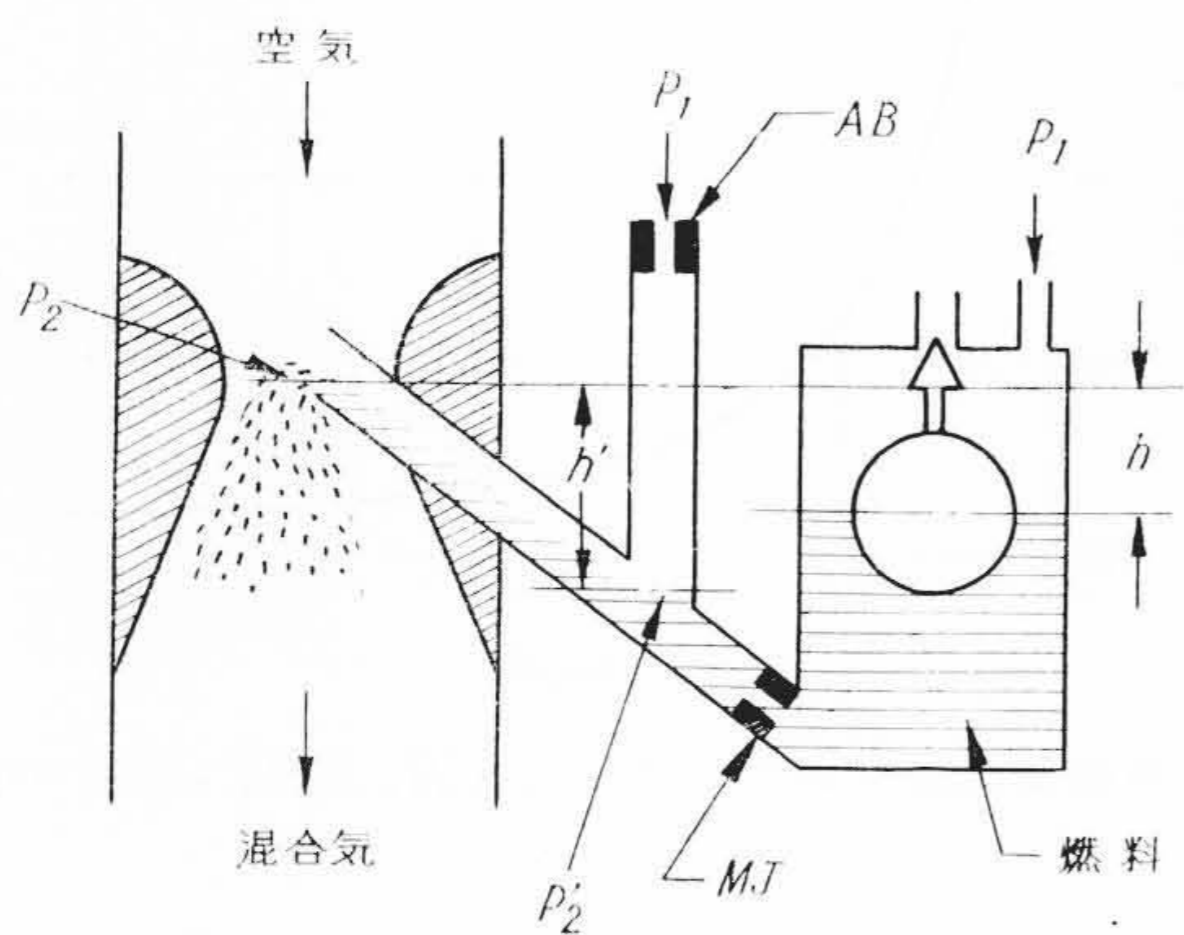
(6)式において

- γ_2 : 圧力 P_2 における空気の比重量 (kg/m³)
- γ_a' : 圧力 P_2' における空気の比重量 (kg/m³)
- C_{na} : 主噴出管内の空気流通路の流量係数
- C_{nf} : 主噴出管内の燃料通路の流量係数
- C_a : 小孔 AB の流量係数
- A_n : 主噴出管の断面積 $= A_{na} + A_{nf}$ (m²)
- A_a : AB の断面積 (m²)

(5), (6)式は主噴出管内における燃料と空気を分離流として扱ったものである。これに対して、田中氏⁽⁷⁾は両者が混合物を形成しているとみなして、空燃混合物の平均比重量を γ_m (kg/m³) とし、混合比を(7)式によって与え、エアブリードは混合比を一定にするため(8)式が成立するものとしている。

$$MR = \frac{C_A A_A}{C_f A_f} \sqrt{\frac{H_w \gamma_w \gamma_a}{\{H_w \gamma_w - h' \gamma_m + (h' - h) \gamma_f\} \gamma_f}} \dots\dots (7)$$

$$h' \gamma_m = (h' - h) \gamma_f \dots\dots\dots (8)$$



第3図 エアブリードのある単純気化器

ところが実際の気化器の主噴出管内では、エアブリード導入空気流量 Q_a によって、気泡流、エマルジョン流などの混合流、環状流、層状流などの分離流のほかに、ピストン流、スラッグ流などの中間的流動様式が存在するので、分離流として扱った(5), (6)式および混合流として扱った(7), (8)式はそれぞれエアブリードによる混合比調整作用の一部を説明するものといえる。

3. 実験装置および実験方法

3.1 供試気化器

実験に使用した気化器は次の4種類である。

- (1) 横向通気式二次元透明模型気化器
- (2) 下向ソレックス式単純気化器
- (3) 下向ストロンバーグ式単純気化器
- (4) 横向通気式単純気化器

で、単純気化器とは実用気化器の主燃料系統以外を閉塞し、かつチョーク弁、絞弁およびそれらの軸を除去して単純化したもので、メインジェット(略号 MJ)は固定し、メインエアブリード(略号 MAB)を #0~300 の範囲に変化した。それらの主要寸法は第1表に示すとおりである。

3.2 実験装置

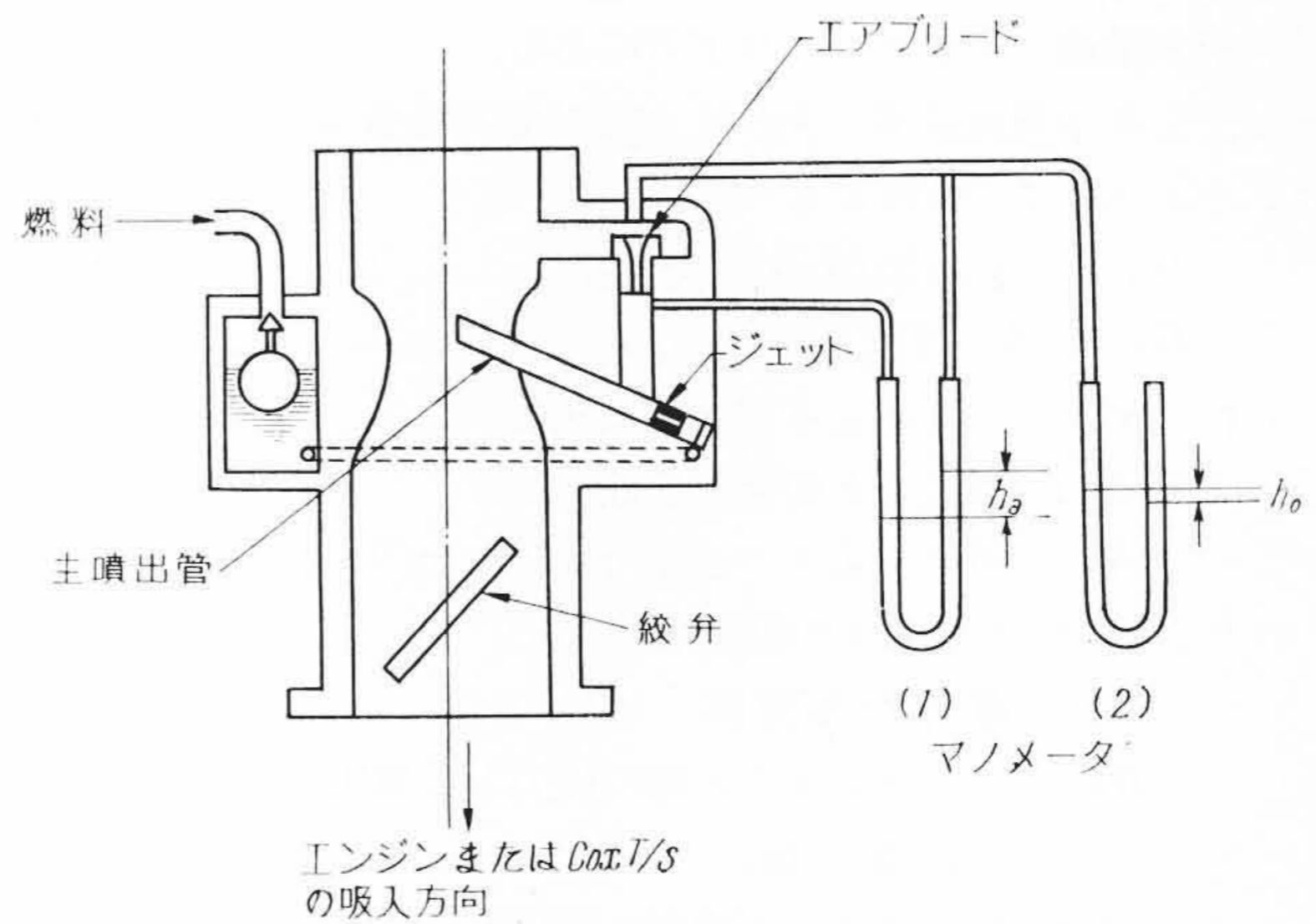
実験に用いたコックス気化器テストスタンド(Cox Carburetors Test Stand)は真空ポンプにより、気化器に定常吸入負圧を与え、ベンチュリ空気流量 Q_a 、燃料流量 Q_f 、各部負圧などを精密($\pm 1\%$ 以内)に測定する装置である。

主噴出管内の流動様式および主噴出口部における噴出様式の観測は、目視または高速度ストロボ装置によって行なった。

3.3 測定方法

γ_m は(9)式により与えられるものとし、式中の Q_a 、 Q_f を測定することにより、 γ_m を求めた(測定値はすべて 760 mmHg, 18°C の標準状態に換算した)。

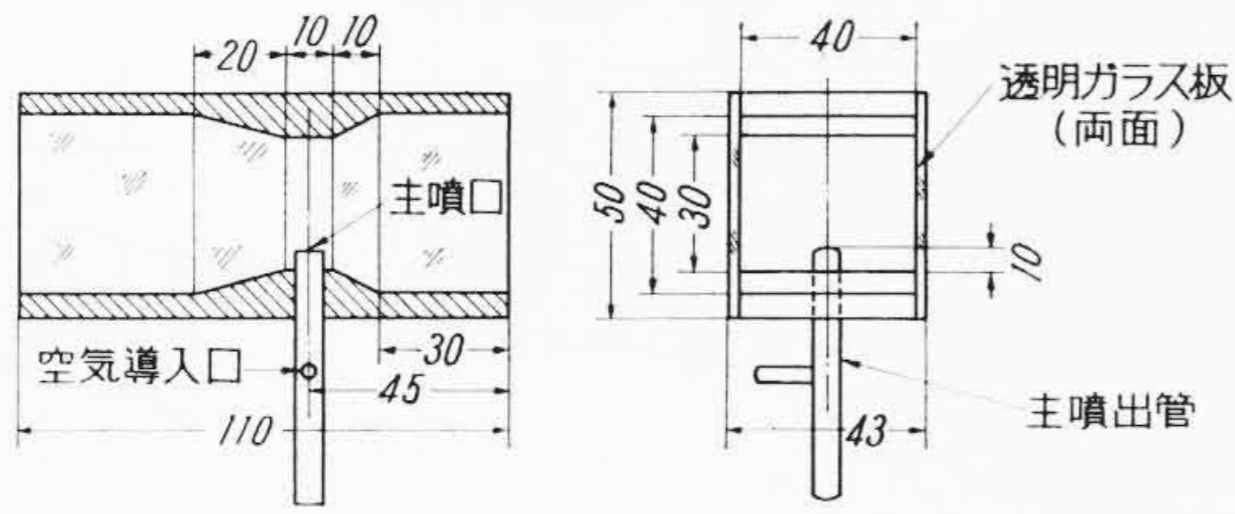
$$\gamma_m = \frac{Q_a \gamma_a + Q_f \gamma_f}{Q_a + Q_f} \dots\dots\dots (9)$$



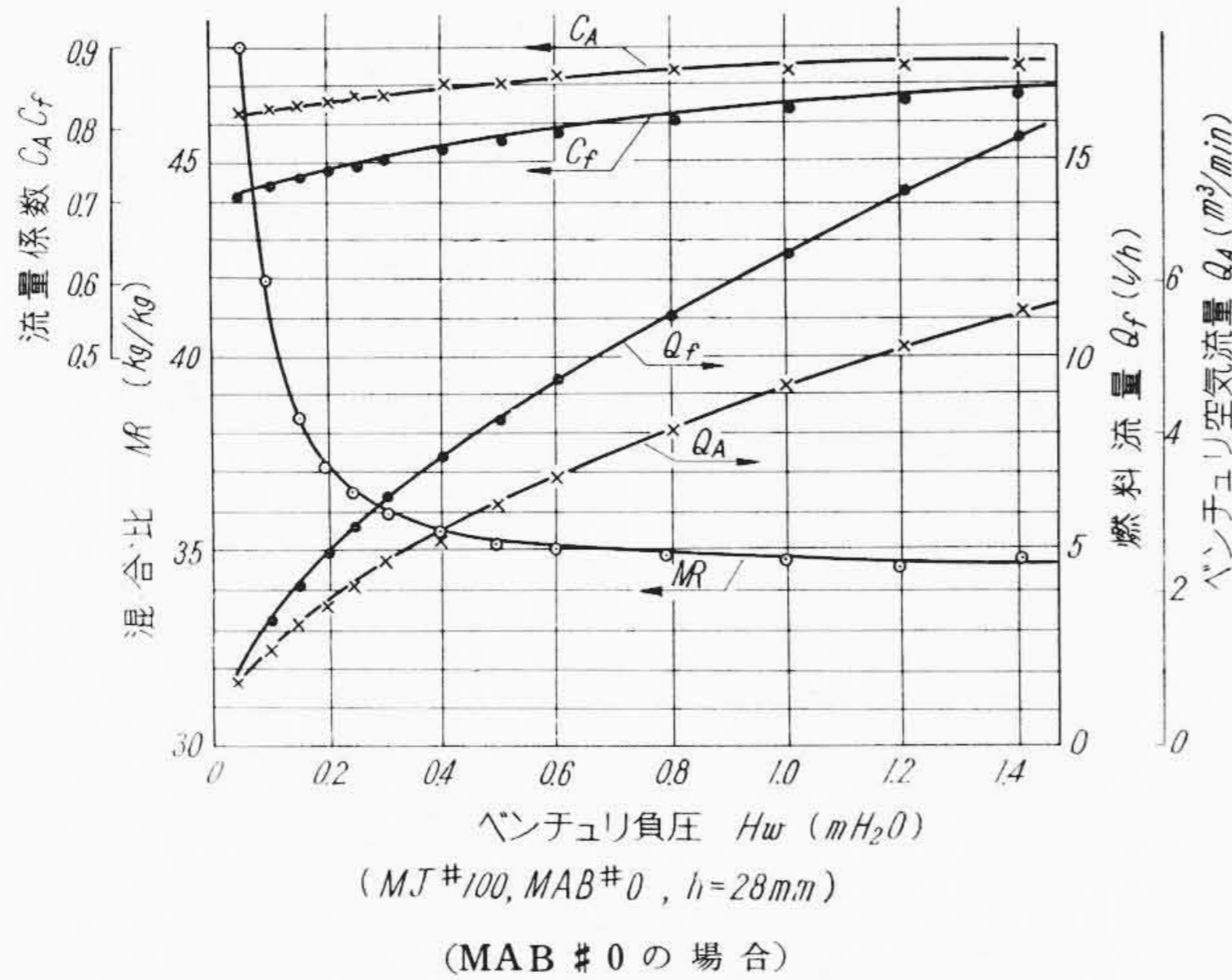
第4図 エアブリード前後の負圧取出方法

第1表 各供試気化器の主要寸法

供 試 品	h (mm)	h' (mm)	ベンチュリ (mm)	ジェット (MJ #)	エアブリード (MAB #)	A _A (mm ²)	A _f (mm ²)
横向通気式模型	28	53	20×35	100	0~300	600	0.786
下向ソレックス式気化器	8	10	20φ	100	0~300	235.4	0.786
横向通気式気化器(単口主噴出管組合)	18	30	13φ×30φ	130	0~300	499	1.327
下向ストロンバーグ式気化器	10	17	10φ×17φ×36φ	143	0~200	670	1.61
備 考	油面から主噴出口先端までの距離	混合管最上部噴出口から主噴出口までの距離			MABの直径(例) MAB #100 は約 1.0 mm φ を示す。	ベンチュリ絞り部の投影有効通気面積	ジェットの断面積



(横向通気式)
第5図 透明二次元模型気化器の構造



第6図 横向通気式模型の C_A , C_f , MR と H_w の関係

ここに Q_a : エアブリード導入空気流量 (m^3/s)

Q_f : 燃料流量 (m^3/s)

しかして、エアブリード導入空気流量 Q_a は、第4図に一例を示すように、エアブリード前後の差圧に相当する水頭 $h_a(m)$ を測定することにより、(10)式から求めた。

$$Q_a = C_a A_a \sqrt{2gh_a \gamma_w / \gamma_a} \dots\dots\dots (10)$$

また、 Q_f およびベンチュリ空気流量 Q_A はテストスタンドにより精密に直読することができる。これらの値から、実測混合比は

$$MR = \frac{(Q_A + Q_a) \gamma_a}{Q_f \gamma_f} \dots\dots\dots (11)$$

ここに $Q_a \ll Q_A$: Q_A , Q_a , Q_f の単位は m^3/s

4. 実験結果とその検討

4.1 横向通気式模型の実験結果

実験に用いた本模型の構造寸法は第5図に示すとおりである。

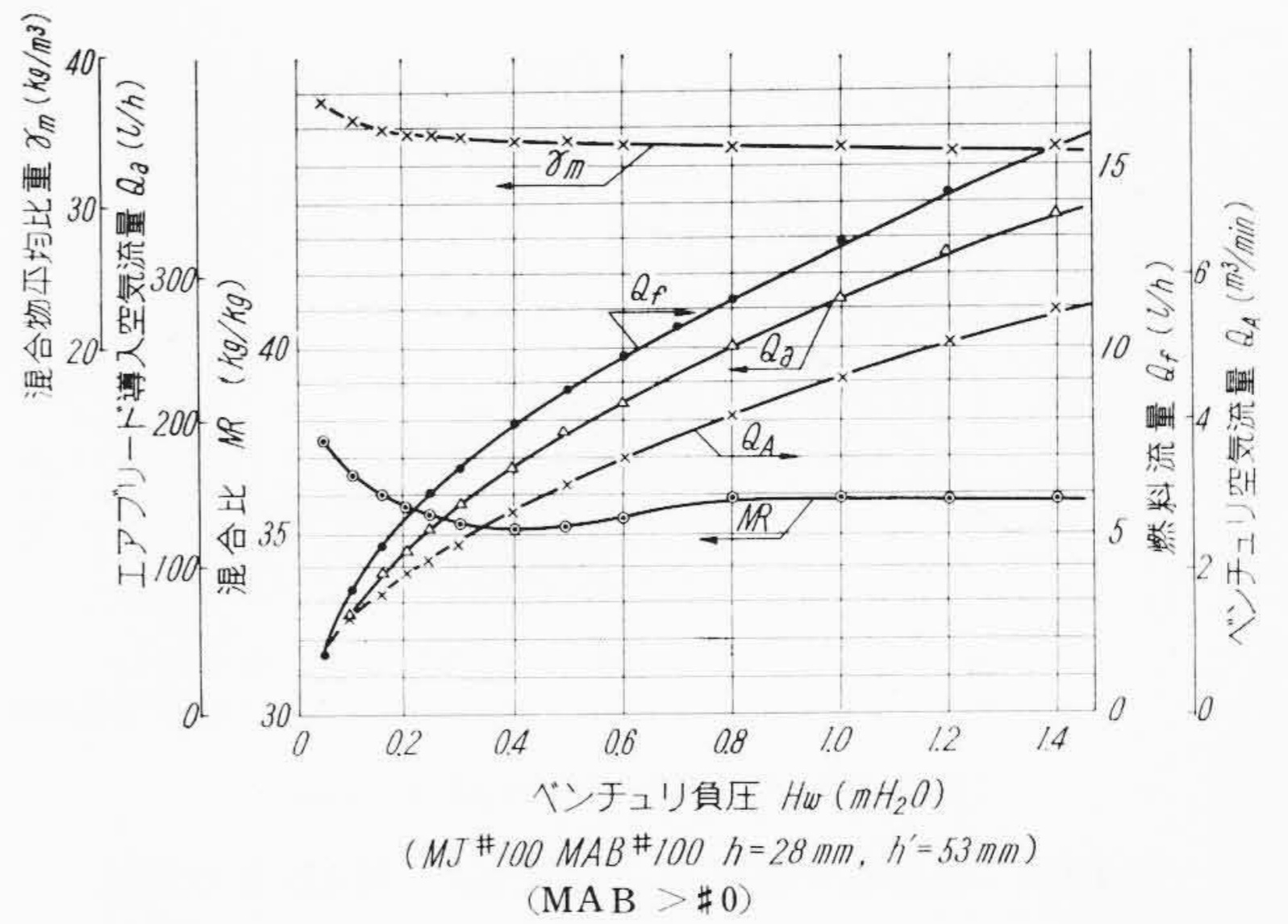
4.1.1 エアブリードなしの場合

第6図は MAB #0 の場合の H_w に対する C_A , C_f , Q_f , Q_A などを示し、(11)式による $MR \sim H_w$ 曲線は第2図における $\sqrt{H_w / (H_w - h_w)} \sim H_w$ 曲線と傾向的によく一致している。

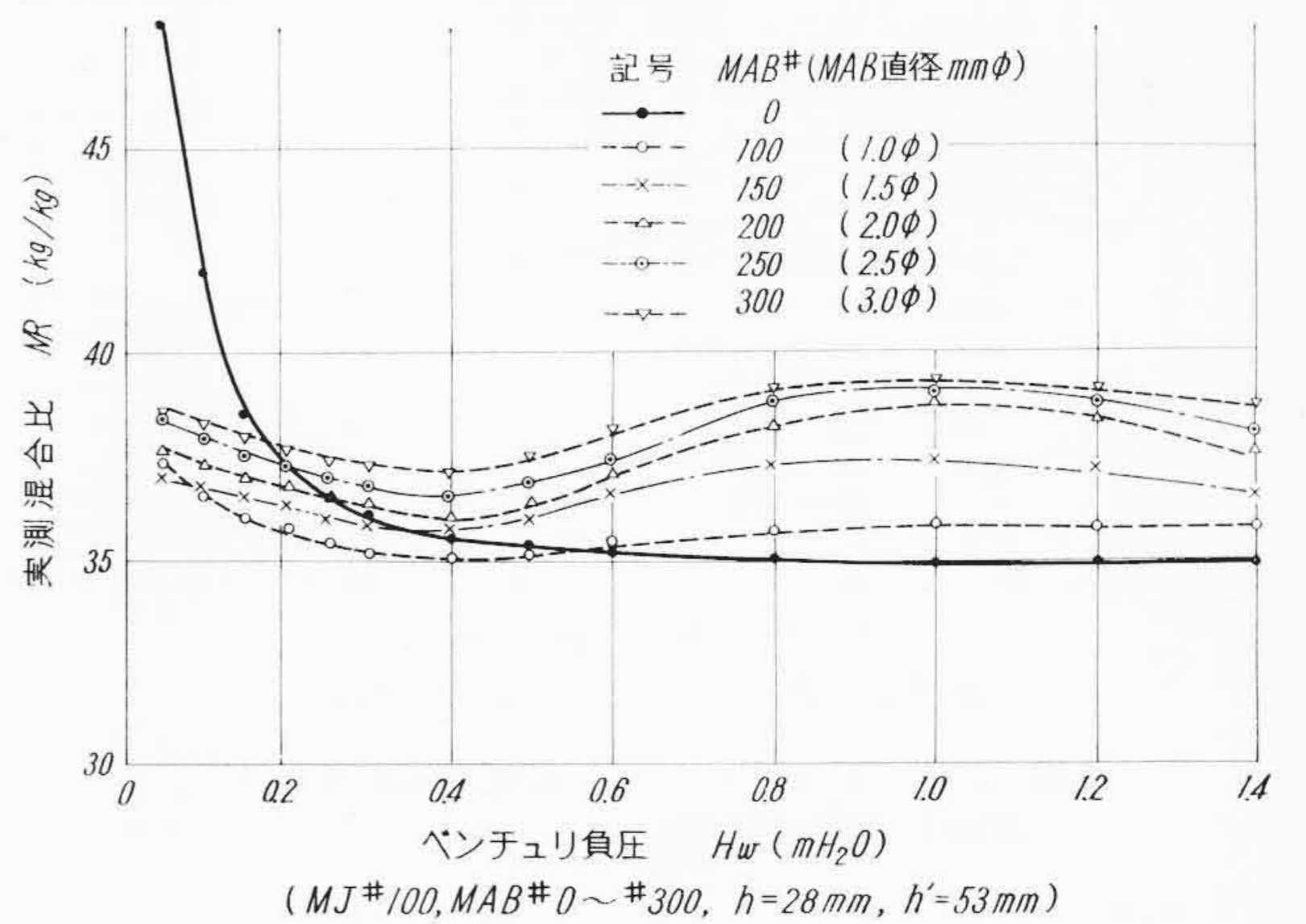
図にみられるように、常に $C_A > C_f$ である。一方主噴出口からの燃料の噴出状況をストロボにより観察した結果、脈打は全般に軽微であるが、 $H_w \rightarrow$ 大となるにつれてより軽微となる傾向が認められた。

4.1.2 エアブリードありの場合

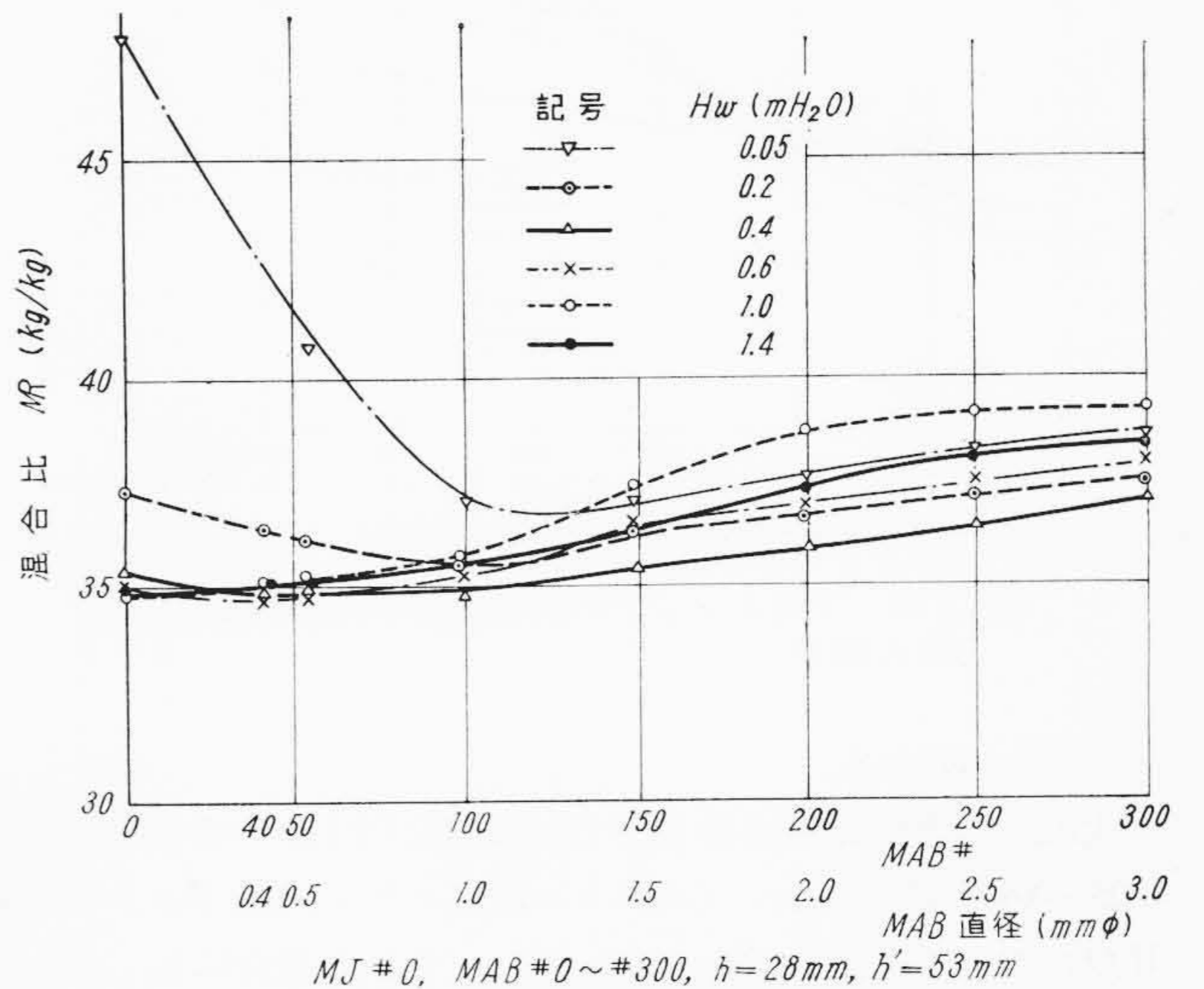
第7図は MAB #100 の場合の H_w と Q_f , Q_A , Q_a , γ_m , MR などの関係を示す。この場合、主噴出管内の流動様式は、 $H_w = 0.05 \sim 0.6 m H_2O$ においてピストン流～スラッグ流、 $H_w = 0.6 \sim 1.4 m H_2O$ において環状流をなし、脈打ちは $H_w = 0.4 m H_2O$ にて最大であった。一方第6図と第7図の $MR \sim H_w$ 曲線を比較すると非常に差異が認められ、第7図における MR はほぼ一定値に近いことがわかる。



第7図 横向通気式模型の Q_a , γ_m , MR と H_w の関係



第8図 模型気化器の MR と H_w の関係



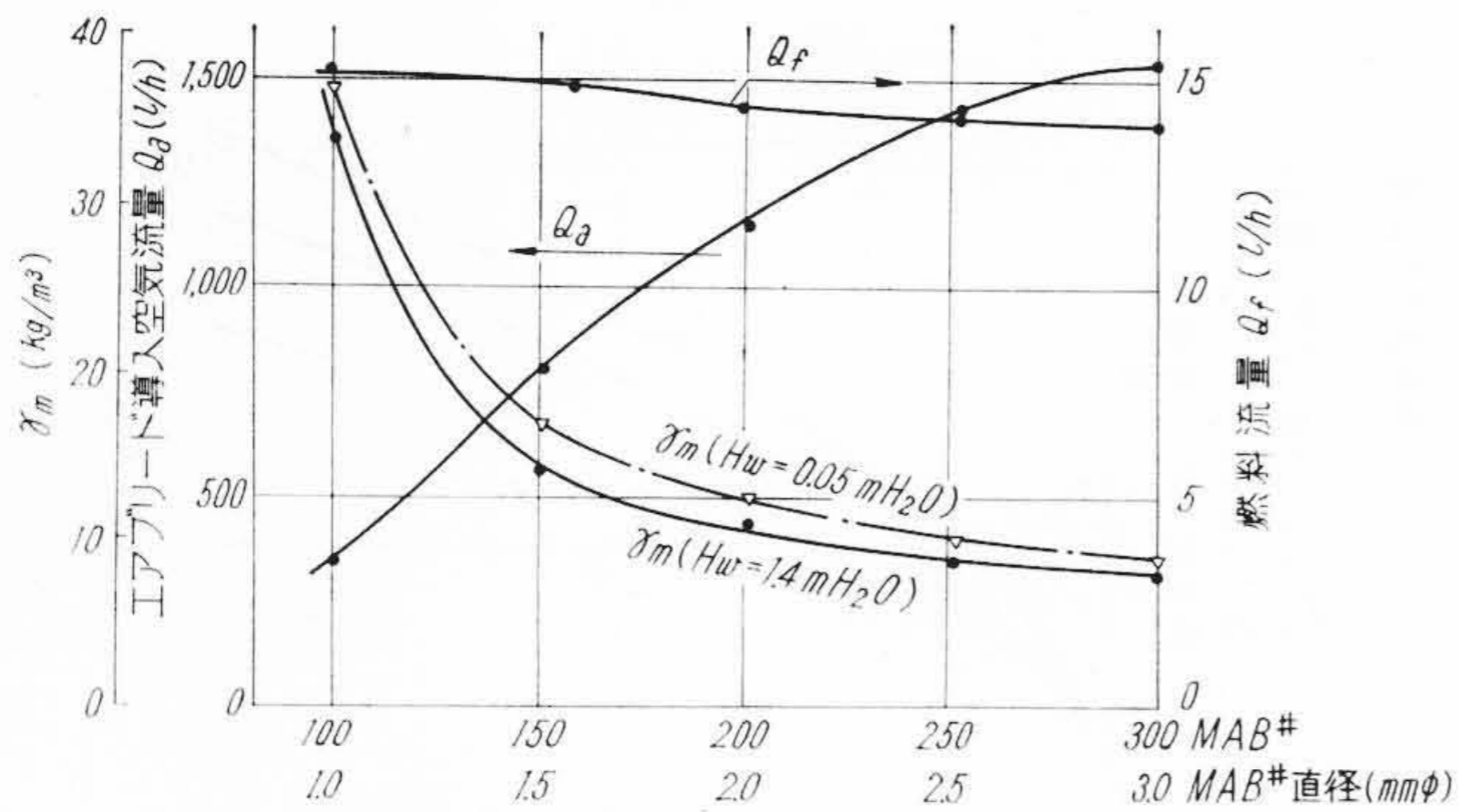
第9図 模型気化器の MR と MAB # の関係

γ_m は H_w の増加により漸減している。

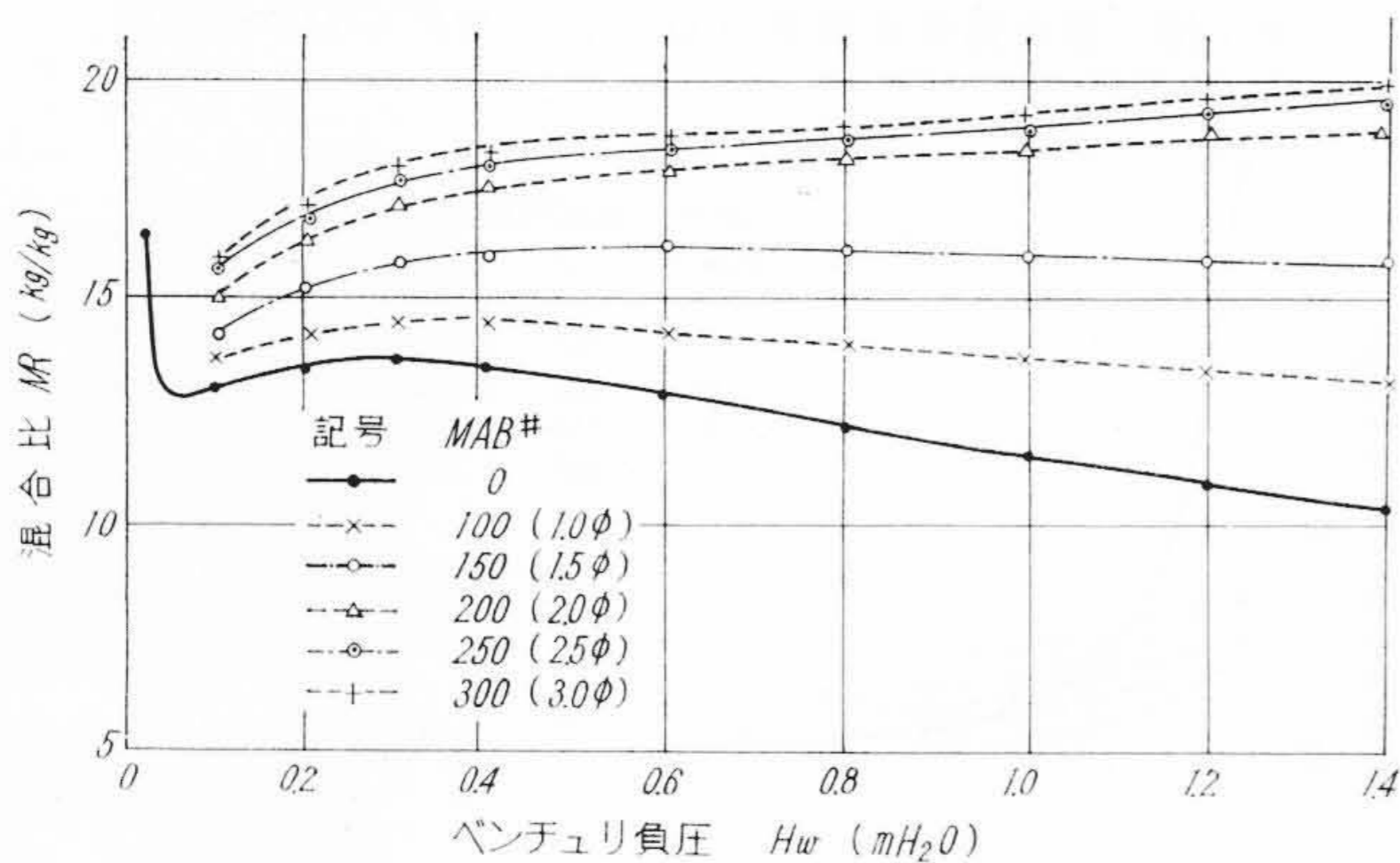
また C_A , C_f は MAB の有無による変化がほとんど認められなかった。

4.1.3 エアブリードの大きさと混合比

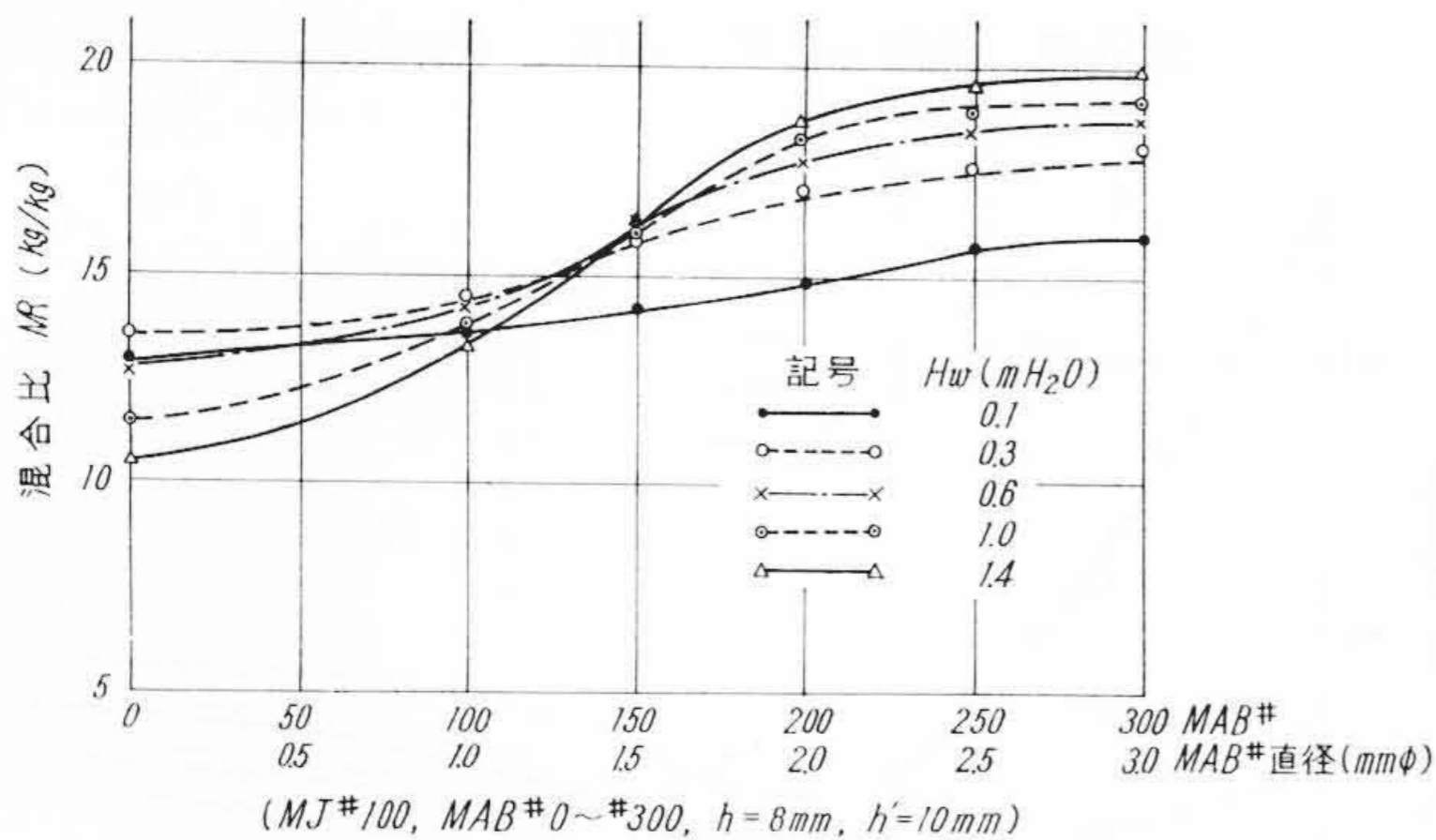
第8図は MAB #0 ~ 300 に変化した場合、各 MAB に対する $MR \sim H_w$ の関係を示す。MAB > #0 の場合はいずれも $H_w = 0.4 m H_2O$ 付近に極小値、 $H_w = 1.0 m H_2O$ 付近に極大値をもつ曲線で、図の範囲では、MAB # \rightarrow 大とすると $MR \rightarrow$ 大すなわちき薄混合気となり、MAB #100 の場合に、 MR が一定に最も



第 10 図 模型気化器の Q_f , Q_a , γ_m と MAB # の関係



第 11 図 下向ソレックス式気化器における H_w と MR の関係



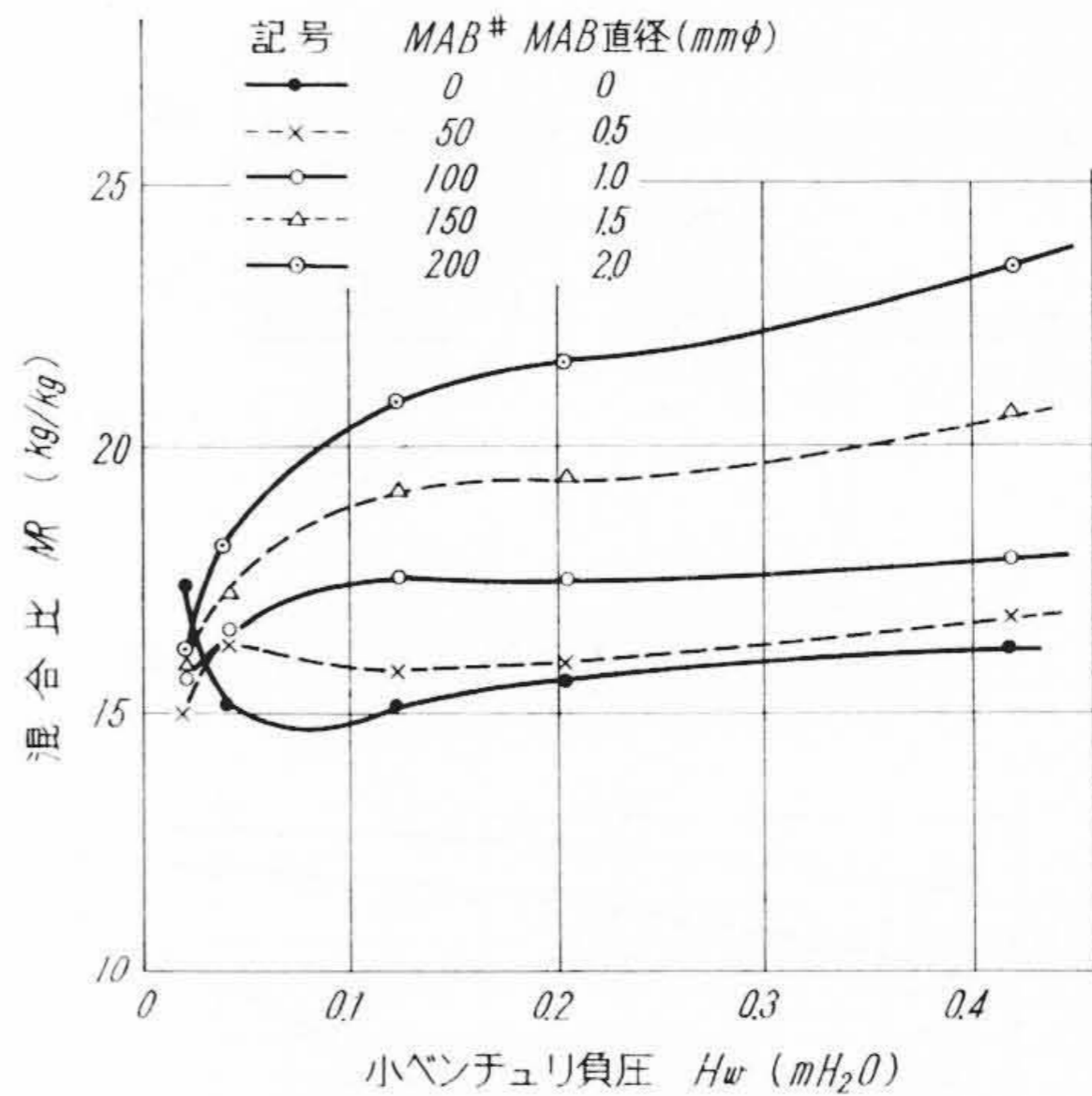
第 12 図 下向ソレックス式気化器の MAB # と MR の関係

近いことがわかる。

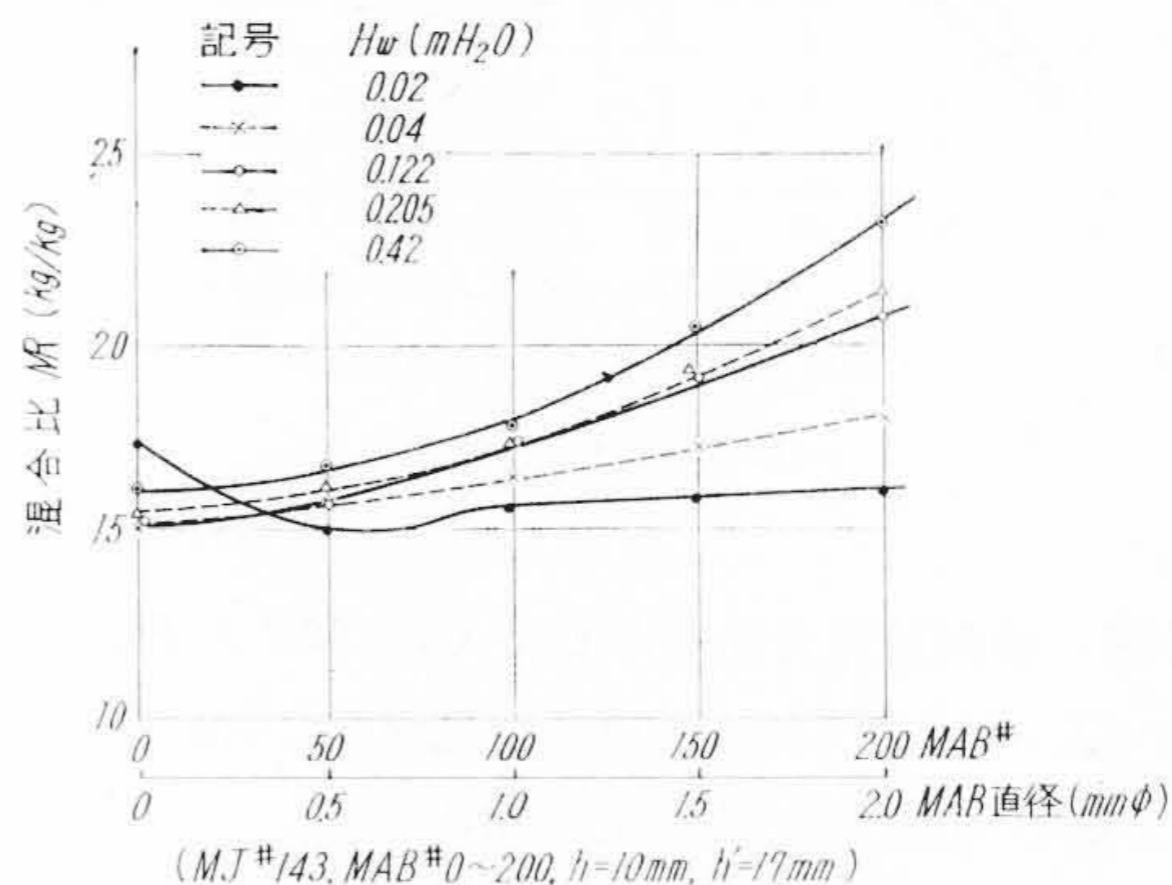
次に、流動様式観察結果では、MAB > #100 の場合は $H_w = 0.05 \sim 0.6 \text{ m H}_2\text{O}$ においてピストン流～スラッグ流、 $H_w > 0.6 \text{ m H}_2\text{O}$ において環状流であった。またいずれの場合にも、 $H_w = 0.4 \text{ m H}_2\text{O}$ 付近において最も激しい脈打ちが観測された。

一方 H_w 小、MAB # 小の範囲では、MAB # を大にしても MR はかえって小となる傾向がみられた。この状況を第 9 図に示す。図において、MAB # 100 以上では H_w のすべての範囲で、MAB # の増大とともに MR が大となるが、MAB # 100 以下では H_w の小なる範囲で、逆に MAB # の増大に対して MR が減少する傾向がみられる。この現象は MAB # と MR の関係に対する従来の説と相反する注目すべき結果である。これは流動様式の観察結果におけるピストン流～スラッグ流の領域でみられることから、 MR は流動様式と密接な関係があると考えられる。

γ_m と MAB # の関係は第 10 図に示すように双曲線的関係を有



第 13 図 下向ストロンバーグ式気化器の H_w と MR の関係



第 14 図 下向ストロンバーグ式気化器の MAB # と MR の関係

し、 H_w によってあまり差が認められなかったため、図には $H_w = 0.05$ および $1.4 \text{ m H}_2\text{O}$ の場合を例示した。また図には Q_f , Q_a の値も併記した。図のように、 γ_m が MAB # に対して双曲線的関係となるのは、空気導入口が一定で Q_a を制限するためである。また MAB # 0 となれば、 γ_m は (9) 式から当然 γ_f に収れんする。

4.2 単純化した実用気化器の実験結果

4.2.1 下向ソレックス式気化器

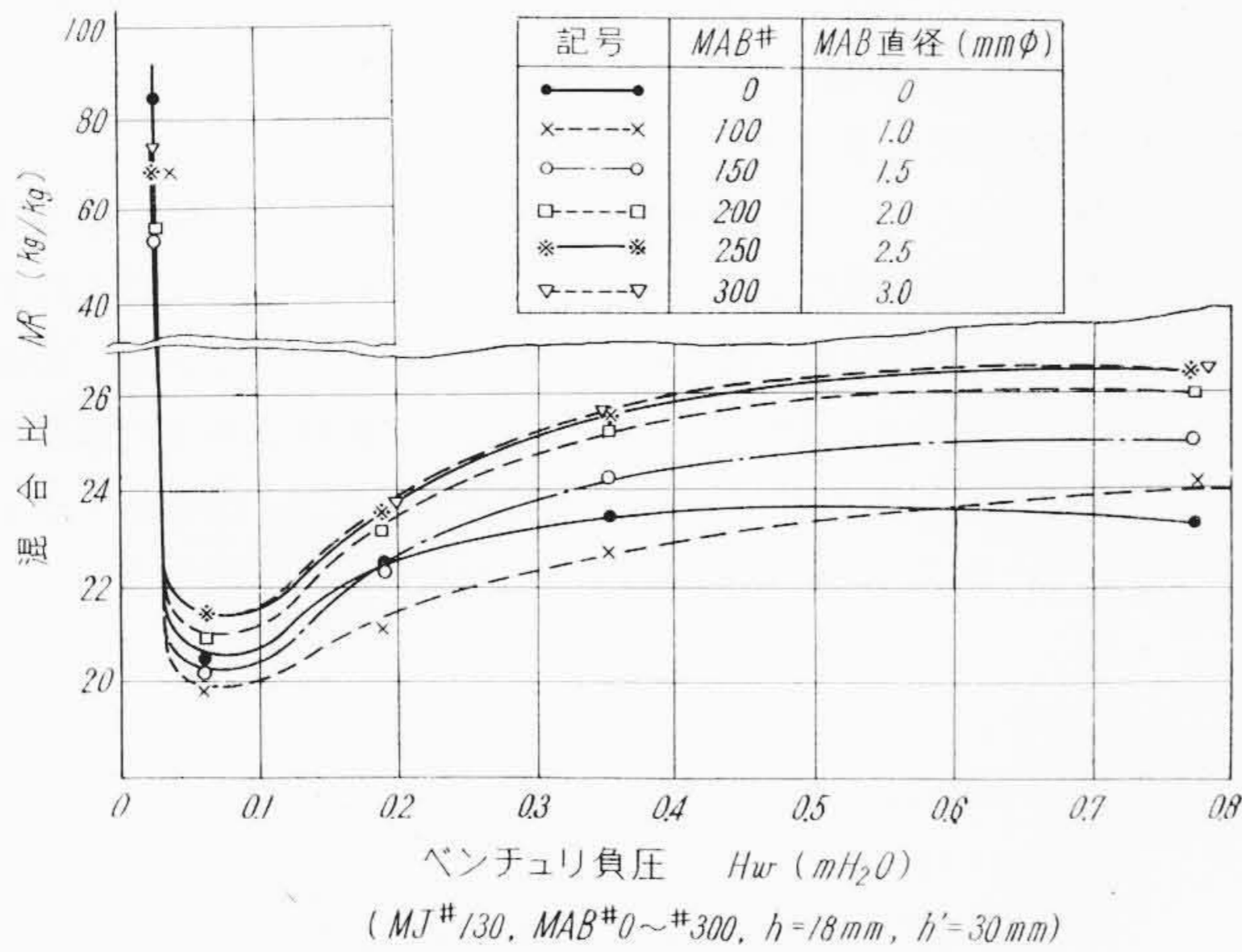
MAB # 0~300 の範囲で、模型の場合と同様な実験観測の結果、第 11 図に示すように、MAB # 0 の場合は、 $H_w = 0.05 \text{ m H}_2\text{O}$ 付近において MR は極小値を示し、また $H_w > 0.05 \text{ m H}_2\text{O}$ では一度増大したのち飽和または減少する傾向にあり、 MR の変化の最も少ないのは、MAB # 100 付近であった。これらの状況は MR と MAB # の関係を各 H_w について示した第 12 図にみられるとおりである。また γ_m が MAB # の増大に対して双曲線的に変化することは模型の場合と同様であった。

一方観測の結果によると、 $H_w = 0.2 \text{ m H}_2\text{O}$ 以下では明らかに脈打現象が認められた。

4.2.2 下向ストロンバーグ式気化器

MAB # 0~200 の範囲の実験結果を第 13, 14 図に示す。MAB # 0 の場合は $H_w = 0.08 \text{ m H}_2\text{O}$ 付近に極小値を有し、かつ観測結果によると、すべての MAB # にわたって、 $H_w \leq 0.05 \text{ m H}_2\text{O}$ にて激しい脈打ちが認められ、さらに $H_w = 0.2 \text{ m H}_2\text{O}$ 付近まで脈打ちが観測された。

第 14 図の H_w 小なる部分では、MAB # 0 よりかえって #50 付近において、 MR 小すなわち濃混合気となり、 H_w が大となると、



第15図 横向通気式気化器の H_w と MR の関係

MR は #0 にて最小となり、MAB # が增大するとともに大となることわかる。

4.2.3 横向通気式気化器

本気化器に関する H_w と MR の関係を第15図に示す。図において、いずれの MAB でも $H_w \cong 0.08 \text{ m H}_2\text{O}$ に MR の極小値があり、 $H_w \leq 0.2 \text{ m H}_2\text{O}$ の領域では、MAB #0 に対して #150 でも MR はかえって小となり、#150 以上の場合は MR が #0 よりも大となることわかる。 H_w が大なる部分では、 MR は MAB #0 の場合に最小となることは他の形式におけると同様である。本気化器の場合、MAB #0 の MR 曲線と各 MAB # の MR 曲線の交点が H_w および MAB # の比較的大なる点にあることは特色とするところである。

5. 混合比と燃料噴出時の脈打ちとの関係

5.1 エアブリードのない場合の混合比特性

脈打ちは比較的軽微であるが、ベンチュリ負圧の小なるほど一般に脈打ちは大で、その付近において混合比 MR が極小となっていた。この場合の脈打ちは棚沢氏ら⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾の噴霧流の横振れと同様に、噴出燃料およびベンチュリ気流の横方向への振動に起因するものである。この部分では、ベンチュリ風速が低いので、風速に対する横方向への振動の割合が大きいことと、主噴出口の開口面への気流の食い込みの割合が大きいために、脈打ちが大きく現われるものと思われる。

MR への影響については、 H_w 小なる部分においては、ベンチュリ流量係数 C_A の低下と気流の食い込みによる空気ポンプの効果が割合に大きく影響すると推定される。

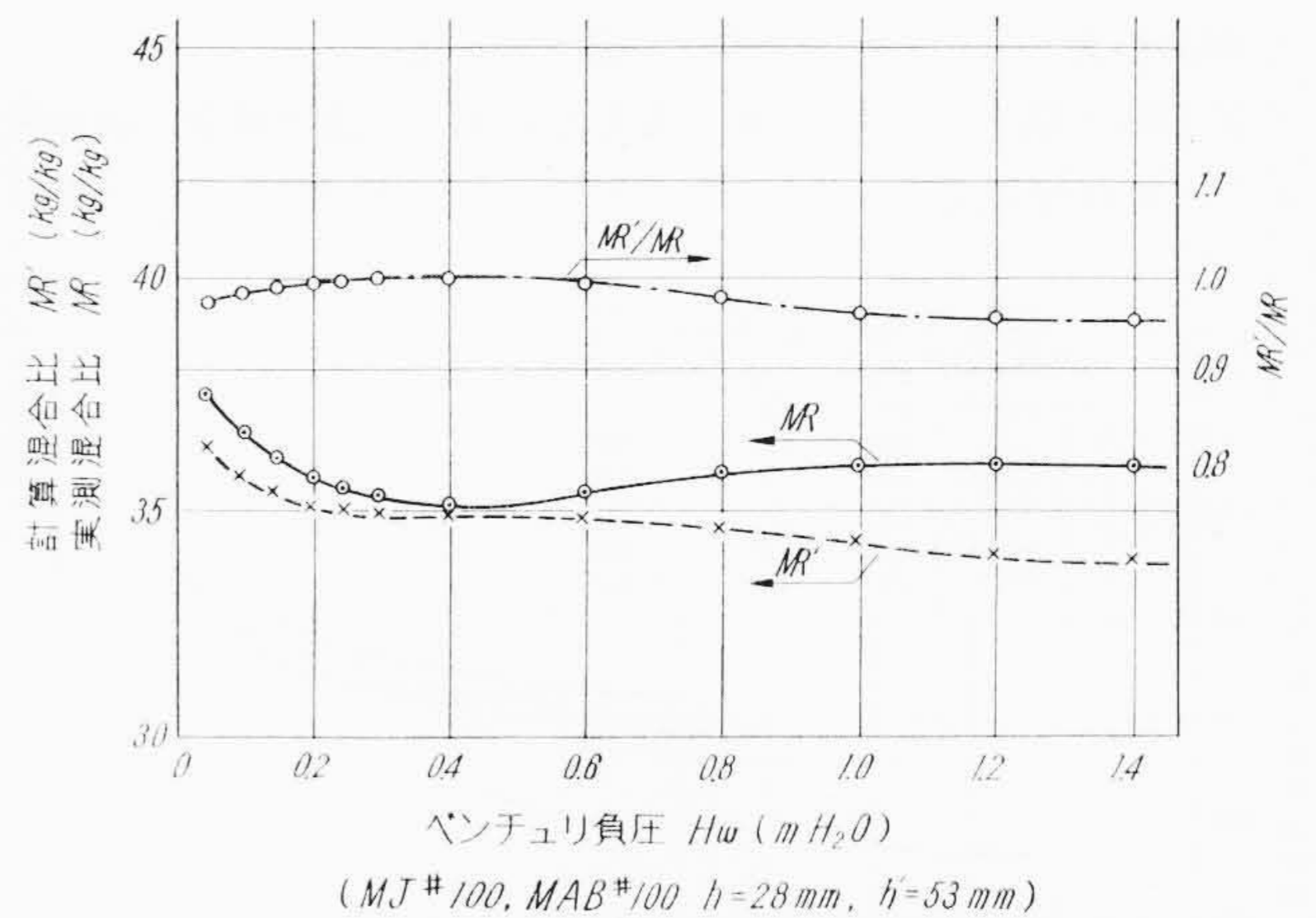
5.2 エアブリードのある場合の混合比特性

5.2.1 従来の説との比較

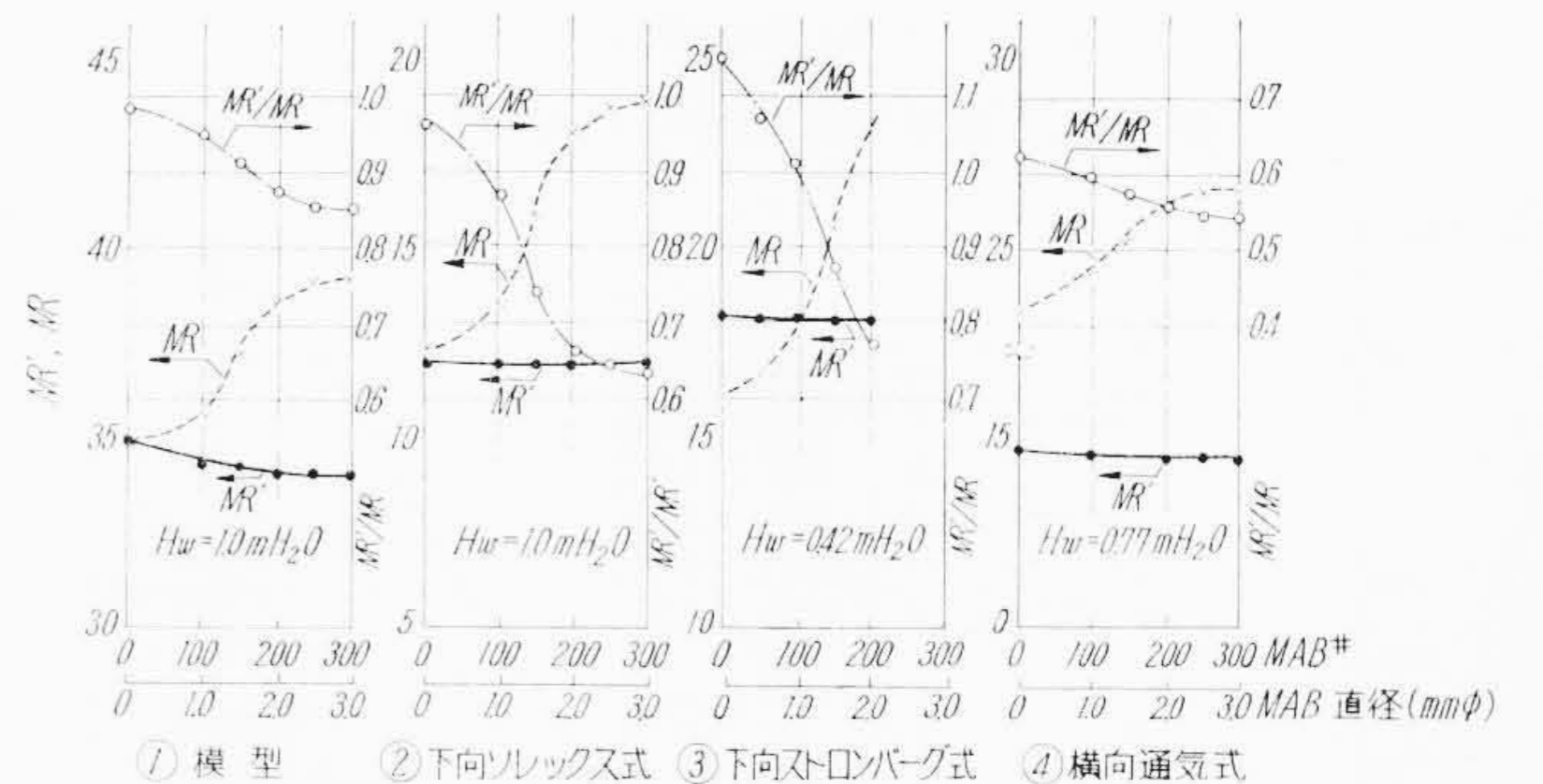
Lichty 氏により(5)式、田中氏により(7)式がエアブリードの混合比調整作用を示すものとされているが、ここでは(7)式による計算混合比を MR' とし、式中の C_A , C_f , γ_m に実測値を入れて求め、これと実測混合比 MR と対比した。

いま一例として、模型気化器 MAB #100 の場合の MR , MR' および MR'/MR を H_w について第16図に示す。

図中 $H_w \cong 0.4 \text{ m H}_2\text{O}$ においては $MR \cong MR'$ であるが、そのほかの場合は $MR' > MR$ で、その比 $MR'/MR = 0.95 \sim 1.0$ となり、両者の差は各 H_w において 5% 以内であって、この付近では田中氏が気液混合流の立場から導いた(7)式は実際とよく一致している。実際に観測の結果でも、主噴出管の流動様式は気液混合流であった。さらに MAB # を大にすると両者の差は大となり、



第16図 模型気化器の MR'/MR と H_w の関係



第17図 各形式気化器における MR'/MR と MAB # の関係

田中氏の式はエアブリードの混合比調整作用の一部を説明するものであることがわかった。

第17図①~④はそれぞれ、模型、下向ソレックス式、下向ストロムバーグ式、横向通気式の各気化器における MR , MR' および MR'/MR と MAB # の関係を示したもので、いずれの場合も MAB # の増加に対して MR は漸増飽和曲線であるのに対して、(7)式による計算混合比 MR' はほとんど一定値であるため、MAB # が大となるほど、 MR' と MR の差が大きくなる。

5.2.2 噴出様式の関係

エアブリードのある場合の脈打ちはエアブリードのない場合に比べて、はるかに激しく、かつ H_w , MAB # 小なる部分において最も顕著に認められた。このようなとき模型の主噴出管内の流動様式はスラッグ流をなしていた。

脈打ち最大の場合の H_w の値は、模型では $0.4 \text{ m H}_2\text{O}$ 、他の3者では $0.05 \sim 0.1 \text{ m H}_2\text{O}$ となっており、 MR はそれぞれの点において極小値となった。模型の場合、上述の現象が H_w の大なる位置でみられたのは、他の実用気化器に比べて、主噴出管内径が大であって、流動様式がスラッグ流になりにくいためである。

5.3 導入空気流量 Q_a と流動様式

5.3.1 導入空気流量 Q_a と混合比

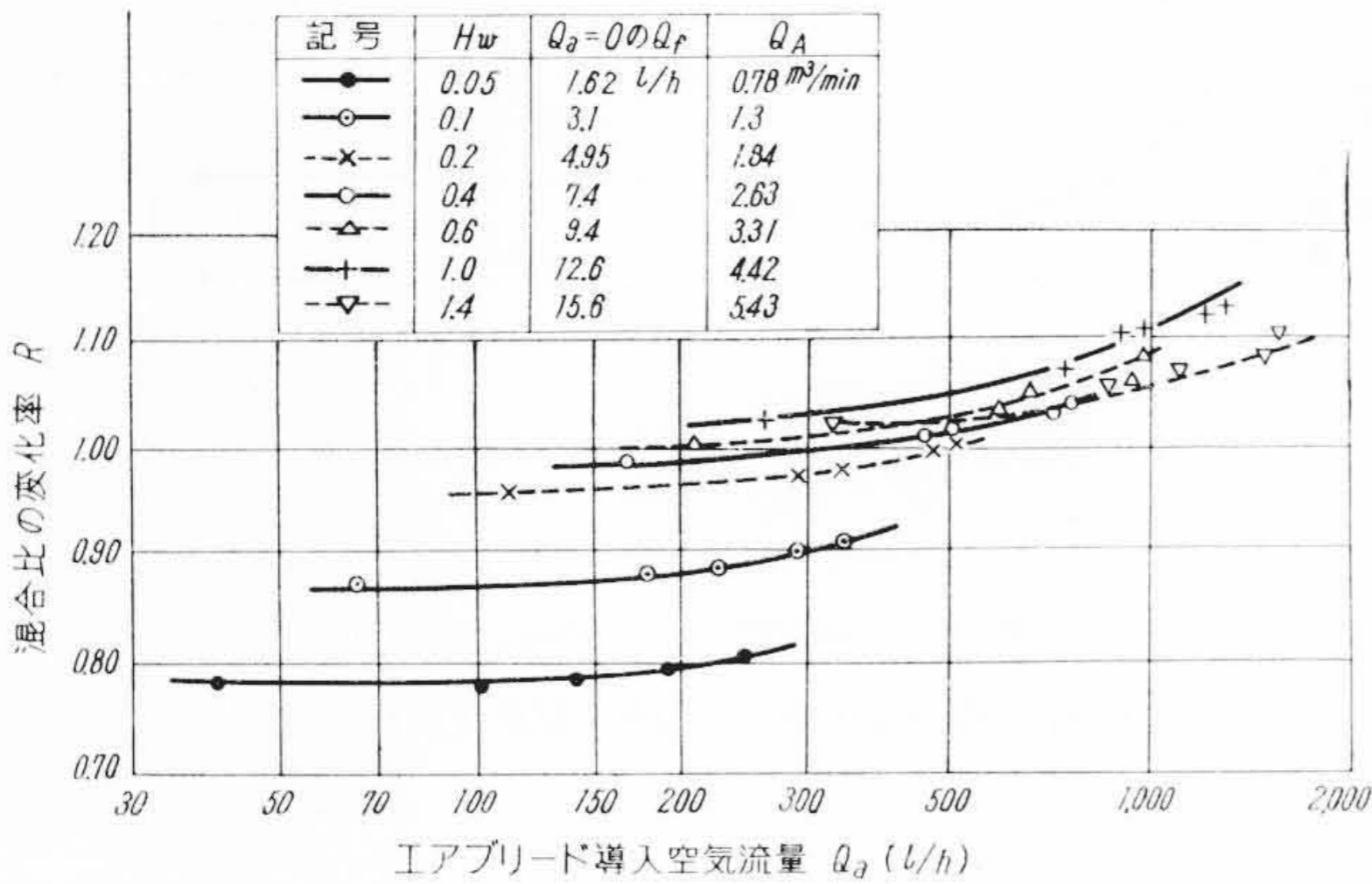
いま $Q_a > 0$ (MAB > #0) の場合の MR と $Q_a = 0$ (MAB #0) の場合の MR との比を R とすると、 $R < 1$ は #0 の場合よりも濃混合気であることを示す。各形式気化器について、 $R \sim Q_a$ 曲線を示すと、第18~21図のとおりである。

気化器の形式によって差はあるが、いずれも H_w および Q_a の小なる部分において、 $R < 1$ なる範囲があることがわかる。これは従来の説と相反しており、これと類似の現象は筆者らのしばしば経験するところである。

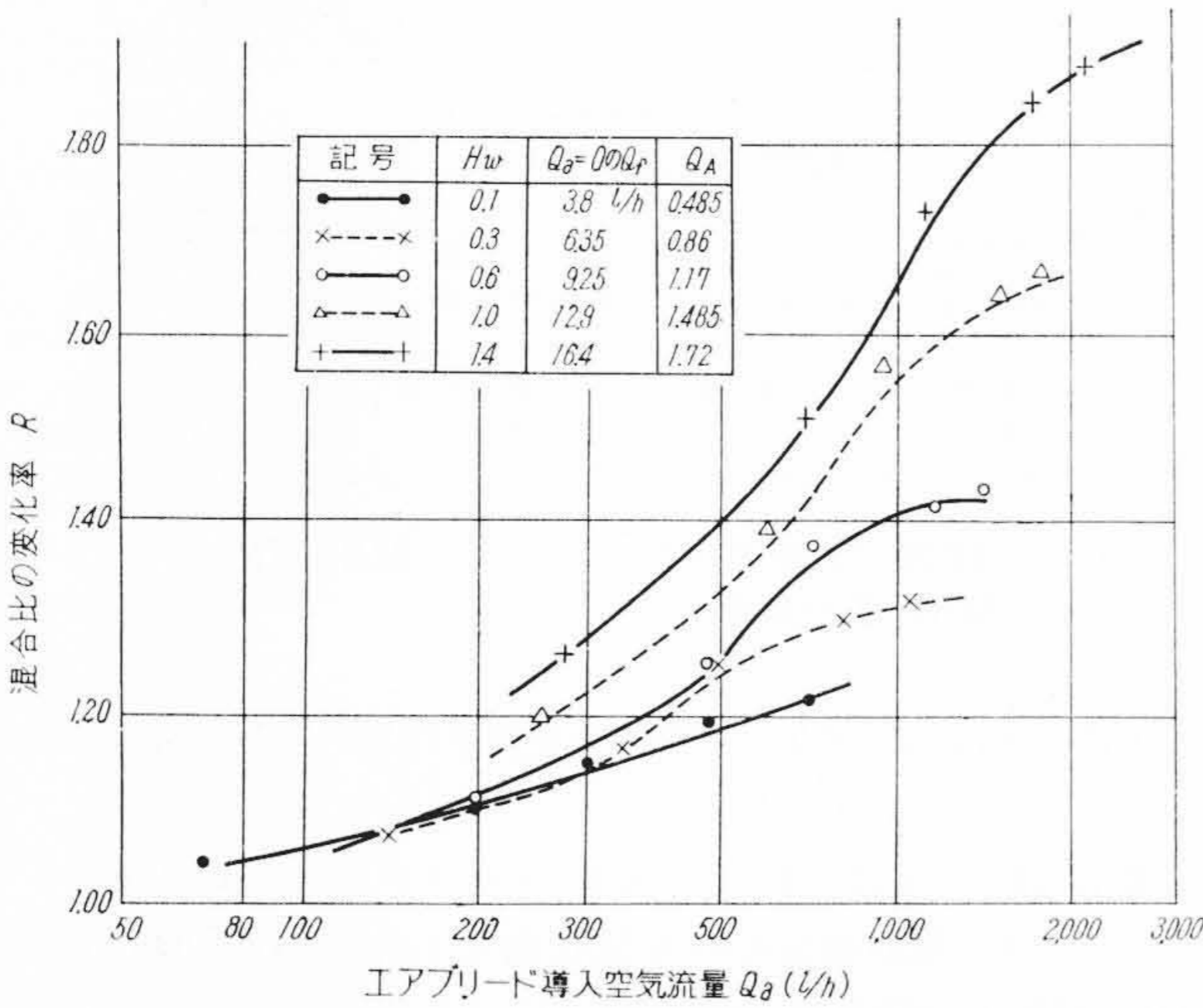
一方 H_w および MAB # が大になると、MAB # の増加に応じ

て MR が大となり、従来の説と一致している。

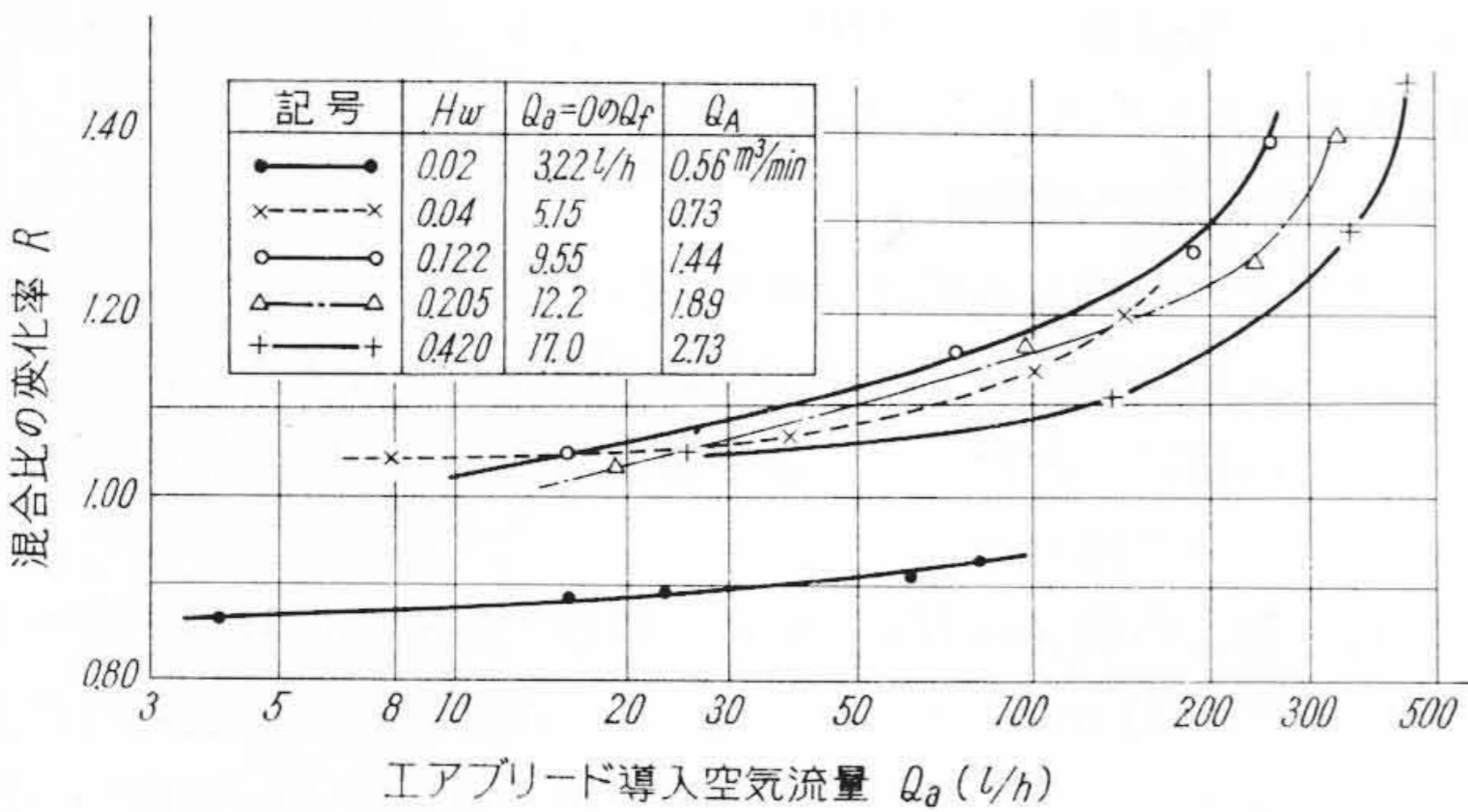
さて同一 Q_a において、 $R < 1$ となる H_w の値は模型の場合最大で、横向通気式、下向ストロンバーグ式、下向ソレックス式の



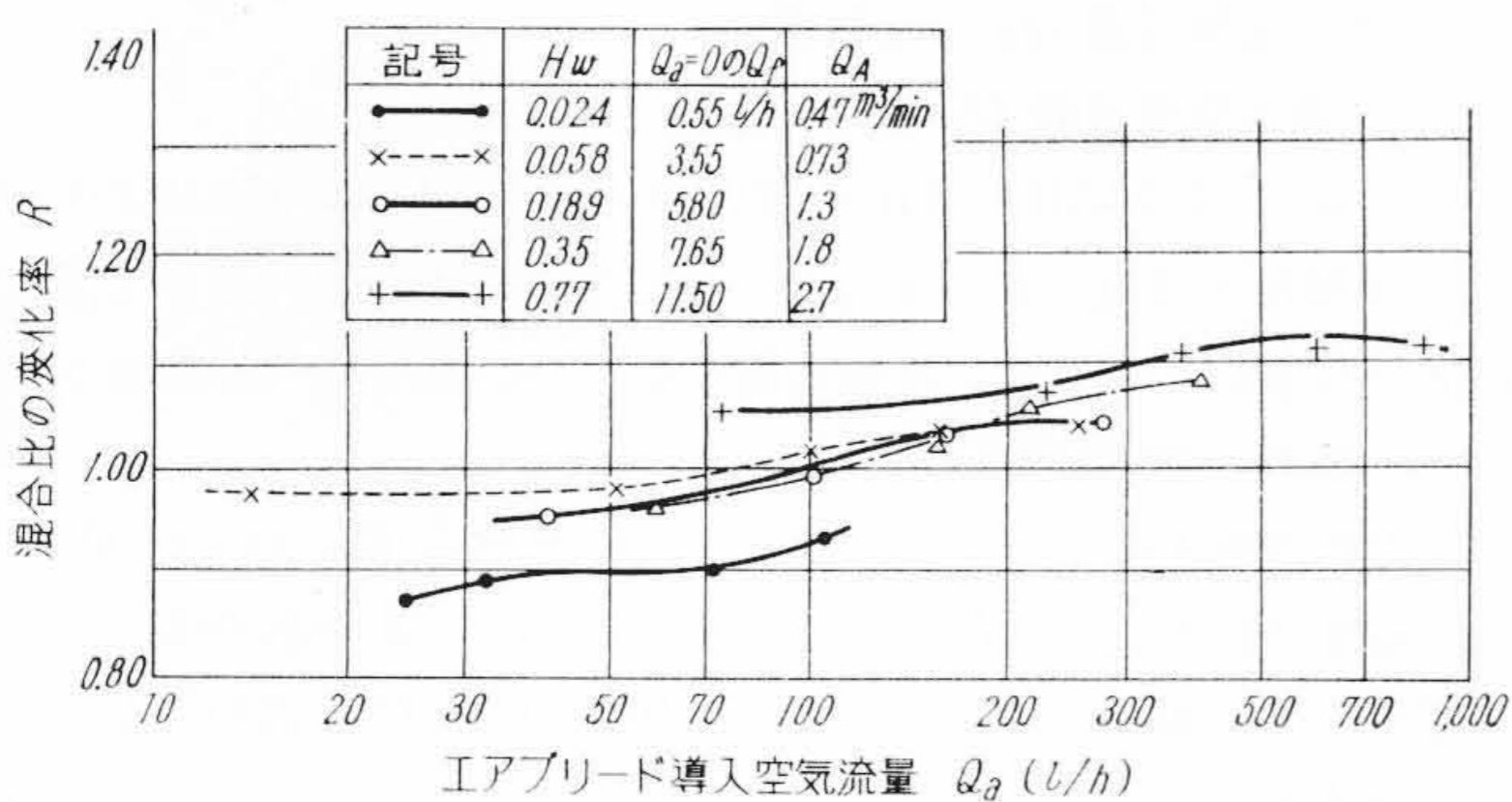
第 18 図 模型気化器の R と Q_a の関係



第 19 図 下向ソレックス式気化器の R と Q_a の関係



第 20 図 下向ストロンバーグ式気化器の R と Q_a の関係



第 21 図 横向通気式気化器の R と Q_a の関係

順にあり、これは脈打ち程度の順序とも一致していることから、流動様式が大きく影響しているものと考えられる。

5.3.2 流動様式と混合比

同一 H_w において、 Q_a の増加すなわち流動様式の変化する状況を第 22 図の模式図に示す。図において、 D_a をしだいに大にすることにより、①気ほう流、②ピストン流、③スラッグ流、④環状流へと変化するが、図の①～③の範囲では燃料と空気の混合物が管内を流れていると考え、 Q_a の増加とともに γ_m が変化するものとする、MJ 前後 (点 1 と点 2) の差圧 ΔP は次のようになる。

$$\begin{aligned}
 P_1 &= h_2 \gamma_f \\
 P_2 &= -H_w \gamma_w + h' \gamma_m + h_3 \gamma_f \\
 h_2 &= h_3 + (h' - h) \\
 \Delta P &= P_1 - P_2 = h_2 \gamma_f + H_w \gamma_w - (h' \gamma_m + h_3 \gamma_f) \\
 \therefore \Delta P &= H_w \gamma_w - h' \gamma_m + (h' - h) \gamma_f \dots\dots\dots (12)
 \end{aligned}$$

- ここに h, h', h_2, h_3 : 第 22 図に示す各部寸法
 P_1, W_{f1} : 点 1 の圧力および燃料流速
 P_2, W_{f2} : 点 2 の圧力および燃料流速
 P_0 : 主噴出管先端の圧力
 D : 主噴出管内径
 D_a : エアブリードの直径
 D_f : ジェットの直径

(12)式により、 Q_a を増すにしたがって γ_m が減少し、 ΔP が増加し、 Q_f が大となる。それゆえ MR 小すなわち濃混合気となる。これは一種の気ほうによるポンプアクション効果と考えられる。

次いで MAB がさらに大となり、 Q_a が増して④のように環状流となると空気と燃料は分離流となり、この場合の ΔP は次のように求められる。

いま分離流の燃料部分の断面積を A_{nf} 、燃料の流速を W_f' とし、空気流部分の断面積を A_{na} とすると

$$W_{f1} \approx W_{f2} \ll W_f' = Q_f / A_{nf}$$

またこのときの燃料の流動抵抗係数を λ とすると

$$P_2 = -H_w \gamma_w + h_3 \gamma_f + (1 + \lambda) W_f'^2 \gamma_f / 2g$$

$$\therefore \Delta P = P_1 - P_2 = H_w \gamma_w + (h' - h) \gamma_f - (1 + \lambda) \frac{W_f'^2 \gamma_f}{2g} \dots\dots\dots (13)$$

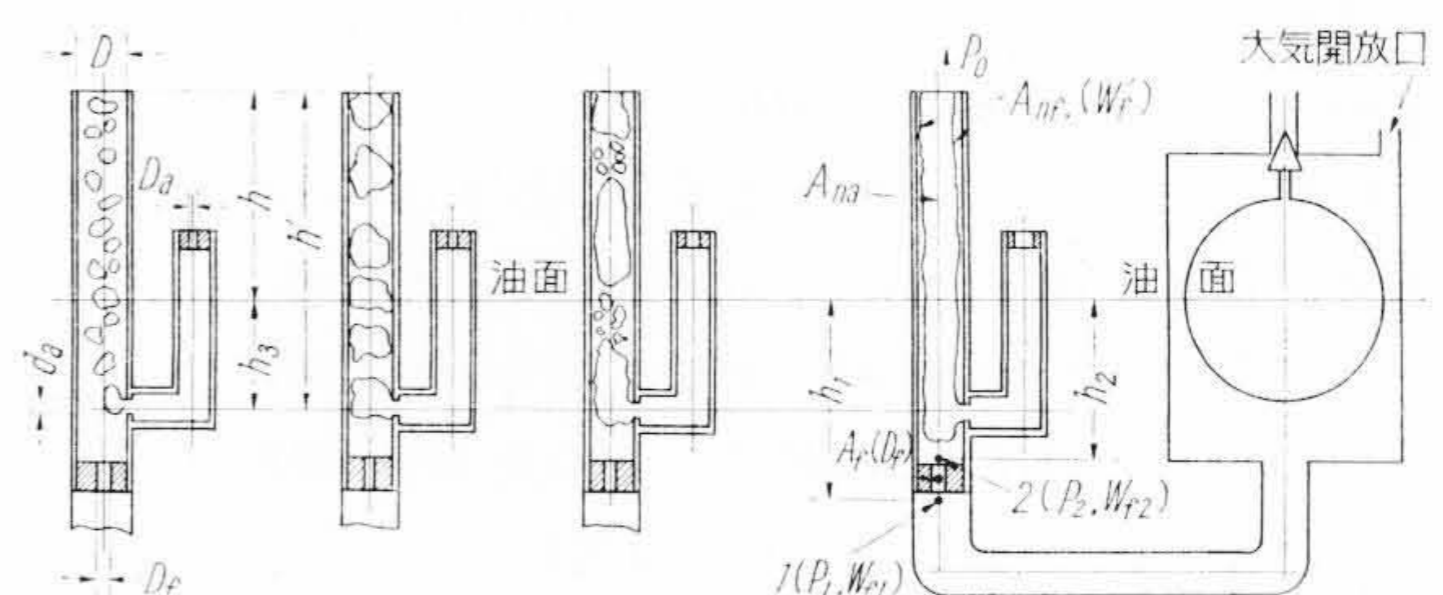
(13)式より分離流における燃料の速度水頭と摩擦損失水頭が増加し、 ΔP が減少し、 Q_f が減少し薄混合気となる。

5.3.3 主燃料噴出初期の流動様式

主燃料噴出の初期においては、 h, h' および $(h' - h)$ の値が流動様式、噴出様式に対してかなりの影響を与えられられる。実際の気化器ではこれら三者の間には第 23 図 ①～③に示す三種の形態があるが、空気噴口から主噴出管内に空気が導入されるためには

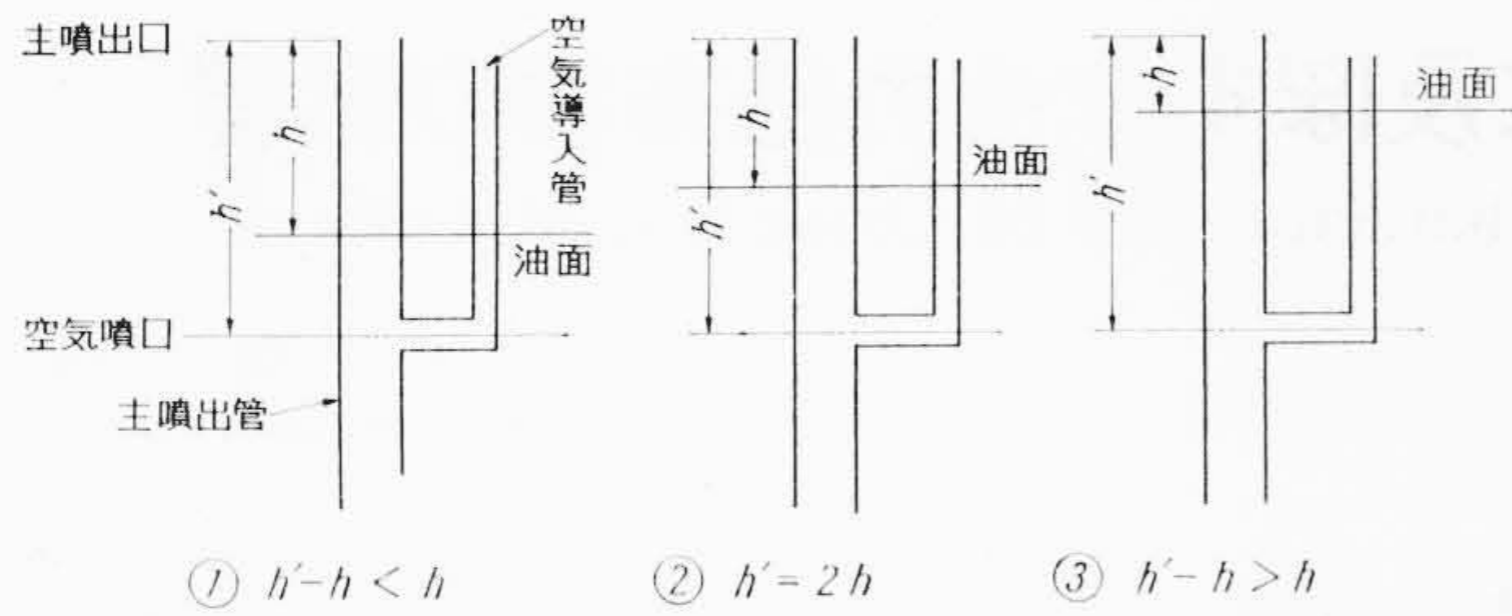
$$(h' - h) \gamma_f < H_w \gamma_w$$

の関係を満足する必要がある。いま H_w を徐々に増してゆくと、



①気ほう流 (D_a 小) ②ピストン流 ③スラッグ流 ④環状流 (D_a 大)

第 22 図 各流動様式の模式図



第23図 h, h' および $(h'-h)$ の3形態

①の場合には

$$(h'-h)\gamma_f < h\gamma_f < H_w\gamma_w$$

となり、最初に空気が導入され、次いで燃料が噴出する。②の場合には

$$(h'-h)\gamma_f = h\gamma_f < H_w\gamma_w$$

で空気導入と燃料噴出が同時に行なわれ、③の場合には

$$h\gamma_f < (h'-h)\gamma_f < H_w\gamma_w$$

となり、燃料がさきに噴出され、次いで空気導入を伴う。

ゆえに燃料噴出開始時には、①では気ほう流～環状流、②では気ほう流、③では無気流となる。

この実験に供試した模型および単純気化器はすべて $(h'-h) < h$ すなわち①の場合で、前述の実験結果において主燃料の作動の初期においては Q_a の増大によりかえって MR が減少し濃混合気となった理由がわかる。

以上のように h, h' および $(h'-h)$ の関係によって、主燃料噴出初期の流動様式が左右されるので、エマルジョン流をうるためには $h'=2h$ とし、環状流をうるためには $(h'-h) < h$ とすることの望ましいことがわかった。

6. 結 言

以上の結果を要約すると次のとおりである。

(1) エアブリードのない場合には、ベンチュリ負圧 H_w の増加に対して混合比 MR は、模型気化器では双曲線的に減少し、実用気化器では H_w の比較的小さいときに極小値を有する曲線となり、双曲線的に減少するといわれていた従来の説と必ずしも一致

しないことが明らかとなった。

(2) 従来はエアブリードの増大により、 MR が大になるといわれてきたが、 $H_w, MAB \#$ の小なる部分では逆に MR が減少し、濃混合気となる範囲があり、従来の説と相反することがわかった。これは気液混合流の場合には、その平均比重量 γ_m が減少し、メインジェット前後の差圧 ΔP を増大するように作用するためであることが明らかとなった。

(3) $H_w, MAB \#$ の大なる部分では、管内の流れは気液分離流となり、導入空気流量の増大は速度水頭および摩擦損失水頭の増大となり、ジェット前後の差圧 ΔP を減少し、 MR 大となり従来の説と一致することがわかった。

(4) 特に主燃料噴出の初期においては、 h, h' の関係が流動様式に対して顕著に影響し、 $h'=2h$ とするとエマルジョン流となり、 $(h'-h) < h$ とすると環状流が得られやすいことを明らかにした。

終わりに本研究の実施にあたって終始ご懇切なご指導をいただいた東北大学坪内教授に対して深く感謝する次第である。

参 考 文 献

- (1) ド・ヴィーレル：邦訳内燃機関第1巻，p. 188～197 (昭12-12, コロナ社)
- (2) 長尾不二夫：内燃機関講義，p. 387～391 (昭29-4, 養賢堂)
- (3) C. H. Fisher: Carburation and Carburetors p. 114～145 (1939, Chapman and Hall, LTD)
- (4) A. W. Judge: Carburetors and Fuel Injection Systems Motor Manuals, Vol. II, p. 63～75 (1957, Chapman and Hall, LTD)
- (5) C. H. Fisher: Carburation, Vol. I, p. 113～161 (1951, Chapman and Hall, LTD)
- (6) I. C. Lichty: Internal Combustion Engine. p. 204～229 (1939, Mc Graw-Hill Book Corp. Inc.)
- (7) 田中英穂：火花点火機関 (熱機関体系 第5巻) p. 170～183 (昭31-4, 山海堂)
- (8) 世古口言彦：気水二相流に関する研究 (1960)
- (9) Yasushi Tanazawa, Shōzō Sasaki and Nobuki Nagai: The Atomization of Liquids by Means of Flat Impingement The Tech, Repts of the Tōhoku Univ., Vol. XXII, No. 1 p. 73 (1957)
- (10) Yasushi Tanazawa, Shōzō Sasaki and Nobuki Nagai: A Study on Impingement Nozzles for Diesel Engines. The Tech. Repts. of the Tōhoku Univ., Vol. XXII, No. 2, p. 153 (1958)

第24巻 目 次 第9号

目 次

- “秋来ぬと” 高橋圭三
- 噴 水 の 話
- 空 へ の び る 駐 車 場
- レ ジ ャ ー と 冷 房
- 山陽線の電化に活躍するシリコン整流器
- 親子ブーム方式で機動力倍増
- 近代都市を清掃する
- 地面の下のテレビ中継局

- セ ラ ミ ッ ク の 花 形
- 電線百話「停年延長の長命術」
- 新しい照明施設「神戸大学工学部の照明」
- 明日への道標「川崎製鉄株式会社千葉製鉄所納 220 t 転炉用レードルクレーン」
- 日立ハイライト「日立電気大工の塗装に日立電気スプレーヤ」

発行所 日立評論社

取次店 株式会社 オーム社書店

東京都千代田区丸の内1丁目4番地
振替口座 東京 71824 番
東京都千代田区神田錦町3丁目1番地
振替口座 東京 20018 番