

東京大学 大学院新領域創成科学研究科
基盤科学研究系
先端エネルギー工学専攻

平成 21 年度

修士論文

単一および多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルによる

噴霧火炎の排気特性に関する研究

2009 年 7 月提出
指導教員 林 茂 教授(JAXA)

076222 仁田 耕造

目次

記号	iv
第 1 章 序論	1
1.1 背景	1
1.2 従来の研究	2
1.3 実験目的	3
第 2 章 気流微粒化燃料噴射弁	5
2.1 航空用ガスタービンエンジン燃料噴射弁	5
2.2 試験用気流微粒化燃料噴射弁の設計	6
2.2.1 二重気流微粒化燃料噴射弁	6
2.2.2 多重気流微粒化燃料噴射弁	8
2.3 試験用噴射弁の空気流量測定	9
第 3 章 二重気流微粒化燃料ノズルにおける粒径計測	10
3.1 粒径計測試験方法	10
3.2 スワロー旋回角度の影響	10
3.3 霧化空気差圧の影響	12
3.4 当量比の影響	12
第 4 章 二重気流微粒化燃料ノズルにおける火炎形状の観察	14
4.1 気流の旋回が火炎形状に及ぼす影響	14
4.2 霧化空気差圧が火炎形状に及ぼす影響	15
4.3 当量比が火炎形状に及ぼす影響	16

第 5 章 二重気流微粒化燃料ノズルにおける排気測定.....	17
5.1 排気中に含まれる各成分の分析方法.....	17
5.2 排気測定装置.....	19
5.3 排気分析方法.....	20
5.4 霧化空気差圧が排気に及ぼす影響.....	21
5.5 スワロー旋回角が排気に及ぼす影響.....	23
第 6 章 多重気流微粒化燃料ノズルにおける粒径計測.....	26
6.1 燃料流路の影響	26
6.2 霧化空気差圧の影響	28
6.3 気液流量比の影響	28
第 7 章 多重気流微粒化燃料ノズルにおける火炎形状の観察	29
7.1 燃料流出位置が火炎形状に及ぼす影響.....	29
第 8 章 多重気流微粒化燃料ノズルにおける排気測定.....	33
8.1 排気測定試験方法.....	33
8.2 燃料流出位置が排気に及ぼす影響.....	34
8.3 燃料配分方法が排気に及ぼす影響.....	38
8.4 多重液膜と単液膜が排気に及ぼす影響.....	40
第 10 章 緒言	42
謝辞	43

附錄 A,B	45
参考文献	48
表題	48
圖題	49

記号

ISA	噴射弁内側空気旋回羽根呼び角度	[degree]
OSA	噴射弁外側空気旋回羽根呼び角度	[degree]
α	旋回羽根迎え角度	[degree]
r	旋回羽根半径	[mm]
r_{mid}	ミッドスパンにおける旋回羽根半径	[mm]
L_{swirl}	旋回羽根間距離	[mm]
n_{swirl}	旋回羽根枚数	[-]
L_z	旋回羽根 z 方向長さ	[mm]
p_t	噴射弁上流全圧	[kPa]
p_a	噴射弁下流全圧（背圧）	[kPa]
$\Delta p/p_t$	霧化空気差圧（ $\Delta p = p_t - p_a$ ）	[%]
m_a	空気流量（質量流量）	[g/s]
m_f	燃料流量（質量流量）	[g/s]
ϕ_f	設定当量比	[-]
ϕ_g	ガス分析当量比	[-]
x	噴射弁半径方向距離	[mm]
z	噴射弁軸方向距離	[mm]
SMD	ザウタ平均粒径（Sauter mean diameter）	[μm]
n	SMD の霧化空気差圧への依存指数	[-]

第1章 序論

1.1 背景

航空用ガスタービンエンジンにおいては、燃焼状態の安定性、高空での再着火性能等の安全に関わる性能が一番重要であるが、それと同時に騒音や燃料消費量の低減、排気中の有害物質の削減等、環境面における性能向上も強く求められ、国際的な規制が強化されている。その中で特に問題とされているのが、例えば、燃焼により発生する NO_x （窒素酸化物）の排出である。現在、航空用エンジンの開発においては、燃料消費量の低減（ CO_2 削減）、すなわち高効率化のために、燃焼器内における燃焼条件の高温高压化が進んでいるが、これにより NO_x の排出量が増加することが予想される。 NO_x は光化学スモッグや酸性雨、オゾンホールなどの原因となるため、人体および空港付近や高空の大気への影響が危惧されており、ICAO（国際民間航空機関）により規制が設けられている⁽¹⁾。

NO_x は窒素酸化物の総称であり、燃焼により NO （一酸化窒素）が生成され、その後温度が低くなると NO が酸化されて NO_2 （二酸化窒素）になる。 NO は生成機構の違い（付録A参照）により、Thermal NO 、Prompt NO 、Fuel NO の三通りに分類されているが、航空用エンジンからの排出ガスにおいて、 NO_x 生成の主な原因となるのが Thermal NO である。Thermal NO の生成量は火炎温度が1800Kを超えると著しく増加することが知られている。そのため、エンジン効率を維持したまま NO_x 排出を抑制するためには、燃焼器内の火炎温度分布のばらつきをなくし、局所的に温度の高い領域ができないように、燃料の微粒化や噴霧分散の促進により混合状態をできる限り均一化することが必要である。し

かし、同時に満足されるべき高空再着火性能や燃焼の安定性、燃焼効率等については、必ずしも均一な混合が望ましいとは限らない。

このように、安全性や環境性能等を同時にバランスよく満たすには、燃焼器の設計の最適化もさることながら、燃焼器内の燃料と空気の混合分布を要求性能に合わせて最適化する必要がある、このため、燃焼器内に燃料を微粒化して供給すると同時に、初期の燃料空気混合場の形成を担う燃料噴射弁の性能向上及び最適化が必要不可欠である。

1.2 従来の研究

これまで、低 NOx 排出に有効な燃焼技術に関する研究が数多く行われてきた。例えば、火炎温度は空気と燃料の濃度が化学量論比となる場合、すなわち当量比 1 付近で最大となるため、当量比の低い状態で燃焼をおこなう希薄燃焼技術に関する研究がある。Hayashi⁽²⁾らは、希薄予混合燃焼を行わせた後、流れと同軸に配置されたチューブから燃焼場に半径方向に流出する Quenching 空気を導入することによって燃焼を短時間で完了させ、広い作動範囲で低 NOx および高い燃焼効率を実現している。また、独立行政法人宇宙航空研究開発機構 (JAXA) の推進する「クリーンエンジン技術の研究開発計画 (TechCLEAN)」⁽³⁾では、primary 状態で燃焼させ、その後 Quenching 空気を供給して希薄状態で燃焼をおこなう Rich-Lean 燃焼方式の環状燃焼器を開発し、燃焼器の空気流量配分の調整を行うことにより NOx 排出量の幅な低減を実現している。

1.3 実験目的

航空用エンジンで使用される燃料は液体であるため、1章1節で述べたようなエンジンの安全面、環境面での性能を改善するためには、液体燃料を用いた燃料の微粒化、蒸発、混合という過程を経る噴霧燃焼の研究が必要不可欠である。噴霧燃焼は気体と液体が存在する2相流燃焼であるため、その現象も気体燃料を用いたものより複雑になる。さらに、排気に大きな影響を与える燃焼特性は噴霧特性とも強い相関をもっているため、燃焼場流れだけでなく燃料液滴の挙動も併せて検討する必要がある。しかし、気体燃料を用いて1相流で燃焼実験を行う方が、現象を明確に捉えやすく、種々の火炎特性を理解しやすいために気体燃料を用いた研究が多い。その結果、液体燃料を用いた気流微粒化燃料噴射弁による旋回気流中の噴霧火炎に関する研究は未だにあまり多くなく、理解が不十分な点が多いため、今後より一層の研究が必要である。

従来の研究では、小型航空機エンジン用燃焼器の研究に使用されている噴射弁を用いて噴霧試験や燃焼試験を行うことにより、気流の旋回方向の組合せや噴射弁出口形状が噴霧特性に及ぼす影響を実験的に調べている⁽⁵⁾。また、エアブラストノズルの気流の旋回が燃焼特性にどのような影響を与えるかを知るため、燃焼反応と密接な関係があるOH自発光の空間分布を調べ、干渉画像法により粒径別の燃料液滴分布やその挙動が計測されている。これにより、燃焼の反応領域と燃料液滴分布との相関関係の把握、及びその詳細な解析が行われた⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

本研究では、従来使われてきた圧力噴射弁に比べて、高出力条件において、微粒化性能や燃料と空気との混合の点で優れている気流微粒化燃料ノズルを対象とし、単一環状液膜気流微粒化燃料ノズル、および燃料と空気のより強い混合を目的とし、Rich-Lean燃焼方式におけるさらなる低NO_x排出を目的として今

回新たに製作した多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルの旋回気流が作り出す流れ場が，燃料の噴霧特性及び排気特性に与える影響を実験的に調べることを目的とした．

第2章 気流微粒化燃料ノズル

2.1 航空用ガスタービンエンジン燃料ノズル

高温化，高負荷化の傾向が著しい近年のジェットエンジン燃焼器では，これまで使われていた圧力噴射弁（図 2.1）に変わり，微粒化性能が良くかつ燃料と空気の混合が強力に行われる気流微粒化燃料噴射弁（図 2.2）が多く使われるようになってきている．圧力噴射弁に換わり気流微粒化燃料噴射弁が用いられるようになってきている背景として，以下のような点が挙げられる．

圧力噴射弁は高圧噴霧において優れた微粒化性能が得られる一方で，燃料圧力の低い条件においては原理的に微粒化性能が悪いという特性がある．連続噴霧のガスタービンエンジンに圧力噴射弁を用いる場合，離陸時などの高負荷条件下に合わせて噴射弁の設計を行えば，アイドル時や巡航時などの低負荷条件下では必然的に燃料圧力が低くなるために微粒化性能が悪くなり，逆に低負荷条件下に合わせた設計を行えば，燃料圧力は燃料流量の二乗に比例することから燃料供給装置が高負荷条件下での燃料供給量に対応できなくなるという問題がある．

一方で、気流微粒化燃料噴射弁は、気流の速度が燃料の流速に対して十分速い条件下では、微粒化性能における燃料流量への依存性は低い．また，気流微粒化燃料噴射弁では，燃焼の前にあらかじめ燃料と空気が部分的に混合されることにより，すすの発生を抑えることが可能である．

以前は，ライナ部と燃焼器内部とに圧力差があると，それにより生じる圧力損失からエンジン自体の効率が低下してしまうため，ライナ部と燃焼器内部とに圧力差を作ることは難しかった．しかし，最近ではこのライナ部と燃焼器内部に圧力差が生じて、タービン冷却を行うことでエンジン全体としての効率

を維持できるようになったため、気流微粒化燃料噴射弁が使用可能になったという背景がある。

2.2 試験用気流微粒化燃料ノズルの設計

2.2.1 単一環状液膜気流微粒化燃料ノズル

本試験に用いた単一環状液膜気流微粒化燃料ノズルの構造とその構成を図 2.3 に示す。原点座標はアウトシュラウド面、ノズル中心軸上とする。本試験に用いた気流微粒化燃料噴射弁は、燃料が微粒化される前にあらかじめ均一な膜状に処理され、微粒化時に気液の接触面積が大きくなるため、気流エネルギーが小さい場合に微粒化に有利な液膜式である。燃料タンクより供給された燃料は、液膜流路途中に設けられた幅 0.5mm、深さ 0.8mm、角度+45deg のスリット 8 本によって旋回成分を与えられ、周方向一様な液膜を形成し放出される。ただし、旋回方向はノズル下流側から見て（後視，rear view）の旋回流の方向が左回転（反時計回り）を正方向と定義した。

液膜流路の同軸上内側及び外側に設けた空気流路には、空気と燃料の強い混合を促すために、インナスワロー及びアウトスワローの 2 つのヘリカルスワローを配した。これらのスワローにより、ブロワから送られてきた空気は旋回気流となり、燃料液膜を挟み込むようにして噴出し、強いせん断を与えることによって燃料の微粒化を促進する。インナスワロー、アウトスワローはそれぞれ独立に交換することができ、それにより、旋回方向および旋回羽根角を変更することが可能である。ただし、旋回羽根角はミッドスパンにおける羽根の迎え角で定義する。なお、ヘリカルスワローにおいて旋回羽根の迎え角と半径の間には次の関係がある。

$$\tan \alpha = \frac{r}{R_0} \tan \alpha_0 \quad (2.1)$$

ここで、 r は半径、 R_0 は基準位置における半径、 α_0 は R_0 における旋回羽根の迎え角、 α は r における旋回羽根迎え角度である。

以下、内側気流の旋回羽根呼び角度を ISA と外側気流の旋回羽根呼び角度を OSA とする。

本噴射弁は、気流や液膜の旋回が噴霧に与える影響をできる限り単純化して理解するために、Parker-Hannifin 型⁽⁷⁾ (図 2.2) と違い、燃料の出口流路はストレート形状となっている。また、図 2.3 からわかるように、この噴射弁の場合にはアウターリップとインナーリップの先端がアウターシュラウドの端面と同じ面上まで延びていることも Parker-Hannifin 型の噴射弁との相違点である。

本試験のために制作したインナスワアラ及びアウトスワアラ中で、代表的なものの写真 ($ISA=-45\text{deg}$, $OSA=+20, +45, +60\text{deg}$) を図 2.4 に示す。各スワアラの旋回羽根枚数の決定は、隣り合う羽根同士の重なりを確保し、確実に気流の旋回が得られるよう次式にて定めた。

$$n_{\text{swirl}} = \frac{2\pi r_{\text{mid}}}{L_{\text{swirl}}} \quad (2.2)$$

ここで、 r_{mid} はミッドスパン半径、 L_{swirl} は羽根間距離、 n_{swirl} は羽根枚数である。

隣り合う羽根同士の重なりを確保できるように L_{swirl} を定めなければならないので、

$$L_{\text{swirl}} \leq L_z \tan \alpha \quad (2.3)$$

が条件となる。ここで L_z はスワアラの軸方向 (z 方向) の長さである。これらを

まとめると,

$$n_{\text{swirl}} \geq \frac{2\pi r_{\text{mid}}}{L_z \tan \alpha} \quad (2.4)$$

となる．本研究に用意した各スワローは r_{mid} , L_z を予め決定することにより，(2.4)式を用いて羽根枚数を決定した．上記の算出の結果，インナスワローの羽根枚数は， -45deg が 4 枚，アウトスワローの羽根枚数は $+20\text{deg}$ が 20 枚， $+45\text{deg}$ が 8 枚， $+60\text{deg}$ が 6 枚となった．なお全ての羽根は 0.6 mm 厚である．

また，燃焼試験においては火炎の拡がりを促すため，図 2.5 に示すように，アウトシュラウドの噴霧口に曲率 3 mm の拡大流路(フレア)を設けた．以下の文において，本噴射弁を単一環状液膜ノズルと表すことにする．

2.2.2 多重環状液膜気流微粒化燃料ノズル

本試験に用いた多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルの構造を図 2.6 に示す．本噴射弁も単一環状液膜ノズルと微粒化コンセプトは同じであるが，燃料と空気とのより強い混合が得られるよう同軸環状に 4 つの燃料流路を作り，それぞれの燃料流路を空気で内周と外周から挟み込むようにスワローを配した．また，周方向一様性を得る目的で，液膜流路途中に，中心軸側から 3 番目までの燃料流路には幅 0.5mm、深さ 0.8mm，角度 $+45\text{deg}$ のスリットを 12 本，周長が長くなる 4 番目には幅 0.2mm，深さ 0.2mm，角度 $+60\text{deg}$ のスリットを 16 本配することで燃料に旋回成分を与えている．表 2.1 にその構成を示す．なお，燃料流路はそれぞれ独立して燃料を供給できるようになっている．噴射弁出口での気流の旋回方向成分が弱まらないように，各スワローは噴射弁出口と同軸直線上となるようになっている．

中心軸側から半径方向に向かって，各スワローを第 1 スワロー，第 2 スワロー

ラ、第3スワラ、第4スワラ、第5スワラと呼ぶ。式(2.4)を用いて単一環状液膜ノズルと同様の計算をした結果、各スワラの羽根枚数は、第1スワラは+45deg が 6 枚、第2スワラは±45deg が 10 枚、第3スワラは±45deg が 16 枚、第4スワラは±45deg が 20 枚、第5スワラは+45deg が 24 枚となった。なお全ての羽根は 1.0mm 厚である。以下の文において、本噴射弁を多重環状液膜ノズルと表すことにする。

本噴射弁においては、アウターリップの z 方向位置をフランジ面から 3mm 下流側に来るようにしてある。また、スワラ最外部に着脱式のアウターシュラウドを配してある。アウターシュラウドの 0.75mm 上流側に位置するように、アウターリップの z 方向位置を調整した。

また、各燃料流路を噴射弁中心軸内側から①、②、③、④と表し、以下の文に用いた場合は、その燃料流路を開いて試験を行っていることを同じ記号で表すことにする。例えば、中心軸内側から 1 番目、3 番目の燃料流路を開いて試験を行っている場合、①③と表記する。

2.3 試験用ノズルの空気流量測定

単一環状液膜ノズルにおける各旋回の組合せにおける噴射弁有効開口面積を表 2.2 に、流量係数を図 2.7 に示す。また、多重環状液膜ノズルにおける各スワラの噴射弁有効開口面積を表 2.3 に、旋回方向が（負正負正負）、（負正正負負）の 2 通りについて霧化空気差圧を変化させた場合の流量係数を図 2.8 に示す。

第3章 単一環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおける粒径計測

3.1 粒径計測試験方法

気流微粒化方式においては空気の流速が重要なパラメータであり，本試験では噴射弁上流全圧 p_t と噴射弁下流全圧（背圧） p_a との差圧 Δp を噴射弁上流全圧 p_t で無次元化した $\Delta p/p_t$ を霧化空気差圧と定義し，霧化空気差圧による微粒化への影響を調べた．また，気液流量比による微粒化への影響及びスワロー旋回角による影響についても調べた．

本試験には，レーザ回折粒度分布測定装置（東日コンピュータアプリケーションズ（株）製 LDSA-1500A, 図 3.1）を用いた．レーザ回折法は，レーザビーム上に存在する液滴群の前方散乱光を捉えることにより，その回折光の強度分布パターンから計算によって粒度分布，濃度等を測定する方法である．

本試験では，軸方向位置 $z=10, 20, 30\text{mm}$ における噴霧断面を最大 $x=-46\sim 46\text{mm}$ の範囲において 2mm 間隔でトラバース測定し，断面全体の平均粒径及び噴霧体積濃度分布から噴霧を評価した．本試験で用いた光学系設定は，レーザビーム径 5mm ，受光レンズ口径 100mm （有効径 95mm ），受光レンズ焦点距離 300mm であり，粒径測定可能範囲は $1.4\sim 1000\ \mu\text{m}$ である．本試験における計測データの信頼性については，全ての試験条件においてセンサ中心に集光したレーザ光強度率（Transmittance, TRM）の値が 0.6 を上回っており（LDSA1500A 粒度分布測定装置 Ver5.5 マニュアル⁽⁸⁾によると TRM 値が 0.2 以下では多重散乱を起しているとされている），また計測データの再現性が得られている．

3.2 スワロー旋回角度の影響

SMD(Sauter Mean Diameter)に及ぼす気流の旋回角度の影響を，OSA をパラメータとして図 3.2 に示す．SMD は，様々な噴霧の微粒化特性を評価するため

に用いられる平均粒径の中で最もよく使われている指標で、粒の直径は「体積／表面積の比の平均」と同じという仮定によるものである。

すなわち、

$$SMD = \Sigma D^3 / \Sigma D^2 \quad (3.1)$$

である。

なお、この図は $\Delta p/p_i=4\%$ 、 $\phi f=1$ 、 $z=30\text{mm}$ のものであるが、この図に表れる傾向は $\Delta p/p_i$ 、 ϕf によらず概ね一致していた。この結果から、 OSA の増加に伴い SMD は当初減少していくことが分かる。この理由として、内側気流と外側気流の逆方向旋回気流が形成するせん断層の乱れ強度の増加が考えられる。さらに OSA を増加させていくと、ある OSA において極小値を持ち、特に $ISA=-45$ 、 60deg の場合、その後増加傾向を持つことが確認できる。Aigner⁽⁹⁾らの研究においても、内側と外側の気流の旋回角度が同じ場合において、同方向旋回と逆方向旋回のケースにて試験を行い、いずれの場合においても本試験と同様に SMD が極小を取る旋回角が存在するという結果が示されており、また、噴霧粒径が液膜出口における内側気流と外側気流のせん断力と相関があることを指摘している。すなわち、本試験では外側気流の旋回角度増加に伴い、気流のせん断力が大きくなるため粒径が小さくなる傾向がある一方で、 OSA 増加に伴う遠心力の増大により、気流のアウターシュラウド壁面側への偏りが強くなり、外側気流の空気が液膜に有効に作用しなくなるため、粒径が大きくなる傾向があると考えられる。以上のような、相反する二つの傾向の兼ね合いにより上記のような SMD が極小値を持つ結果となったと考えられる。

また、 OSA が大きくなるに従い粒径も大きくなっている領域については、空気流量の減少も要因の一つであると考えられる。ここで、空気流量 12g/s 一定の場合の OSA による SMD への影響を図 3.3 に示す。この図によれば、空気流量を

一定として場合、 $ISA=-45, -60\text{deg}$ における $OSA \geq +50\text{deg}$ の領域で OSA による SMD への影響は小さい。この結果から OSA 増加により SMD が増大する傾向の一因は、旋回が強まったことによる空気流量の減少であったことが示唆される。その他、 OSA が大きくなると旋回羽根のウェークが顕著になることや、気流の拡大に伴い噴射弁出口での気流速度やせん断強度の減衰により、粒径が大きくなっている可能性もある。

3.3 霧化空気差圧の影響

霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による SMD への影響の一例を図 3.4 に示す。図から明らかに、霧化空気差圧の増加に伴い、 SMD は減少した。

ここで Aigner らにならって、図 3.5 に各条件における霧化空気差圧依存指数を示す。霧化空気差圧依存指数 n は SMD を

$$SMD \propto (\Delta p/p_t)^n \quad (3.2)$$

と表すことにより求めた。図 3.5 によれば霧化空気差圧依存指数は $-0.7 \sim -1.0$ 程度である。Lefebvre⁽¹⁰⁾によると灯油を用いた場合の SMD の霧化空気差圧への依存指数は -0.6 程度であるとされ、本研究で用いた噴射弁におけるへの霧化空気差圧依存性はこれらよりも大きくなっているが、本噴射弁による松浦ら⁰の試験結果は本試験結果と同程度の値となっている。これらのことから、霧化空気差圧依存指数は噴射弁の設計への依存性が高い値であると考えられる。なお、上記結果は信頼性の高い値であり再現性が確認されている。

3.4 当量比の影響

気液流量比による SMD の変化量を、 OSA をパラメータに取り図 3.6 に示す。図によれば $ISA=-45, -60$ において $OSA \geq 50\text{deg}$ の領域では、傾向が明確でないも

のの、それ以外の領域では OSA の増加に伴い当量比による SMD の差が大きくなっている。

図 3.7 に $ISA=-45\text{deg}$, $OSA=+60\text{deg}$ における ϕ_f による SMD への影響を示す。これによれば、当量比の減少（燃料流量の増加）に伴って SMD は増加するが、その傾向は $\phi_f \geq 0.35$ の領域では緩慢である。この結果は Lefebver らの結果と概ね同様の傾向を示している。

第4章 単一環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおける火炎形状

スワローの旋回角や、霧化空気差圧、当量比を変化させて、それらが火炎形状に及ぼす影響について調査した。当量比の計算については付録 B に示す。

火炎の観察をおこなうために、燃焼室には内径 105mm、長さ 300mm の合成石英管を使用している。また、燃焼室下流は大気開放となっている。その他の部分には SUS304 を使用している。エアチャンバの内径は 110.1mm となっており、燃料噴射弁の開口面積に対して十分大きな径となっている。エアチャンバ内圧力はピトー管から圧力伝送器 (ROSEMOUNT, 1151) を介して、A/D コンバータ (KEYENCE, NR-250) によりコンピュータで常時観測をおこなっている。火炎の写真撮影には、デジタル一眼レフカメラ (Nikon, D200) を用い、レンズには紫外線撮影用レンズ (Nikon, UV-105mm F4.5) を使用した。試験用燃料には灯油を使用し、試験は室温、大気圧下でおこなわれた。

4.1 気流の旋回が火炎形状に及ぼす影響

OSA を変化させて撮影した火炎写真の比較を図 4.1 に示す。カメラの設定は絞り値 11、露光時間は 50ms である。燃焼条件は霧化空気差圧 $\Delta p/p=4\%$ 、 $\phi_g=0.67$ となっている。フレア形状は R3、 $ISA=-45\text{deg}$ 、燃料スリット旋回角 $+45\text{deg}$ は固定であり、上の画像から順に $OSA=+45$ 、 $+50$ 、 $+60\text{deg}$ と変化している。

図 4.1 より火炎を比較すると、形状および色が大きく異なっていることがわかる。 $OSA=+45\text{deg}$ の火炎では形状がコーン状となっており青炎を呈している。それに対して OSA を大きくした、 $+50\text{deg}$ および $+60\text{deg}$ の火炎は、フランジ面を這うような形状になっていた。また、ノズル近傍にのみ薄く青炎が見えるが、燃

焼領域全体にわたって輝炎が発生している． $\phi g=0.67$ というのは希薄側であり，空気余剰な燃焼条件である．しかし，多量に輝炎が発生していることから，有効利用されない空気が多くあり，局所的に燃料過濃な領域が存在していることがわかる．さらに， $+50\text{deg}$ と $+60\text{deg}$ を比較してみると $+60\text{deg}$ のほうが輝炎の発生量が多く，画像中心付近の輝度が高いことも見てとれる．

本論文では，この $OSA=+45\text{deg}$ での火炎形状をコーン状火炎， $OSA=+60\text{deg}$ での火炎形状をディスク状火炎，5 章で触れる $OSA=+20\text{deg}$ での火炎形状を浮き上がり火炎と呼ぶ．

また， $OSA=+48\text{deg}$ で火炎が円錐状の青炎からドーム壁に付着した輝炎へと遷移することを確認している．

4.2 霧化空気差圧が火炎形状に及ぼす影響

$OSA=+45, +60\text{deg}$ において，霧化空気差圧が火炎形状に与える影響を調べた．図 4.2、図 4.3 にそれぞれの旋回角における火炎写真を示す．カメラの設定は露光時間 50ms，絞り値 11 としている．霧化空気差圧は 2～5%まで変化させ， $\phi g=0.67$ で固定とした．

まず， $OSA=+45\text{deg}$ における火炎形状を図 4.2 に示す．霧化空気差圧が低い条件では 3 章で示したように燃料の微粒化状態が悪く，青炎の中に輝炎の筋が観察されるが，霧化空気差圧を上げていくと微粒化が促進され，ほとんど輝炎が観察されなくなる．また，霧化空気差圧の増加に伴い，火炎が半径方向に広がっている様子が観察される．霧化空気差圧が増加することで，微粒化性能が上がり，旋回気流に追随しやすい粒径の小さい燃料液滴が増加するためだと考えられる．

次に、 $OSA = +60\text{deg}$ における火炎形状を図 4.3 に示す。 $OSA = +60\text{deg}$ では、どの霧化空気差圧においてもディスク状火炎となっていることがわかる。霧化空気差圧の上昇に伴い、輝炎の発生量が多くなっている。しかし、霧化空気差圧 $\Delta p/p = 5\%$ では燃料の微粒化および空気との混合が促進されているため、輝炎の割合が減少しフランジ面近傍に青炎が観察されるようになったと考えられる。

4.3 当量比が火炎形状に及ぼす影響

次に、当量比を変化させて燃焼状態がどのように変化するか観察した。それぞれの旋回角における火炎写真を図 4.4～図 4.5 に示す。カメラの設定は前項と同様であり、露光時間 50ms、絞り値 11 である。霧化空気差圧は $\Delta p/p = 4\%$ で固定とし、当量比 $\phi g = 0.5 \sim 1.0$ の範囲で変化させた。

まず、 $OSA = +45\text{deg}$ において当量比を変化させた場合について考察する。燃料流量を増加させていくと燃焼領域が増大し、火炎の色が暗い青から、白味を帯びてくるようになるのが観察できる。 $\phi g = 1.0$ では、微粒化および空気との混合が十分でない燃料が拡散燃焼し、輝炎が発生している。

次に $OSA = +60\text{deg}$ において当量比を変化させた場合について考察する。 $OSA = +45\text{deg}$ がコーン状火炎であったのに対して、ディスク状火炎であり、燃料流量の増加に伴い青炎を覆い隠すように輝炎が発生している。この理由としては、燃料と空気の混合が良好ではないということが挙げられる。須田らが行った OH ラジカル自発光分布においても、反応領域が斜め下流とフランジ面の 2 方向に分離していることを示している。また、3 章で述べたように微粒化性能が $OSA = +45\text{deg}$ に比べて悪いということも輝炎が発生している理由であると考えられる。

第5章 単一液膜式環状気流微粒化燃料ノズルにおける排気測定

代表サンプルを採取していることを確認するために、測定前に石英管周方向に沿って3方向からステンレス製温水冷却式ガス採取十字多孔プローブ(φ0.6mm×32孔)(図5.1)を入れ、NO_x排出量の差が最も大きかった2方向からプローブを挿入し排気ガスを採取した(図5.1)。なお、以下の図では湿り排ガス濃度[ppm]及びエミッションインデックス(EI)を用いた。

EIは単位質量あたりの排出量であるので、以下の式で定義される。

$$EI = \frac{\text{排出量[g]}}{\text{単位燃料[1kg]}} \quad (5.1)$$

5.1 排気中に含まれる各成分の測定方法

排ガス中に含まれる各成分測定はそれぞれ、COとCO₂は非分散型赤外線分析法(NDIR法)、NOとNO₂はケミルミネッセンス法(化学発光法)、THCは水素炎イオン化検出法(FID法)、O₂は磁気圧力式コンデンサマイクロフォン法(MPA法)により測定される。以下に各分析法を説明する。

(1)非分散型赤外線分析法(NDIR法)

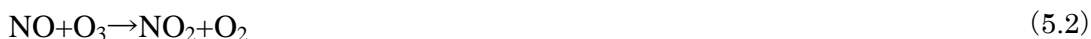
異なった原子からなる分子は、それぞれ特定の波長域の赤外線を吸収し圧力一定のガス体では、濃度に対応した吸収を示すことが知られている。このことを利用し、測定すべき成分の濃度変化を測定することができる。

赤外線を吸収しないガスを封入した比較セルと採取ガスが流れる試料セルそれぞれに赤外光を断続し、それぞれの測定セルを通過させた後、検出セルに入れる。試料セルを通った赤外線はガス濃度に応じて吸収され、そのため検出セルに入射する光量に差が生じ、検出セルに設けた薄膜が振動することにより電気

出力を生じる．この電気出力を検出する．

(2)ケミルミネッセンス法(化学発光法)

採取ガス中の NO と O₃ とが反応して NO₂ を生成する．



その際，一部の NO₂ が励起状態になる．



ここで NO₂^{*}は励起状態の NO₂ 分子である．この励起状態の NO₂ 分子が基底状態に戻るときに励起エネルギーを放出する．



この放出される光は化学発光と呼ばれ，反応前の NO₂ 分子の量に比例するので，発光量を測定することにより NO の濃度を測定することができる．

また，採取ガス中の NO₂ はそのままでは化学発光法で測定することができないため，コンバータにより NO に変換してから測定する．

(3)水素炎イオン化検出法(FIA 法)

水素炎中に炭化水素が導入されると，高温のエネルギーによって複雑なイオン化が起こる．炎をはさんで正負の一定電圧をかけておくと，採取ガス中に炭化水素が存在すれば，炭化水素の炭素数に比例した微小イオン電流が発生する．これを高抵抗により電圧に変換して炭化水素を測定する．

(4) 磁気圧力式コンデンサマイクロフォン法(MPA 法)

不均一な磁界中に酸素(常磁性の気体)が存在すると，酸素は磁界の強いほうに引き付けられその部分の圧力が上昇する．この圧力上昇は以下の式で表される．

$$\Delta P = \frac{1}{2} \times H^2 \times X \times C \quad (5.5)$$

ここで H は磁界の強さを， X は酸素の磁化率を， C は酸素の濃度を示す．このときの圧力上昇を非磁性の気体(窒素)を使って磁界外に取り出し，コンデンサマイクロフォンで電気信号に変換して測定する．

5.2 排気測定装置

実験の全体図を図 5.3 に示す．空気はブロワ(川崎 GM ブロワ GR91)により供給され，エアフィルタにより塵芥を除去され，空気流量計(HORIBA STEC, SEF-14S)により流量を計測されエアチャンバ内に送られる．エアチャンバ内圧力はピトー管により測定した．燃料(灯油)は燃料タンク(ユニコントロールズ株式会社, TK18)に貯蔵されており，オイルフリーコンプレッサ(アネスト岩田, SLP-115D)からの空気圧により押し出され，フィルタを通過し気流微粒化燃料噴射弁へ供給される．燃料流量も空気流量と同様に流量計により計測され，パソコンにて観測できる．

燃焼室(図 5.4)は長さ 300mm，内径 11mm の石英管でできており，出口ではプローブのサイズに合わせて 80 mm に絞られている．試料ガスはプローブにより採取され，連続ガス分析器(堀場製作所, MEXA-9110H) (図 5.5)に送られる．その際，試料ガス中の水蒸気の凝縮を防ぐため冷却水として温水を使用し，プローブからガス分析器までのチューブをヒーターで覆い保温する．試料ガスは連続ガス分析器により NO ， $\text{NO}_x(\text{NO}+\text{NO}_2)$ ， THC (全炭化水素)， CO ， CO_2 ， O_2 の各成分濃度が決定され，ペンレコーダ(pantos, ユニコーダ U841)(図 5.6)によって出力される．

今回の試験ではインナースワーラ角(ISA)は-45deg 固定とし，アウトースワー

ラ角(OSA)を+20 , +45 , +60 deg と変化させた．試験条件は大気圧，入口空気温度は常温とした．

5.3 排気分析方法

ガス分析により得られる THC 以外の各濃度は，水蒸気が除外された乾き排ガス濃度であるので，水蒸気を含む湿り排ガス濃度に換算した．燃焼によって生成される水蒸気 $H_2O[\%]$ は，燃料中の H が O_2 と化合して生成される．燃料中の C が全て CO ， CO_2 になると仮定する．また燃料 1 分子中に含まれる C 原子の数を P，H 原子の数を Q とすると H_2O は

$$\begin{aligned} H_2O &= \frac{1/2 \times (Q/P \times (CO + CO_2))}{1 + 1/2 \times (Q/P \times (CO + CO_2))} \\ &= \frac{Q/P \times (CO + CO_2)}{2 + Q/P \times (CO + CO_2)} \end{aligned} \quad (5.5)$$

となる．この水蒸気濃度を用いると，乾き濃度を湿り濃度に換算する係数 K は $K = 1 - H_2O$

で表される．これより空気の質量 $Ma[g]$ 及び燃料の質量 $Mf[g]$ は，

$$Ma = \frac{[\{ 2 \times (O_2 + CO_2 + NO_x) + CO - NO \} \times K + H_2O] \times 16}{FAO} \quad [g] \quad (5.6)$$

$$Mf = \frac{(CO_2 + CO + THC) \times 12}{FC} \quad [g] \quad (5.7)$$

ここで FAO は空気中の O の割合を，FC は燃料中の C の割合を表す．この値から当量比および燃焼効率を計算した．当量比の計算では燃料(灯油)の組成を CH_2 としたので， $P=1$ ， $Q=2$ となり，理論燃空比は 0.068 となる．

全体当量比 ϕ は，

$$\phi = Mf / Ma / 0.068 \quad (5.8)$$

で求められる．

燃焼効率 η [%] は未燃成分である THC, CO の濃度から求める。それぞれについての低位発熱量及び未燃分による損失をそれぞれ H_{co} [kJ/kg], η_{co} [%], H_F [kJ/kg], η_F [%] とすると, 全未燃損失 η_T [%] は

$$\eta_T = \eta_{co} + \eta_F$$

$$\eta_{co} = \frac{CO \times 28 \times H_{co}}{M_f \times H_F} \times 100 \quad [\%] \quad (5.10)$$

$$\eta_F = \frac{THC \times 16 \times H_F}{M_f \times H_F} \times 100 \quad [\%] \quad (5.11)$$

と表せるので,

$$\begin{aligned} \eta &= 100 - \eta_T \\ &= 100 - \eta_{co} - \eta_F \quad [\%] \end{aligned} \quad (5.12)$$

で求められる。なお, CH_2 の低位発熱量は 42789 [kJ/kg], CO の低位発熱量は 10090 [kJ/kg] である。

5.4 霧化空気差圧が排気に及ぼす影響

OSA を固定し, $\Delta p/p_t$ を 2%, 4% に変化させた場合の排気特性について考察する。以下の図において 2%, 4% はそれぞれ $\Delta p/p_t = 2, 4\%$ を表し, 凡例中の -A, -B はプローブ位置を表す。

まず, $OSA = +20\text{deg}$ に固定し, $\Delta p/p_t$ を変化させた場合の結果を図 5.7～図 5.15 に示す。 $\Delta p/p_t = 4\%$ に比べて $\Delta p/p_t = 2\%$ では燃焼効率が 5% 以上低下している。また, NOx 排出量も $\Delta p/p_t = 4\%$ と比べると半分の量になっている。これは $\Delta p/p_t$ を小さくすることにより微粒化が悪くなり, 燃焼器内で燃焼反応が完了しなかったためと考えられる。

次に $OSA = +45\text{deg}$ に固定し, $\Delta p/p_t$ を変化させた場合の結果を図 5.16～図 5.25 に示す。図 5.16～図 5.17 を見ると $\Delta p/p_t = 2\%$ では $\phi_g = 0.6 \sim 0.7$ の範囲で燃焼効率

は 99% となっている。また、 $\phi_g=0.6\sim 0.95$ では $\Delta p/p_i=2\%$ と $\Delta p/p_i=4\%$ でほぼ同じ燃料効率となったが、 ϕ_g をさらに大きくすると、 $\Delta p/p_i=2\%$ の方が $\Delta p/p_i=4\%$ よりも燃焼効率が大きくなった。このことについて考察する。図 5.18～図 5.19 より THC 排出量の差は 200ppm 未満となっており、燃焼効率に大きな影響を及ぼす差にはなっていない。一方、図 5.20～図 5.21 より $\phi_g=1$ より大きい場合は、 $\Delta p/p_i=4\%$ の方が $\Delta p/p_i=2\%$ より CO 排出量が 5000ppm 以上多くなっている。これより $\phi_g=1$ 以上の領域で $\Delta p/p_i=4\%$ の方が $\Delta p/p_i=2\%$ よりも燃焼効率が小さくなっている要因は、CO 排出量による影響が大きいと考えられる。このことについては、 $\Delta p/p_i=4\%$ の方が $\Delta p/p_i=2\%$ よりも微粒化はよくなるが、一方で気流の流速が速いことによって、燃焼反応が完了する前に燃焼器出口に到達してしまい、この流速の影響が微粒化の影響を上回ったためだと考えられる。

次に図 5.22～図 5.25 を見ると、 $\phi_g=0.6\sim 1$ の範囲では $\Delta p/p_i=2\%$ と $\Delta p/p_i=4\%$ では NOx 排出量に大きな変化はなかったが、さらに ϕ_g を大きくしていくと $\Delta p/p_i=4\%$ よりも $\Delta p/p_i=2\%$ の方が NOx 排出量が少なくなっている。これは 4 章 3 節で示したように、 $\Delta p/p_i$ を小さくすることにより微粒化が悪くなり、局所的に過濃な領域が存在しているためだと考えられる。

また、 $OSA=+60\text{deg}$ に固定し、 $\Delta p/p_i$ を変化させた場合の結果を図 5.26～図 5.35 に示す。図 5.26～図 5.28 を見ると、 $\Delta p/p_i=2\%$ では $\phi_g=0.6\sim 0.85$ の範囲で 99%以上の燃焼効率が得られている。また、 $\phi_g=0.6\sim 1$ では $\Delta p/p_i=2\%$ と $\Delta p/p_i=4\%$ とでほぼ等しい燃料効率となっている。さらに ϕ_g を大きくすると 2%ほどではあるが、 $\Delta p/p_i=2\%$ の方が $\Delta p/p_i=4\%$ よりも高い燃焼効率が得られている。図 5.28～5.29 から THC 排出量を比較すると $\Delta p/p_i=2\%$ の方が多くなっているため、 $\Delta p/p_i=2\%$ の方が $\Delta p/p_i=4\%$ よりも高い燃焼効率となる要因にはなっていない。一方、図 5.30～図 5.31 を見ると、 ϕ_g が 1 より大きい場合は、 $\Delta p/p_i=4\%$ の方が $\Delta p/p_i=2\%$ より

も CO 排出量が 2000ppm 以上多くなっている。これより $\Delta p/p_t=4\%$ の方が $\Delta p/p_t=2\%$ よりも小さい燃料効率となっているのは、CO 排出量による影響が大きいと考えられる。これも上述したように、微粒化の影響と流速の影響のバランスのためだと考えられる。次に図 5.32～図 5.35 をみると $\Delta p/p_t=2\%$ の方が $\Delta p/p_t=4\%$ に比べ、より高い ϕg の方に NOx のピークが存在している。これは $\Delta p/p_t=2\%$ の方が $\Delta p/p_t=4\%$ よりも微粒化が悪いため、局所的に過濃な領域が存在し、有効に使われていない空気が存在しているためだと考えられる。

5.5 スワロー旋回角が排気に及ぼす影響

$\Delta p/p_t=4\%$ に固定し OSA を変化させたときの、ガス分析当量比 ϕg と燃焼効率 η の関係を図 5.36 に、燃焼効率が 97 % 以上の場合を拡大したものを図 5.37 に、 ϕg と未燃炭化水素(THC)[ppm]との関係を図 5.38、 ϕg と EITHC との関係を図 5.39、 ϕg と一酸化炭素(CO)[ppm]の関係を図 5.40、 ϕg と EICO との関係を図 5.41 に示す。

OSA=+20deg では、燃焼効率が 97%未満と他の旋回角と比べると低い値となっている。これは図 5.38～図 5.39 より、OSA=+45, +60deg においては THC 排出量が 200ppm 未満であるのに対し、OSA=+20deg では 1500ppm 以上という非常に多い THC 排出量となったためである。THC 排出量が増えた理由としては、OSA=+20deg における火炎写真を見ると輝炎が多いことから、空気と燃料とが十分に混合されておらず、また火炎が浮き上がり、燃焼器内で燃焼反応が完了していなかったためであると考えられる。

一方、OSA=+45deg では $\phi g=0.5\sim0.7$ の範囲で、OSA=+60deg では $\phi g=0.5\sim0.9$ の範囲で、それぞれ 99%以上の高い燃焼効率が得られた。また、いずれの ϕg

でも燃焼効率は $OSA=+45deg$ に比べて $OSA=+60deg$ の方が大きくなってる。

この結果について、THC 排出量と CO 排出量から考察する。図 5.38～図 5.39 より、99%以上の燃料効率が得られる ϕg では、THC 排出量は 10ppm 未満と $OSA=+45, +60deg$ 双方で低い値に抑えられており、有意な差は見られなかった。一方、図 5.40～図 5.41 より CO 排出量を比較すると、 $OSA=+60deg$ の方が $OSA=+45deg$ に比べ 300ppm 以上少ない値となっている。このことから、燃焼効率の差については THC 排出量の影響よりも CO 排出量による影響が大きいことが分かる。

CO 排出量が多くなった理由を、燃焼場中の PIV 図から考察する。 $OSA=+45deg$ のコーン状火炎においては、斜め下流方向に大きな速度成分が存在し、フランジ面近傍の管壁付近には循環領域が形成されていた。一方、 $OSA=+60deg$ のディスク状火炎では空気が噴射弁から流出後フランジ面を沿うように流れていた。 $OSA=+45deg$ では熱が下流へ流出していき、上述の循環領域の温度が低くなっているのに対し、 $OSA=+60deg$ では気流の半径方向速度成分が大きく、燃焼器内での滞在時間が長くなっているため、燃焼により発生した熱が $OSA=+45deg$ より下流側へ流出しにくく、燃焼器内の温度が上昇していると考えられる。このため、燃焼反応が促進され、また燃焼器内での気流の滞在時間が長いために、不完全燃焼成分である CO の排出量が減ったと考えられる。

次に ϕg と NOx 排出量の関係を図 5.42、 ϕg と EINOx との関係を図 5.43 に示す。NOx 排出量は $OSA=+20, +45, +60deg$ の順に多くなっていった。 $OSA=+20deg$ では上述のように、燃焼器内で十分に燃焼反応が行われる前に排気ガスを採取したため、NOx の生成量も抑えられていると考えられる。 $OSA=+45, +60deg$ の場合、NOx 排出量は希薄側でなだらかに増加していき、 $\phi g=1$ 近傍でピークを迎え、その後減少した。

燃焼効率と NOx 排出量の関係を図 5.44～図 5.45 に示す．上述のように $OSA=+60\text{deg}$ の方が $OSA=+45\text{deg}$ と比べてどの ϕ_g においても燃焼効率は高くなるが，燃焼効率が等しい場合を見比べると $OSA=+45\text{deg}$ に比べ NOx 排出量は多くなった．この理由として，上述したように $OSA=+60\text{deg}$ の方が燃焼反応が促進されやすいことに加え，各 OSA における火炎写真を比較すると， $OSA=+60\text{deg}$ の方が輝炎の発生量が多いことより，燃焼器内で有効利用されない空気が多くあり，局所的に燃料過濃な領域が存在していると考えられる．その結果， $OSA=+60\text{deg}$ の方が $OSA=+45\text{deg}$ に比べ NOx 排出量が多くなったと考えられる．

第 6 章 多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおける粒径計測

本試験における試験装置及び試験方法は、基本的に 4 章で述べたものと同じである。ただし、本試験においては、十分に微粒化が完了していると思われる軸方向位置 $z=30\text{mm}$ の噴霧断面のみを測定した。

試験条件の設定について述べる。スワロー旋回方向は内側から負正負正負とし、霧化空気差圧については、 $\Delta p/p_i = 4, 6, 8, 12\%$ 、気液流量比については、 $\phi_f = 0.6, 1.0, 2.0$ の各場合について測定を行った。また、①～④の単一の燃料流路のみに燃料を流した場合と、全燃料流路に燃料を流した場合の 5 ケースについて測定を行った。ただし、全燃料流路に燃料を流した場合については、各燃料流路の燃料流量は独立して制御せずに、全体の燃料流量のみを調整し、各燃料流路への燃料配分を成り行きに任せた。以下、この燃料配分の方法を非制御配分と呼ぶことにする。

なお、全ての試験条件においてセンサ中心に集光したレーザ光強度率値が 0.9 を上回っていた。

本試験結果を図 6.1～6.3、図 6.8 に示す。

6.1 燃料流路の影響

本試験では③、④、②、①の順に粒径は小さくなるという傾向がみられた。ただし、 $\Delta p/p_i = 4\%$ 、 $\phi_f = 0.6$ の場合においては、③と④の粒径の大小は逆転している。このことについては、再度試験を行い、再現性を確かめる必要がある。

まず、全体の傾向として中心軸内側から燃料を出す方が粒径は小さくなる理

由としては、中心軸内側から燃料を出す方が、各スワローからの旋回気流によって微粒化される機会がより多くなるためだと考えられる。これについては、今後、粒子画像速度計（Particle Image Velocimetry, PIV 法）あるいはレーザドップラー速度計（Laser Doppler Velocimetry, LDV 法）による流れ場の計測や、干渉画像法（Interferometric Laser Imaging for Droplet Sizing, ILIDS）や位相ドップラー法（Phase Doppler Anemometry, PDA）による液滴分散や液滴速度の計測を行い、検証する必要がある。

また、③と④の粒径の大小が逆転していることについては、燃料流路途中に設けられたスリットによる影響が考えられる。燃料流路④についてはスリットの旋回角を増すことにより、液膜の広がりが大きくなっていると考えられる。松浦らが行った実験では、旋回角度を今回と同様に+45deg と+60deg の場合（ただし、+60deg は+45deg に比べて燃料スリットをリップ部に近い設計となっている）における粒径の変化を調べており、今回の結果とは逆に 10%程度+60deg の方が粒径は大きくなった結果が出ており、+60deg の場合には燃料流路出口付近について液膜にシワ模様ができ、この構造が局所的に液膜の厚い部分を生じることで、SMD が大きくなったと指摘している。今回の実験では、スリット位置は同じものの、スリットの旋回角、本数、溝深さ、スリット長さなどが変化しているため、何が粒径に影響を与えているのかは現時点では明らかに出来ていない。しかし、粒径において明らかな差が出来たことから、噴射弁の設計を行う際には、流路の設計にも十分に注意を払う必要がある。

全燃料流路に燃料を流した①②③④の場合は、各燃料流路の流量を制御しなかったために図 6.4~図 6.7 に示すような流量配分で燃料流量が流れている。そのため、②への依存度が高くなっていると考えられる。粒径としてはどの試験条件においても②とほぼ変わらないという結果となった。本試験においては、等

量配分や開口比面積配分（配分方法は 8 章参照）は行わなかったが，SMD は式

(4.1) で表されることから，配分方法を変えた場合には

$$\frac{\sum Q_i}{SMD_{all}} = \sum \frac{Q_i}{SMD_i} \quad (6.1)$$

と表すことができる．ここで Q_i は燃料流量， SMD_i はその燃料流量の場合の粒径である．

参考までに配分方法を変えた場合の粒径の見積もりを図 6.8 に示しておく．

6.2 霧化空気差圧の影響

図 6.1～6.3 から明らかなように，3 章 3 節と同じく，霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ の増加に伴い SMD は減少した．

また，噴射弁 A と同様に本噴射弁の霧化空気差圧依存指数 n を，図からフィッティングし求めた．表 6.1 に各燃料流路における霧化空気差圧依存指数を示す．これによると空気差圧依存指数は -1.1～-1.4 程度となっており，比較的大きな依存性を示した．

6.3 気液流量比の影響

気液流量比による SMD の変化の 1 例を図 6.9 に示す．この図は霧化空気差圧 $\Delta p/p_t=4\%$ における結果を示している．噴射弁 A と同じように， $\phi_f=0.6, 1.0, 2.0$ の範囲では粒径の変化はあまりみられなかった．

第7章

多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおける火炎形状の観察

燃料流路出口位置，霧化空気差圧，当量比を変化させて，それらが火炎形状に及ぼす影響について調査した．なお，スワローの旋回方向はノズル中心軸内側から負正負正負とした．

燃焼室には内径 80mm，長さ 300mm の合成石英管を用い，火炎の写真撮影には，デジタル一眼レフカメラ（Nikon, D80）を，レンズには紫外線撮影用レンズ（Nikon, UV-72mm）を使用した．その他の火炎観察方法及び装置は4章で行ったものと同様に行った．

7.1 燃料流出位置が火炎及ぼす影響

霧化空気差圧 $\Delta p/p=4, 6, 12\%$ に固定した各場合において，当量比 ϕ_g を0.5～1.0に変化させ，燃料流路ごと，また4つの燃料流路全てから非制御配分で燃料を流した場合の火炎写真を図7.1～図7.15に示す．なお，カメラの設定は絞り値10.5，露光時間は20msである．

まず，霧化空気差圧 $\Delta p/p=4\%$ の場合について考察する．流路①から燃料を出した場合は，今回実験した当量比においては全てディスク状火炎となった．また，霧化空気差圧を変化させても①がディスク状火炎となるのは変わらなかった．また，当量比を上げるごとに輝炎の量および明度は上がっていった．③と④については，火炎形状は非常によく似ている．ただし，③の場合は石英管壁面に燃焼中の液滴群が多数付着している．それぞれの燃料流路から出された燃料は

放射状に出されるが、粒径が大きいために石英管壁面に到達するまでに蒸発出来ず、一度壁面で反射した後になってようやく燃焼反応が始まっているために、壁面から中心部下流へ向かう、線香花火のような炎の筋となっている。当量比 $\phi g=0.9$ 付近でノズル近傍から放射状に見える輝炎の筋が、燃料場の気流の流れを表していると考えられ、比較的粒径の小さい液滴が燃焼反応を起こしているために、この輝炎の筋が見えると考えられる。粒径が大きいために燃焼反応がなかなか進まないため、③よりも④の方が輝炎の明度は高くなっている。②に関しても輝炎の筋が見えることは③、④と変わらない。しかし、 $\phi g=0.9\sim 1.0$ を見るとフランジ面にも火炎を見ることが出来る。今回の実験中、特に霧化空気差圧が高い場合、②はディスク状火炎と浮き上がり火炎への遷移を頻繁に起こしており、火炎としては不安定であった。

4つの燃料流路全てから非制御配分で出した場合については、 $\phi g=0.5\sim 0.6$ では、②、③、④で見られたような筋状の輝炎のみであったが、 $\phi g=0.7$ でディスク状火炎と浮き上がり火炎の2種類が混在し、 $\phi g=0.9$ ではディスク状火炎と浮き上がり火炎の他に、ノズル中心部から噴き出すような形の火炎も見ることが出来る。この火炎を噴き出し火炎と呼ぶことにする。 $\phi g=1.0$ では浮き上がり火炎の発生位置が、上流側になったように見える。燃焼器内部の温度が上がったために液滴の蒸発速度があがったためであると考えられる。

次に、霧化空気差圧 $\Delta p/p=8\%$ の場合について考察する。①から出した場合は今回観察した当量比の範囲においては、 $\Delta p/p=4\%$ とよく似た火炎形状を示した。しかし、全体的に $\Delta p/p=4\%$ よりも輝炎の明度は低めである。粒径が小さいことにより、燃料過濃な領域が減ったからであると考えられる。③においては、浮き上がり火炎になっている。また、当量比による輝炎の明度や量についてはほぼ変わらない。②から出した場合は、ディスク状火炎と浮き上がり火炎が混在して

いる． $\Delta p/p=4\%$ とは違い，よりはっきりしたディスク状火炎を形成し，明度も高い．また，④は輝炎に関しては，②と同じような浮き上がり火炎を形成しているが， $\phi g=0.8$ 付近からノズル出口から浮き上がり火炎において輝炎が観察できる位置まで，コーン状の青炎をうっすら確認することが出来る．また， $\phi g=1.0$ においては，青炎の外周部が紫がかったように見える．この青紫色をしている部分は，CO が酸素と反応して起こっている領域であるが，霧化空気差圧 $\Delta p/p=12\%$ の①や②の $\phi g=0.6$ 付近及び④の $\phi g=1.0$ 付近でも確認できる．

4つの燃料流路全てから非制御配分で出した場合においては，当量比 0.5～0.7 までは，フランジ面近くまで青炎が位置しており，お椀のような形状の火炎となっている．この形状をお椀型火炎と呼ぶことにする．それと同時にディスク状の輝炎及びノズル中心位置下流において浮き上がり状の輝炎が存在する．当量比をあげていくと輝炎が増え，青炎は確認できなくなり， $\phi g=0.9$ では噴き出し火炎とディスク状火炎のみを確認することが出来る．

最後に，霧化空気差圧 $\Delta p/p=12\%$ の場合について考察する． $\Delta p/p=12\%$ の場合には，微粒化が悪い③以外で，これまで見られていたような筋上の火炎は見えなくなった．①から燃料を出した場合，他の霧化空気差圧と同様にディスク状火炎となった．当量比 $\phi g=0.9$ と 1.0 を比べると， $\phi g=1.0$ の方が明らかに輝炎の明度が高くなっていることがわかる．流路②から出した場合については， $\phi g=0.5\sim 0.7$ の範囲において，お椀型の青炎がみえる．フランジ面付近及び火炎末端の部分において，輝炎が発生しており，当量比を上げるごとに輝炎の量は増えていくことがわかる． $\phi g=1.0$ では噴き出し火炎，フランジ面にもディスク状火炎が存在し，両者の境界がはっきりと分かれている．流路③から燃料を出した場合にもお椀型の青炎を観察することが出来る．また， $\phi g=0.8$ 付近からノズ

ル中央部に高さ 100mm 程度の再循環領域を確認することが出来る．流路④から燃料を出した場合も②，③と同様にお椀型の火炎が存在する．③と④では火炎形状はよく似ているが，④の方はノズル出口近傍まで輝炎による再循環領域が形成されており，青炎が隠されている部分が多い．

4つの燃料流路全てから非制御配分で出した場合については， $\phi g=0.5\sim 0.6$ までは②に非常に近い火炎形状を示した． $\phi g=0.7$ では，非常に明度の高いディスク状火炎と浮き上がり火炎が存在しているが，この火炎形状は②における $\phi g=0.8$ の場合とよく似ている．当量比 $\phi g=0.8$ では，明度の高いディスク状の輝炎及び噴き出し型の輝炎をみることが出来るが， $\phi g=0.9$ 以降はディスク状火炎のある領域が極端に小さくなった．①においても $\phi g=1.0$ ではかなり下流側まで炎が存在するので，流れ場としてディスク状火炎を形作るフランジ面に沿うような流れ以外の，噴き出し火炎を作るようなノズル下流側への流れが強くなり，結果として①への流量が少ない非制御配分においてはディスク状火炎が形成されにくくなったと考えられる．

8 章 多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおける排気測定

8.1 排気測定試験方法

試験方法及び試験装置は基本的に 5 章で述べたものと一緒である。ただし、燃料流量計は FD-SS02(KEYENCE)に、燃焼器として用いた石英管は $\phi 80\text{mm}$ 、高さ 200mm のものに変更してある。

今回の試験においても、代表サンプルを採取するために石英管周方向 2 方向（基準周方向位置を定め、そこから 45° 周方向に回転させた）から十字プローブを挿入し排気ガスを採取した。凡例における $_A$ 、 $_B$ は上述した周方向位置を表している。スワローの旋回方向は内側から負正負正負で固定とし、 ϕg と霧化空気差圧 $\Delta p/p$ をパラメータとして測定した。試験条件は大気圧、入口空気温度は常温とした。

4 つの燃料流路から出した場合における排気分析をより詳しく行うために、単一の燃料流路から出した場合それぞれについても測定を行った。

4 つの燃料流路から出した場合は、燃料の配分についても変化させ実験を行った。燃料流路出口下流側直近では、各燃料流路のすぐ内・外周側にあるスワローによる旋回気流が、燃料の微粒化や初期の燃焼場形成へ大きく影響すると考えられる。そのため、各燃料流路への燃料配分は、燃焼状態や排気に影響を与えと考えられる。

今回の実験では、燃料と空気をより強く混合するという目的で、各燃料流路の両側にあるスワローの有効開口面積を元に燃料配分を行った。4 つの燃料流路に対し、それぞれの両側にあるスワローの有効開口面積を足す。この足し合わせた面積同士の面積比に従い、燃料配分を行うことにした。以下、この燃料

配分の方法を開口面積比配分と呼ぶことにする．また，比較のために各燃料流路に対して等量ずつ燃料を流した場合も実験を行っており，この燃料配分の方法を等量配分と呼ぶことにする．さらに，非制御配分での測定も行った．6章でも述べたが，燃焼場にて非制御配分を行い，全体の当量比 ϕ_g を0.5～1.1まで，霧化空気差圧 $\Delta p/p$ を4，8，12%に変化させた場合($\Delta p/p=4\%$ ， $\phi_g=0.5$ の場合は吹き消え限界に達していたためデータはない)の各燃料流路の燃料流量比率を図6.4～図6.7に示してある．以下の実験では，非制御配分はこの比率に従い燃料配分を行った．この図をみると， $\Delta p/p=4\%$ における燃料流路④の燃料流量比率が落ち込んでいるが，当量比 ϕ_f による顕著な影響は認められなかった

開口面積配分，等量配分，非制御配分での燃料配分量を表8.1に示す．

8.2 燃料流出位置が排気に及ぼす影響

最初に，各燃料流路 から，それぞれ単一で燃料を流した結果を図～図に載せる．

まず，霧化空気差圧 $\Delta p/p=4\%$ の場合について考察する．最初に，当量比 ϕ_g と燃焼効率 η との関係を図8.1～図8.2に示す． $\phi_g=0.6\sim 0.9$ の範囲において，燃焼効率は①，②，④，③の順に高くなっている．また，その範囲において燃焼効率が99.5%を超えている①を除いては，全体的に燃焼効率は低い．これらの理由の1つとして，粒径の大きさが考えられる．7章では①，②，④，③の順で粒径が小さくなることを述べた．粒径の2乗は液滴の蒸発時間に比例するので，粒径が小さいほど早く蒸発が起こり，燃焼反応が早くなる．従って，粒径の大小順と燃焼効率の大小順が等しくなっていると考えられる．

また，火炎写真に着目すると，燃料を①から出した場合はディスク状火炎となっているのに対して，他の燃料流路から出した場合は浮き上がり火炎となっ

ている。ディスク状火炎は、5章で示したように気流の滞在時間が長いこと及び燃焼器内の温度が高くなりやすい流れ場となっているため燃焼が促進されやすく、燃焼効率も高くなる傾向がある。このことが、燃料液滴が $100\mu\text{m}$ 程度という大きな粒径であるのにも関わらず、燃焼効率が高い理由となっていると考えられる。

燃料を③から出した場合が一番小さい燃焼効率となった理由としては、上記した粒径の影響が大きいと考えられる。火炎写真をみても、石英管表面に燃焼反応中の液滴群が多数付着しているのを確認することができる。③と④は比較的火炎の形状が似ているが、④には③でみられたような液滴群を確認することは出来ない。蒸発時間の遅れが燃焼効率に顕著な差を与えていると考えられる。また、図 8.5～図 8.6 より ϕg と CO 排出量の関係、図 8.7～図 8.8 より ϕg と THC 排出量の関係に着目すると、③から燃料を出した場合に極端に燃焼効率が落ちる理由として、THC の影響が大きいことが分かり、液滴の蒸発が遅れていることを示している。

図 8.9 において燃焼効率と EINO_x の関係をみると、燃焼効率が比較的高い $\phi g=0.6\sim 0.9$ の範囲において、 EINO_x は①、④、③、②の順に多くなっている。①の NO_x 排出量が多い理由としては、粒径が小さいことによって燃焼が促進されていることに加え、ディスク状火炎となっており、気流の滞在時間が長いことが挙げられる。④の NO_x 排出量が多い理由を考察するために、②、③、④と火炎写真を見比べてみると、④は輝炎の輝度が他と比べて高くなっている。すなわち、局所火炎温度が高くなっているために、 NO_x の生成量も多くなっていると考えられる。

次に、霧化空気差圧 $\Delta p/p=8\%$ の場合について考察する。当量比 ϕg と燃焼効率 η についての関係を図 8.10～図 8.11 に示す。これをみると $\Delta p/p=4\%$ の場合と比

べて、全体的に燃焼効率が上がっていることが分かる．これについては、 $\Delta p/p=4\%$ と比べて粒径が半分近くまで小さくなっていることによる影響が大きいと考えられる．

流路別にみていくと、①及び②の場合については $\phi g=0.7\sim 0.9$ の範囲において 99.8%以上の高い燃焼効率を得られている．それに対して、④では $\phi g=0.7\sim 0.75$ の範囲においては、①、②と同程度の高い燃焼効率を得られているが、それ以上の範囲では落ちている．③については、 $\phi g=0.7$ でピークを取った後、すぐに燃焼効率が落ちてしまっている．これらの理由について考えるために、図 8.14～図 8.15 より ϕg と CO 排出量の関係に着目すると、③と④については $\phi g=0.8$ 付近から CO 排出量が増え始めることがわかる．図では分かりにくいですが、③については $\phi g=0.75$ で CO 排出量が 1000ppm を超えており、燃焼効率の低下は CO 排出量が原因であることが分かる．また、図 8.16～図 8.17 より ϕg と THC 排出量の関係に着目すると、③については $\phi g=0.8$ 付近から THC 排出量が増え始めていることがわかる．それに対して④では、 $\phi g=0.8$ 付近では THC 排出量が 10ppm 未満と多くない．これらの差が③と④の燃焼効率の差を作ったと考えられる．

図 8.13～図 8.14 より当量比 ϕg と NO_x 排出量の関係について考察する．同じ当量比 ϕg における燃焼効率と NO_x 排出量の大小順が同じになっていることがわかるが、③と④では燃焼効率に差があったにもかかわらず、NO_x 排出量では両者に差はみられない．火炎写真をみると、①については粒径が小さいことやディスク状火炎となっていることにより、燃料効率及び NO_x 排出量も高くなったと考えられる．③と④については燃焼器内上流側において、③ではフランジ面付近にディスク状の輝炎を確認できるのに対して、④ではお椀型の青炎を確認できる．③における輝炎の位置は $\phi g=0.5\sim 0.6$ における青炎の位置と同じである．従って、 $\Delta p/p=8\%$ において、燃料流路③から出た燃料は、フランジ面に沿う

流れになっているおり、比較的粒径が小さく蒸発しやすい液滴の一部が $\phi g=0.7$ 以降の当量比において輝炎となっていると考えられる。この輝炎はディスク状であり、 NO_x 排出量を引き上げる要因となっていると考えられる。そのため、全体をみた場合に、③は燃焼効率が低いにも関わらず、④とほぼ同じ NO_x 排出量となっていると考えられる。

霧化空気差圧 $\Delta p/p=12\%$ の場合について考察する。図 8.19～図 8.20 より当量比 ϕg と燃料効率 η の関係について示す。 $\Delta p/p=8\%$ と同じく、燃料効率 η は $\phi g=0.65 \sim 0.8$ 程度まで 99.8% 以上の高い値をとっており、高い燃焼効率を維持できる当量比の範囲も広がっている。粒径は $\Delta p/p=8\%$ と比べて 25% 以上小さくなっており、粒径の大きさによる影響が表れているといえる。ただし、①について燃焼効率は $\Delta p/p=8\%$ と比べてやや低下している。この理由を考察するために、 ϕg と CO 排出量を図 8.23～図 8.24 に、 ϕg と THC 排出量の関係を図 8.25～図 8.26 に示す。 $\phi g=0.65 \sim 0.8$ の範囲において、 $\Delta p/p=8\%$ に比べて CO 排出量では 2 倍以上あり、また $\Delta p/p=8\%$ では THC 排出量は 10ppm 未満であるのに対し、 $\Delta p/p=12\%$ では 100ppm を超える量の THC 排出量となっている。 $\Delta p/p=8\%$ と比べて $\Delta p/p=12\%$ においては気流の流速が早くなった分、燃焼器内での滞留時間が短くなったために未燃分が検出されたと考えられる。ただし、これは双方の気流の流れが同じであるという仮定が前提としてあるので、実際にはそれぞれの霧化空気差圧における流れ場を計測する必要がある。

ϕg と NO_x 排出量の関係について図 8.21～図 8.22 に示す。 $\Delta p/p=8\%$ とよく似た傾向を示しているが、全ての燃料流路の場合において、ピーク（全ての燃料流路で $\phi g=1.0$ 付近でピークをとっている）での排出量が $\Delta p/p=8\%$ に比べて 12% の方が多くなっている。このことは、燃焼効率があがっていることから説明がつく。①については、 $\phi g=0.65 \sim 0.8$ の範囲では、燃料効率は $\Delta p/p=8\%$ を下回っ

ているが、 $\phi g=0.9$ 以降の当量比については逆に上回っている。また、 $\phi g=1.0$ における火炎写真を見ても $\Delta p/p=12\%$ の方が輝炎の輝度は高い。②については火炎写真をみると、これまでの浮き上がった火炎からディスク状の火炎形状に近くなっているために、同じディスク状の火炎である①の場合とよく似た傾きを示したと考えられる。

8.3 燃料配分方法が排気に及ぼす影響

次に、4つの燃料流路全てから出した場合について考察する。流量配分は開口面積比配分、等量配分、非制御配分の3通りを行った。霧化空気差圧 $\Delta p/p=4, 8, 12\%$ 、当量比 $\phi g=0.5\sim 1.2$ までの範囲において排気分析を行ったものを図 8.28～図 8.54 に示す。

今回試験を行った全ての霧化空気差圧において、非制御配分以外の配分方法では、燃料流量を調整する段階で燃料流路②への流量が大きく変動し、火炎形状の変化や失火などの不安定な場面が見られた。

燃焼状態に大きな影響を与えられと考えられる燃料粒径については、7章で示した通りである。開口面積比配分、等量配分については、実測は行っていないが式(7.1)の計算結果に基づいて議論していく。従って、これらの配分についての粒径計測を今後行う必要がある。

まず、 $\Delta p/p=4\%$ について考察する。当量比 ϕg と燃焼効率 η との関係を図 8.28～図 8.29 に示す。等量配分、開口面積比配分、非制御配分の順に燃焼効率は高かった。粒径については等量配分が一番小さくなり、開口面積比配分と非制御配分では、ほぼ同じ粒径になると考えられる。この粒径の差によって、等量配分の燃焼効率が一番高くなったと考えられる。図 8.32～図 8.33 に ϕg とCO排出

量の関係、図 8.34～図 8.35 ϕg と THC 排出量の関係を示す。単一の燃料流路から出した場合と同様に、燃焼効率の低下は THC 排出量による影響が大きいことがわかる。

ϕg と NO_x 排出量の関係についての図 8.30～図 8.31 をみると、開口面積比配分及び非制御配分において $\phi g=0.75$ 付近で NO_x 排出量は一度極大値をとり、その後 $\phi g=0.85$ 付近で極小値を取り、更に当量比を上げていくと NO_x 排出量も増えている。当量比 $\phi g=0.7\sim 0.8$ 付近は不安定な領域とみられ、今回の試験中、失火や火炎形状の変化が多くみられた。今回の測定結果も火炎形状の変化から NO_x 排出量が増えていると考えられる。このことは、5 章での噴射弁 A の排気測定において、ISA=-45deg, OSA=+60deg の場合においても、 $\phi g=0.8$ 付近で極値をもっていることと関係があると思われる。噴射弁 A については、須田らにより OH 自発光分布測定が行われており、 $\phi g=0.8$ 付近で、それまでフランジ面に沿うような分布だったものが、フランジ面に沿うような分布と放射状下流に広がるような分布が組み合わさったような発光分布に変化していることが確認できる。今回の噴射弁 B についても、 $\Delta p/p=8\%$ での①や $\Delta p/p=12\%$ の①と②は極値をもっている。当量比を上げていくことで、燃焼器内の温度が上がり、圧力分布に大きな変化が表れていると考えられるが、このことについては温度分布計測や流れ場計測などを行い、検証が必要である。

次に、 $\Delta p/p=8\%$ について考察する。当量比 ϕg と燃焼効率 η との関係を図 8.37～図 8.38 に示す。やはり単一の流路から出した場合と同様に $\Delta p/p=4\%$ と比べて、特に開口面積比配分と非制御配分が $\phi g=0.7\sim 0.8$ で燃焼効率 99.8% 以上の高い値を示しているなど、燃焼効率は高い値をとっている。式 (7.1) の計算結果によると、粒径は非制御配分が一番小さくなると考えられる。等量分配について、燃焼効率が他の分配方法に比べて下がった理由として、図 8.43～図 8.44 をみる

と、 $\Delta p/p=4\%$ と同様に THC 排出量の増加によるものと考えられる。

ϕg と NO_x 排出量の関係を図 8.39～図 8.40 に示す。非制御配分が、一番 NO_x 排出量が増えている理由としては、上記した燃料効率の差が表れていると考えられる。また、開口面積比配分について、燃焼効率が非制御配分と同じ程度であるにもかかわらず NO_x 排出量が少ない理由としては、当初の目的通りに燃料と空気の混合がよくなった可能性もあるが、Mie 散乱法や PIV 法等で粒子の流れを計測し確かめる必要がある。

最後に、 $\Delta p/p=12\%$ について考察する。当量比 ϕg と燃焼効率 η との関係を図 8.46～図 8.47 に示す。これをみると、 $\Delta p/p=8\%$ とほぼ同じ値を示していることがわかり、 $\Delta p/p=8\%$ において燃焼効率が他の配分方法と比べて低かった等量配分についても、 $\phi g=0.65\sim 0.8$ の範囲において 99.8%以上の高い燃焼効率となっている。これまでの議論と同様に粒径が小さくなることによる効果だと考えられる。 ϕg と CO 排出量を図 8.50～図 8.51 に、 ϕg と THC 排出量の関係を図 8.52～図 8.53 に、 ϕg と NO_x 排出量の関係を図 8.48～図 8.49 に示す。 $\phi g=0.65\sim 0.8$ の範囲において、CO 排出量及び THC 排出量については、開口面積比配分、等量配分、非制御配分の順に多くなっていった。このことが、燃焼効率に若干ではあるが差を作り、 NO_x 排出量差にも影響を与えていると考えられる。

8.4 多重液膜と単液膜が排気に及ぼす影響

単一の燃料流路から出した場合と 4 つの燃料流路から出した場合の比較を行う為に、 $\Delta p/p=4, 8, 12\%$ における燃焼効率 η と NO_x 排出量の関係を図 8.55～図 8.57 に示す。燃焼効率が高く、 NO_x 排出量が小さいことが望ましいので、この図では右下に来るほど噴射弁としての性能はいいとされる。

これらの図をみると単一の流路から燃料を出した場合と比べて、99%以上の高い燃焼効率を維持できる当量比の範囲は、単一の流路から出した場合の最小値と最大値の丁度中間にある。 $\Delta p/p=12\%$ では顕著であるが、希薄側ではすぐに燃焼効率が落ち始めてしまうために、単一の流路から燃料を出した場合よりもよくない結果となった。燃焼効率が落ち始めた時の NO_x 排出量の変化量については、単一の流路から出した場合は大幅な増加傾向にあるが、4つの燃料流路から燃料を出した場合はほぼ変化がなく、すぐに減少傾向に向かう。また、同じ燃焼効率で見比べた場合、燃料過濃側での NO_x 排出量は、特に $\Delta p/p=12\%$ では、低く抑えられている。これらのことは、燃料過濃側において多重液膜式の方が単液膜式のものよりも NO_x の生成を抑えられる可能性を示唆していると考えられる。また、4つの燃料流路から燃料を出した場合について、燃料過濃側においては、開口面積比配分及び等量配分が非制御配分に比べて、同じ燃焼効率で見比べると NO_x 排出量は少ない。これにより、最適な燃料配分を行うことによって、燃焼効率を維持しつつ NO_x の生成を抑えることが出来ると考えられる。

また、ディスク状火炎が形成されると燃焼効率は高いものの NO_x 量が増えてしまう。従って NO_x 排出量を減らす為にはディスク状火炎を形成させないことが重要であると考えられる。

第9章 結言

本研究では、粒径計測、火炎観察、排気分析を行い、単一および多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルによる噴霧火炎の排気特性を調べ、以下の結論を得た。旋回角、燃料出口位置及び燃料分配分配方法を変えることで、微粒化、混合に影響を与え、その結果として排気特性の違いが生じた。

単一環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおいて

- ・ OSA の増加に従い噴霧粒径は小さくなったが、ある角度で極小値をもった。
- ・ OSA を変化させると、20deg では浮き上がり火炎、45deg ではコーン状火炎、60deg ではディスク状の火炎が観察された
- ・ 燃焼効率は燃焼場中の流れ場の影響により、当量比 ϕ_g が同じであれば 20, 45, 60deg の順に高くなっていき、NO_x 排出量も同様の順に多くなっていった。

多重環状液膜気流微粒化燃料ノズルにおいて

旋回角、燃料出口位置及び各流路への燃料配分方法を変えることで、燃料の微粒化や燃料と空気の混合に影響を与え、また火炎形状が大きく変化し、その結果として排気特性に著しい違いが生じた。

多重環状液膜ノズルによる噴霧粒径は大きく、希薄側でも輝炎になっていたが、単一環状液膜ノズルに比べて同じ燃焼効率でみた場合、NO_x 排出量は大幅に減った。

また、今回の実験結果から、NO_x 排出量を減らす為にはディスク状火炎を形成させないことが重要であるという知見が得られた。

謝辞

本研究は、独立行政法人宇宙航空研究開発機構（Japan Aerospace Exploration Agency）において技術研修生として実施したものであり、研究を行うにあたり多くの方々から多大なご協力を頂いたことをここに記し感謝を述べます。

当初から林茂先生には大変お世話になりました。実験などについて何もわからない状態でしたが、研究に対する姿勢を基礎から指導していただきました。また問題に直面したときも、林先生とディスカッションを行うと問題点がクリアになり、それを解決するためには何が必要なのかということを明確に捉えることができました。話も非常に分かりやすく、雑談の中にも研究・実験への取り組み方が散りばめられており、研究者というものはこういうものなのだという事を教えていただきました。休日にも関わらず、また夜遅くまでディスカッションや実験のサポートをして頂きましたこと深く感謝いたします。2年間、終始御指導、御教授頂きました。本当にありがとうございました。

松浦一哲主任研究員には、実験を行うにあたっての心構え大変お世話になりました。お仕事で忙しい中、夜遅くまでディスカッションを行って頂き、ありがとうございました。研究に対する取り組み方、実験結果の評価の仕方、フィードバックの方法、実験計画の立て方などご指導いただきました。これらの事を面と向かって、メール、電話で厳しくも根気強く教えていただきました。教えていただいたことを今後に活かせるよう頑張ります。心より深く御礼を申し上げます。

山田秀志主幹研究員にはJAXAに来てすぐの頃から、実験器具の取り扱い方、実験の仕方などご指導いただき、実験を行う際には常にサポートして頂きました。仕事がお忙しい中、実験装置の用意、実験の進め方に関しても非常に目をかけていただき、また丁寧に御指導頂きました。心より深く御礼を申し上げます。

す.

実験装置について分からないことがある時は、黒澤要二主任研究員に教えて頂き、実験装置の組み立てなどに関するサポートも多くして頂きました。内山奈保子さんには、JAXA に来た当初から大変お世話になりました。皆様に心より深く御礼申し上げます。

鈴木崇史君とは同じガス分析を行うチームでしたが、自分自身の研究計画の甘さや実験準備の不手際等多々あり、非常に迷惑をかけました。二人で夜遅くまで実験を行ったり、結果についての討論をやったりして、鈴木君がいなかったらこの研究は成り立たなかったと思います。普段の何気ない雑談も自分にとっては面白く、研究生活を非常に楽しく過ごすことが出来ました。五重スワウラ研究を引き継いでくれるということで、どういう結果が今後出てくるか非常に楽しみにしています。

鮎田君は PIV を撮ったり、研究内容が燃焼という分野で同じということもあり、話をする機会が一番多かったと思います。実験を色々と手伝ってくれたり相談相手になってくれたりと、後輩でありながら頼ってしまう面が多かったと思います。手間をかけさせてしまい、大変申し訳なく思うと同時に感謝しています。あと半年間の研究生活が実り多い時間であることを祈っています

鈴木一弘君とは同じ会社で働くということで、今後とも話をする機会があると思います。いつも沈着冷静で淡々と研究をこなす姿は見習うべきところだなと思っています。これからもよろしくお願いします。

吉田君とは半年という短い期間であまり話す機会もなかったですが、実験に対する取り組み方はポテンシャルの片鱗を見せていると感じています。今後 JAXA の研究生活は大変でしょうが頑張ってください。

2009 年 7 月吉日 仁田 耕造

付録 A NO_x の生成機構

窒素酸化物には NO, NO₂, N₂O, N₂O₃, N₂O₄, N₂O₅ などがある。燃焼により生成される窒素酸化物はほとんどが NO であるが, この NO が急冷されると NO₂ になる。NO と NO₂ を合わせて NO_x と呼んでいる。

燃焼によって生成される NO_x の生成機構は, 大きく分けて次の 3 つに大別される。

(1) Thermal NO_x

火炎中の高温領域において, 酸素分子が解離してできた酸素原子により大気中の窒素が酸化されることによって生成される。その反応は次の通りである。



式①, ②を Zeldovich 機構と呼び, 式③まで含めて拡大 Zeldovich 機構と呼ぶ。Thermal NO_x は生成速度が他の燃焼反応に比べ非常に遅く, 強い温度依存性を持っていることが特徴である。特に 1800 K 以上になると生成速度が著しく増加する。

(2) Prompt NO_x

Prompt NO_x (Fennimore NO_x と呼ぶ) は, 炭化水素系燃料の燃焼の場合に低温で燃料過濃な火炎中で急激に生成される。この生成速度は Thermal NO_x に比べ非常に速い。Prompt NO_x の生成は, 空気中の窒素と火炎中に存在する CH, CH₂ 等との反応を経由して生成され则认为られており, その反応式は次の通りである。



式④によって生成された HCN と HCN から生じたアミン化合物は, 最終的に酸化されて NO_x になる。他に考えられる反応として, 次のものがある。



式⑤で生成された N が反応式②あるいは③を経て NO_x になる。

(3) Fuel NO_x

アンモニアなどの窒素化合物が燃料に含まれる場合, その窒素化合物の中には NO_x に変換されるものがあり, これを Fuel NO_x と呼ぶ。

Fuel NO_x に関して次のことが知られている。

- i) 含有窒素濃度の少ない(重量割合 0.5%以下)燃料では, 窒素酸化物は燃料

希薄火炎でほとんど NO_x に変換される。

ii) NO_x への変換は燃料含有窒素濃度の増加とともに減少する。特に燃料過濃条件では NH_3 や HCN が増加するので、それらを加えた場合の転換率は、過濃側で増加する。

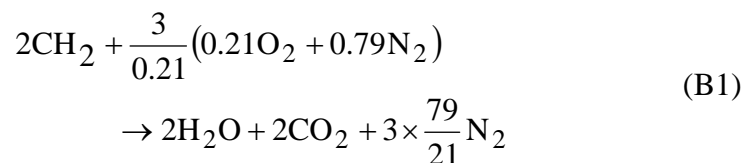
iii) NO_x への変換は、火炎温度の増加とともにゆっくり増加する。

これらの中で、航空エンジンからの排出の主な原因となるのが Thermal NO である。

付録 B 当量比 ϕ の計算

当量比とは、燃料と空気の混合割合を示す指標で、実際の燃空比を理論燃空比で除した無次元量である。当量比 1 の状態が化学量論であり、1 以上で燃料過濃、1 未満で燃料希薄を示す。理論燃空比は使用燃料により異なるので、当量比 1 となる燃空比も使用燃料による異なることに注意が必要である。ここでは、本研究で燃料として使用した灯油について計算をおこなう。灯油の組成式は CH_2 、空気は酸素 21vol%、窒素 79vol% と近似している。また、ガスタービンでは AFR (空燃比) が使用されることが多いため、当量比の計算にも AFR を使用する。 AFR は燃空比の逆数である。

まず空気と灯油を完全燃焼させた場合の反応式を以下に示す。



よって、このときの空気と灯油の質量比を計算すると AFR_{st} (理論空燃比) が求まる。

$$AFR_{st} = \frac{\frac{3}{0.21}(0.21O_2 + 0.79N_2)}{2CH_2} \quad (B2)$$

ここで、 N_2 の分子量 28g/mol, O_2 の分子量 32g/mol, CH_2 の 1mol あたりの質量を 14g/mol とすれば、以下のとおり AFR_{st} が求められる。

$$\begin{aligned} AFR_{st} &= \frac{\frac{3}{0.21}(0.21 \times 32 + 0.79 \times 28)}{2 \times 14} \\ &= 14.71 \end{aligned} \quad (B3)$$

以上で $AFR_{st}=14.71$ と求められたので、当量比 ϕ は以下の式により求めることができる。

$$\begin{aligned} \phi &= \frac{AFR_{st}}{AFR} \\ &= \frac{14.71}{AFR} \end{aligned} \quad (B4)$$

なお、炭化水素燃料に関して、理論空燃比は 13～18 程度の値となる^[B1]。

参考文献

[B1] 水谷幸夫, 2002, 燃焼工学 第3版, 森北出版

参考文献

- (1) 日本航空機開発協会, 2009 年 3 月版民間航空機関連データ集, VI 「航空を取り巻く環境」 <http://www.jadc.or.jp/jadcddata.htm>
- (2) 林茂, 「クリーンエンジン技術計画の概要」, 独立行政法人宇宙航空研究開発機構 第 1 回総合技術研究本部公開研究発表会前刷集, pp.11-16 (2004).
- (3) 林茂, 柳良二, 二村尚夫, 福山佳孝, 「JAXA 航空エンジン環境技術研究開発プロジェクト(TechCLEAN)の概要」, 第 47 回航空原動機・宇宙推進講演会講演論文集, No.B22 (2007).
- (4) 松浦一哲, 丸永拓哉, 鈴木俊介, 須田充, 井戸教雄, 黒澤要治, 牧田光正, 林茂, 2007, 液膜式気流噴射弁の設計パラメータ・作動条件が噴霧特性に与える影響－第一報 複数の噴射弁形態の比較による考察－, JAXA-RM-06-014
- (5) 須田 充, “気流微粒化燃料噴射弁を用いた旋回噴霧バーナにおける火炎特性,” 2007 年度法政大学大学院工学研究修士論文(2008).
- (6) 山口 健太, “ステレオレーザ干渉画像法によるエアブラスト燃料噴霧中の粒子の流径及び 3 成分速度の同時計測とその燃焼場への適用,” 2007 年度東京大学大学院新領域創成科学研究科修士論文(2008).
- (7) Simmons, H. C., Conrad, R. R. and Orav, M., “Air-Atomizing Fuel Nozzle,” United States Patent 3,980,233, Sept. 14, (1976).
- (8) 東日コンピュータアプリケーションズ株式会社, 「LDSA1500A 粒度分布測定装置 Ver5.5 マニュアル」 (2003).
- (9) Aigner, M. and Wittig, S., “Swirl and Counterswirl Effects in Prefilming Airblast Atomizers,” ASME87-GT-204, (1987).
- (10) Lefebvre, A. H., “Airblast Atomization,” *Prog. Energy Combust. Sci.*, Vol.6, pp.233-261 (1980).

表題

表 2.1 多重環状液膜ノズルにおける各燃料スリット構成・・・・・・・・・・	54
表 2.2 単一環状液膜ノズルの旋回組み合わせによる有効開口面積・・・・・・・・	54
表 2.3 多重環状液膜ノズルの各空気流路における有効開口面積・・・・・・・・	54
表 6.1 多重環状液膜ノズルにおける霧化空気差圧依存指数 n ・・・・・・・・・・	55
表 8.1 配分方法の違いによる各流路の流量比率 ($\Delta p/p=12\%$)・・・・・・・・・・	56

図題

図 2.1 圧力噴射弁	56
図 2.2 エアブラストノズルの構造	56
図 2.3 供試用エアブラストノズルの構造及び構成	57
図 2.4 試験に用いたインナスワロー及びアウトスワロー	58
図 2.5 アウタシュラウド	59
図 2.6 多重液膜式環状気流微粒化燃料噴射弁の構造 (四重)	60
図 2.7 単一環状液膜ノズルにおける流量係数	61
図 2.8 多重環状液膜ノズルにおける流量係数	61
図 3.1 レーザ回折粒度分布測定装置	62
図 3.2 SMD に及ぼす気流の旋回角度の影響	62
図 3.3 OSA による SMD への影響	63
図 3.4 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による SMD への影響	63
図 3.5 霧化空気差圧依存指数	64
図 3.6 気液流量比による SMD の変化量	64
図 3.7 ϕf による SMD への影響	65
図 4.1 OSA による火炎形状の変化	66
図 4.2 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による火炎形状の変化 ($OSA=+45deg$)	67
図 4.3 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による火炎形状の変化 ($OSA=+60deg$)	68
図 4.4 当量比による火炎形状の変化 ($OSA=+45deg$)	69
図 4.5 当量比による火炎形状の変化 ($OSA=+60deg$)	70
図 5.1 ステンレス製十字プローブ	71
図 5.2 排ガス採取時のプローブの図	71
図 5.3 試験全体図	72
図 5.4 試験用燃焼器	73
図 5.5 ガス分析装置	74
図 5.6 ペンレコーダ	74
図 5.7 ϕg と η の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	75
図 5.8 ϕg と THC の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	76
図 5.9 ϕg と EITHC の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	76
図 5.10 ϕg と CO との関係($\Delta P/P_t=4\%$)	77
図 5.11 ϕg と EICO との関係($\Delta P/P_t=4\%$)	77
図 5.13 ϕg と NOx の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	78
図 5.14 ϕg と EINOx の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	78
図 5.15 η と NOx の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	79

図 5.16	η と EINO _x の関係($\Delta P/P_t=4\%$)	79
図 5.17	ϕ_g と η の関係(OSA=20deg)	80
図 5.18	ϕ_g と THC の関係(OSA=20deg)	81
図 5.19	ϕ_g と EITHC の関係(OSA=20deg)	81
図 5.20	ϕ_g と CO との関係(OSA=20deg)	82
図 5.21	ϕ_g と EICO との関係(OSA=20deg)	82
図 5.22	ϕ_g と NO _x の関係(OSA=20deg)	83
図 5.23	ϕ_g と EINO _x の関係(OSA=20deg)	83
図 5.24	η と NO _x の関係(OSA=20deg)	84
図 5.25	η と EINO _x の関係 (OSA=20deg)	84
図 5.26	ϕ_g と η の関係(OSA=45deg)	85
図 5.27	ϕ_g と η の関係($\eta=98\%$ 以上, OSA=45deg)	85
図 5.28	ϕ_g と THC の関係(OSA=45deg)	86
図 5.29	ϕ_g と EITHC の関係(OSA=45deg)	86
図 5.30	ϕ_g と CO との関係(OSA=45deg)	87
図 5.31	ϕ_g と EICO との関係(OSA=45deg)	87
図 5.32	ϕ_g と NO _x の関係(OSA=45deg)	88
図 5.33	ϕ_g と EINO _x の関係(OSA=45deg)	88
図 5.34	η と NO _x の関係(OSA=45deg)	89
図 5.35	η と EINO _x の関係 OSA=45deg)	89
図 5.36	ϕ_g と η の関係(OSA=60deg)	90
図 5.37	ϕ_g と η の関係($\eta=98\%$ 以上, OSA=60deg)	90
図 5.38	ϕ_g と THC の関係(OSA=60deg)	91
図 5.39	ϕ_g と EITHC の関係(OSA=60deg)	91
図 5.40	ϕ_g と CO との関係(OSA=60deg)	92
図 5.41	ϕ_g と EICO との関係(OSA=60deg)	92
図 5.42	ϕ_g と NO _x の関係(OSA=60deg)	93
図 5.43	ϕ_g と EINO _x の関係(OSA=60deg)	93
図 5.44	η と NO _x の関係(OSA=60deg)	94
図 5.45	η と EINO _x の関係 OSA=60deg)	94
図 6.1	各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=0.6$	95
図 6.2	各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=1.0$	95
図 6.3	各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=2.0$	96
図 6.4	非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=4\%$	96
図 6.5	非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=8\%$	97
図 6.6	非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=12\%$	97

図 6.7	非制御配分における流路別流量比率 $\phi f=1.0$	98
図 6.8	気液流量比による SMD の変化 $\Delta p/p=4\%$	98
図 6.9	各配分方法における $\Delta p/p$ と SMD の関係見積もり $\phi f=1.0$	99
図 7.1	①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)	101
図 7.2	①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)	103
図 7.3	①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)	105
図 7.4	①非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)	107
図 7.5	①非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)	109
図 7.6	①非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)	111
図 7.7	②非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)	113
図 7.8	②非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)	115
図 7.9	②非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)	117
図 7.10	③非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)	119
図 7.11	③非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)	121
図 7.12	③非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)	123
図 7.13	④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)	125
図 7.14	④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)	127
図 7.15	④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)	129
図 8.1	各燃料流路における ϕg と η の関係 $\Delta p/p=4\%$	130
図 8.2	各燃料流路における ϕg と η (97%以上)の関係 $\Delta p/p=4\%$	130
図 8.3	各燃料流路における ϕg と EINO _x の関係 $\Delta p/p=4\%$	131
図 8.4	各燃料流路における ϕg と NO _x の関係 $\Delta p/p=4\%$	131
図 8.5	各燃料流路における ϕg と EICO の関係 $\Delta p/p=4\%$	132
図 8.6	各燃料流路における ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=4\%$	132
図 8.7	各燃料流路における ϕg と EITHC の関係 $\Delta p/p=4\%$	133
図 8.8	各燃料流路における ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=4\%$	133
図 8.9	各燃料流路における η と EINO _x の関係 $\Delta p/p=4\%$	134
図 8.10	各燃料流路における ϕg と η の関係 $\Delta p/p=8\%$	135
図 8.11	各燃料流路における ϕg と η (97%以上)の関係 $\Delta p/p=8\%$	135
図 8.12	各燃料流路における ϕg と EINO _x の関係 $\Delta p/p=8\%$	136
図 8.13	各燃料流路における ϕg と NO _x の関係 $\Delta p/p=8\%$	136
図 8.14	各燃料流路における ϕg と EICO の関係 $\Delta p/p=8\%$	137
図 8.15	各燃料流路における ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=8\%$	137
図 8.16	各燃料流路における ϕg と EITHC の関係 $\Delta p/p=8\%$	138
図 8.17	各燃料流路における ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=8\%$	138
図 8.18	各燃料流路における η と EINO _x の関係 $\Delta p/p=8\%$	139

図 8.19	各燃料流路における ϕg と η の関係 $\Delta p/p=12\%$	141
図 8.20	各燃料流路における ϕg と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=12\%$	141
図 8.21	各燃料流路における ϕg と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	142
図 8.22	各燃料流路における ϕg と NO_x の関係 $\Delta p/p=12\%$	142
図 8.23	各燃料流路における ϕg と $EICO$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	143
図 8.24	各燃料流路における ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=12\%$	143
図 8.25	各燃料流路における ϕg と $EITHC$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	144
図 8.26	各燃料流路における ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=12\%$	144
図 8.27	各燃料流路における η と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	145
図 8.28	配分方法の違いにおける ϕg と η の関係 $\Delta p/p=4\%$	146
図 8.29	配分方法の違いにおける ϕg と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=4\%$	146
図 8.30	配分方法の違いにおける ϕg と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=4\%$	147
図 8.31	配分方法の違いにおける ϕg と NO_x の関係 $\Delta p/p=4\%$	147
図 8.32	配分方法の違いにおける ϕg と $EICO$ の関係 $\Delta p/p=4\%$	148
図 8.33	配分方法の違いにおける ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=4\%$	148
図 8.34	配分方法の違いにおける ϕg と $EITHC$ の関係 $\Delta p/p=4\%$	149
図 8.35	配分方法の違いにおける ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=4\%$	149
図 8.36	配分方法の違いにおける η と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=4\%$	150
図 8.37	配分方法の違いにおける ϕg と η の関係 $\Delta p/p=8\%$	151
図 8.38	配分方法の違いにおける ϕg と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=8\%$	151
図 8.39	配分方法の違いにおける ϕg と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=8\%$	152
図 8.40	配分方法の違いにおける ϕg と NO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$	152
図 8.41	配分方法の違いにおける ϕg と $EICO$ の関係 $\Delta p/p=8\%$	153
図 8.42	配分方法の違いにおける ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=8\%$	153
図 8.43	配分方法の違いにおける ϕg と $EITHC$ の関係 $\Delta p/p=8\%$	154
図 8.44	配分方法の違いにおける ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=8\%$	154
図 8.45	配分方法の違いにおける η と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	155
図 8.46	配分方法の違いにおける ϕg と η の関係 $\Delta p/p=12\%$	156
図 8.47	配分方法の違いにおける ϕg と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=12\%$	156
図 8.48	配分方法の違いにおける ϕg と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	157
図 8.49	配分方法の違いにおける ϕg と NO_x の関係 $\Delta p/p=12\%$	157
図 8.50	配分方法の違いにおける ϕg と $EICO$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	157
図 8.51	配分方法の違いにおける ϕg と CO の関係 $\Delta p/p=12\%$	158
図 8.52	配分方法の違いにおける ϕg と $EITHC$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	159
図 8.53	配分方法の違いにおける ϕg と THC の関係 $\Delta p/p=12\%$	159
図 8.54	配分方法の違いにおける η と $EINO_x$ の関係 $\Delta p/p=12\%$	160

- 図 8.55 η と EINO_x の関係における流路による比較 $\Delta p/p=4\% \cdots \cdots 161$
図 8.56 η と EINO_x の関係における流路による比較 $\Delta p/p=8\% \cdots \cdots 161$
図 8.57 η と EINO_x の関係における流路による比較 $\Delta p/p=12\% \cdots \cdots 162$

	スリット幅	スリット深さ	スリット本数	スリット長さ
流路①	0.5	0.8	12	5
流路②	0.5	0.8	12	5
流路③	0.5	0.8	12	5
流路④	0.2	0.2	16	3

[mm]

表 2.1 各燃料スリット構成

		<i>ISA</i> [deg]		
		20	45	60
<i>OSA</i> [deg]	20	157	154	143
	30	156	152	141
	45	150	145	131
	47	148	142	127
	50	145	139	122
	55	141	131	114
	60	134	121	105

[mm²]

表 2.2 単一環状液膜ノズルの旋回組み合わせによる有効開口面積

第1スワラ流路	3.38
第2スワラ流路	4.44
第3スワラ流路	4.71
第4スワラ流路	5.77
第5スワラ流路	6.84
合計	25.14

[mm²]

表 2.3 多重環状液膜ノズルの各空気流路における有効開口面積

燃料流路	霧化空気差圧依存指数 n
①	-0.1177
②	-0.1267
③	-0.1417
④	-0.1427
①②③④	-0.1408

表 6.1 多重環状液膜ノズルにおける霧化空気差圧依存指数 n

	流路□	流路□	流路□	流路□
開口面積配分	0.20	0.23	0.26	0.31
等量配分	0.25	0.25	0.25	0.25
非制御配分	0.19	0.32	0.27	0.22

表 8.1 配分方法の違いによる各流路の流量比率 ($\Delta p/p = 12\%$)

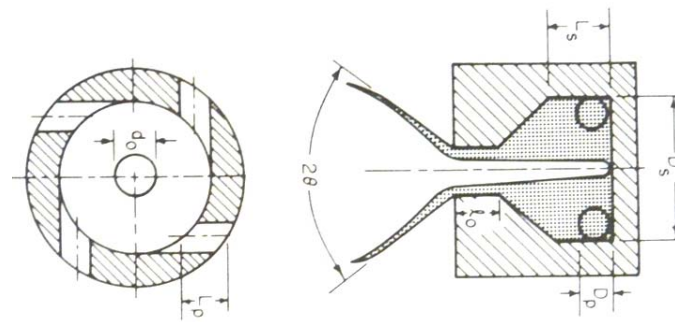
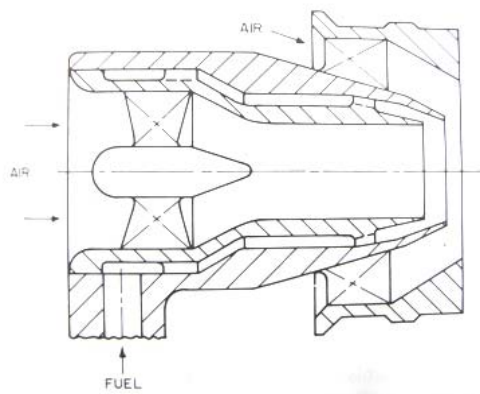
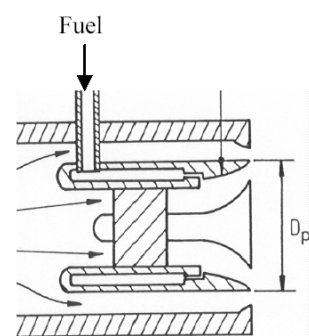


図 2.1 圧力噴射弁



a. パーカーハニフィン型



b. ピントル型

図 2.2 気流微粒化噴射弁の構造

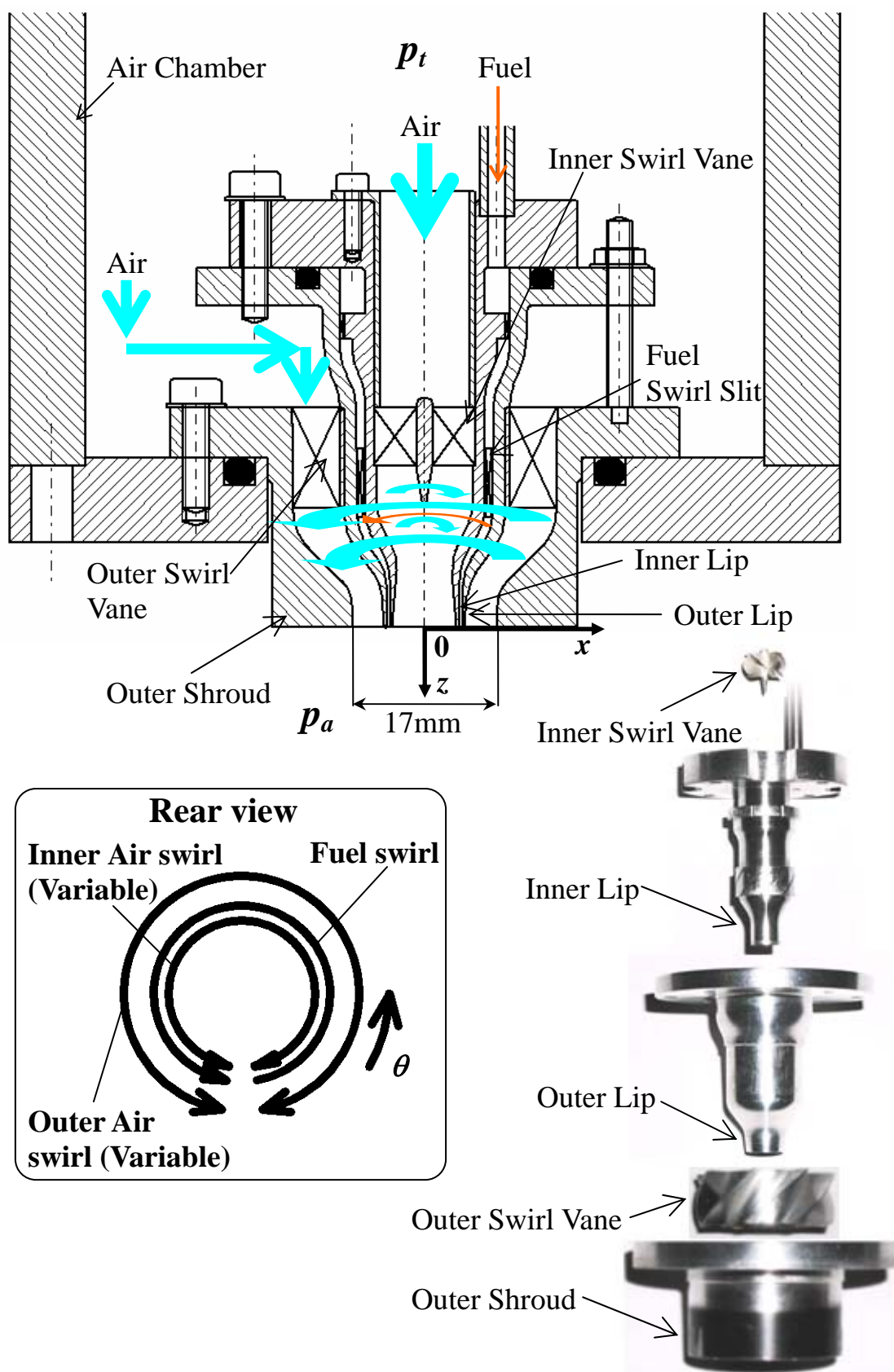
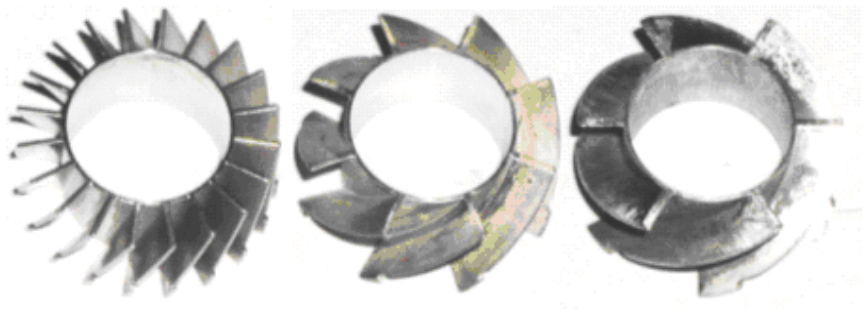


図 2.3 液膜式環状気流微粒化燃料噴射弁の構造及び構成



インナースワーラ



+20

+45

+60

アウトースワーラ

図 2.4 試験に用いたインナースワーラ及びアウトースワーラ

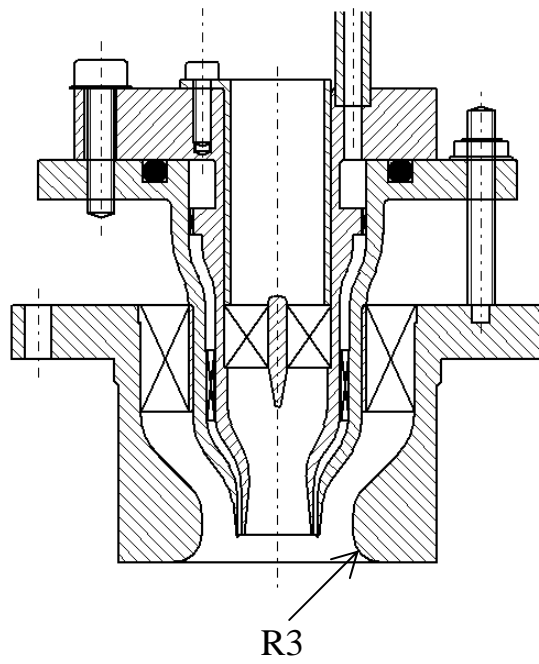


図 2.5 アウタシュラウド

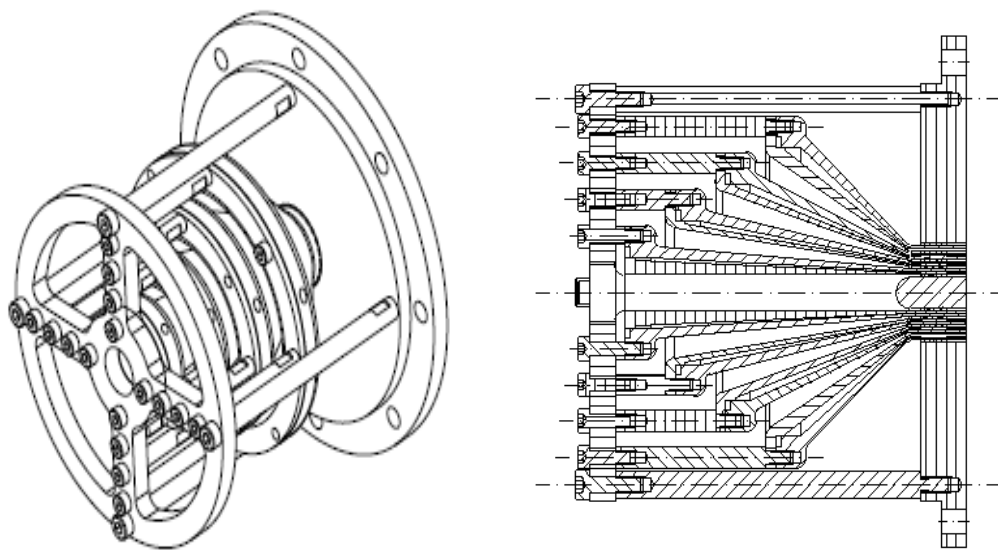


図 2.6 多重液膜式環状気流微粒化燃料噴射弁の構造（四重）

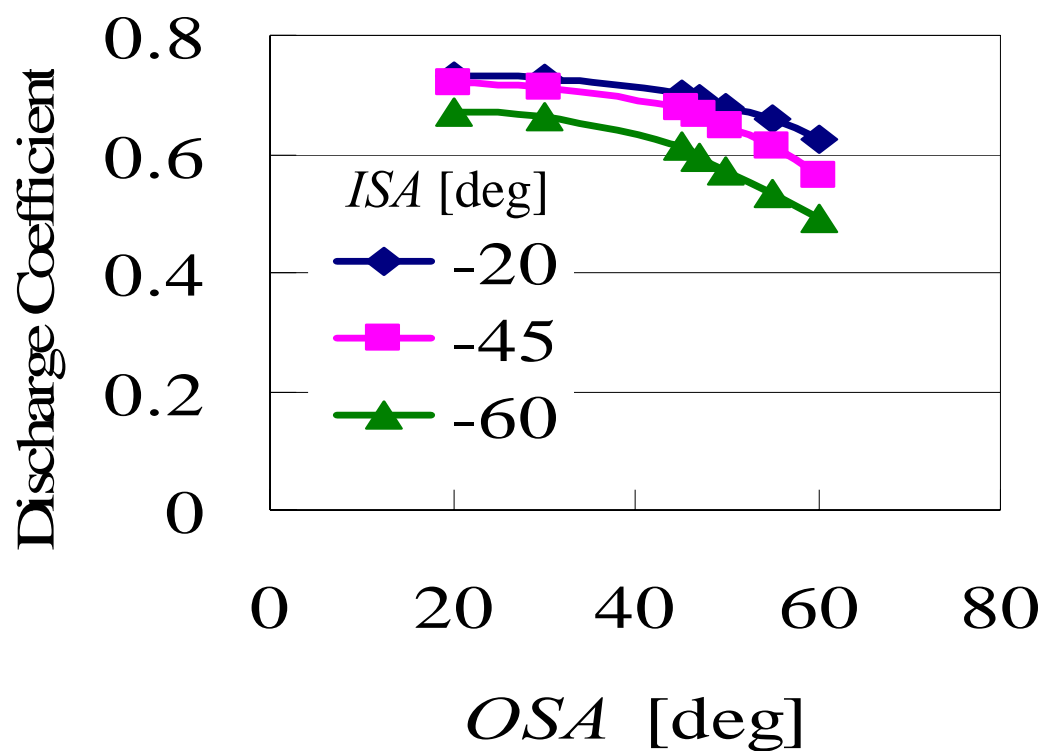


図 2.7 単一環状液膜ノズルにおける流量係数

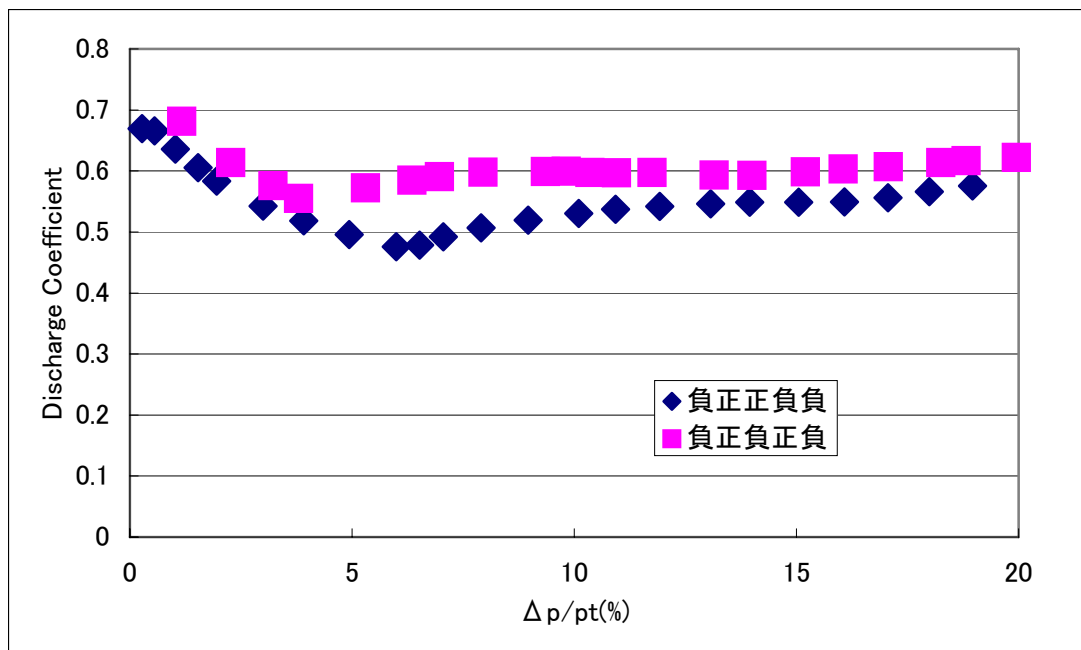


図 2.8 多重環状液膜ノズルにおける流量係数



図 3.1 多重環状液膜ノズルにおける流量係数

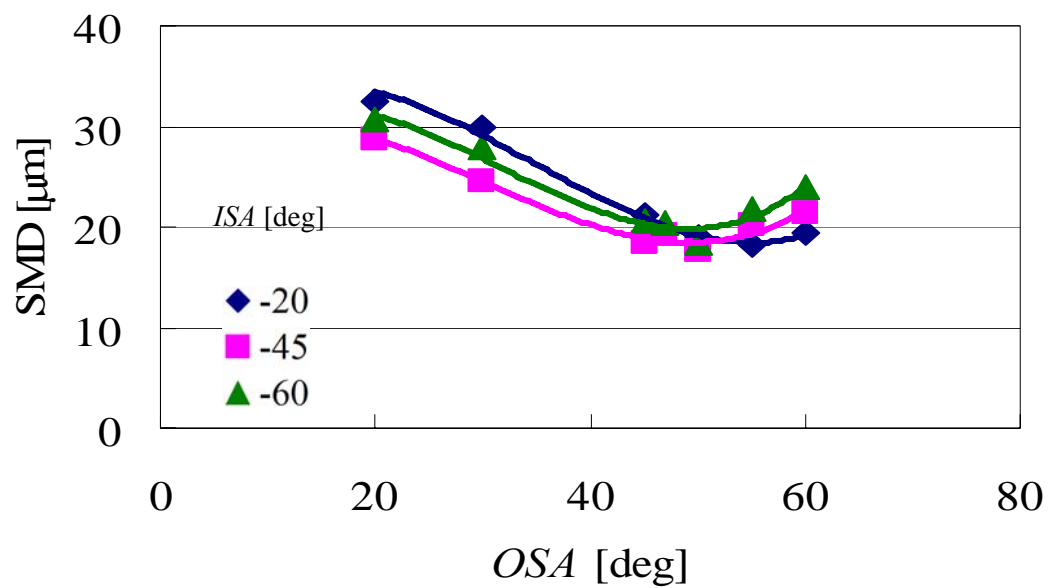


図 3.2 SMD に及ぼす気流の旋回角度の影響($\Delta p/p_t=4\%$, $\phi f=1$, $z=30\text{mm}$)

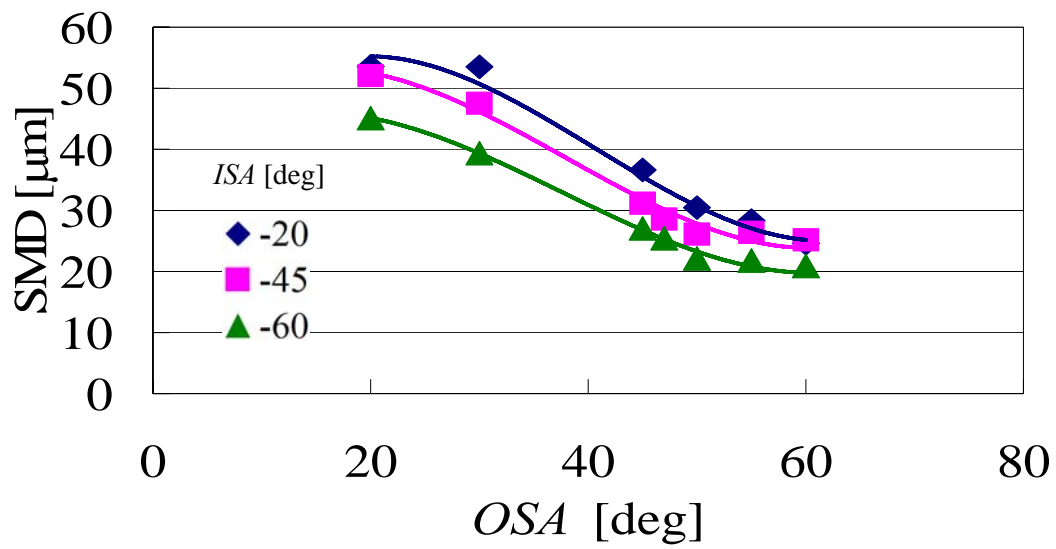


図 3.3 SMD に及ぼす気流の旋回角度の影響
($m_a=12\text{g/s}$, $\Delta p/p_t=4\%$, $\phi \neq 1$, $z=30\text{mm}$)

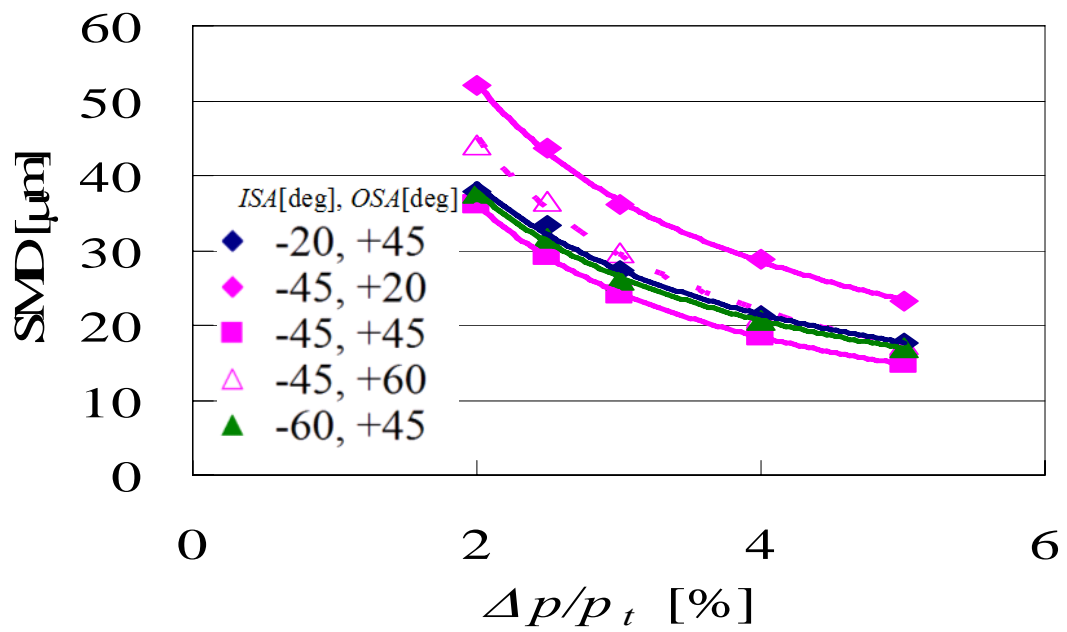


図 3.4 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による SMD への影響 ($\phi \neq 1$, $z=30\text{mm}$)

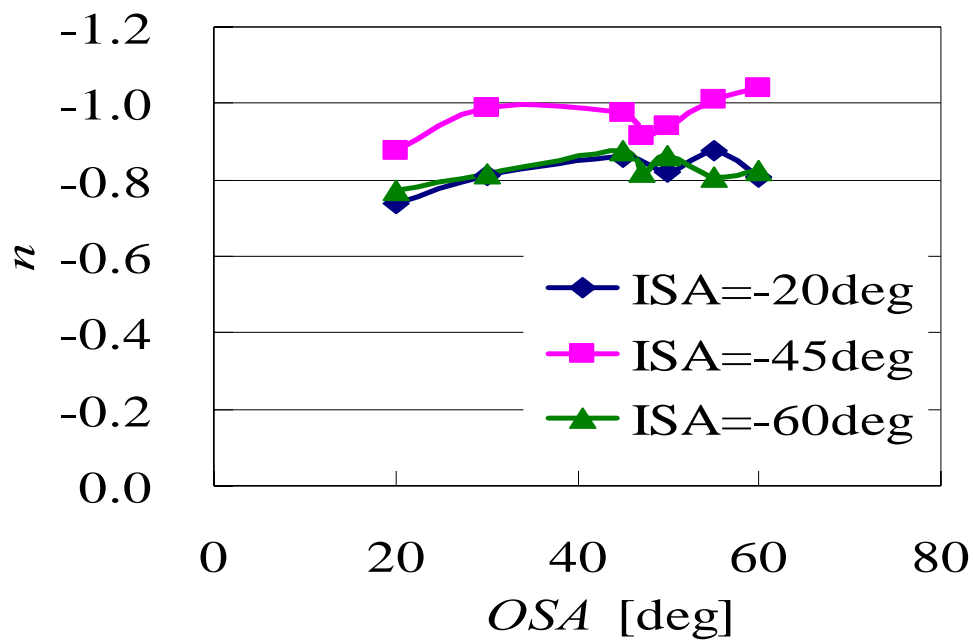


図 3.5 霧化空気差圧依存指数 ($\phi \neq 1$, $z=30\text{mm}$)

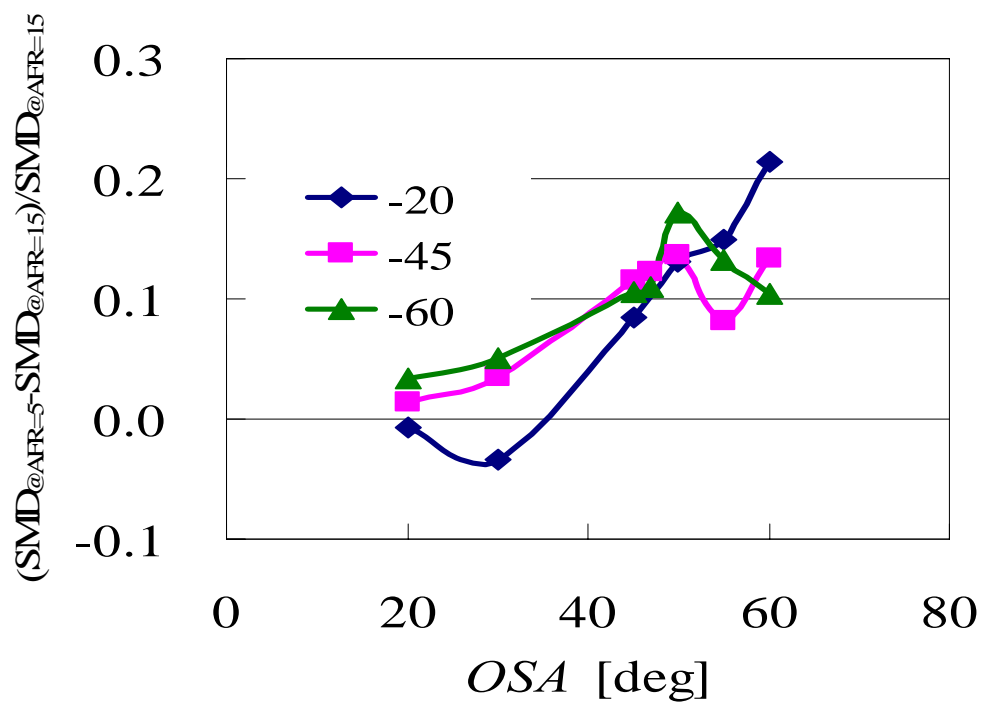


図 3.6 気液流量比による SMD の変化量($z=30\text{mm}$)

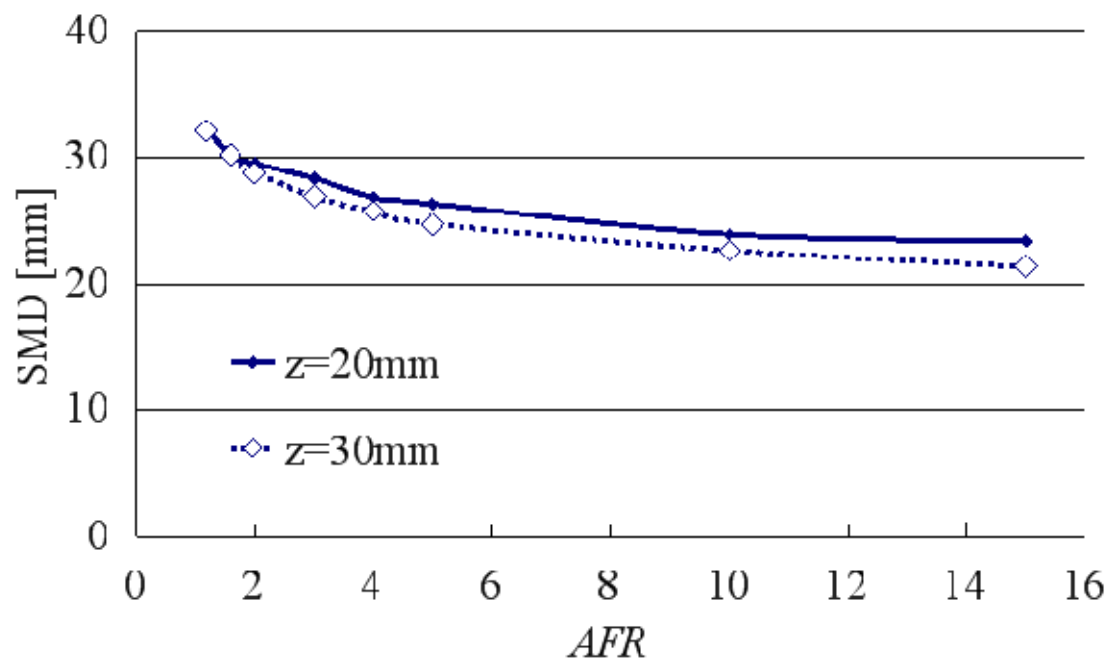
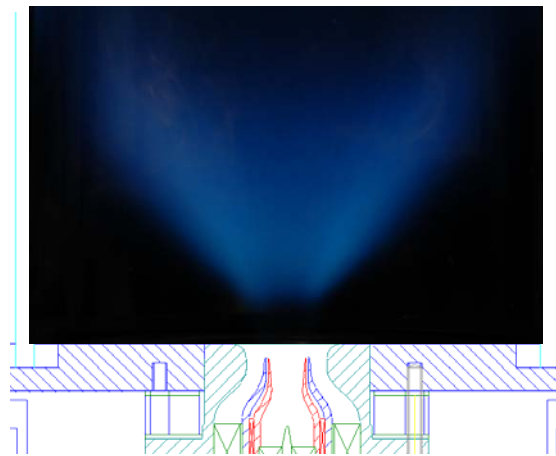
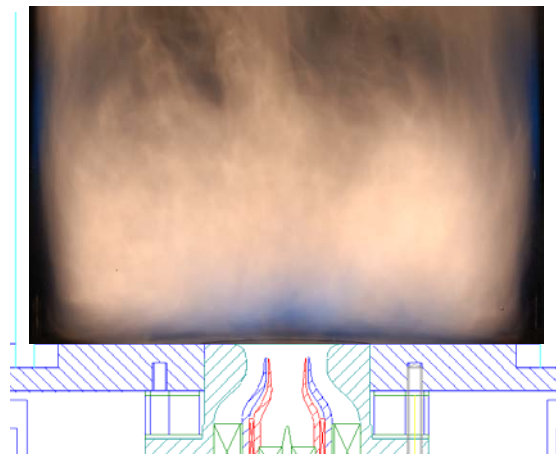


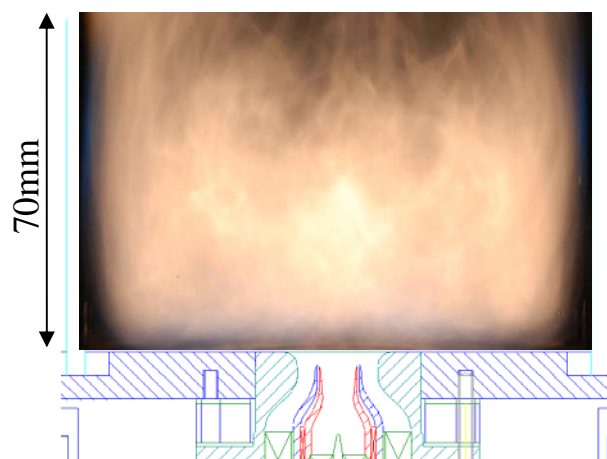
図 3.7 ϕf による SMD への影響($ISA=-45\text{deg}$, $OSA=+60\text{deg}$, $\Delta p/p_i=4\%$)



R3-45+45+45



R3-45+45+50



R3-45+45+60

図 4.1 *OSA* による火炎形状の変化

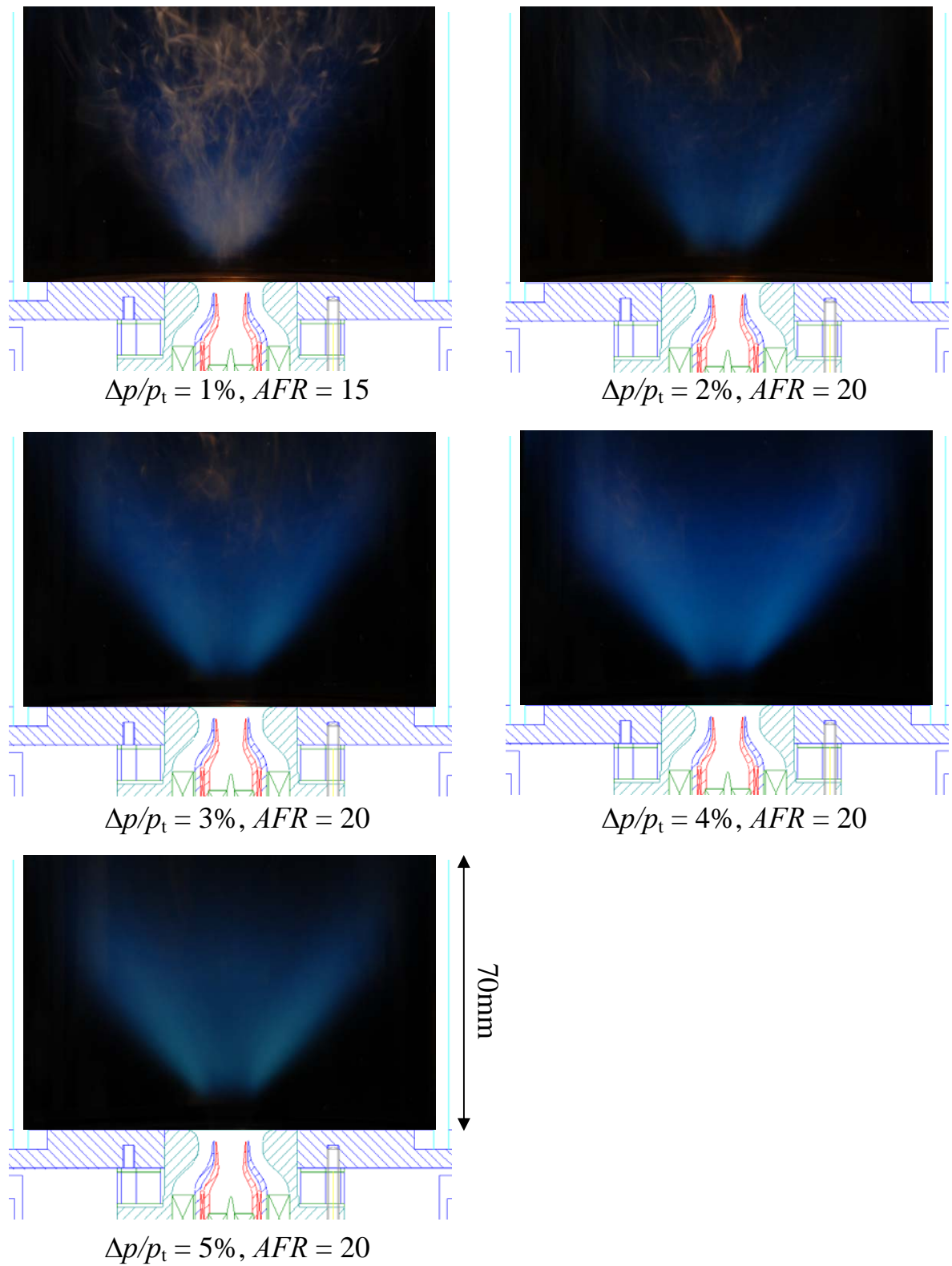


図 4.2 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による火炎形状の変化 ($OSA=+45\text{deg}$)

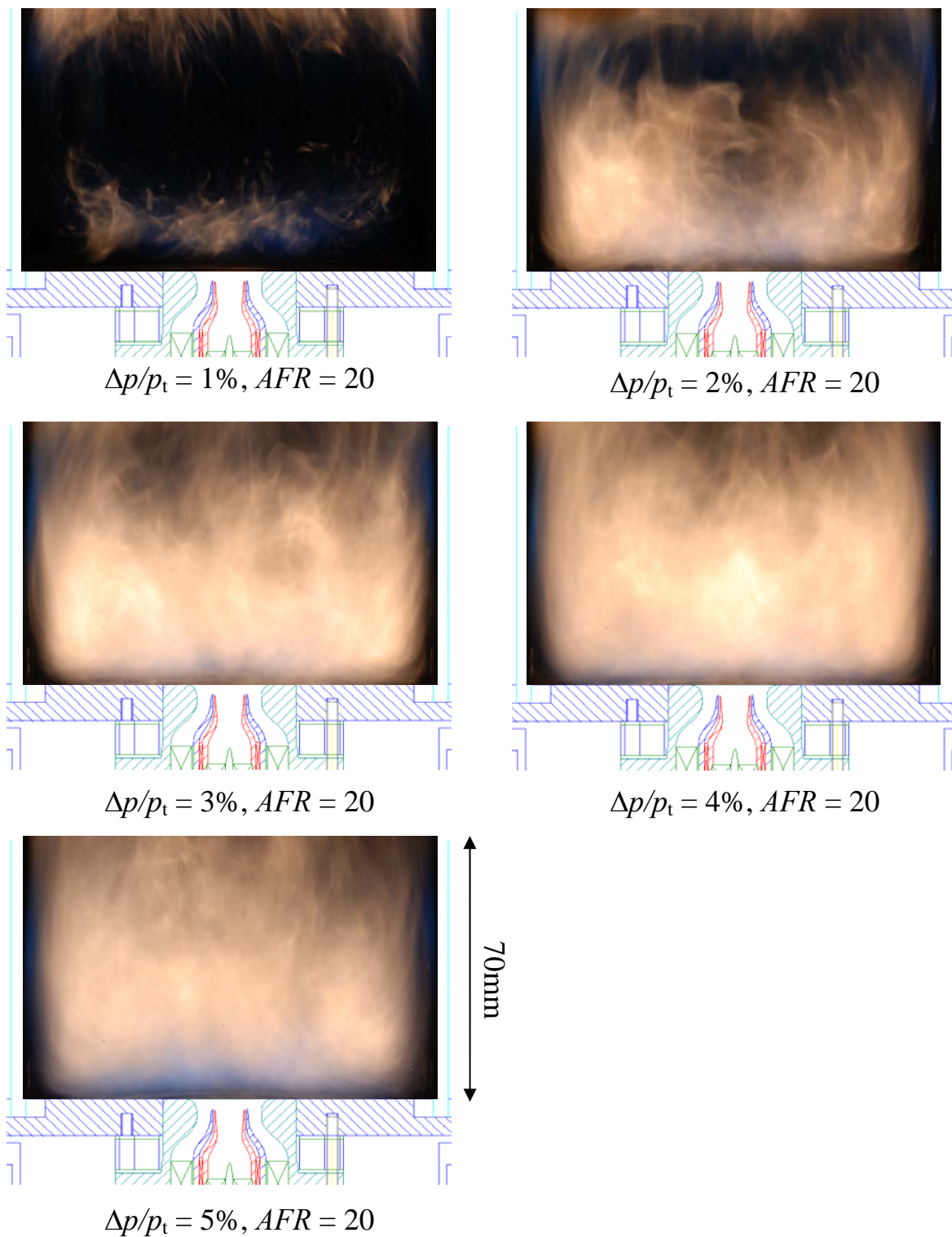
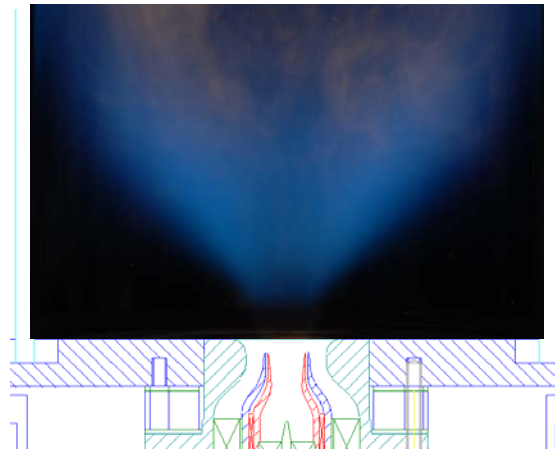
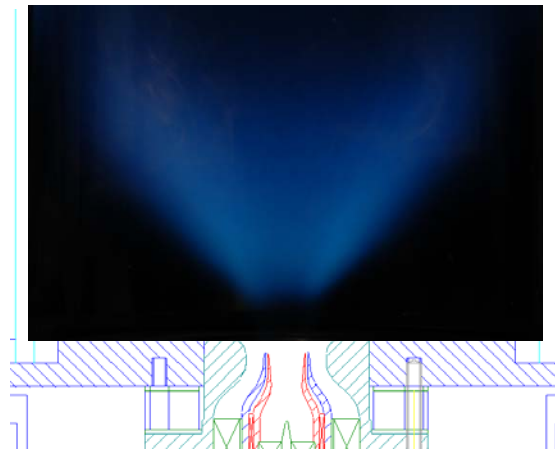


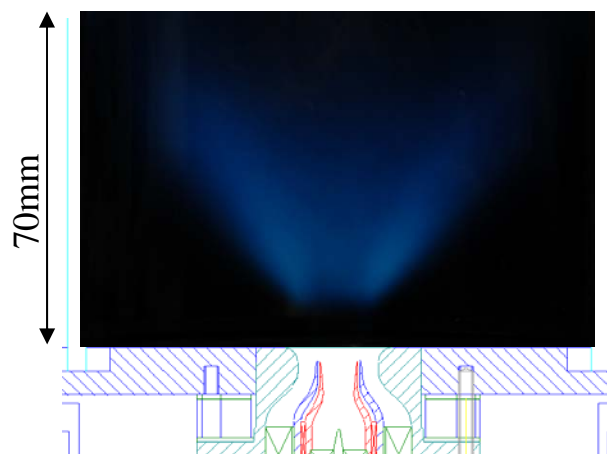
図 4.3 霧化空気差圧 $\Delta p/p_t$ による火炎形状の変化($OSA=+60deg$)



$AFR = 15$



$AFR = 20$



$AFR = 25$

図 4.4 当量比による火炎形状の変化 ($OSA=+45deg$)

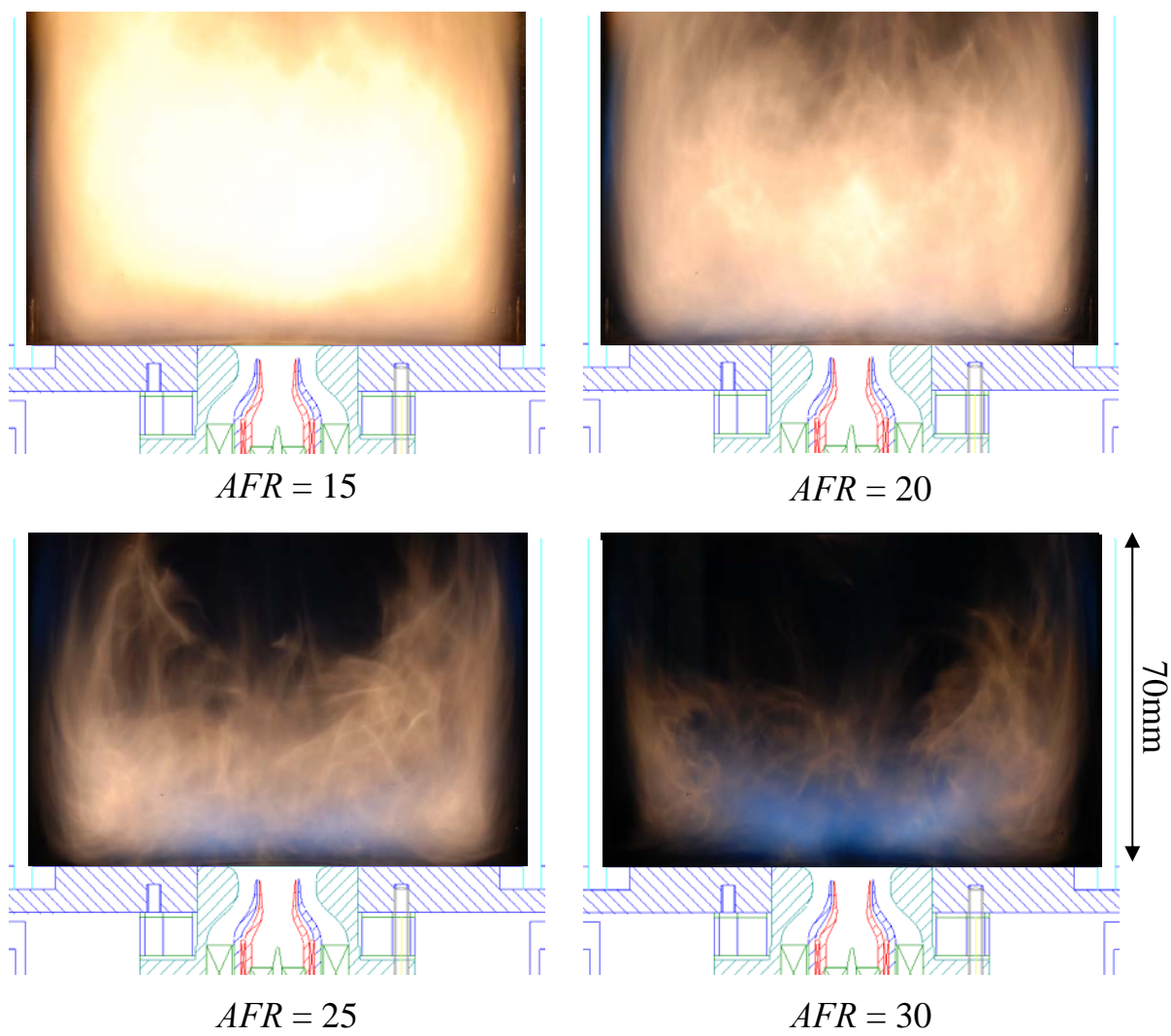


図 4.5 当量比による火炎形状の変化 ($OSA=+60deg$)



図 5.1 ステンレス製十字プローブ

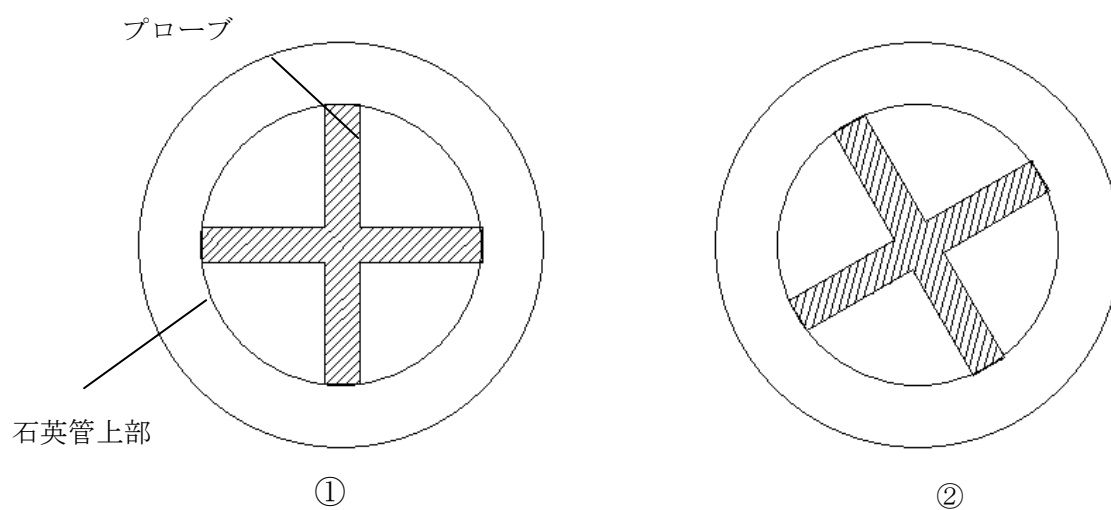


図 5.2 排ガス採取時のプローブ図

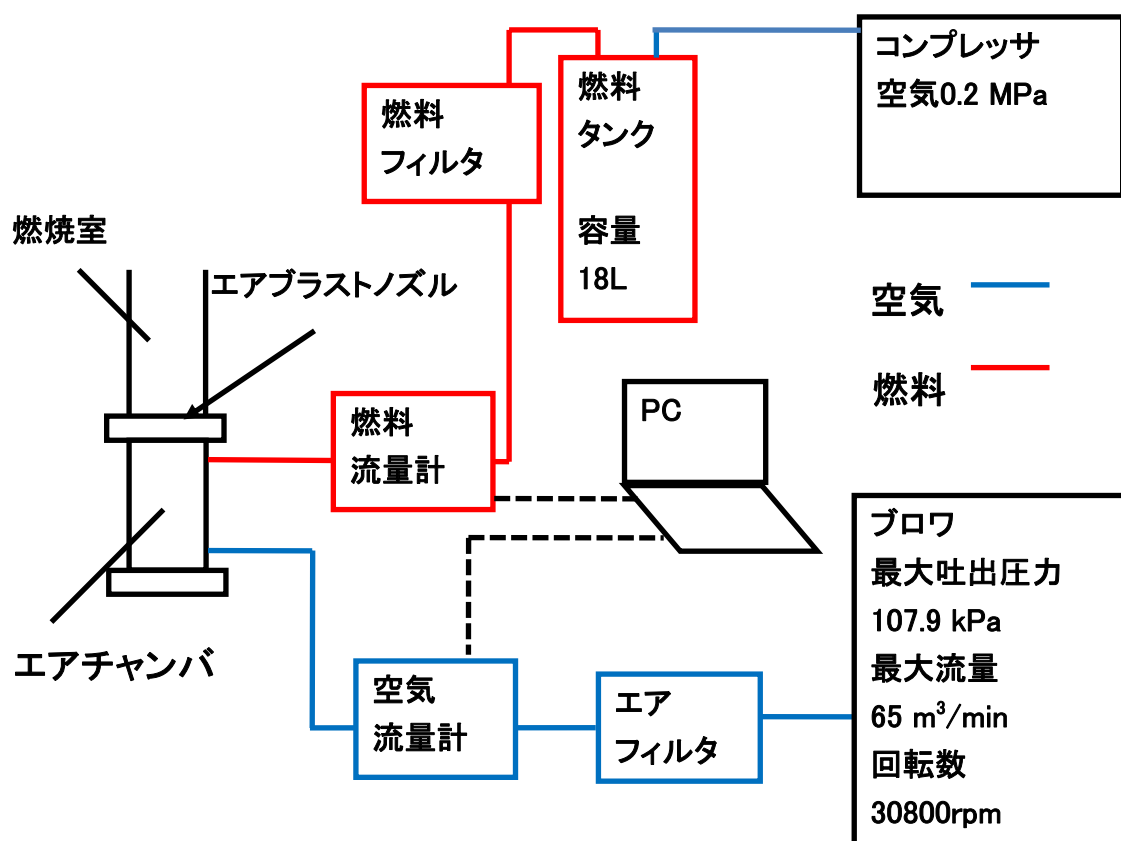


図 5.3 試験全体図

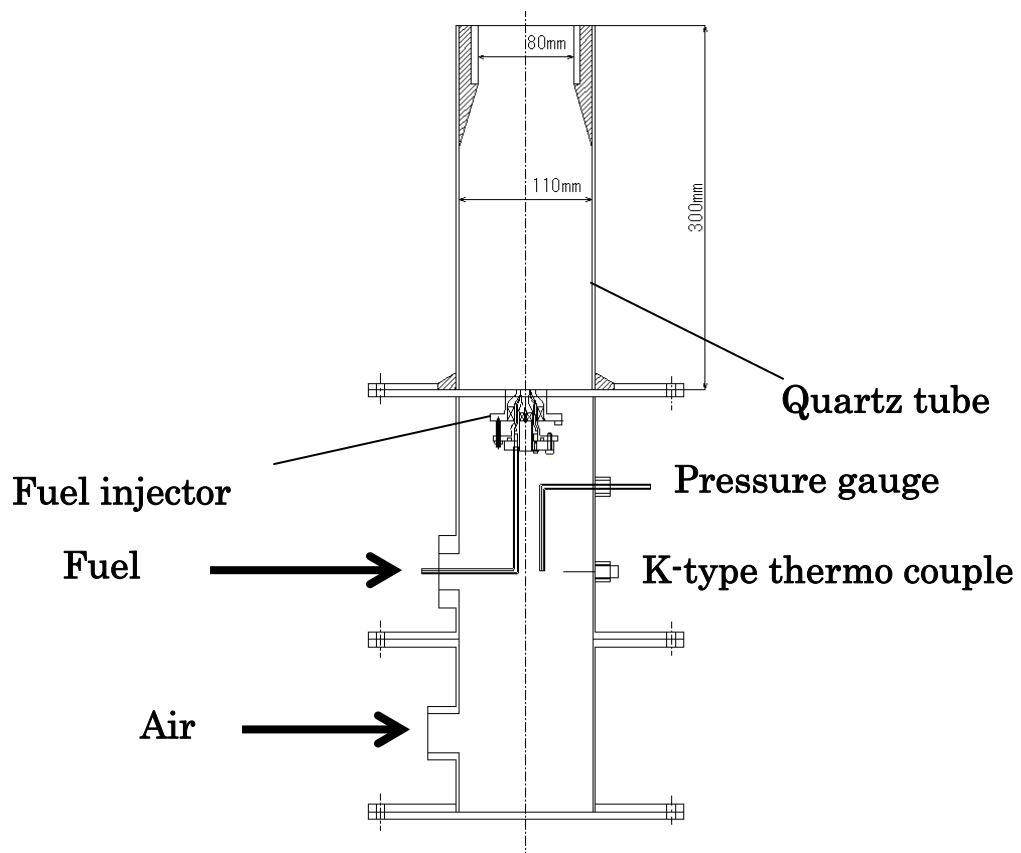
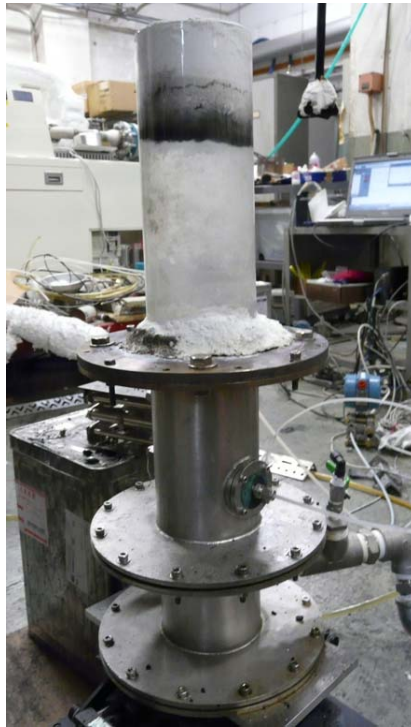


図 5.4 試験用燃焼器



図 5.5 ガス分析装置



図 5.6 ペンレコーダ

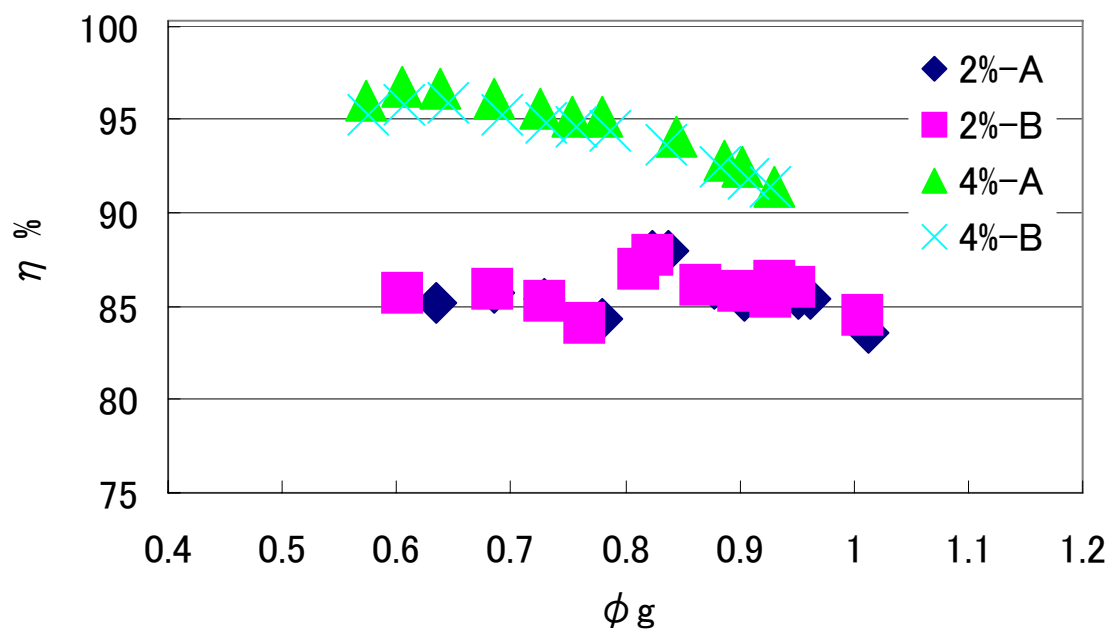


図 5.7 ϕg と η の関係(OSA=20deg)

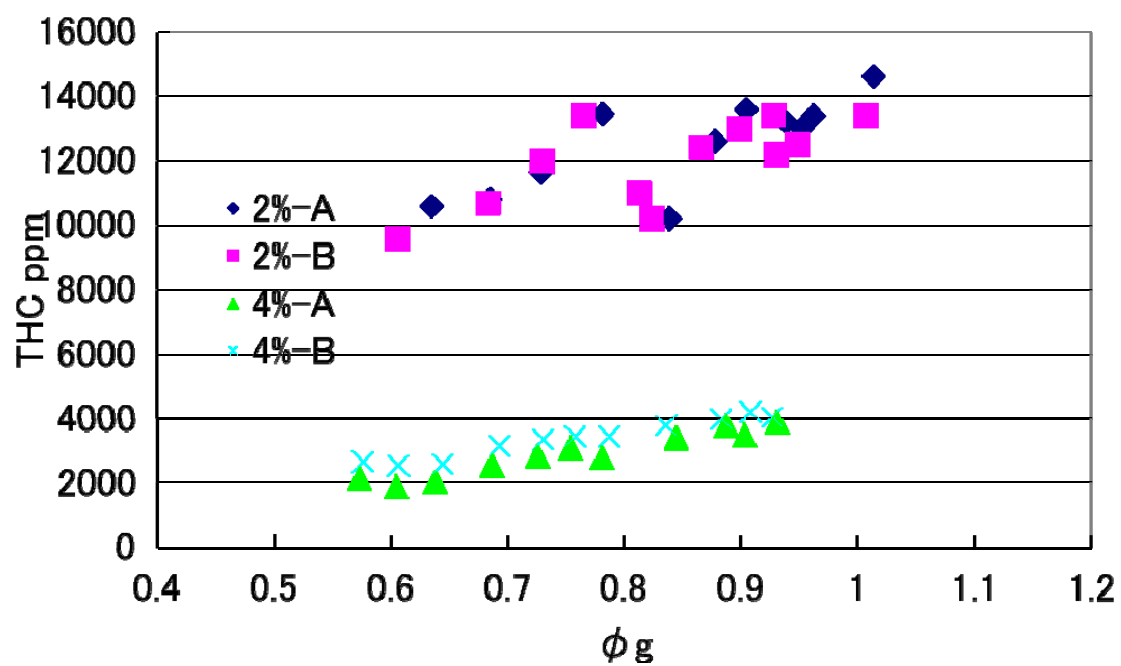


図 5.8 ϕg と THC の関係(OSA=20deg)

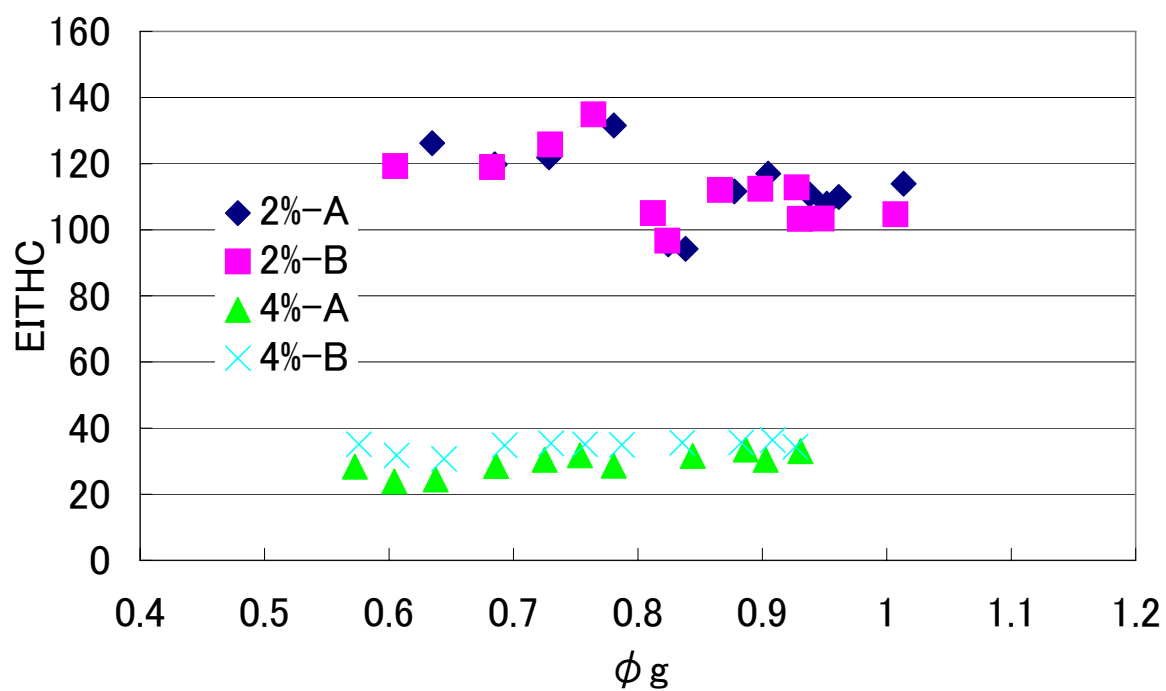


図 5.9 ϕg と EITHC の関係(OSA=20deg)

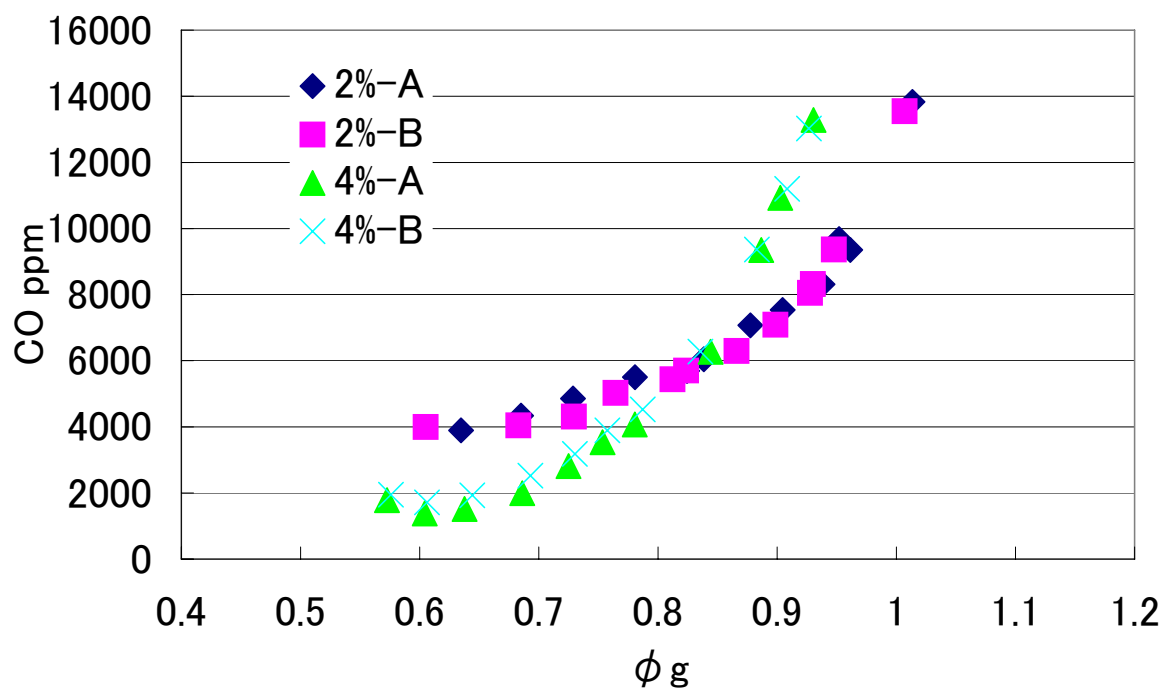


図 5.10 ϕ_g と CO の関係(OSA=20deg)

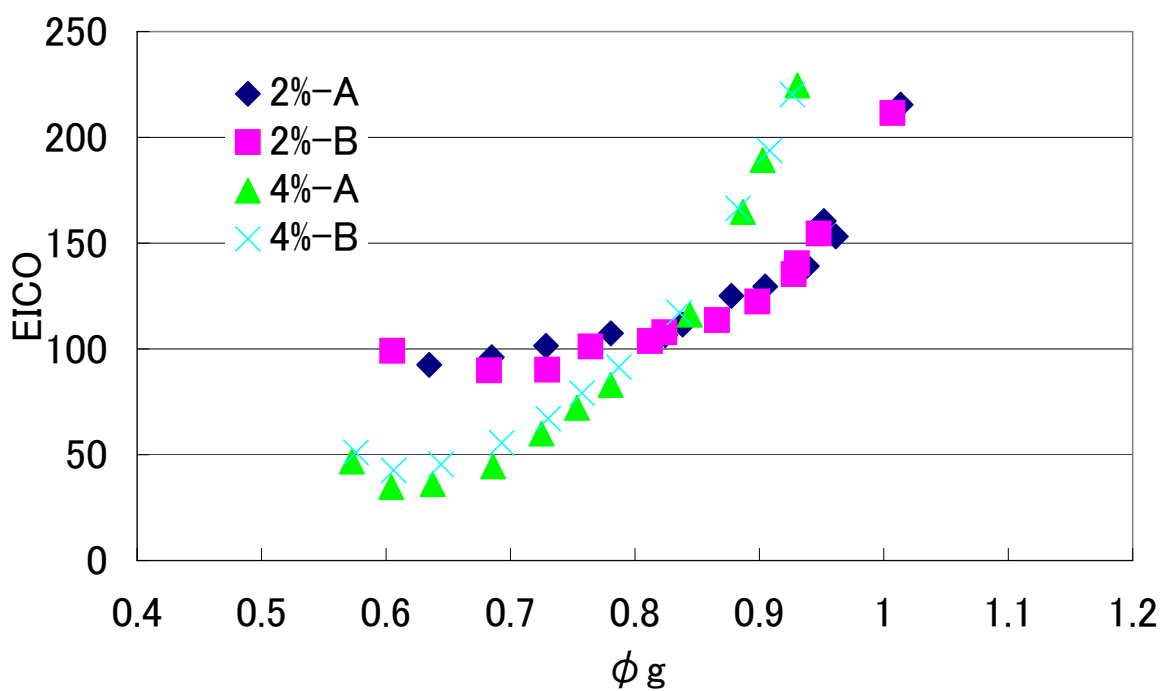


図 5.11 ϕ_g と EICO の関係(OSA=20deg)

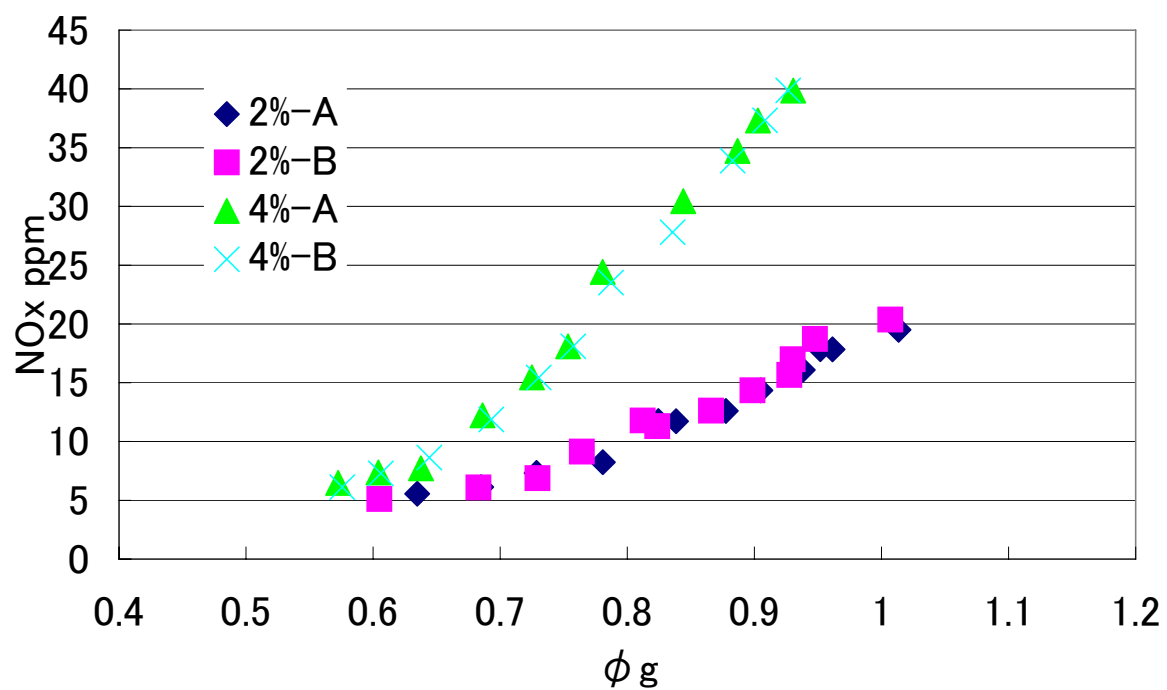


図 5.12 ϕg と NO_x の関係($\text{OSA}=20\text{deg}$)

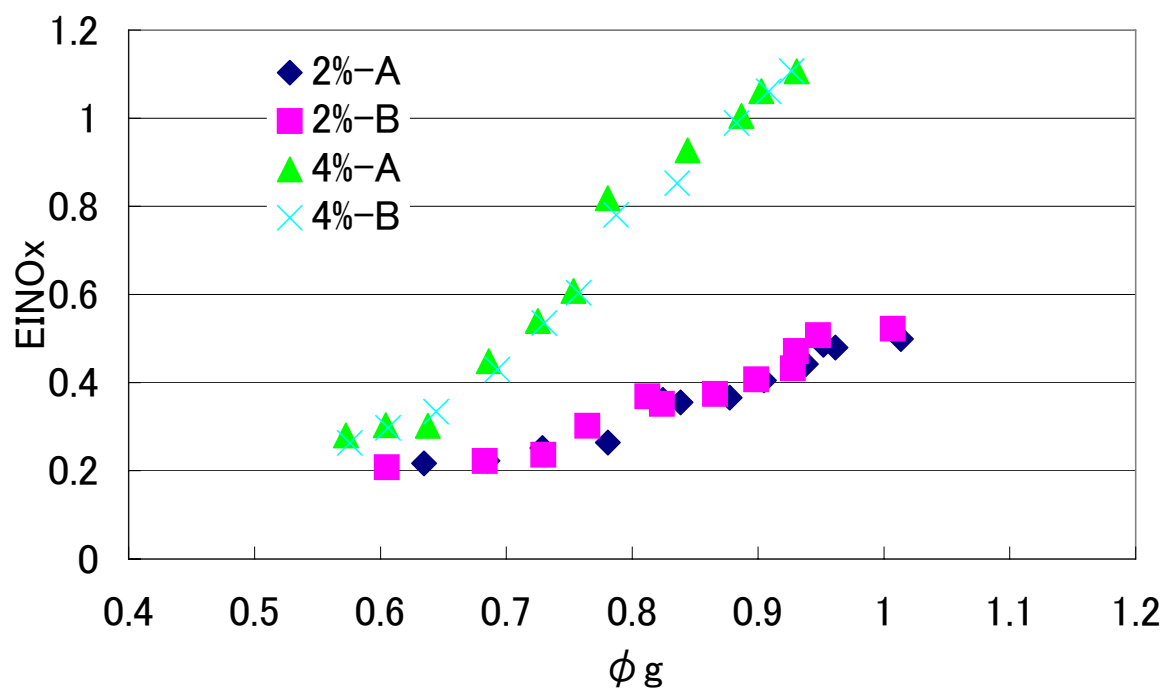


図 5.13 ϕg と EINO_x の関係($\text{OSA}=20\text{deg}$)

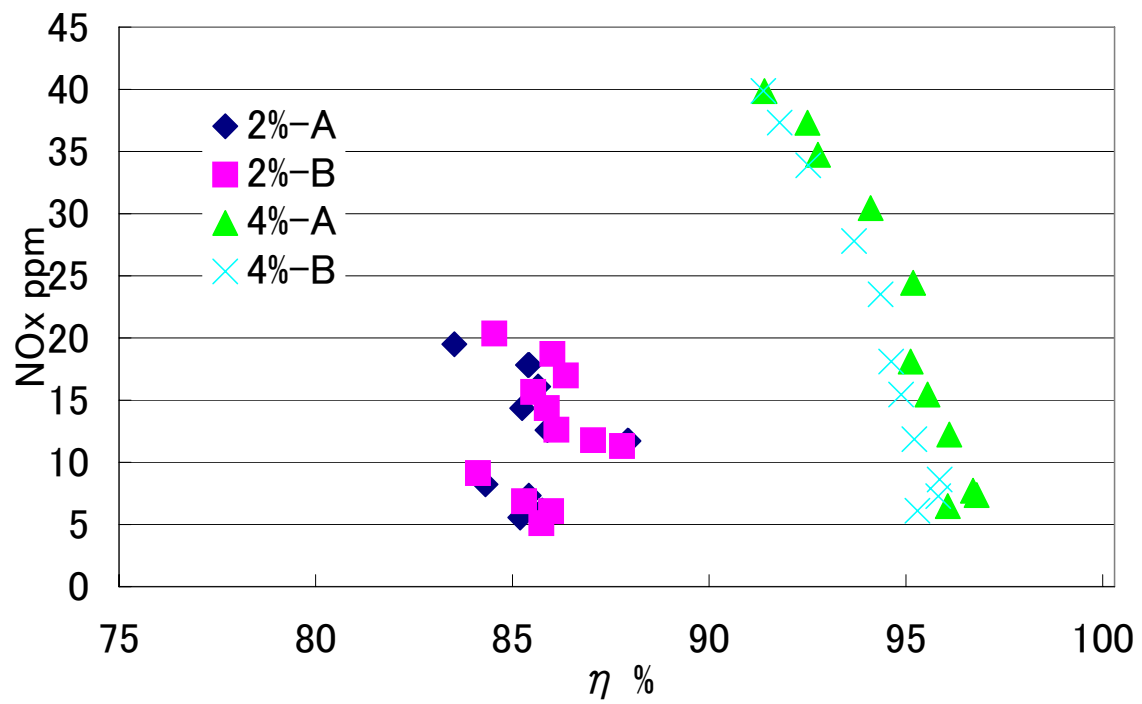


図 5.14 η と NO_x の関係(OSA=20deg)

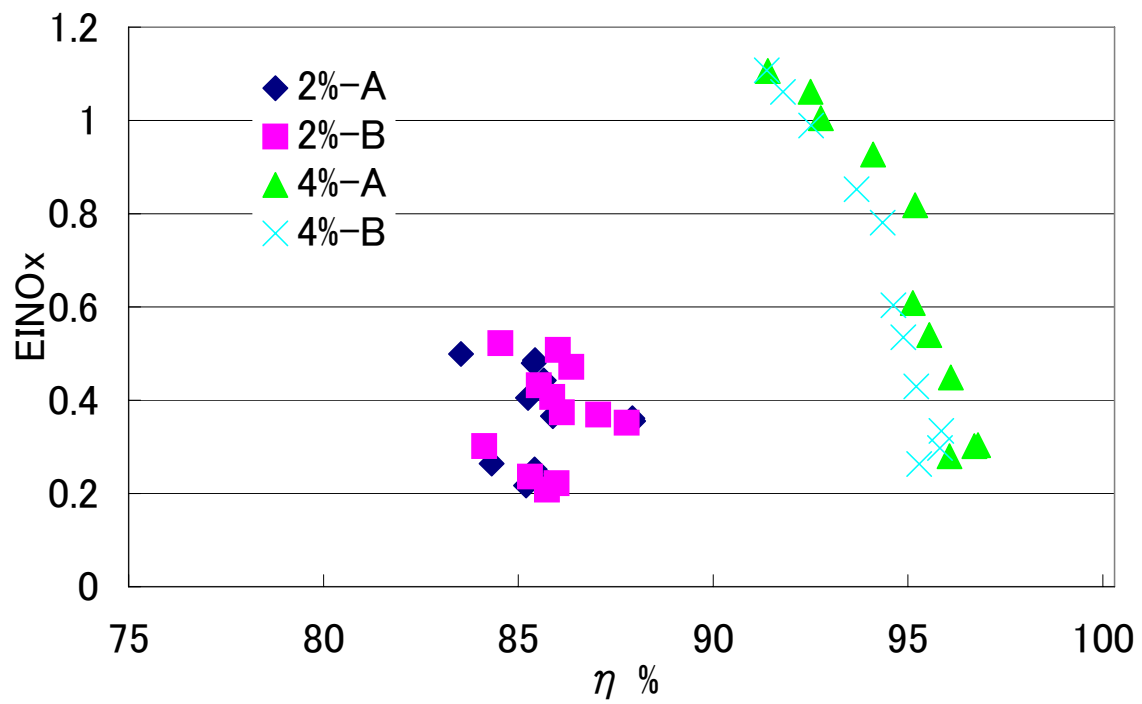


図 5.15 η と EINO_x の関係(OSA=20deg)

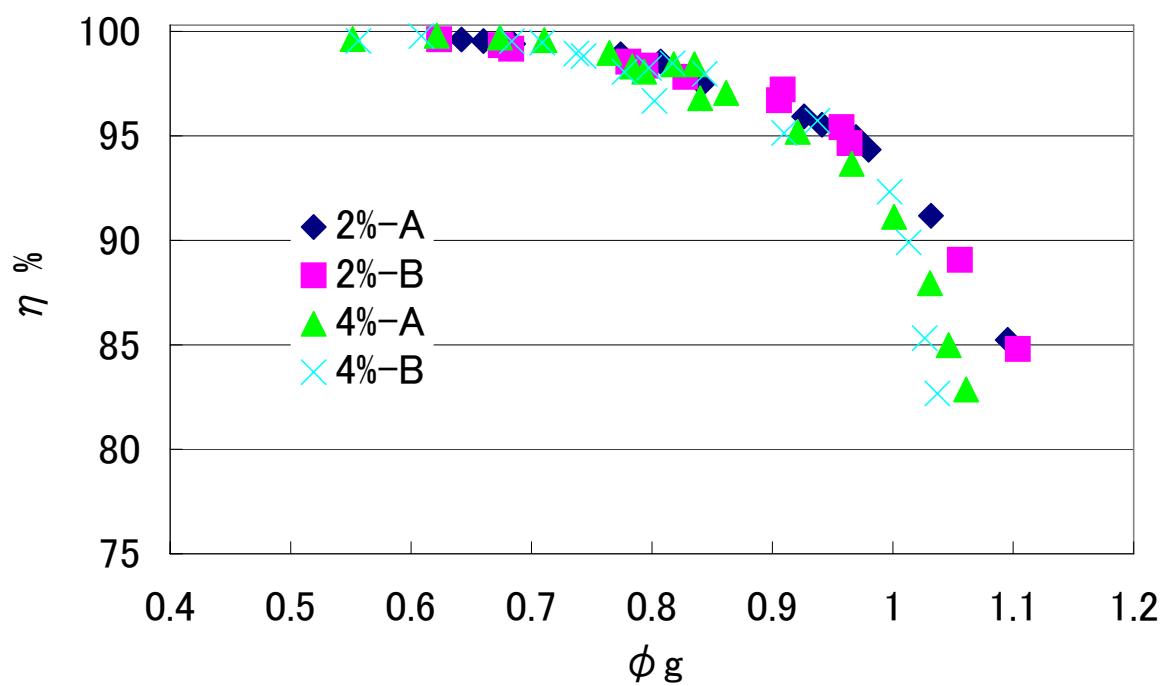


図 5.16 ϕg と η の関係(OSA=45deg)

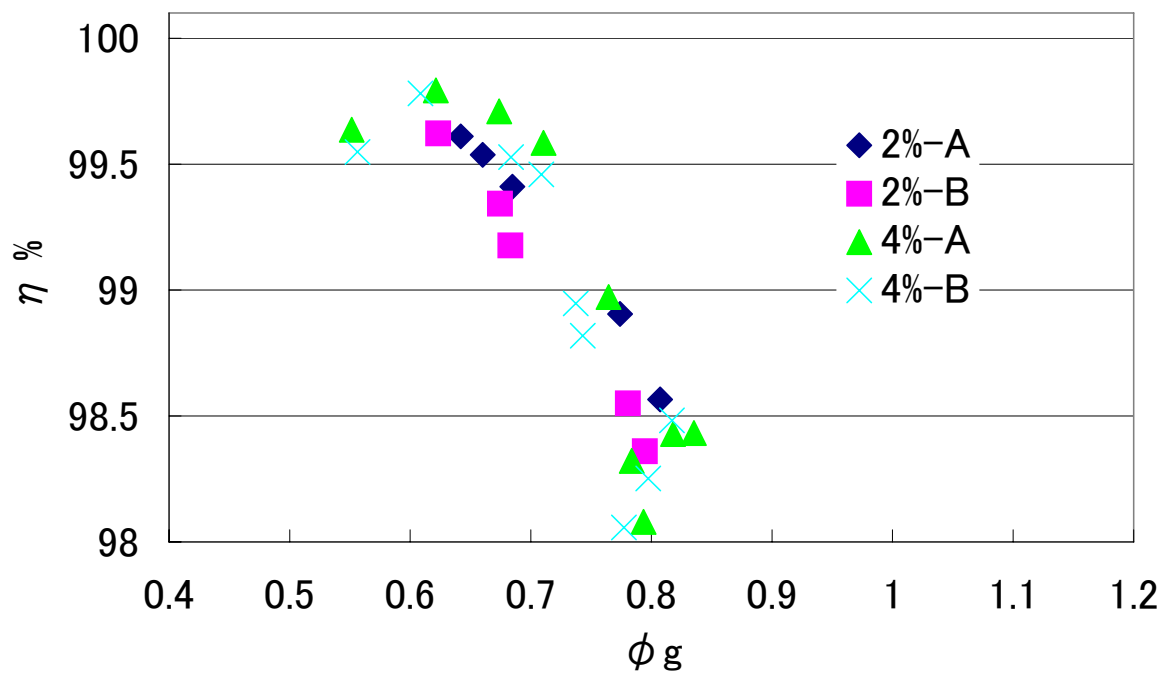


図 5.17 ϕg と η の関係($\eta=98\%$ 以上, OSA=45deg)

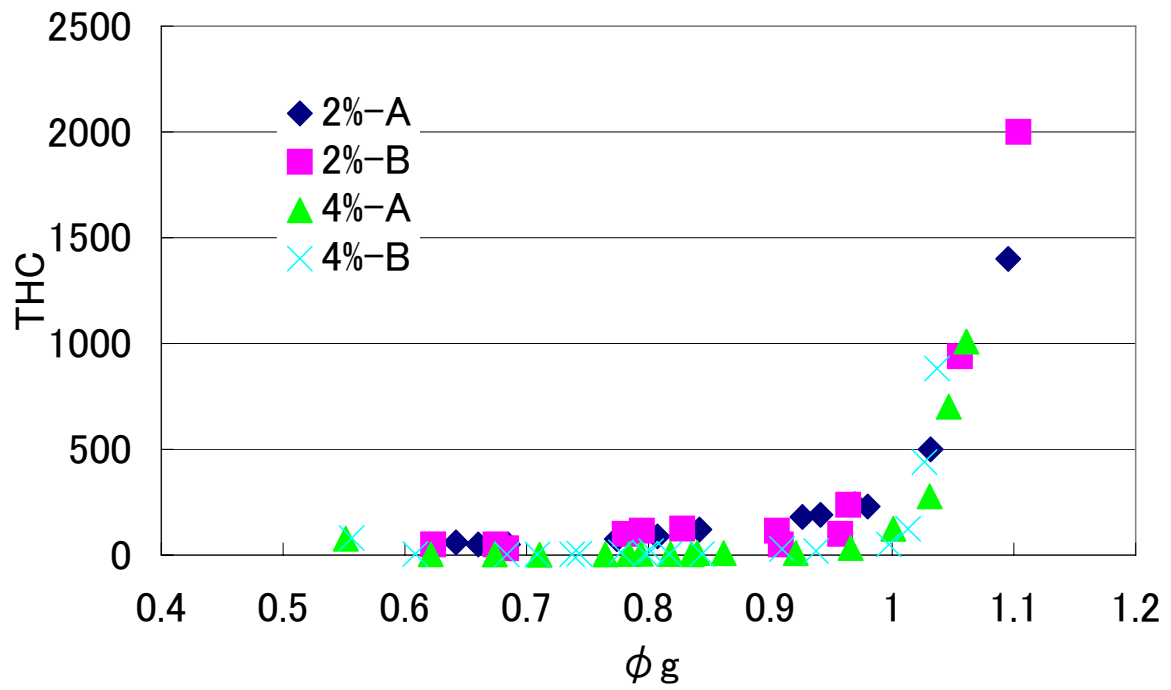


図 5.18 ϕ_g と THC の関係(OSA=45deg)

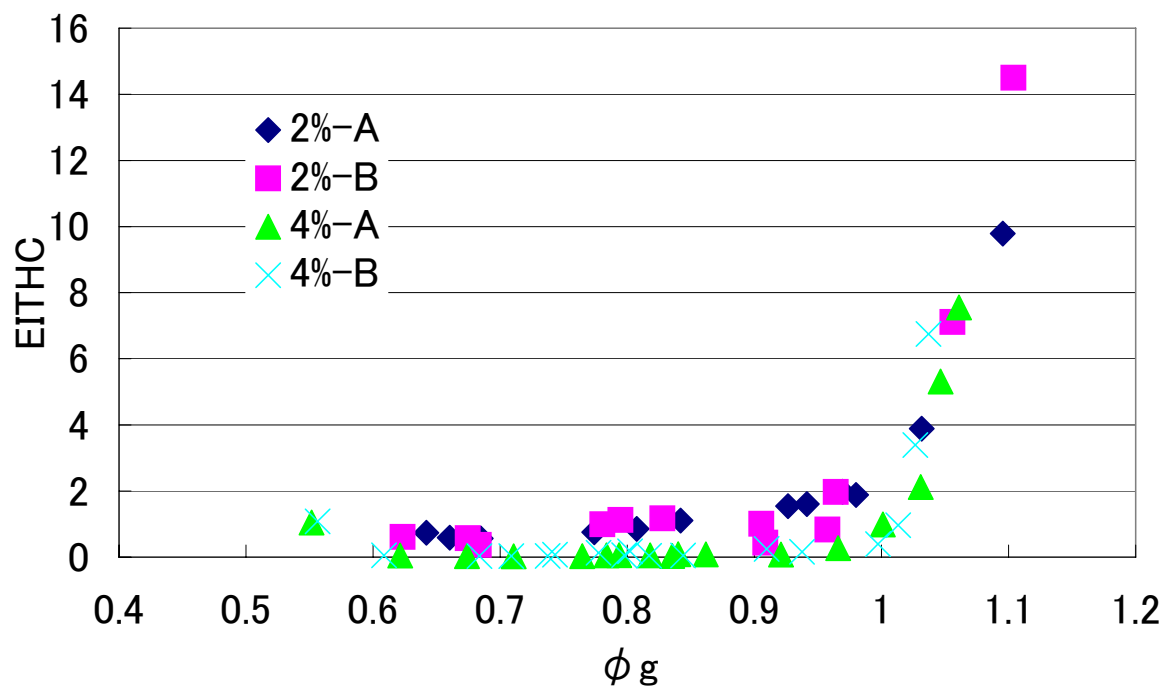


図 5.19 ϕ_g と EITHC の関係(OSA=45de

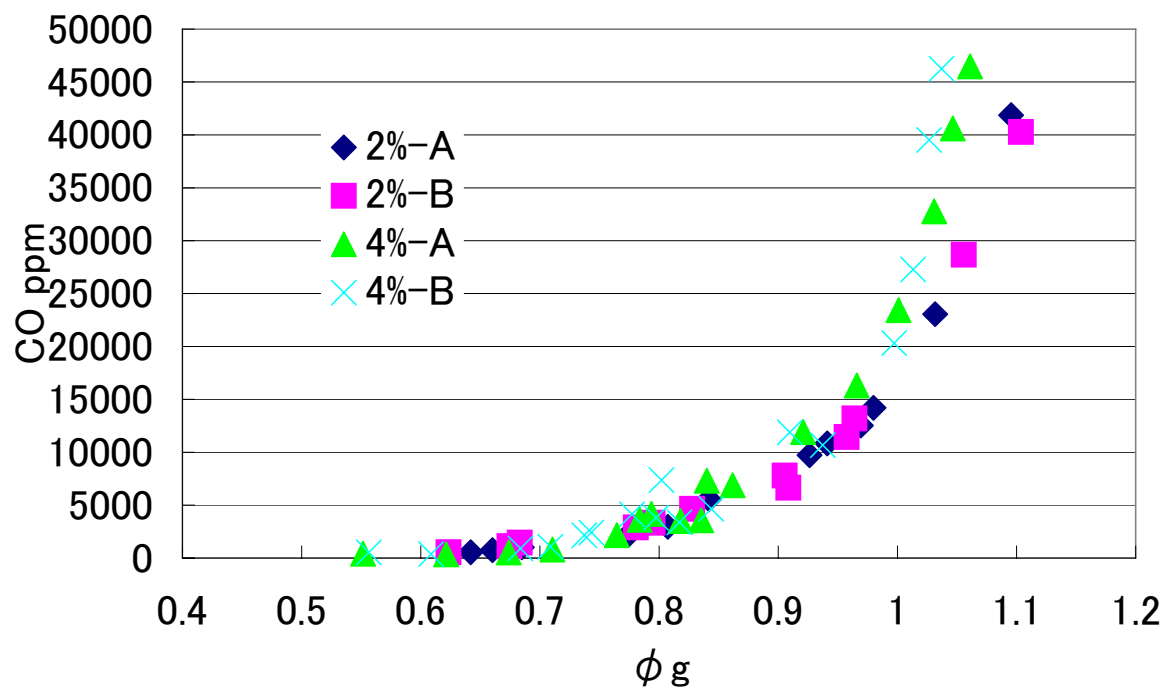


図 5.20 ϕg と CO の関係(OSA=45deg)

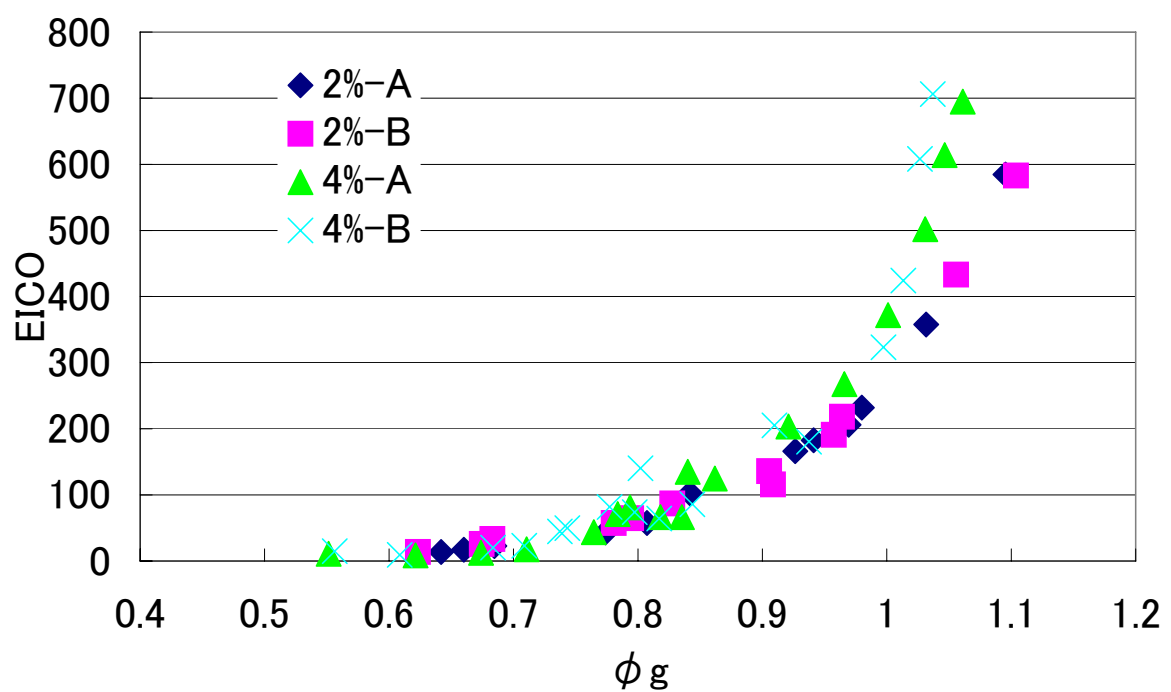


図 5.21 ϕg と EICO の関係(OSA=45deg)

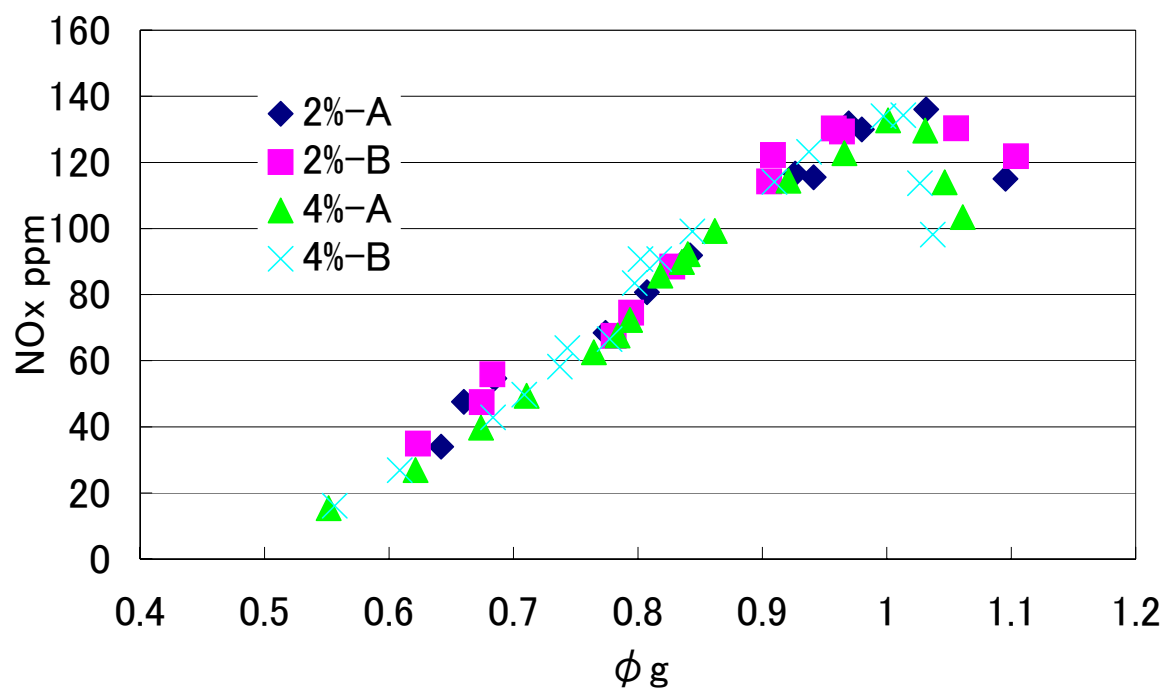


図 5.22 ϕ_g と NO_x の関係($\text{OSA}=45^\circ$)

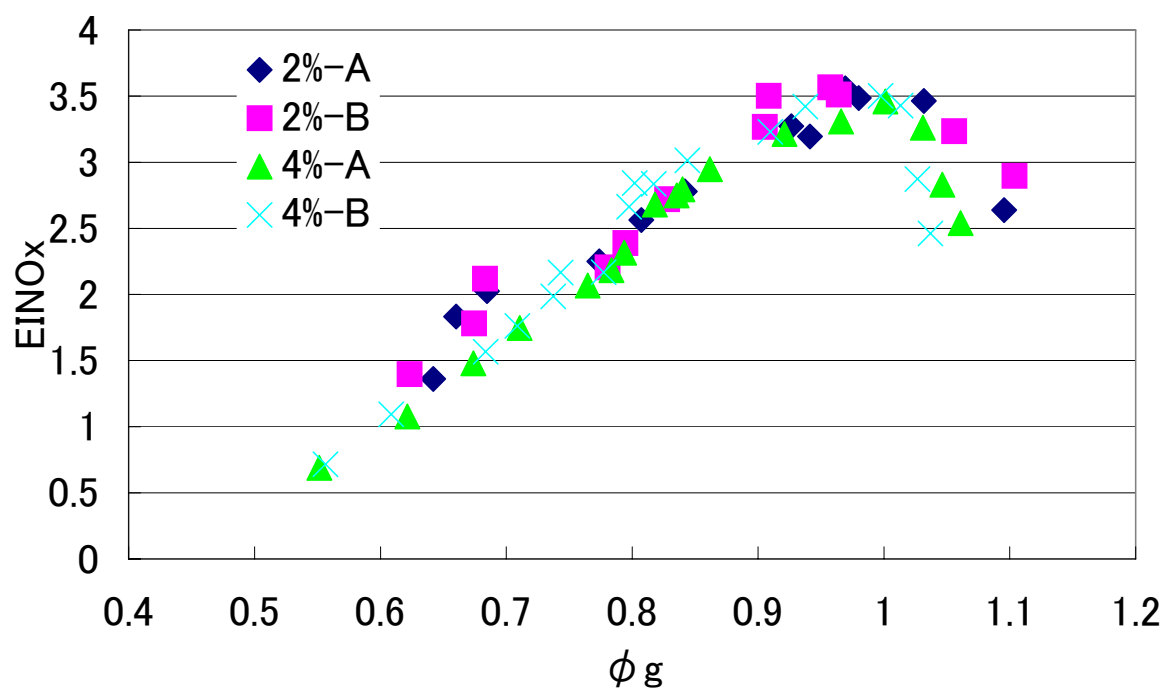


図 5.23 ϕ_g と EINO_x の関係($\text{OSA}=45^\circ$)

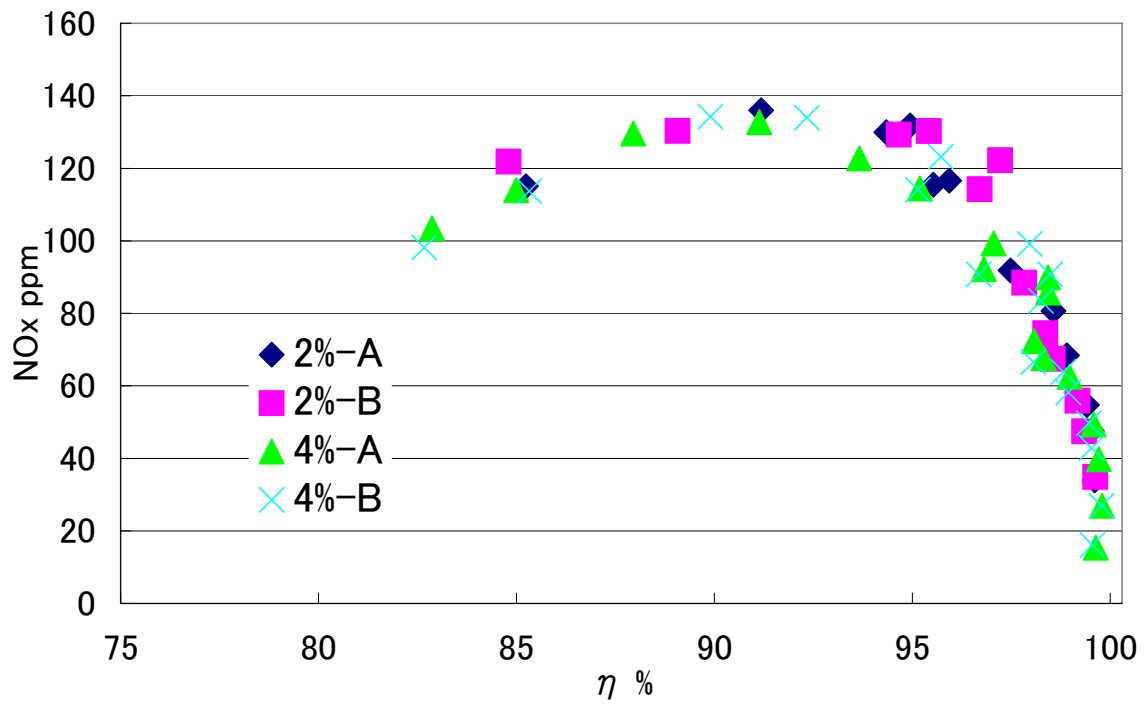


図 5.24 η と NOx の関係(OSA=45deg)

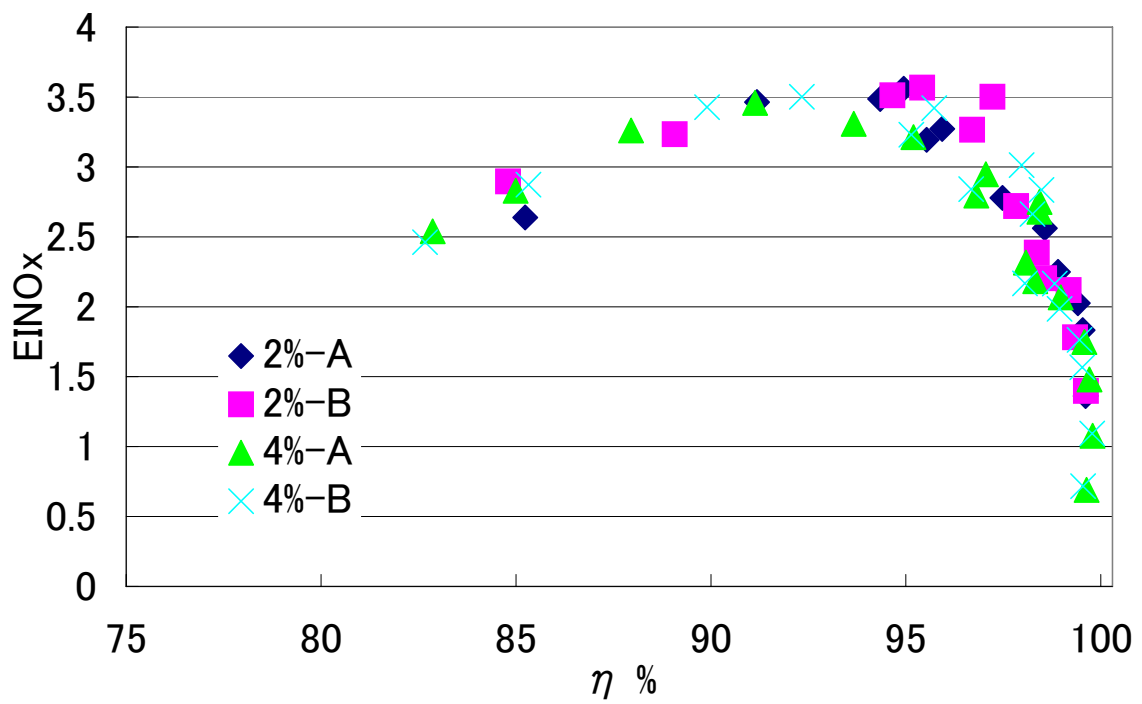


図 5.25 η と EINOx の関係(OSA=45deg)

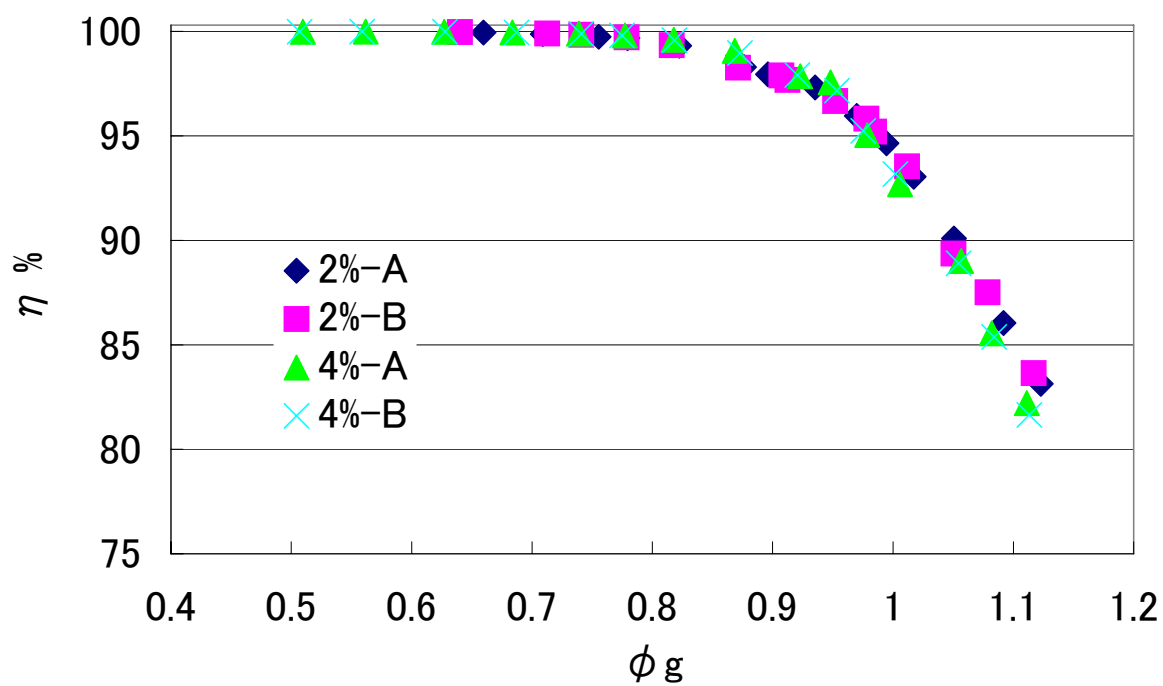


図 5.26 ϕg と η の関係(OSA=60deg)

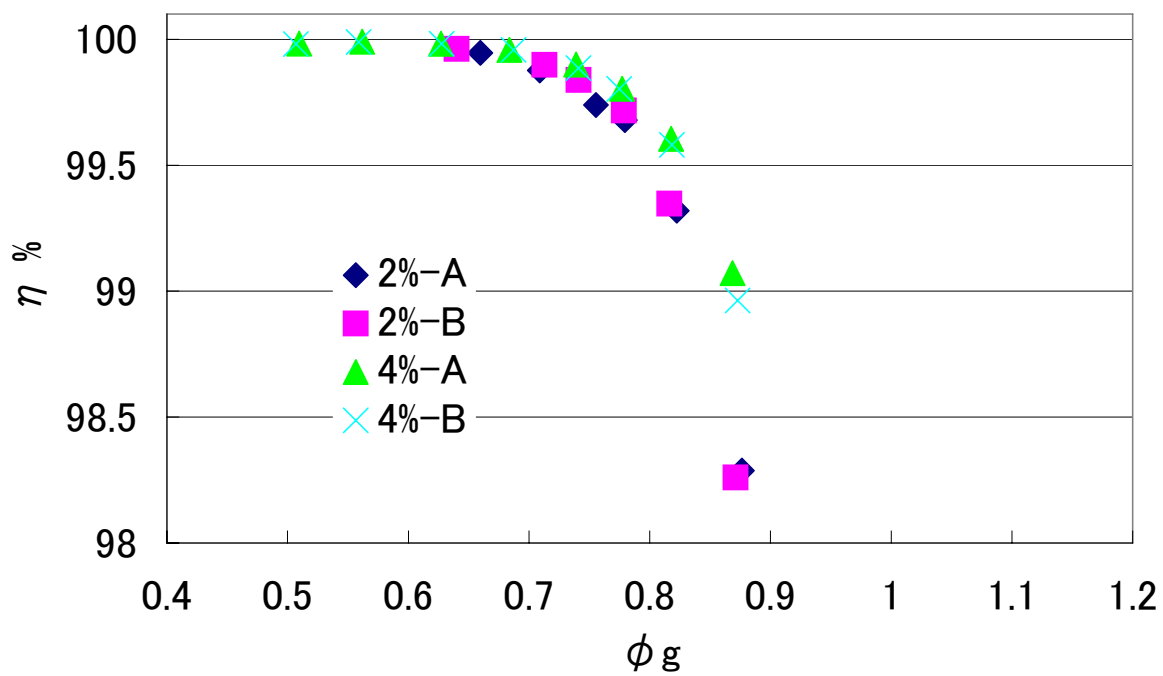


図 5.27 ϕg と η の関係(η =98%以上, OSA=60deg)

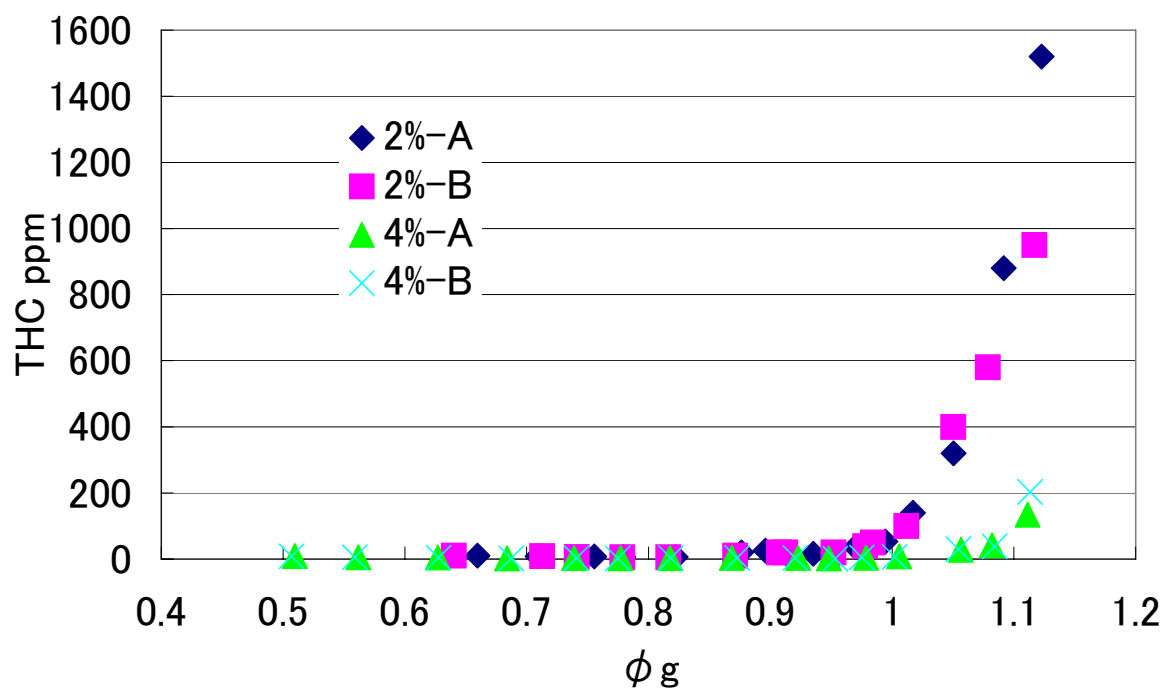


図 5.28 ϕg と THC の関係(OSA=60deg)

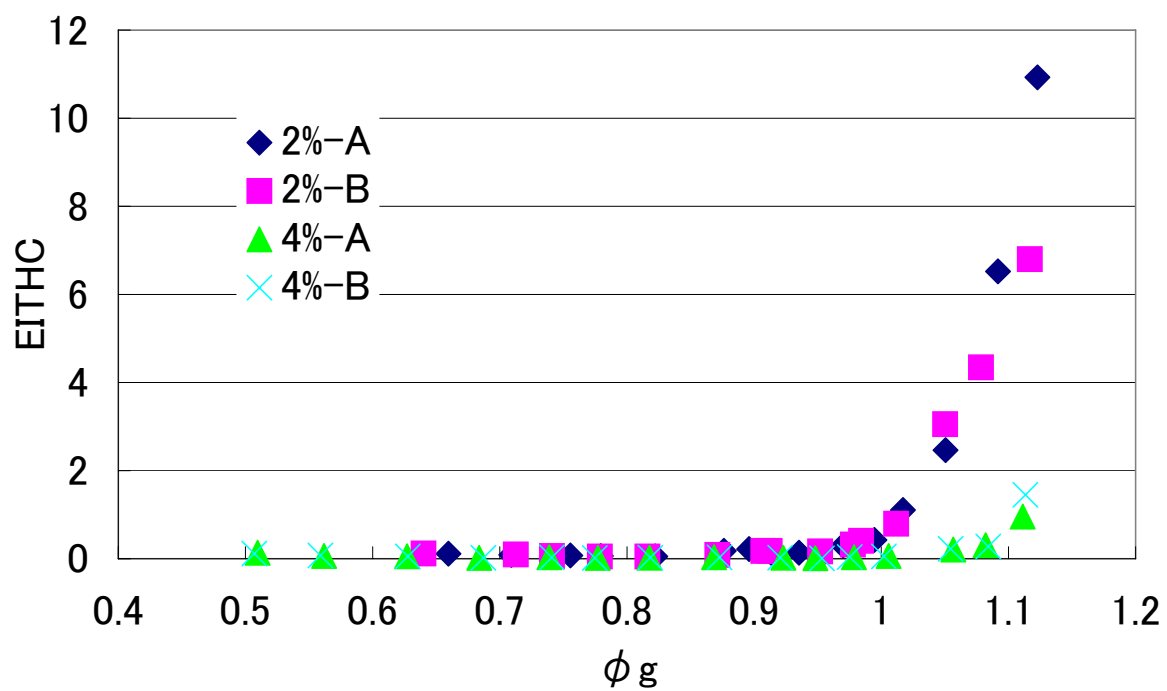


図 5.29 ϕg と EITHC の関係(OSA=60deg)

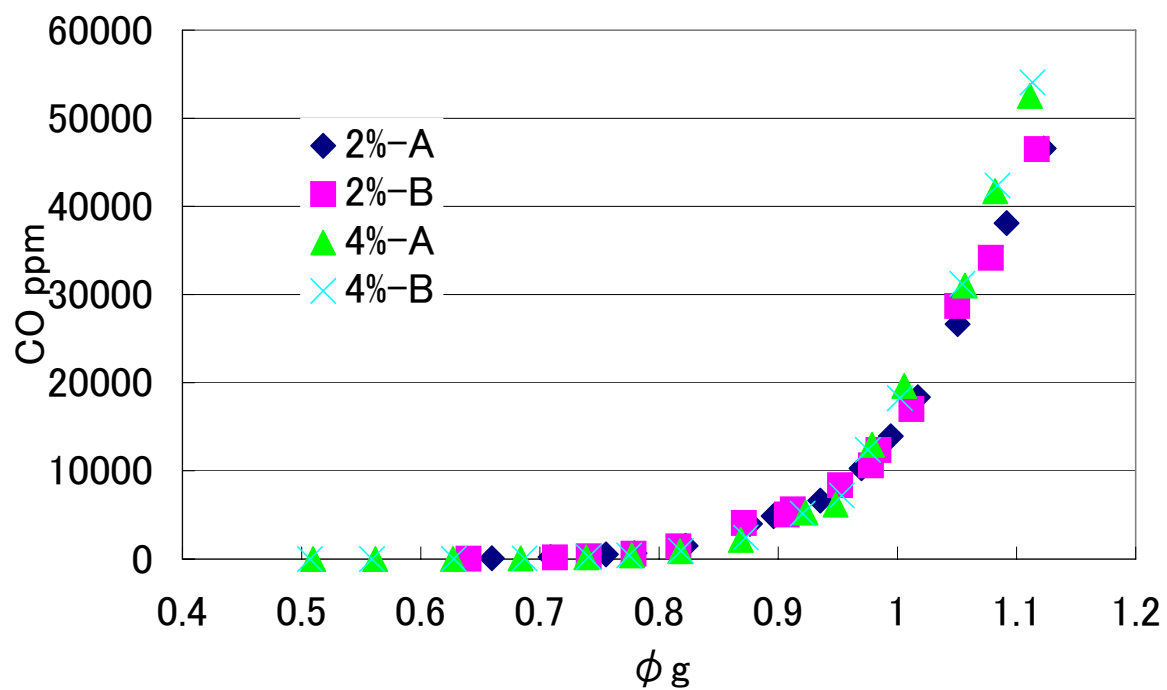


図 5.30 ϕg と CO の関係(OSA=60deg)

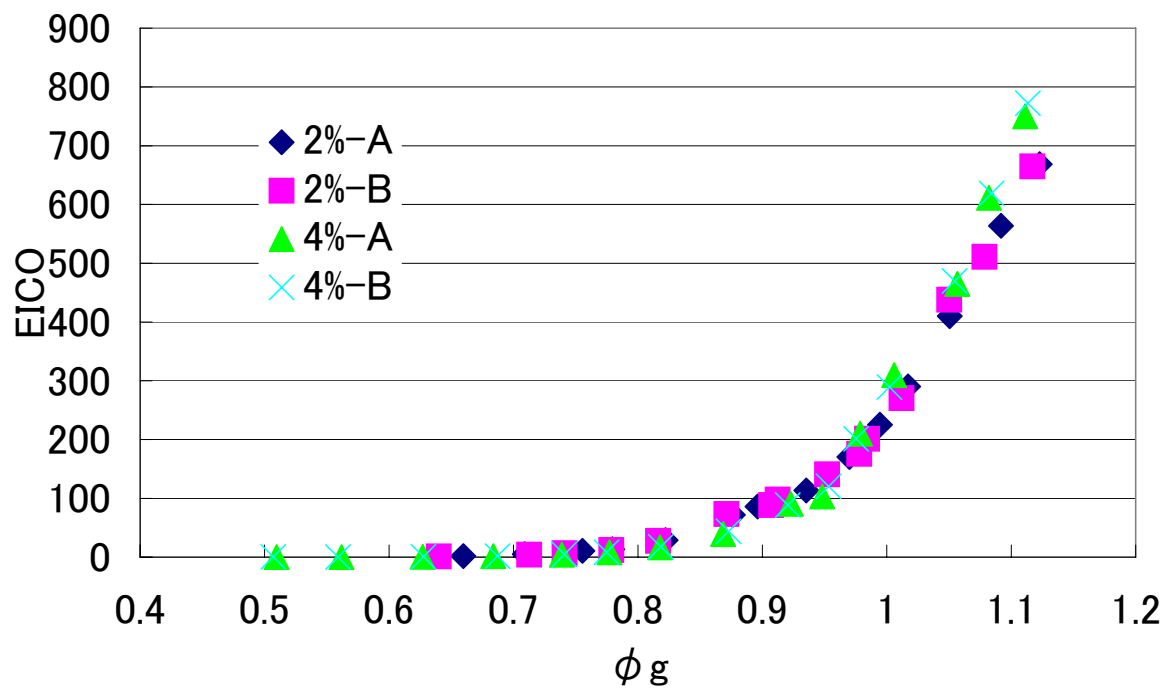


図 5.31 ϕg と EICO の関係(OSA=60deg)

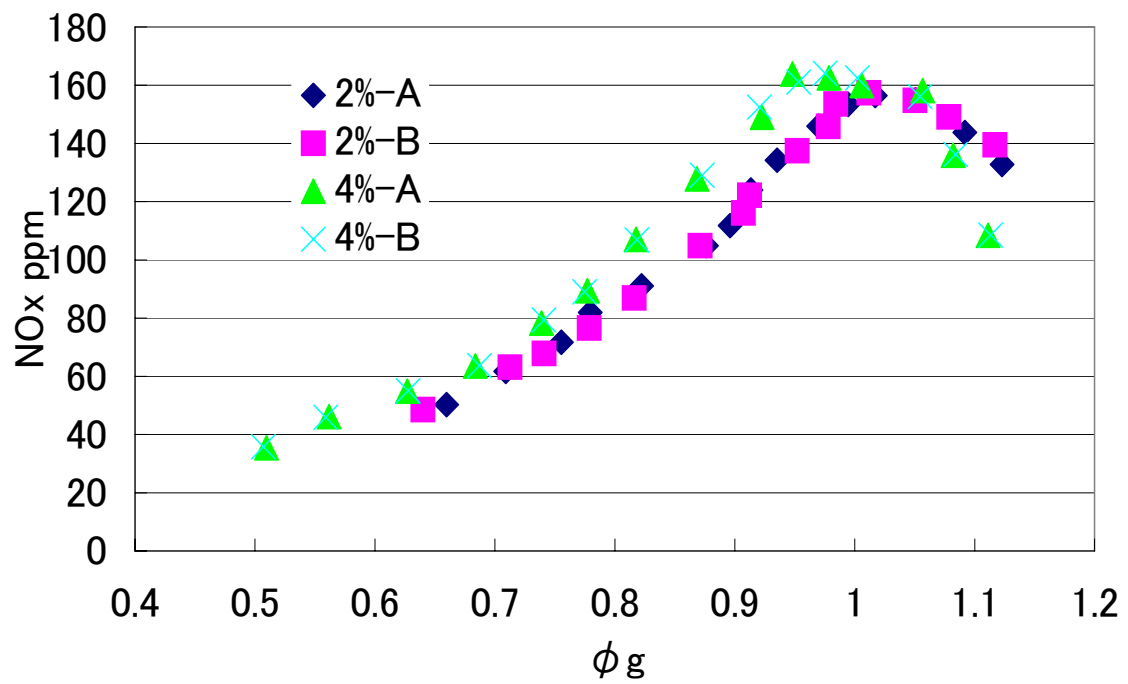


図 5.32 ϕ_g と NOx の関係(OSA=60deg)

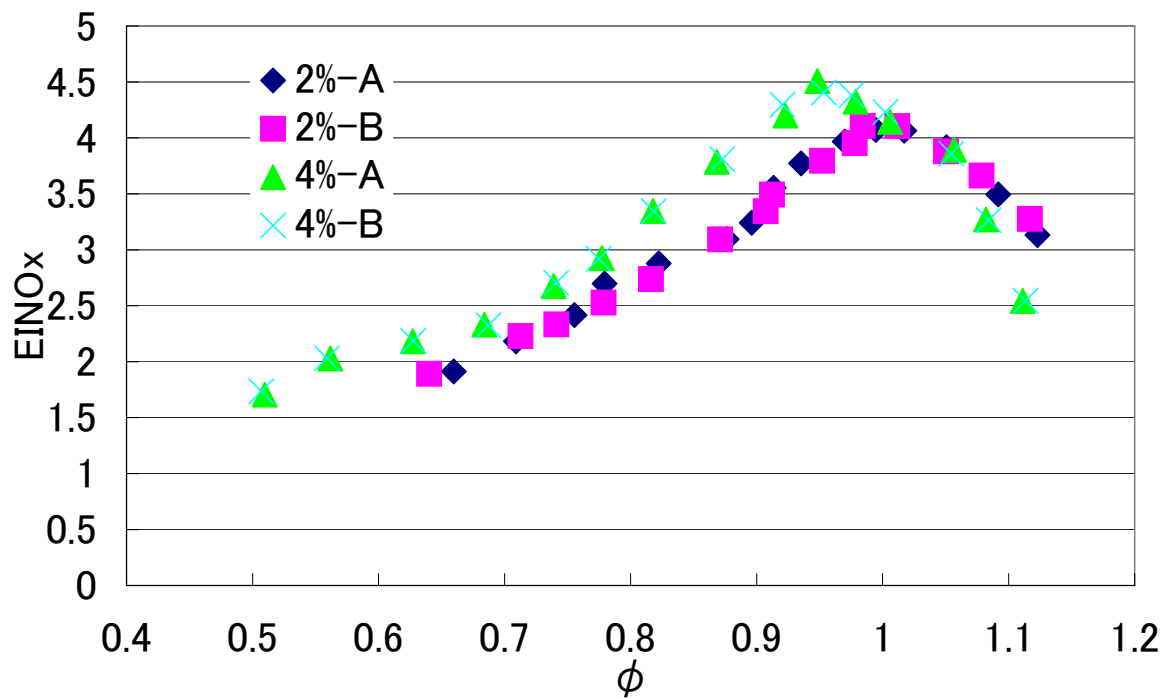


図 5.33 ϕ_g と EINOx の関係(OSA=60deg)

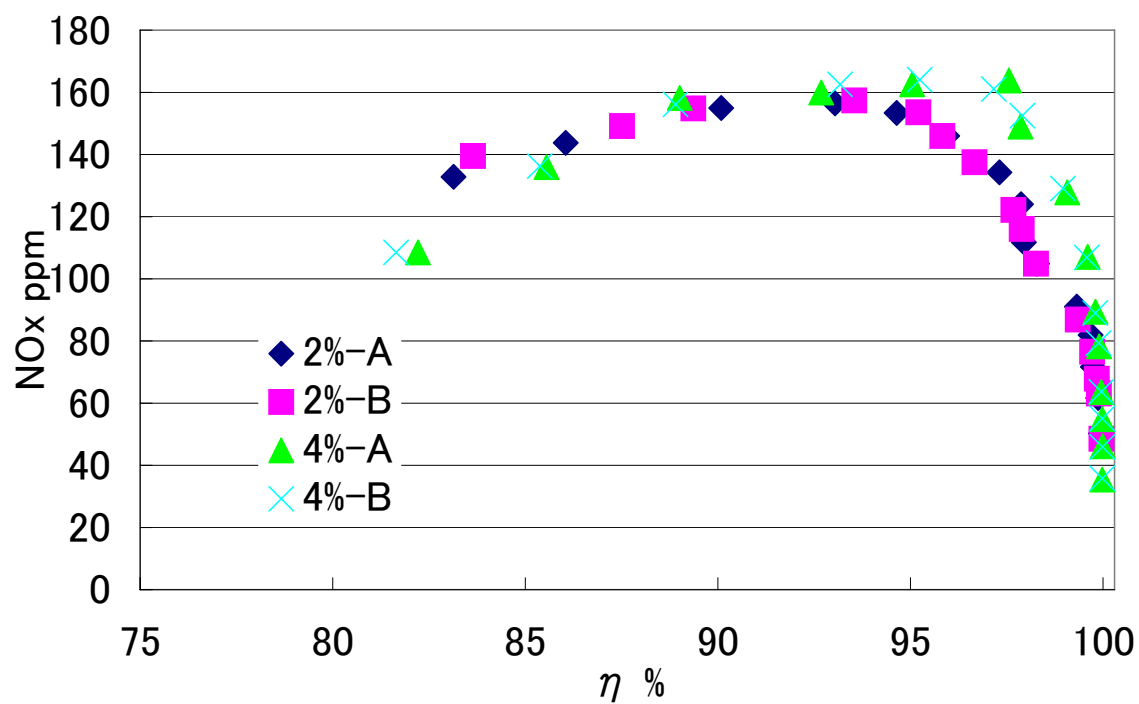


図 5.34 η と NOx の関係(OSA=60deg)

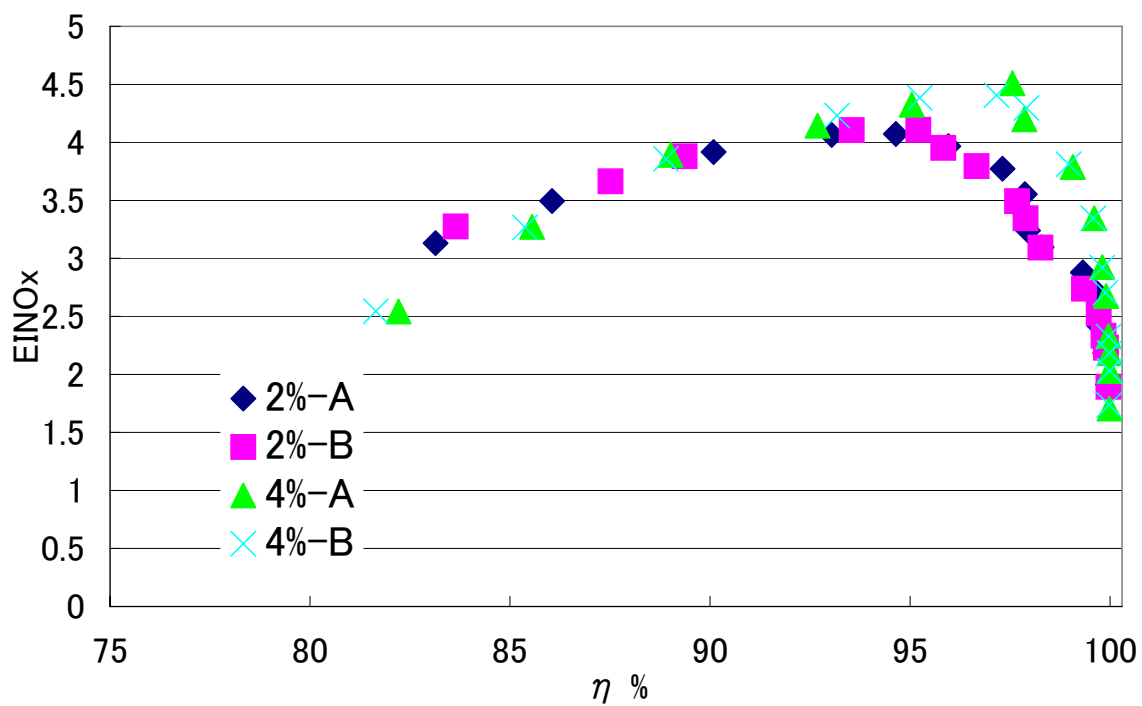


図 5.35 η と EINOx の関係(OSA=60deg)

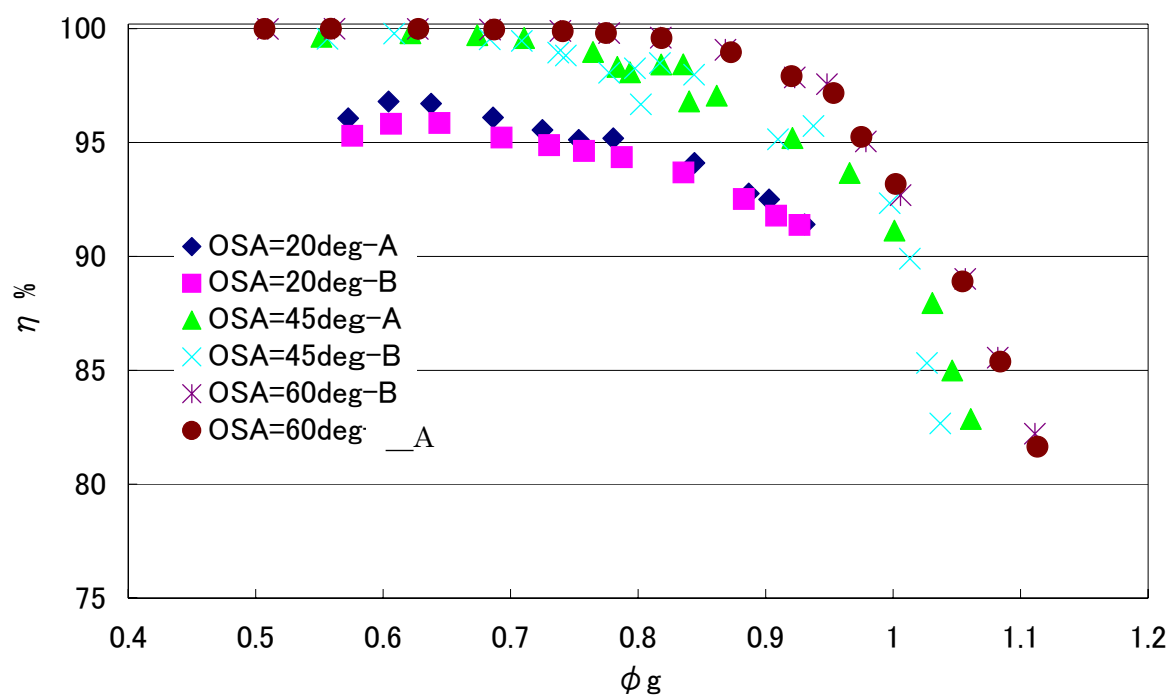


図 5.36 ϕ_g と η の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

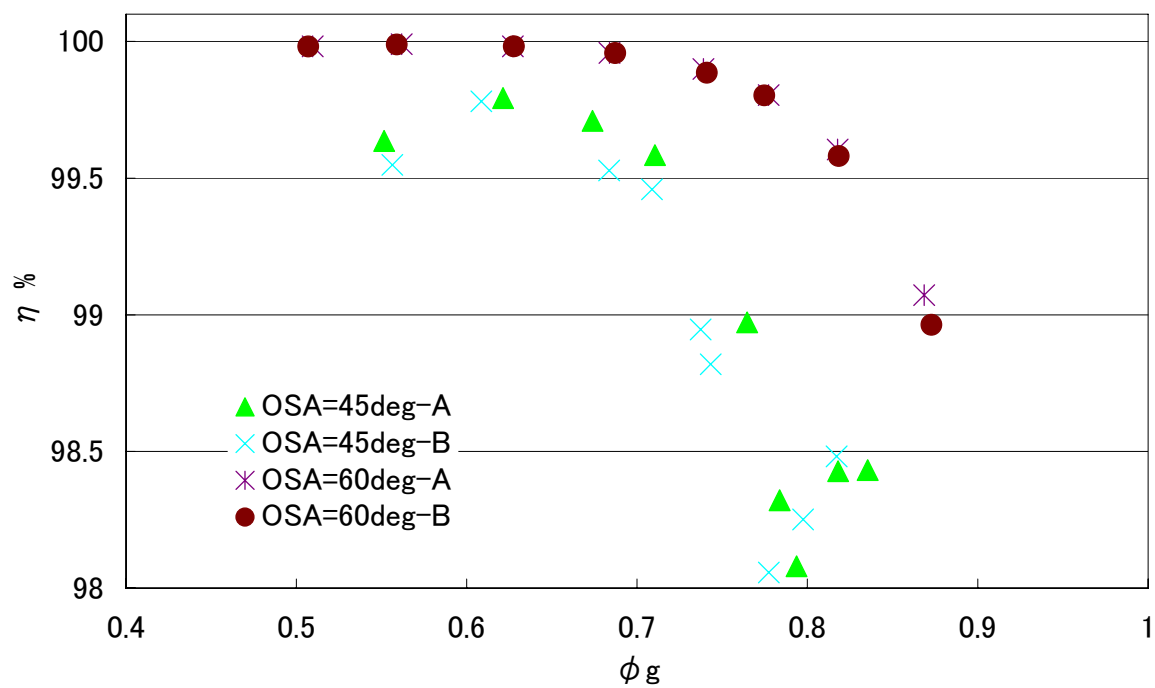


図 5.37 ϕ_g と η の関係($\eta=98\%$ 以上, $\Delta P/P_t=4\%$)

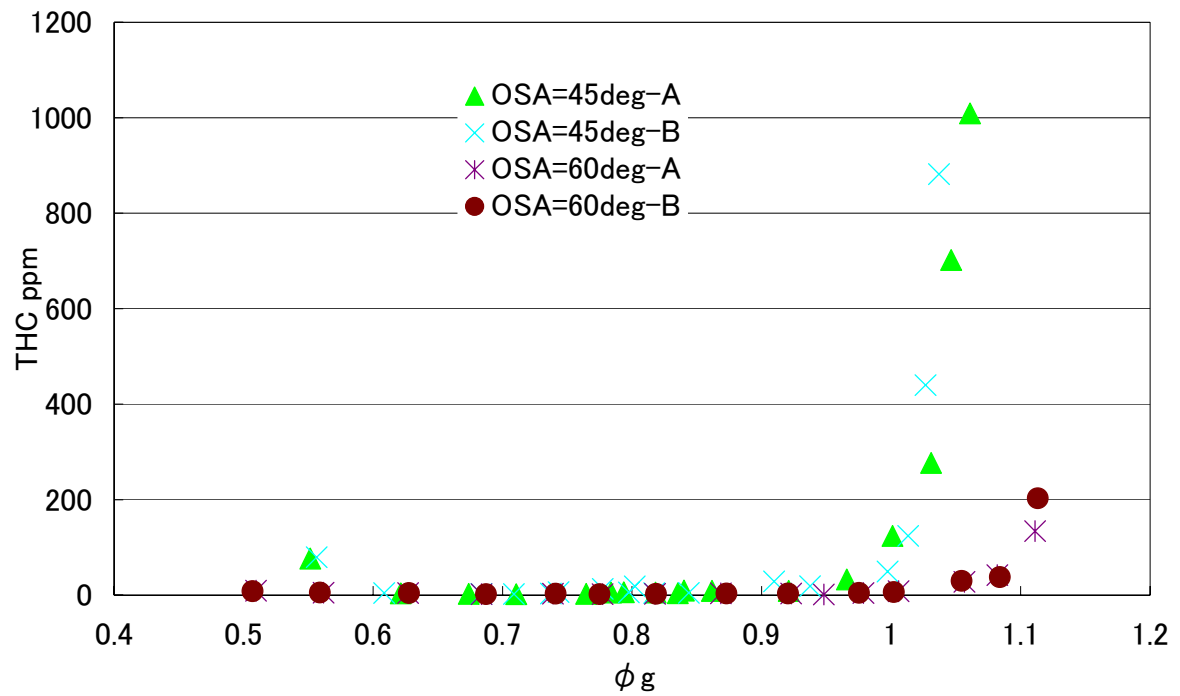


図 5.38 ϕg と THC の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

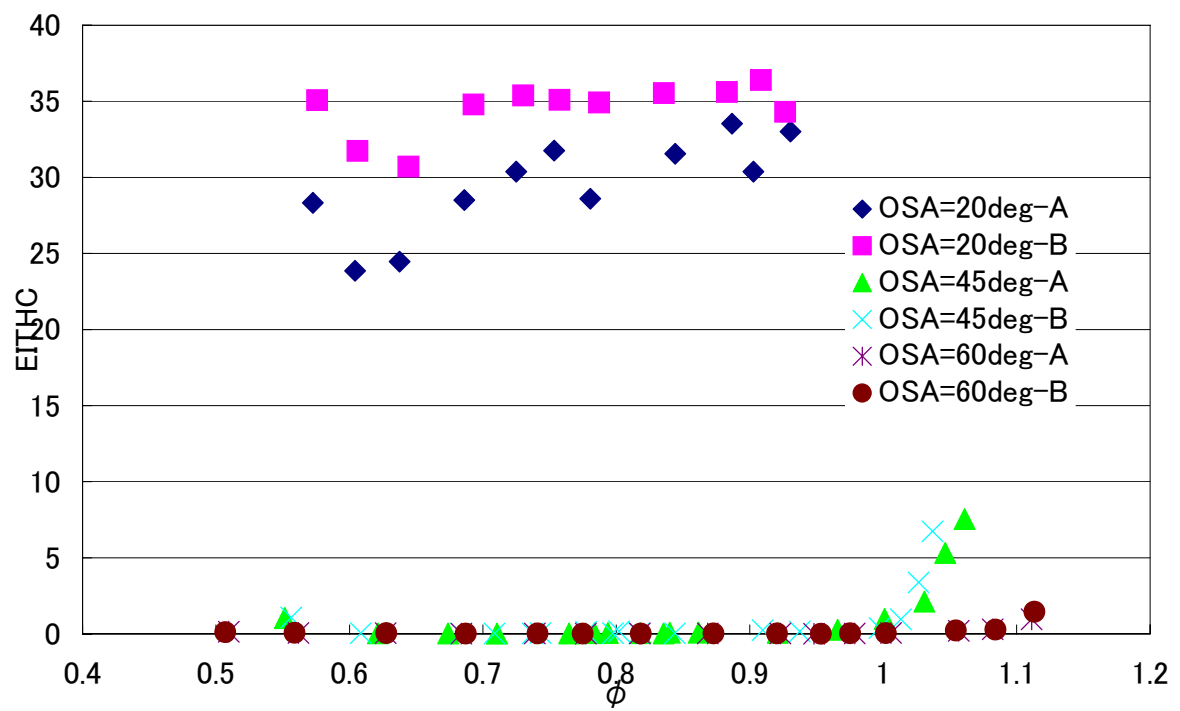


図 5.39 ϕg と EITHC の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

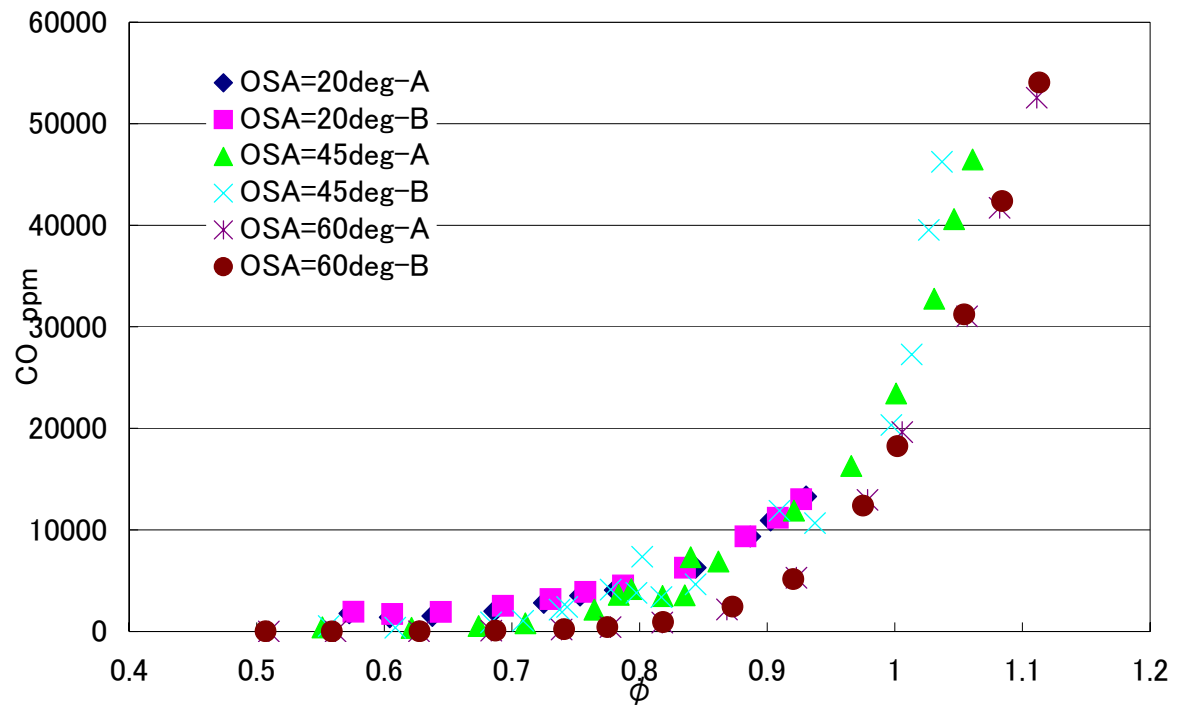


図 5.40 ϕ g と CO の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

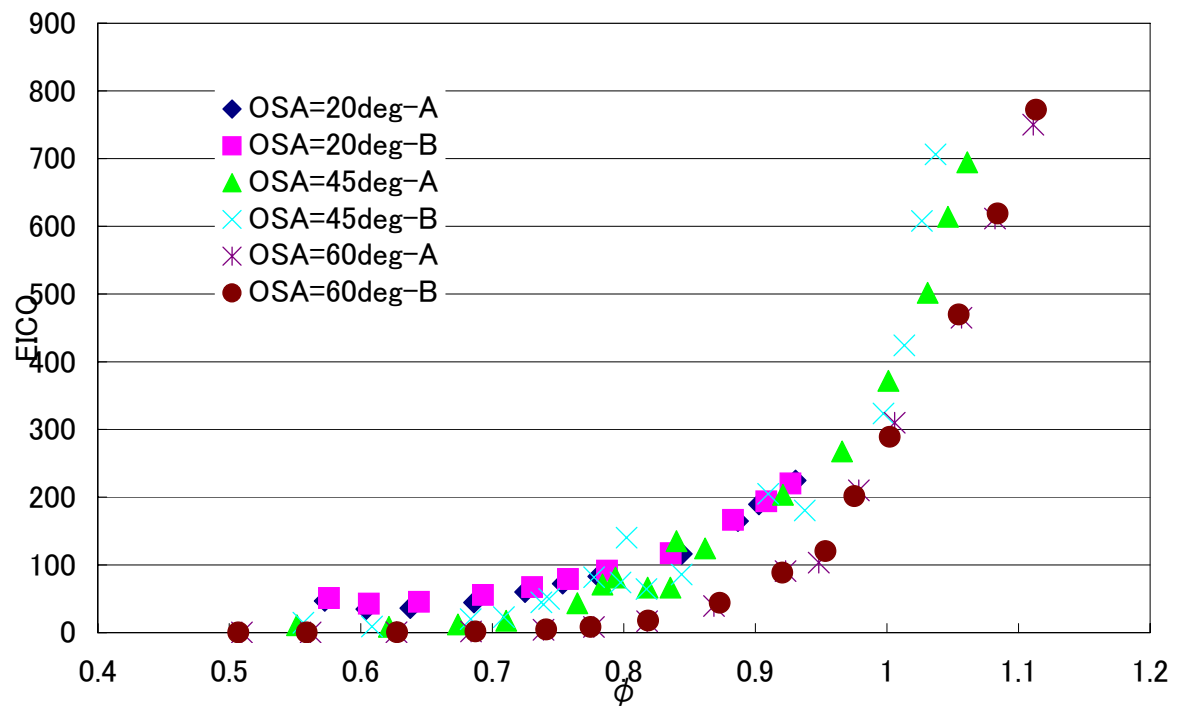


図 5.41 ϕ g と EICO の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

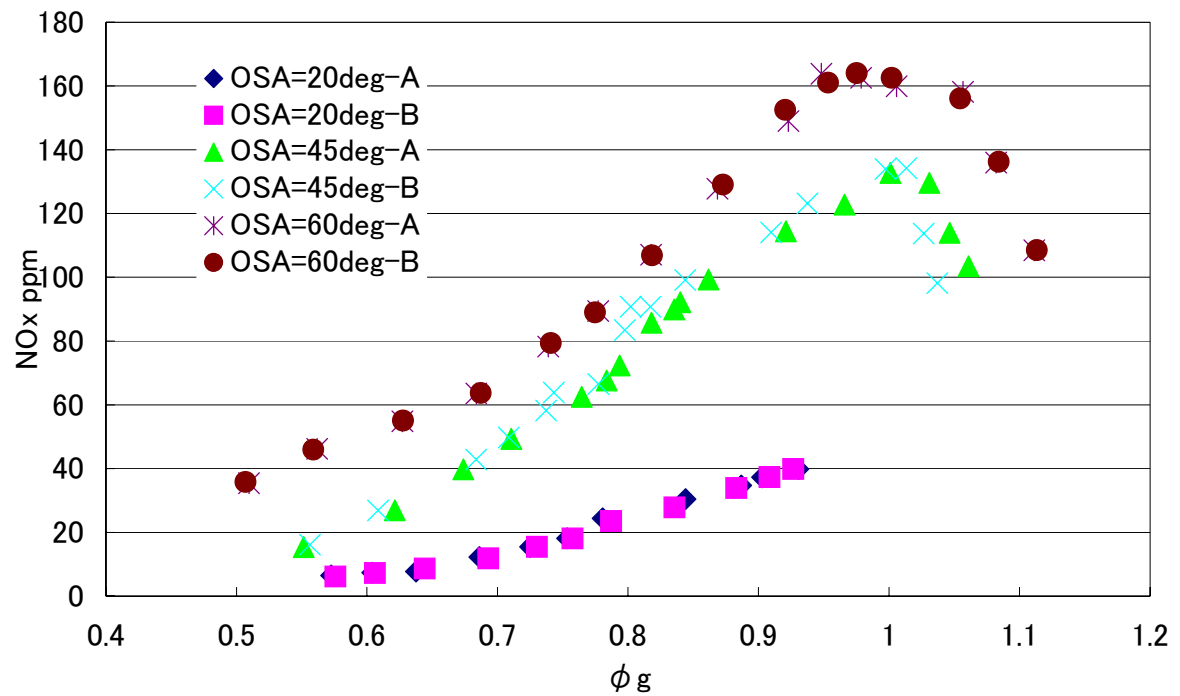


図 5.42 ϕ_g と NO_x の関係($\Delta P/\text{Pt}=4\%$)

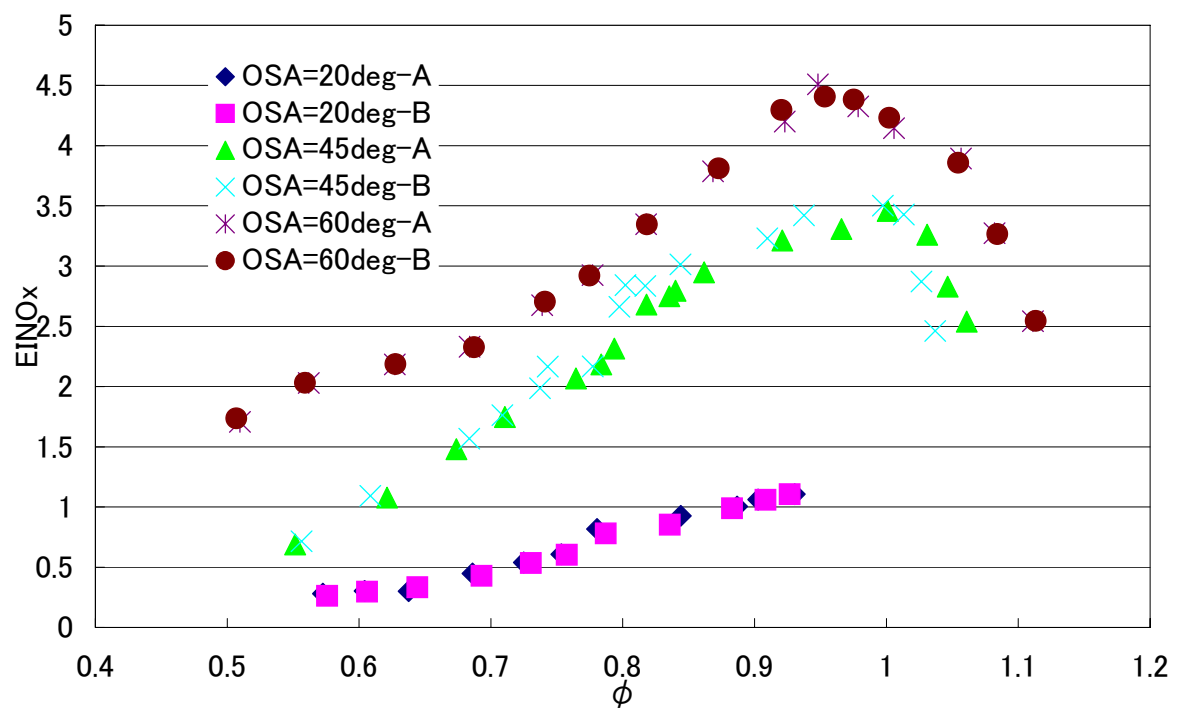


図 5.43 ϕ と EINO_x の関係($\Delta P/\text{Pt}=4\%$)

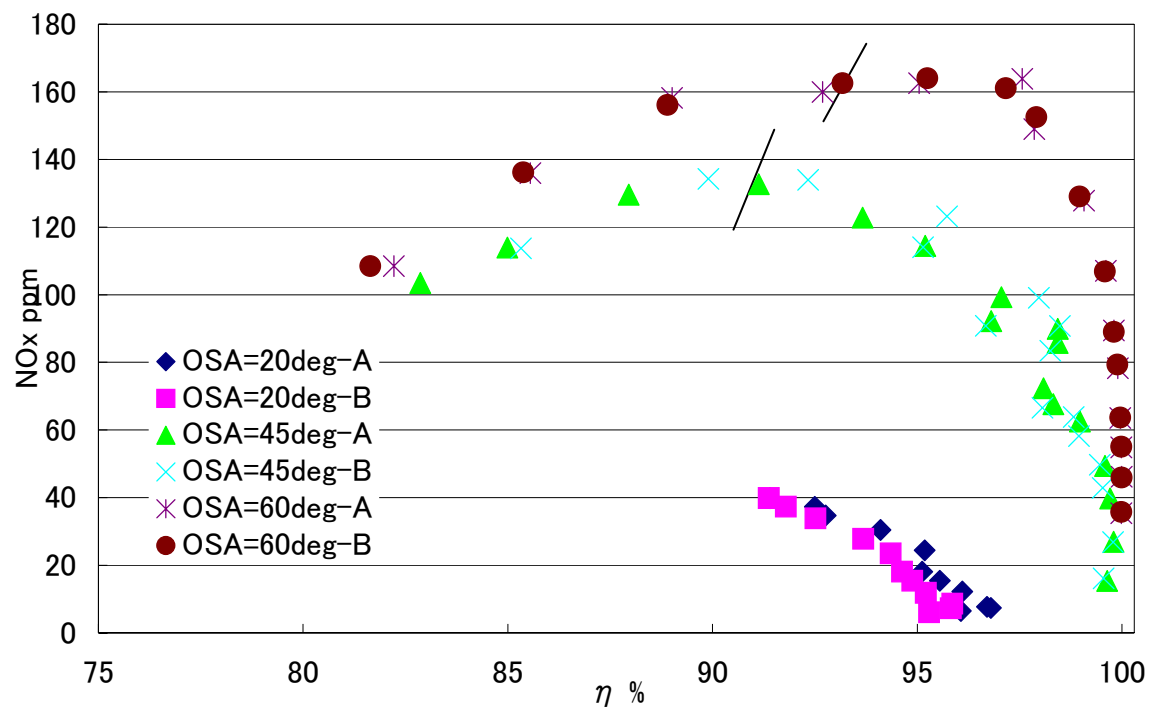


図 5.44 η と NOx の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

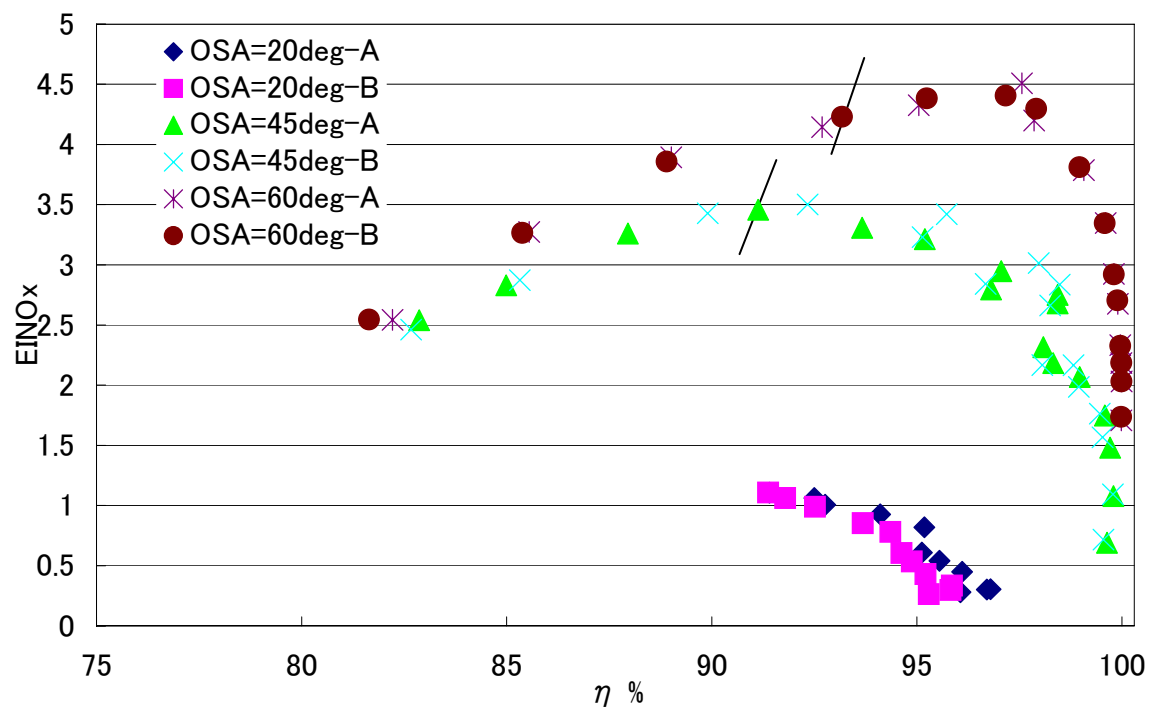


図 5.45 η と EINOx の関係($\Delta P/P_t=4\%$)

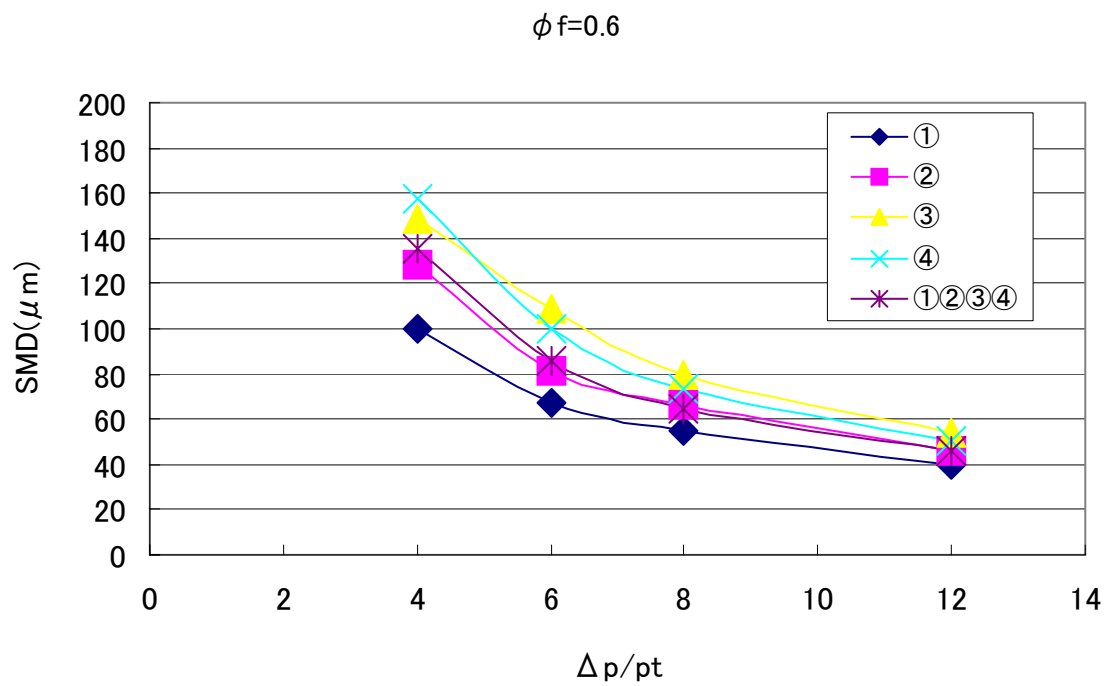


図 6.1 各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=0.6$

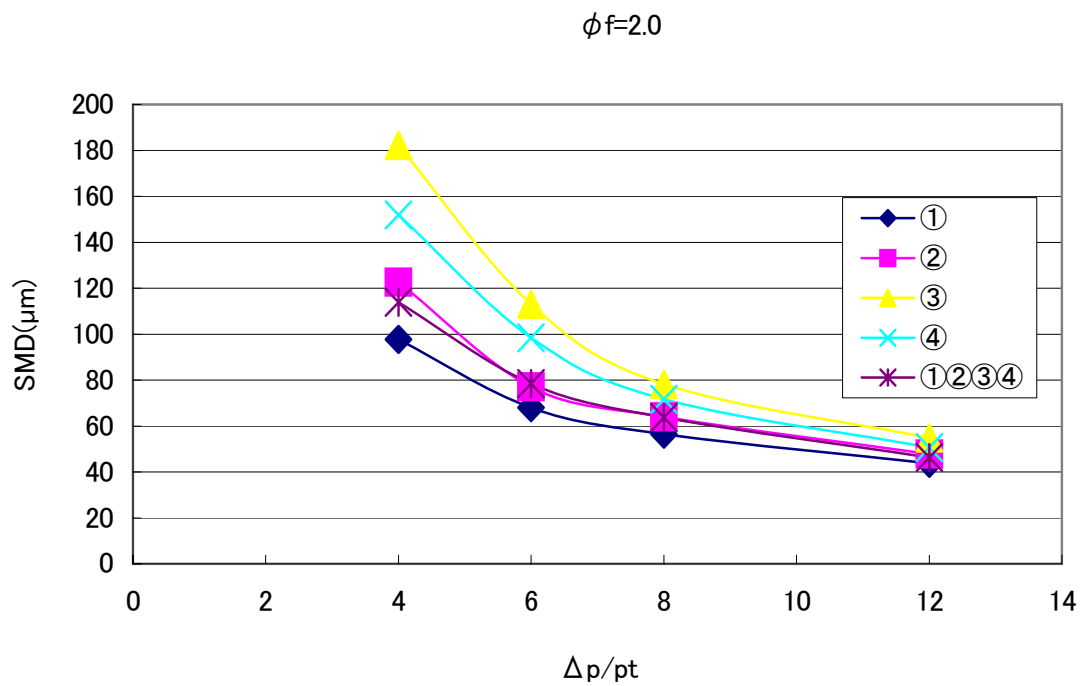


図 6.2 各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=1.0$

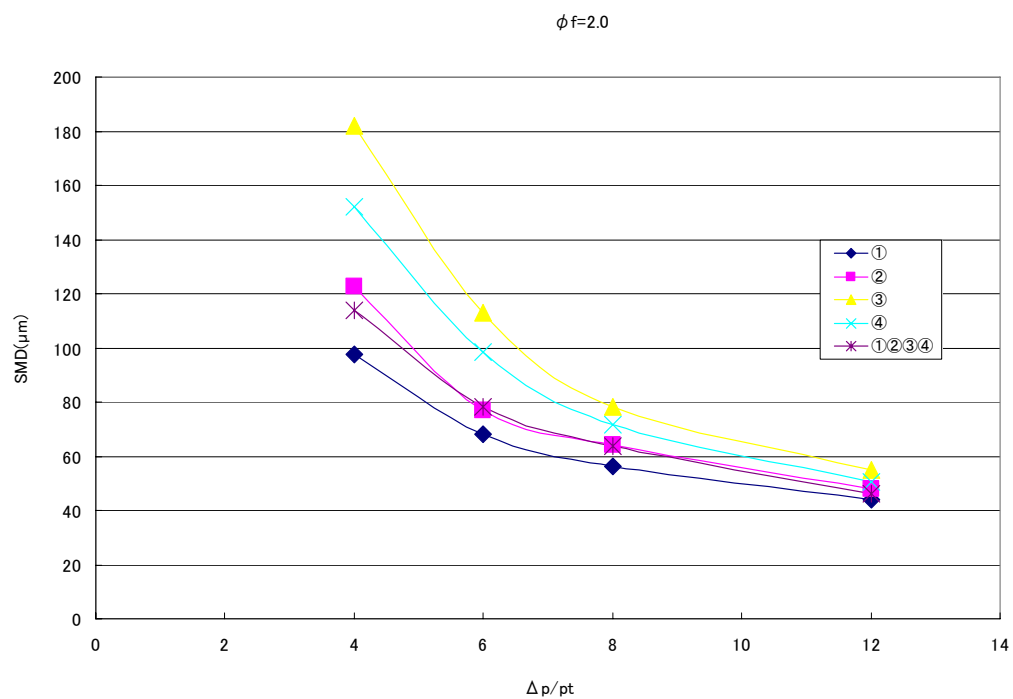


図 6.3 各燃料流路における $\Delta p/p$ と SMD の関係 $\phi f=2.0$

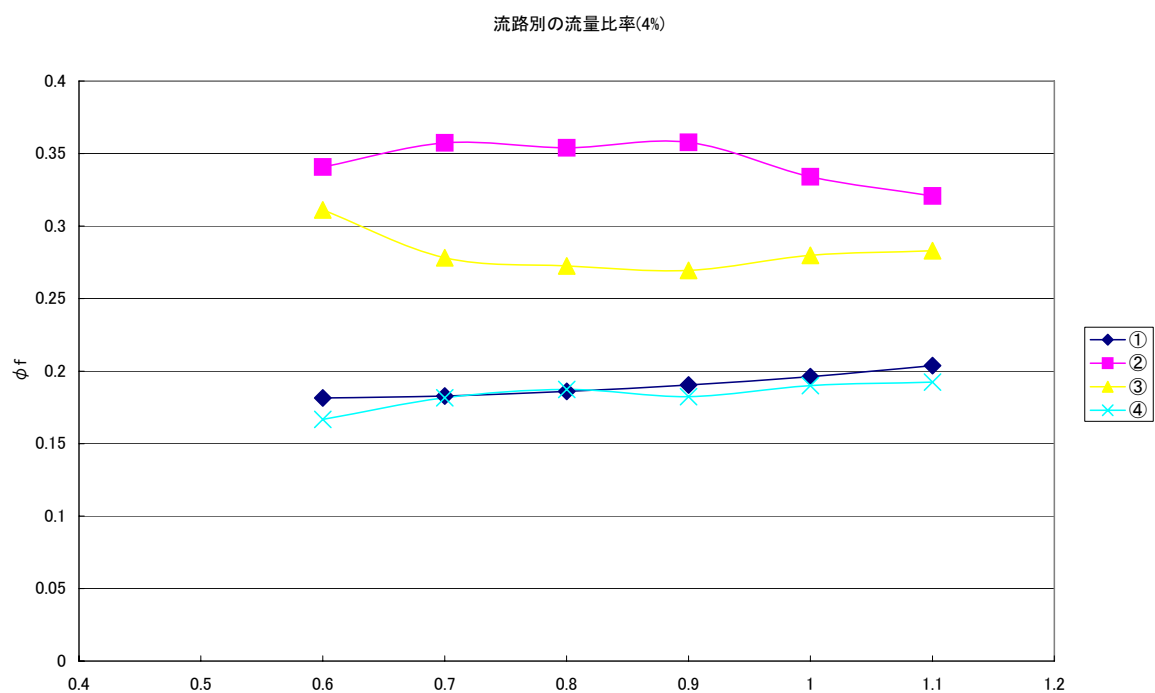


図 6.4 非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=4\%$

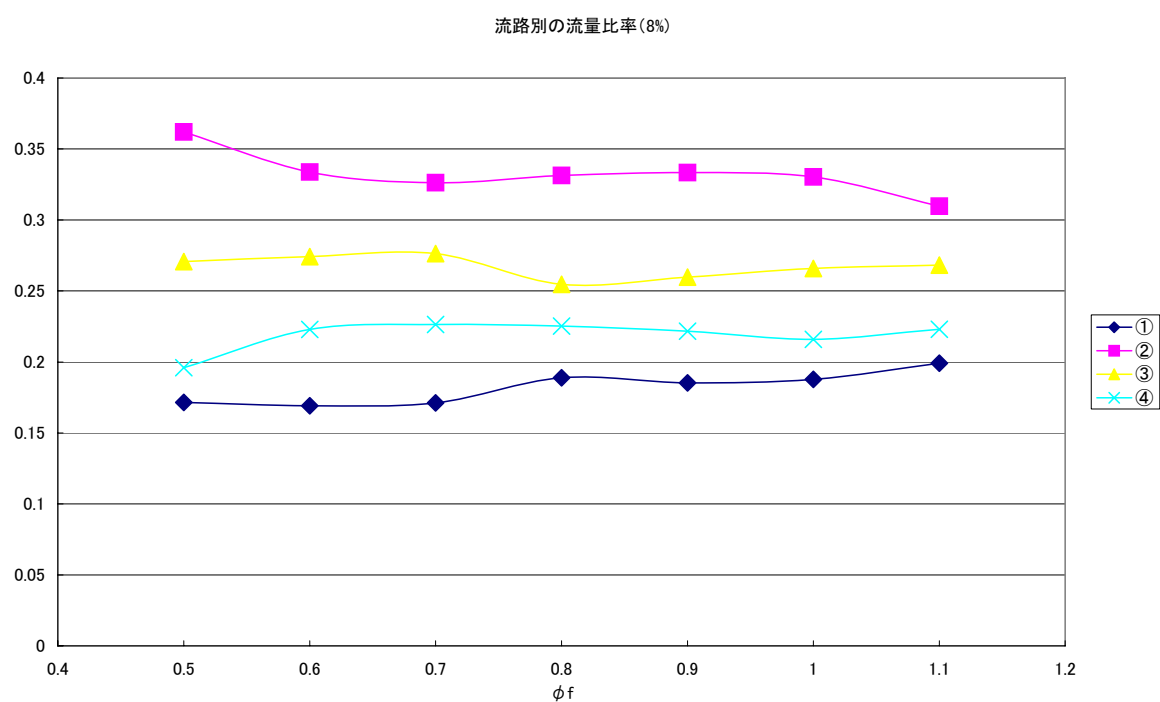


図 6.5 非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=8\%$

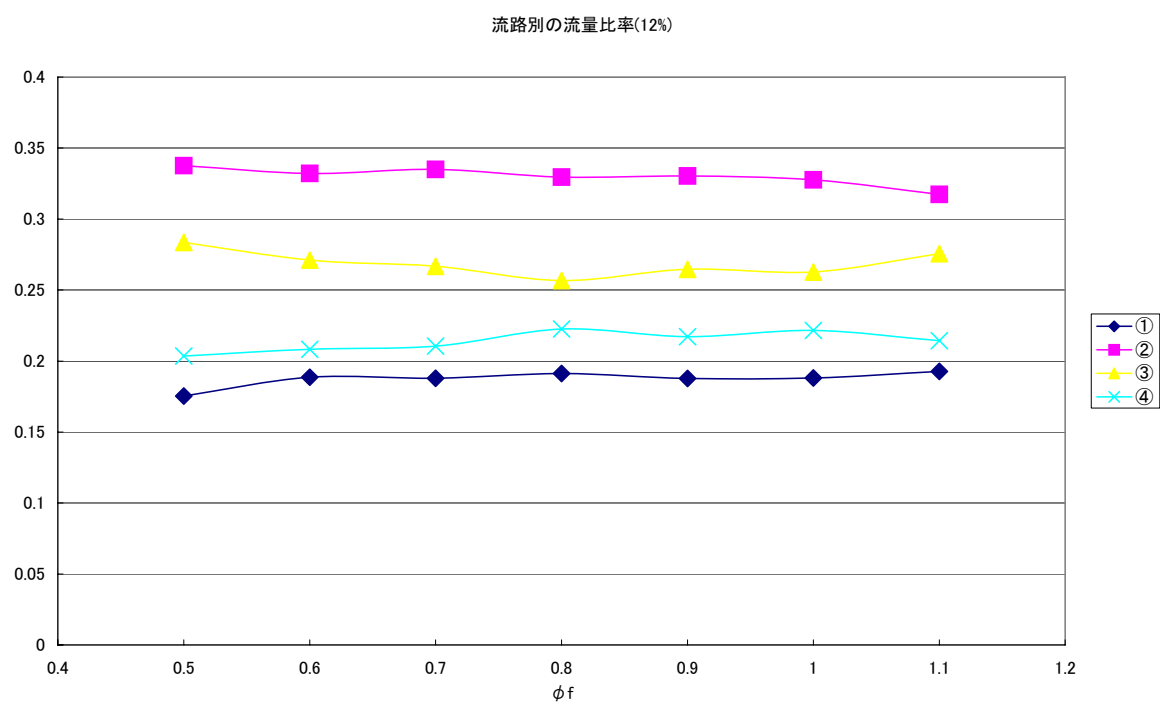


図 6.6 非制御配分における流路別流量比率 $\Delta p/p=12\%$

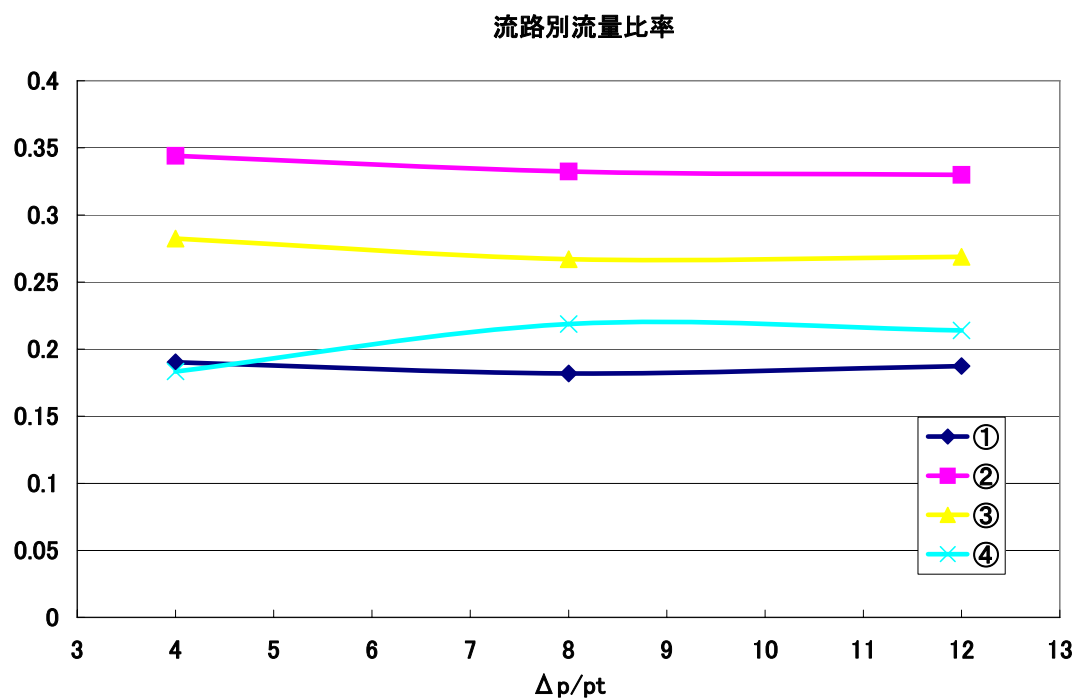


図 6.7 非制御配分における流路別流量比率 $\phi f=1.0$

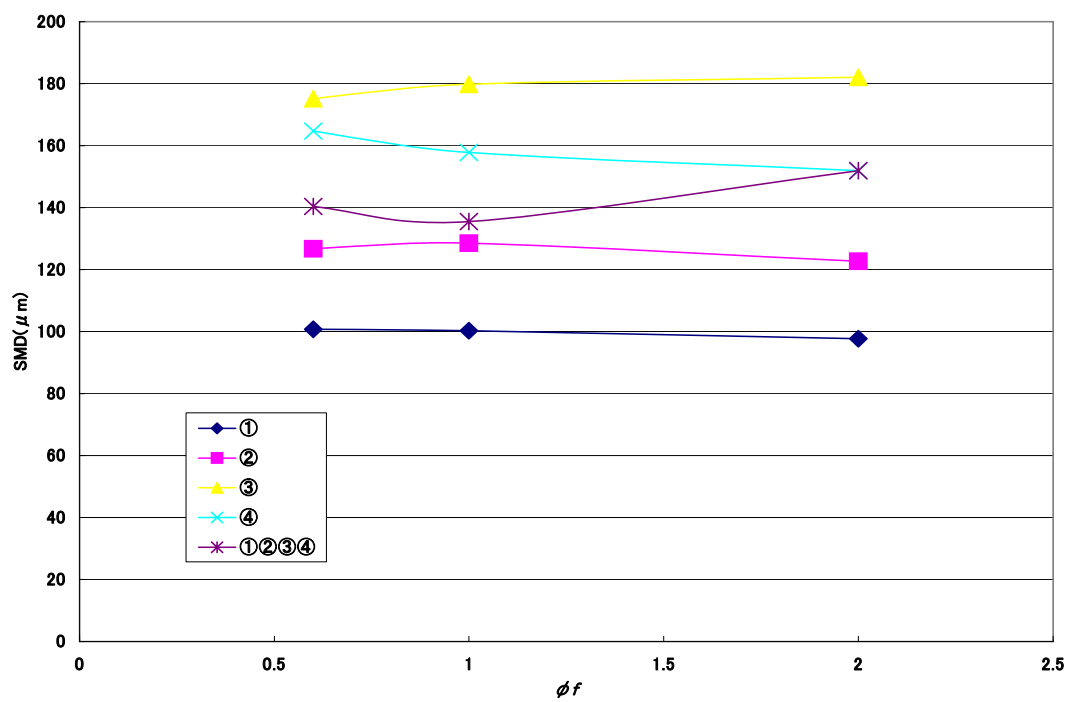


図 6.8 気液流量比による SMD の変化 $\Delta p/p=4\%$

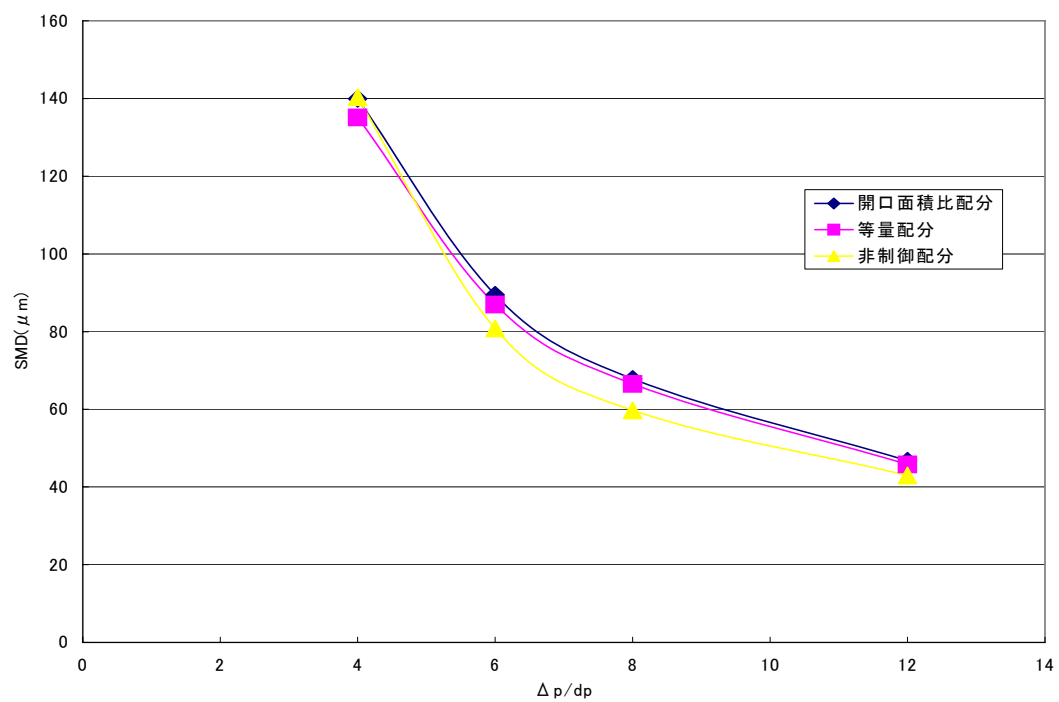


図 6.9 各配分方法における $\Delta p/p$ と SMD の関係見積もり $\phi f=1.0$



$\phi \text{ } g=0.5$



$\phi \text{ } g=0.6$



$\phi \text{ } g=0.7$



$\phi \text{ } g=0.8$



$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.1 ①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)



$\phi \text{ } g=0.5$



$\phi \text{ } g=0.6$



$\phi \text{ } g=0.7$



$\phi \text{ } g=0.8$



$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.2 ①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)



$\phi \text{ g}=0.5$



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$

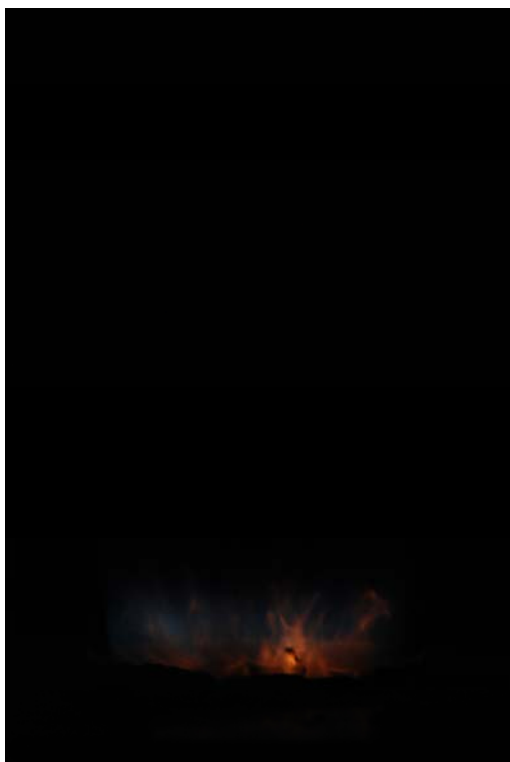


$\phi \text{ g}=0.9$

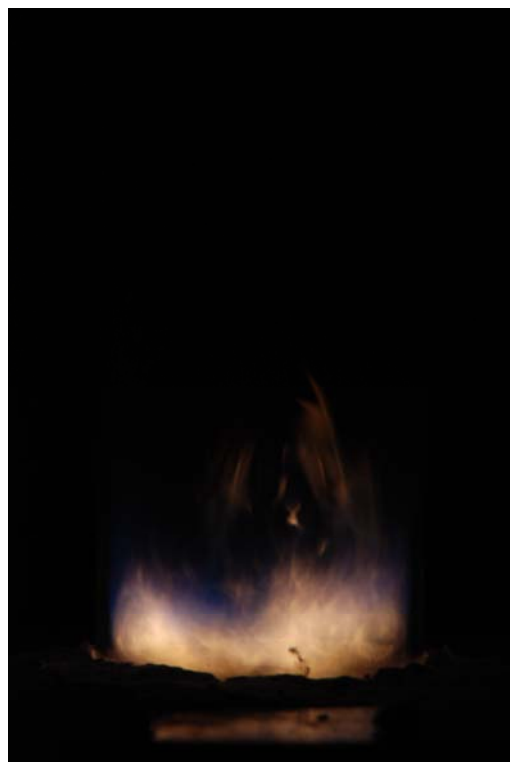


$\phi \text{ g}=1.0$

図 7.3 ①②③④非制御配分による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)



$\phi \text{ g}=0.5$



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$

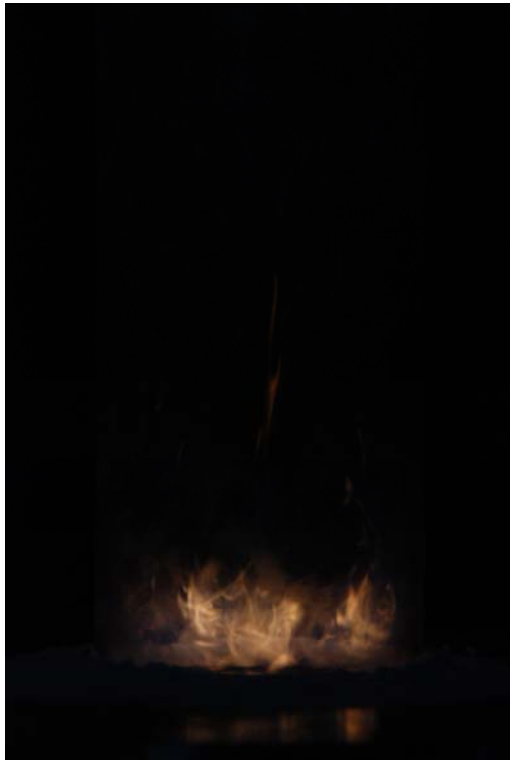


$\phi g=0.9$

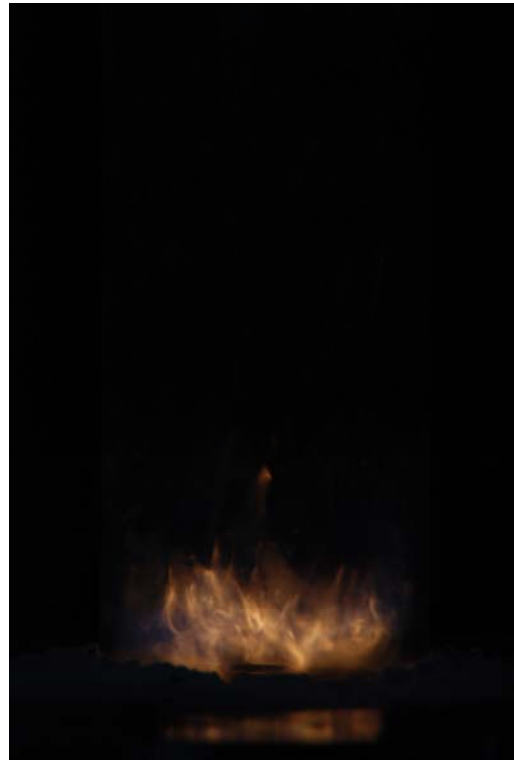


$\phi g=1.0$

図 7.4 ①による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)



$\phi g=0.5$



$\phi g=0.6$



$\phi g=0.7$



$\phi g=0.8$

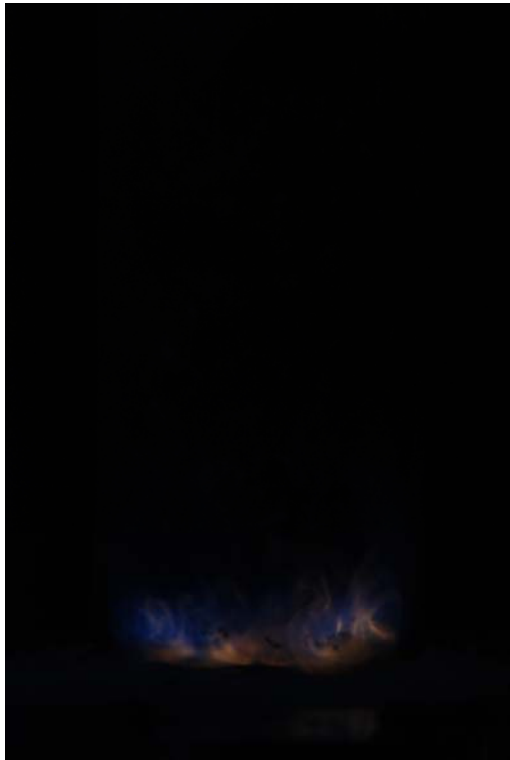


$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.5 ①による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)



$\phi \text{ g}=0.5$



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$

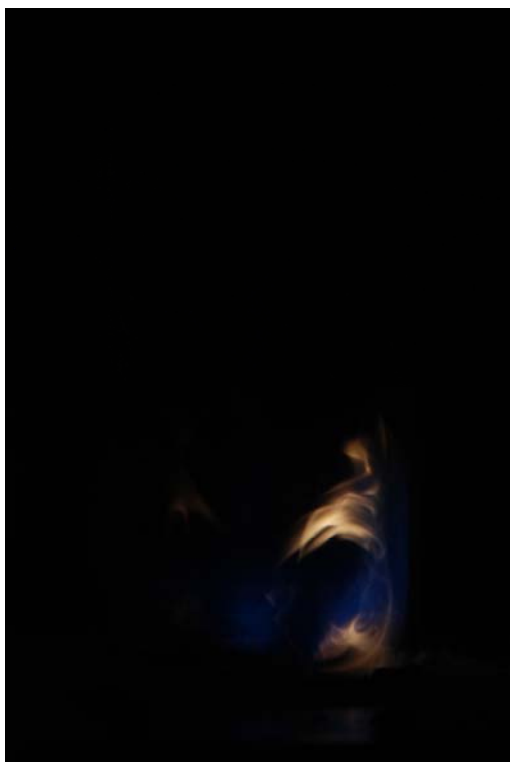


$\phi g=0.9$

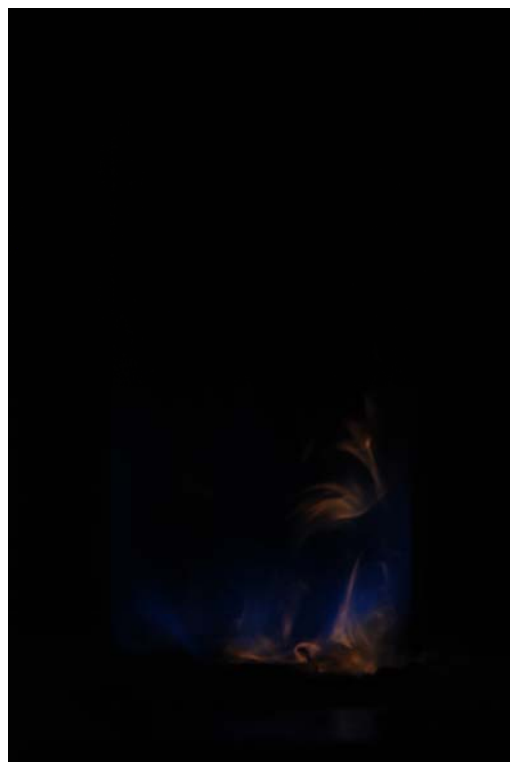


$\phi g=1.0$

図 7.6 ①による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)



$\phi \text{ g}=0.5$



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$



$\phi g=0.9$

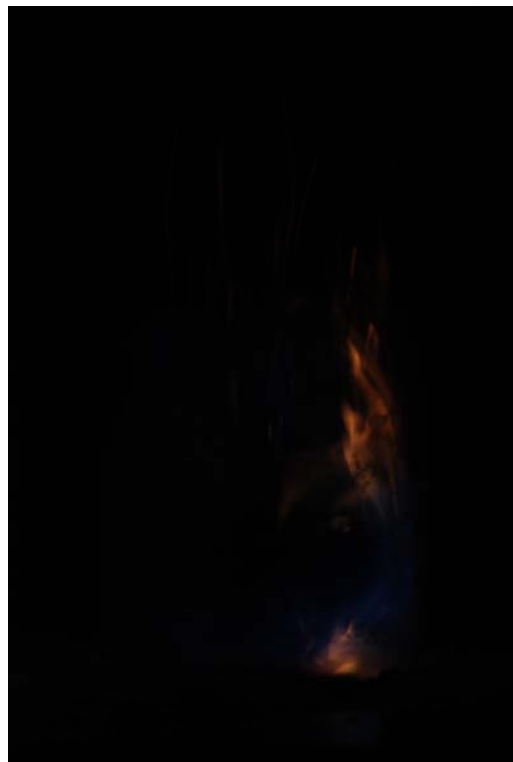


$\phi g=1.0$

図 7.7 ②による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)



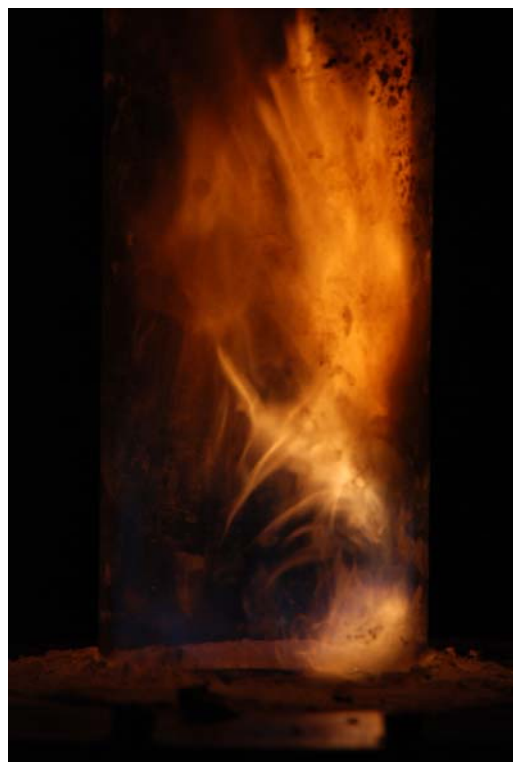
$\phi \text{ } g=0.5$



$\phi \text{ } g=0.6$



$\phi \text{ } g=0.7$



$\phi \text{ } g=0.8$



$\phi g=0.9$

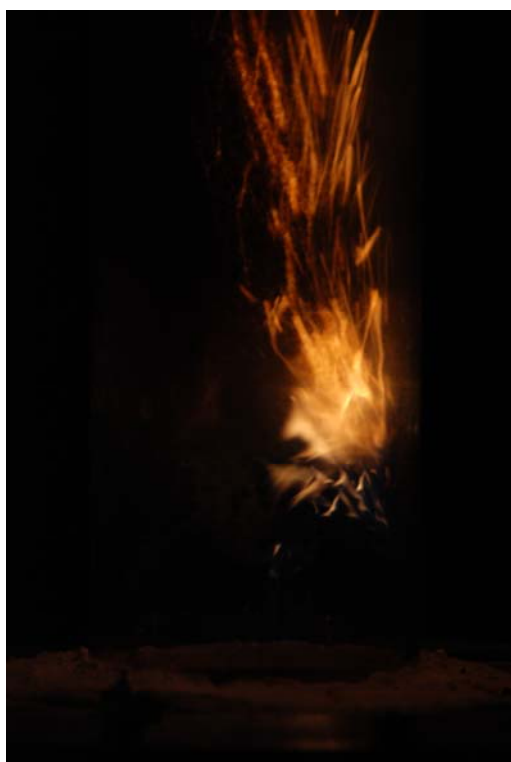


$\phi g=1.0$

図 7.8 ②による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$



$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.9 ②による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)



$\phi g = 0.6$



$\phi g = 0.7$



$\phi g = 0.8$

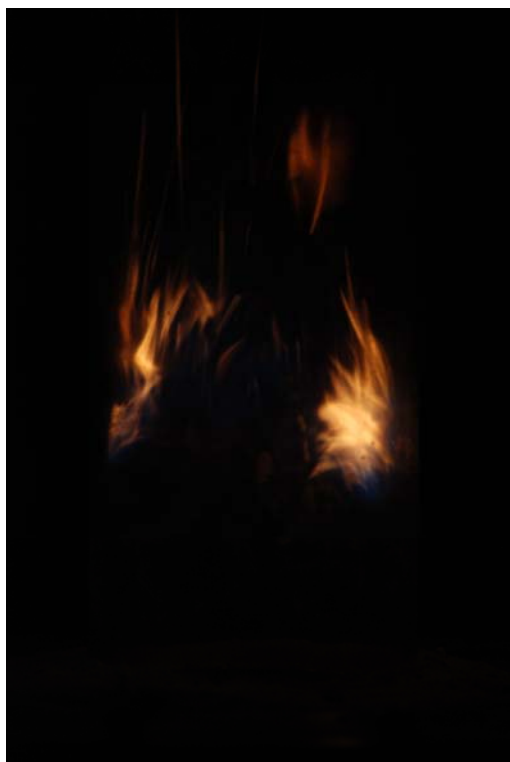


$\phi g = 0.9$



$\phi_g=1.0$

図 7.10 ③による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$



$\phi g=0.9$

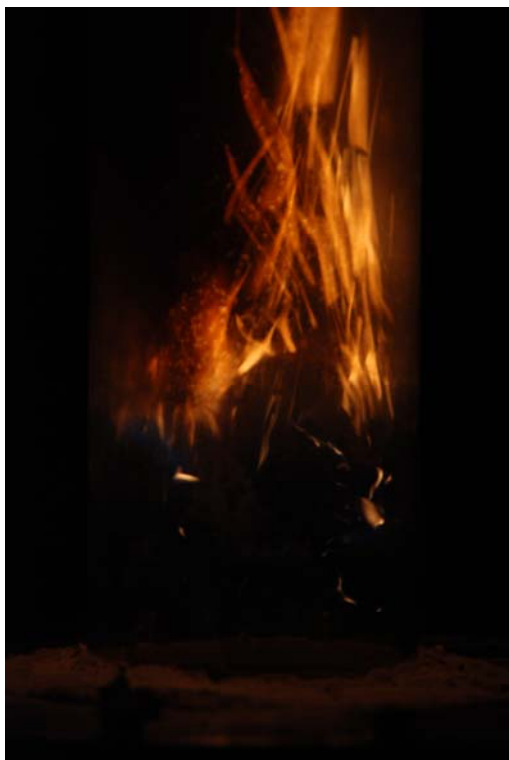


$\phi g=1.0$

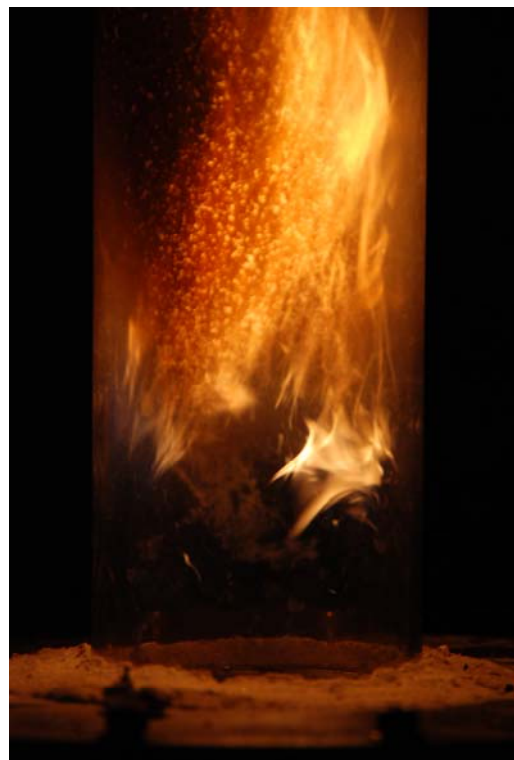
図 7.11 ③による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)



$\phi \text{ } g=0.6$



$\phi \text{ } g=0.7$



$\phi \text{ } g=0.8$

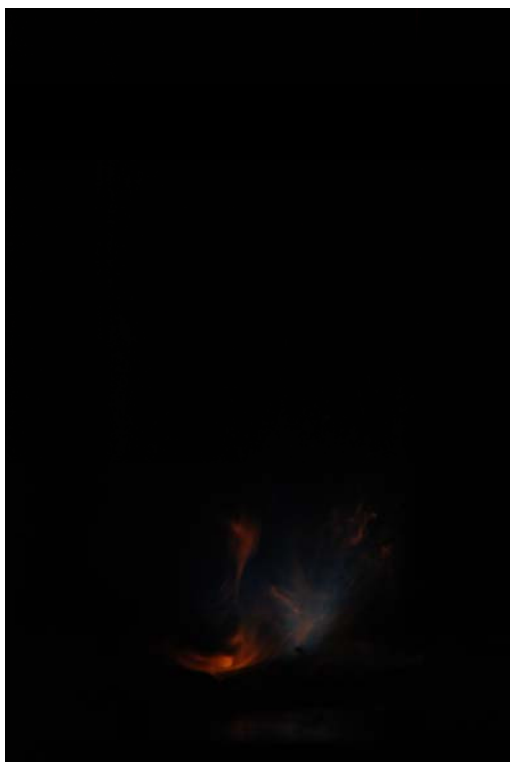


$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.12 ③による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)



$\phi \text{ g}=0.5$



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$

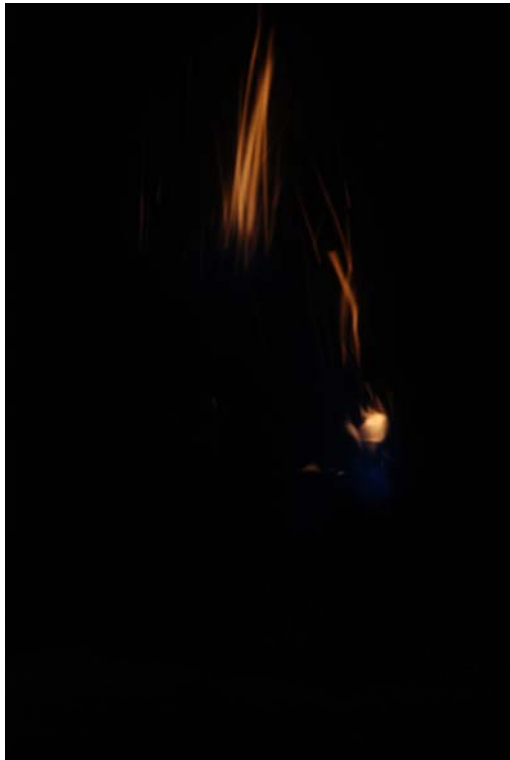


$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.13 ④による火炎形状 ($\Delta p/pt=12\%$)



$\phi \text{ } g=0.55$



$\phi \text{ } g=0.6$



$\phi \text{ } g=0.7$



$\phi \text{ } g=0.8$



$\phi g=0.9$



$\phi g=1.0$

図 7.14 ④による火炎形状 ($\Delta p/pt=8\%$)



$\phi \text{ g}=0.6$



$\phi \text{ g}=0.7$



$\phi \text{ g}=0.8$



$\phi_g=0.9$



$\phi_g=1.0$

図 7.15 ④による火炎形状 ($\Delta p/pt=4\%$)

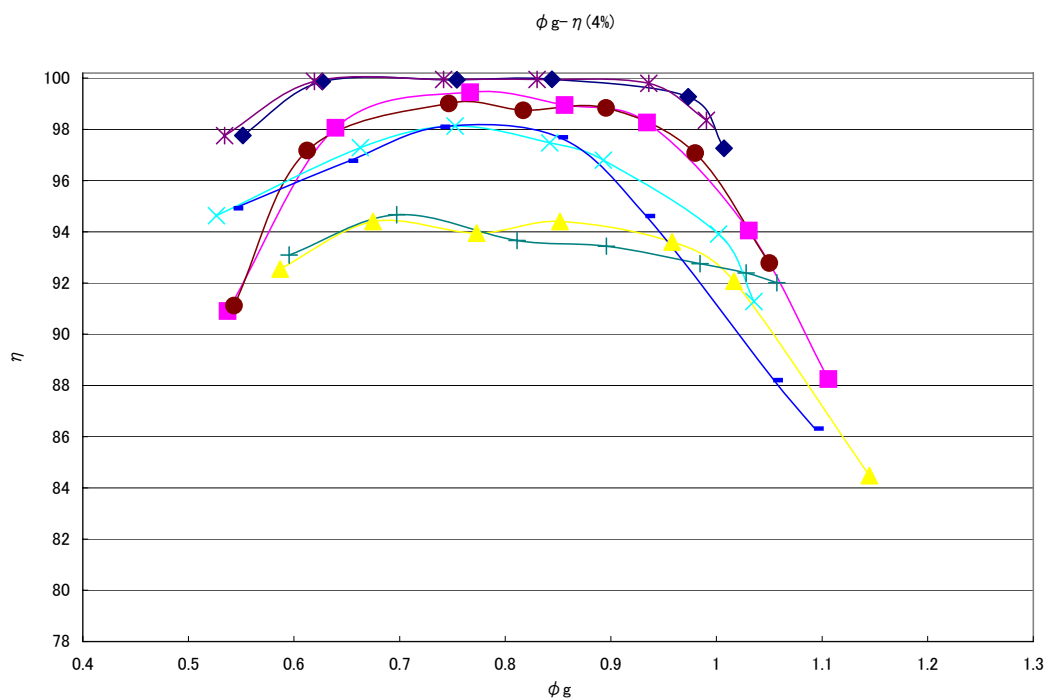


図 8.1 各燃料流路における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p = 4\%$

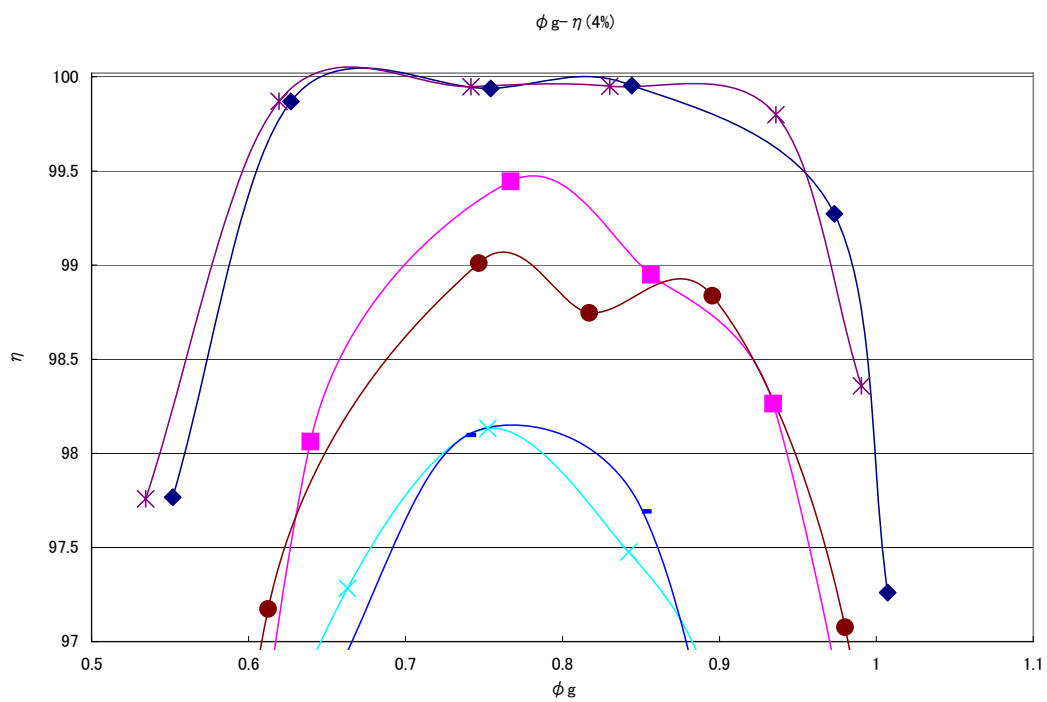


図 8.2 各燃料流路における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p = 4\%$

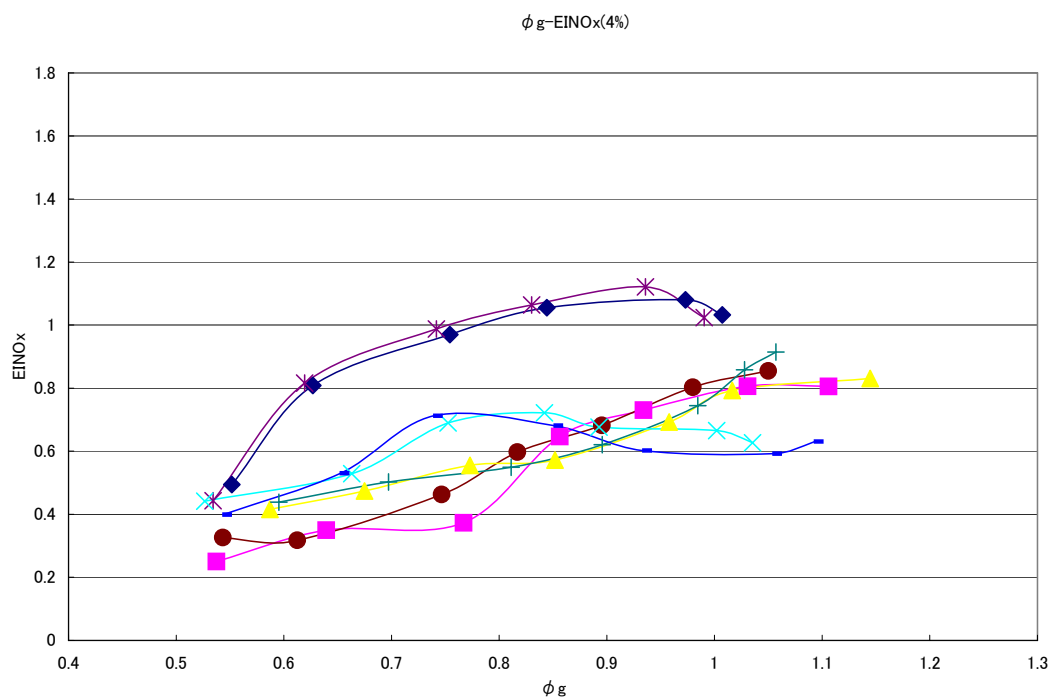


図 8.3 各燃料流路における ϕ_g と EINO_x の関係 $\Delta p/p=4\%$

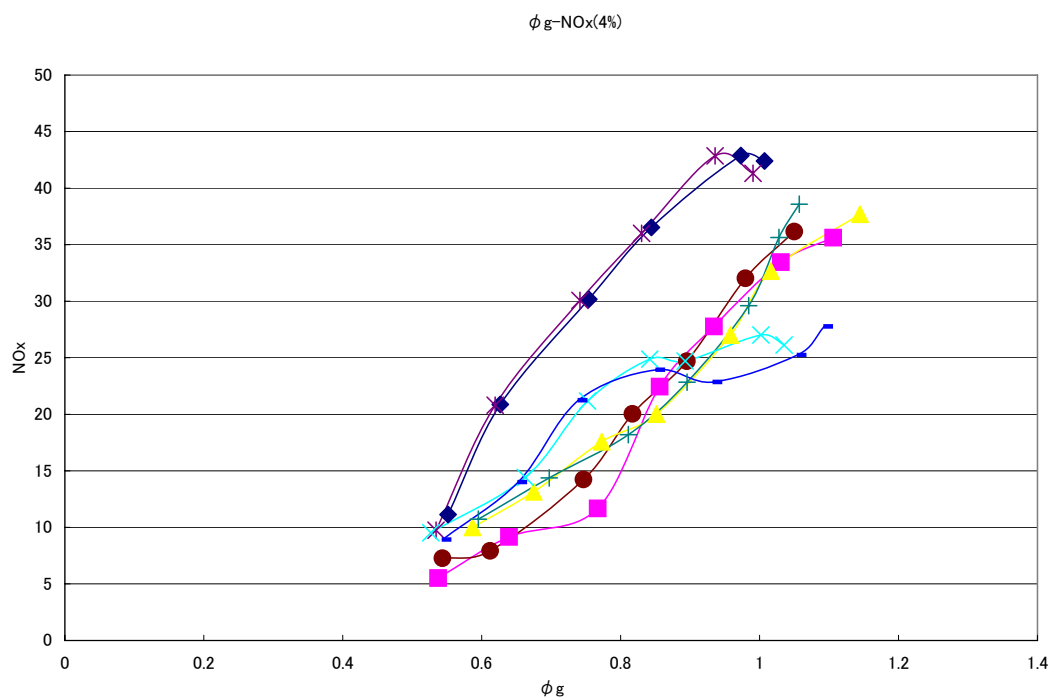


図 8.4 各燃料流路における ϕ_g と NO_x の関係 $\Delta p/p=4\%$

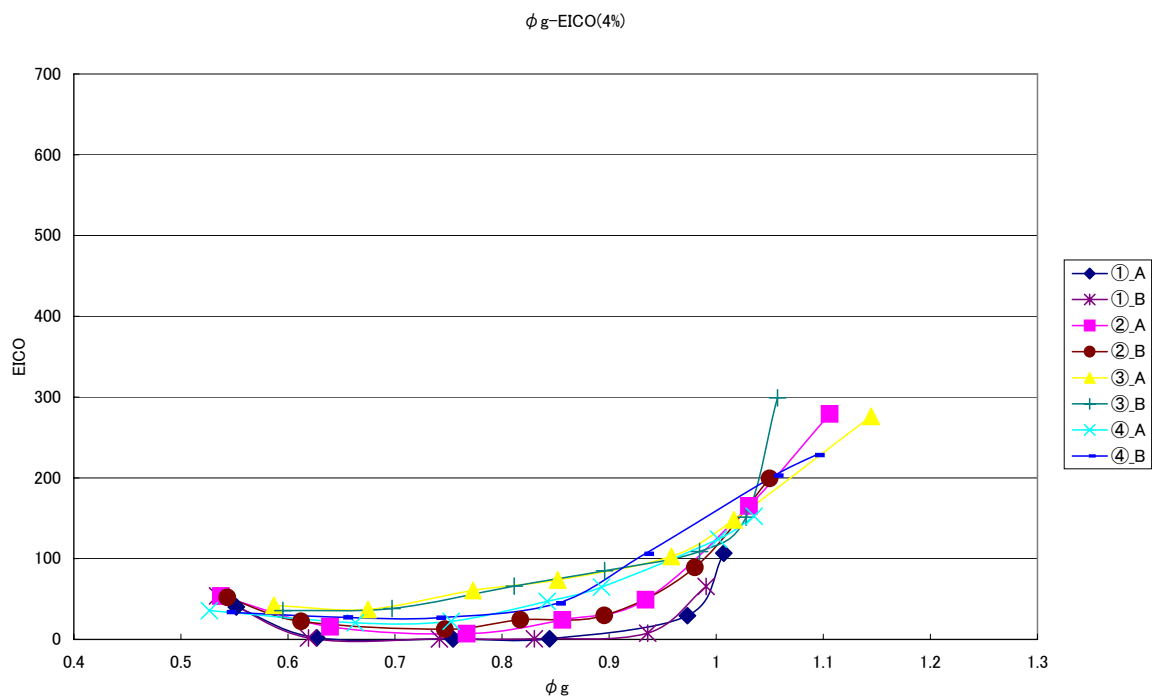


図 8.5 各燃料流路における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p=4\%$

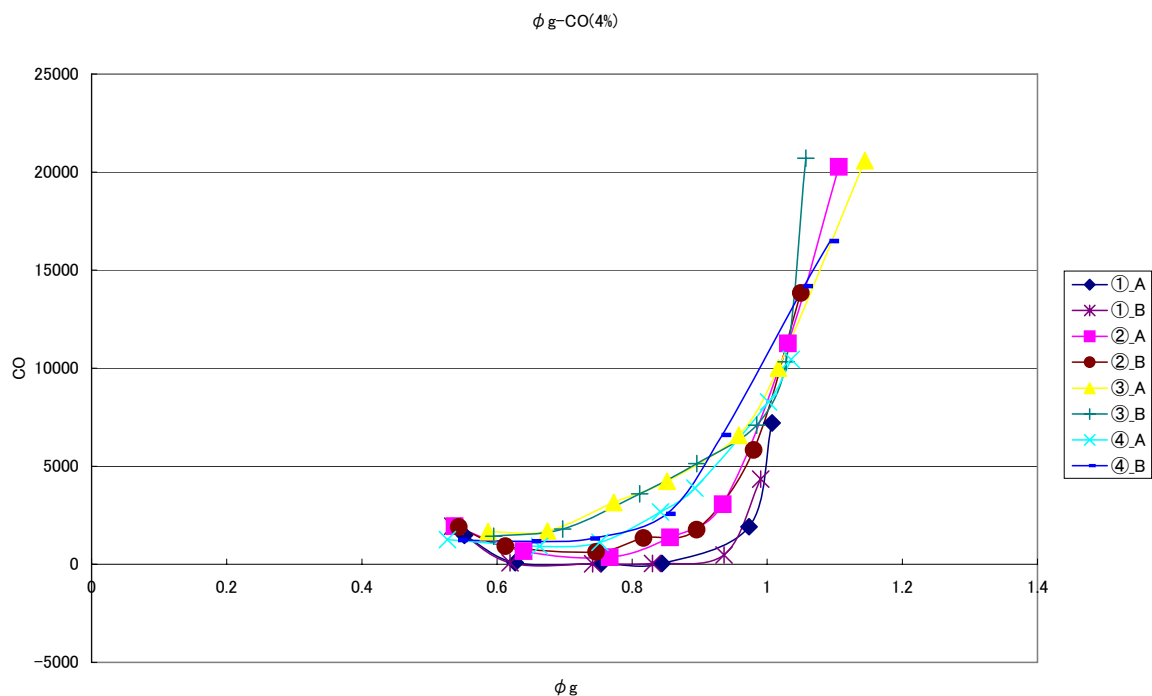


図 8.6 各燃料流路における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p=4\%$

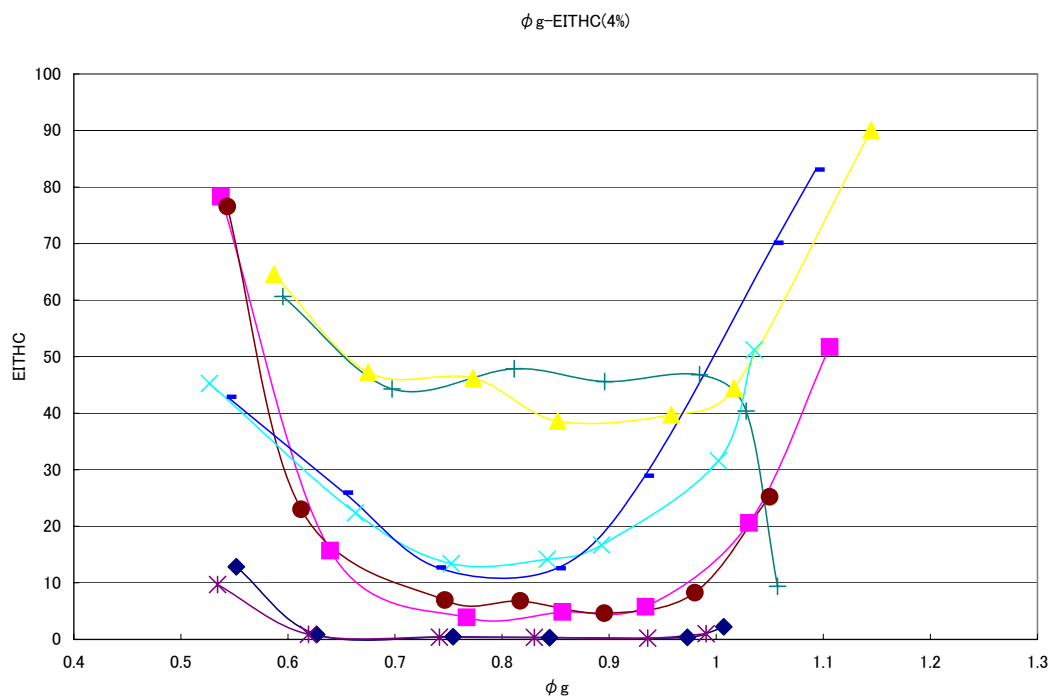


図 8.7 各燃料流路における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=4\%$

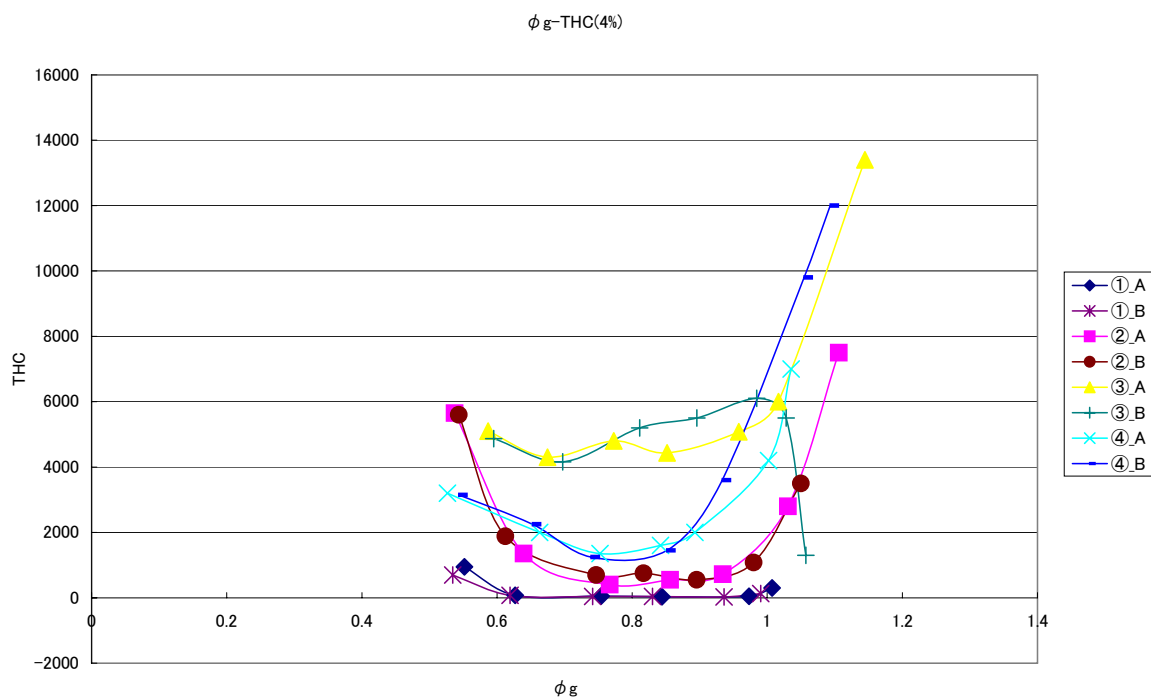


図 8.8 各燃料流路における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=4\%$

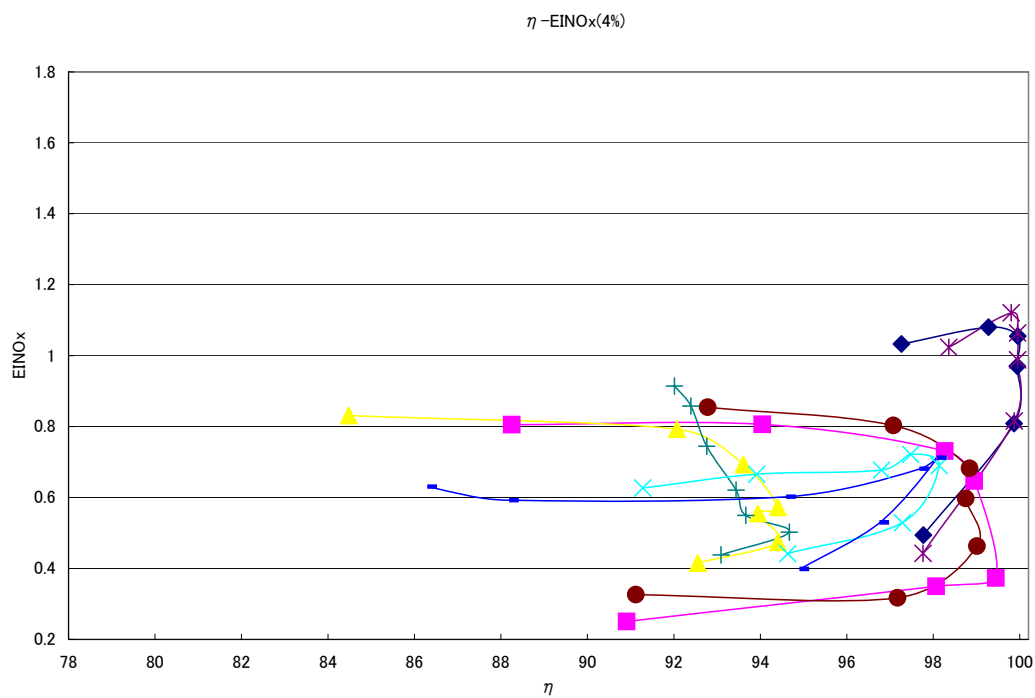


図 8.9 各燃料流路における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p=4\%$

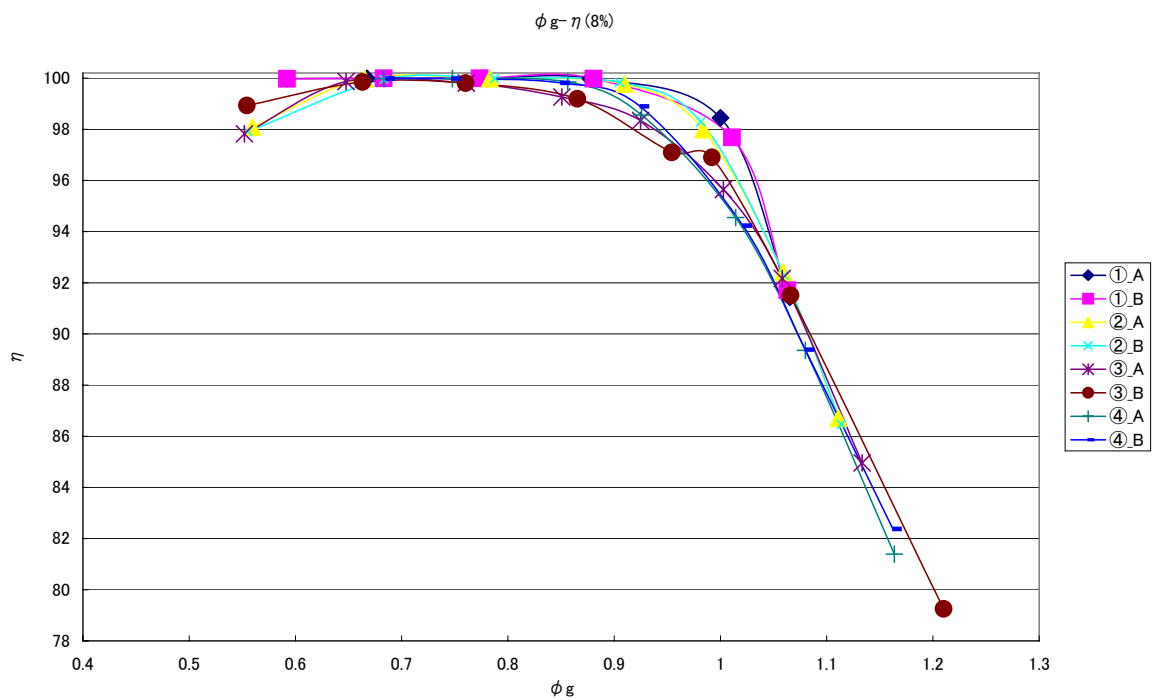


図 8.10 各燃料流路における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p=8\%$

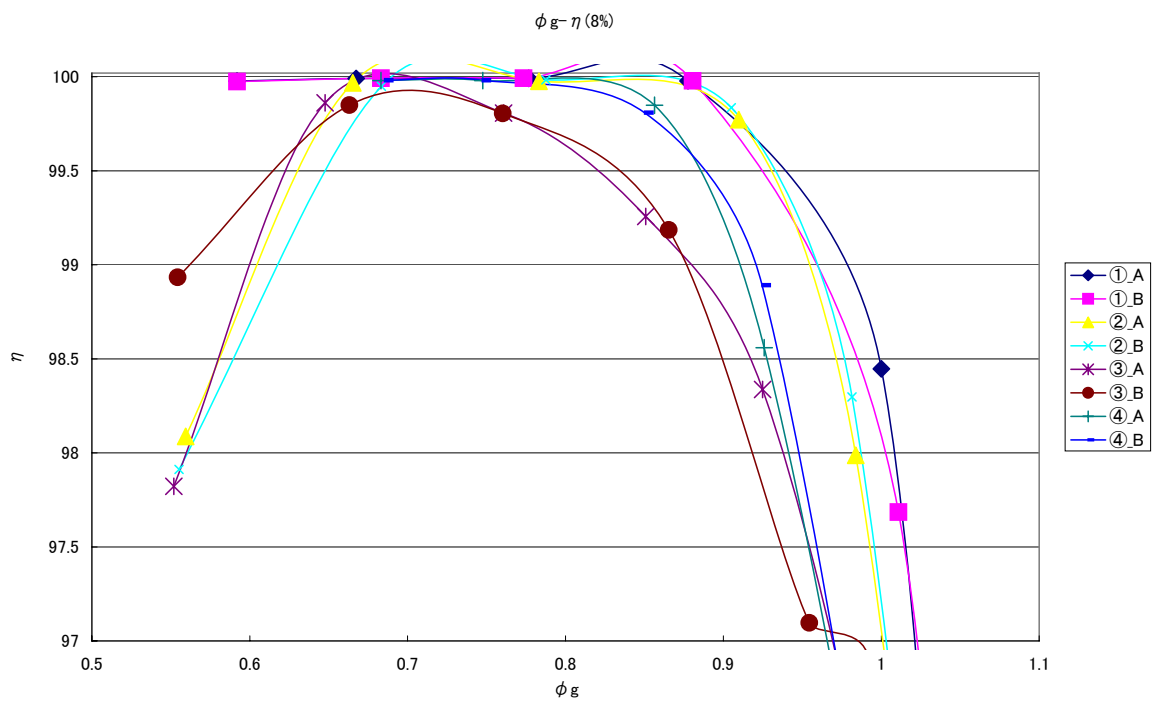


図 8.11 各燃料流路における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=8\%$

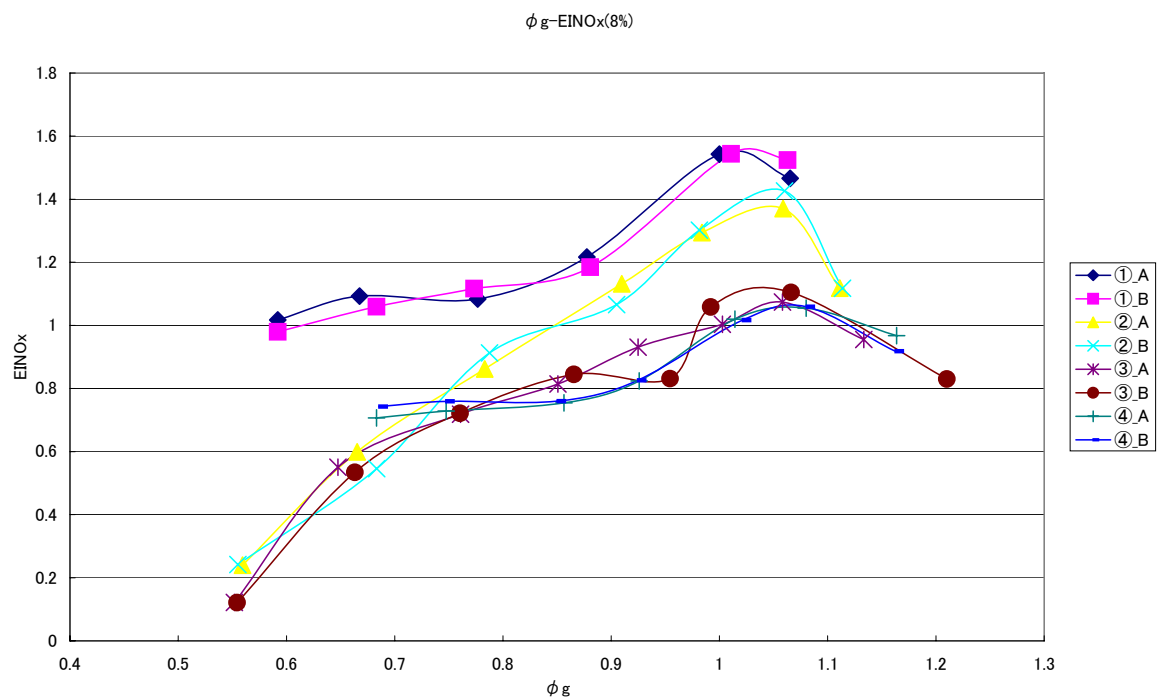


図 8.12 各燃料流路における ϕ_g と EINO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

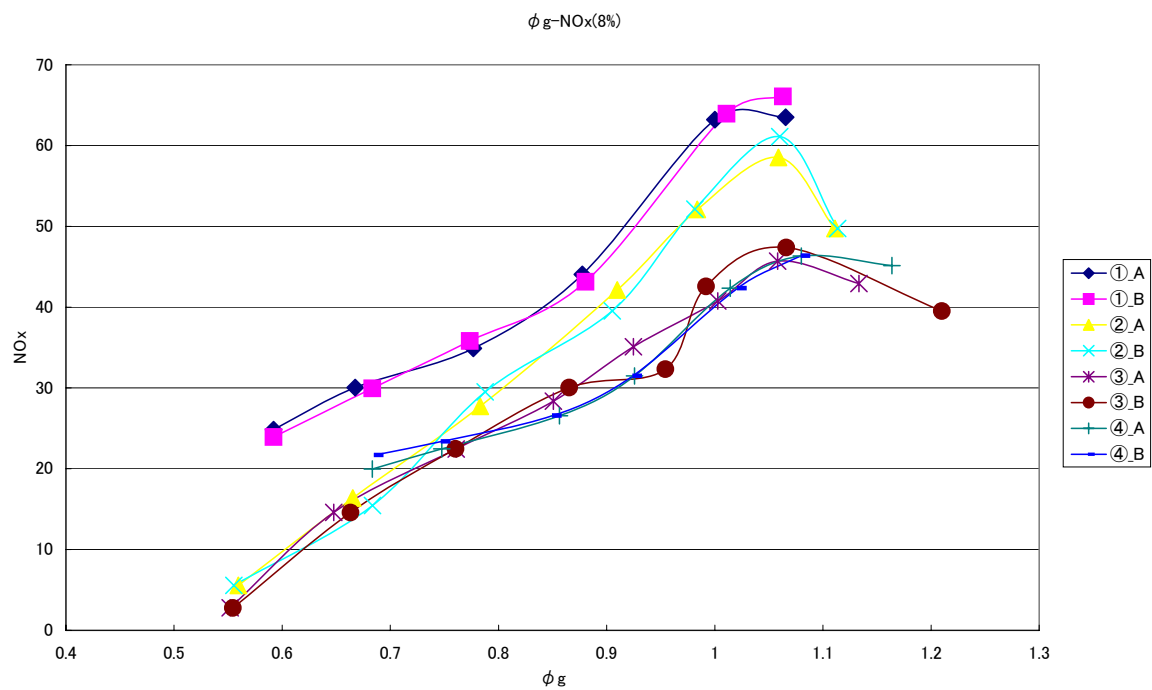


図 8.13 各燃料流路における ϕ_g と NO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

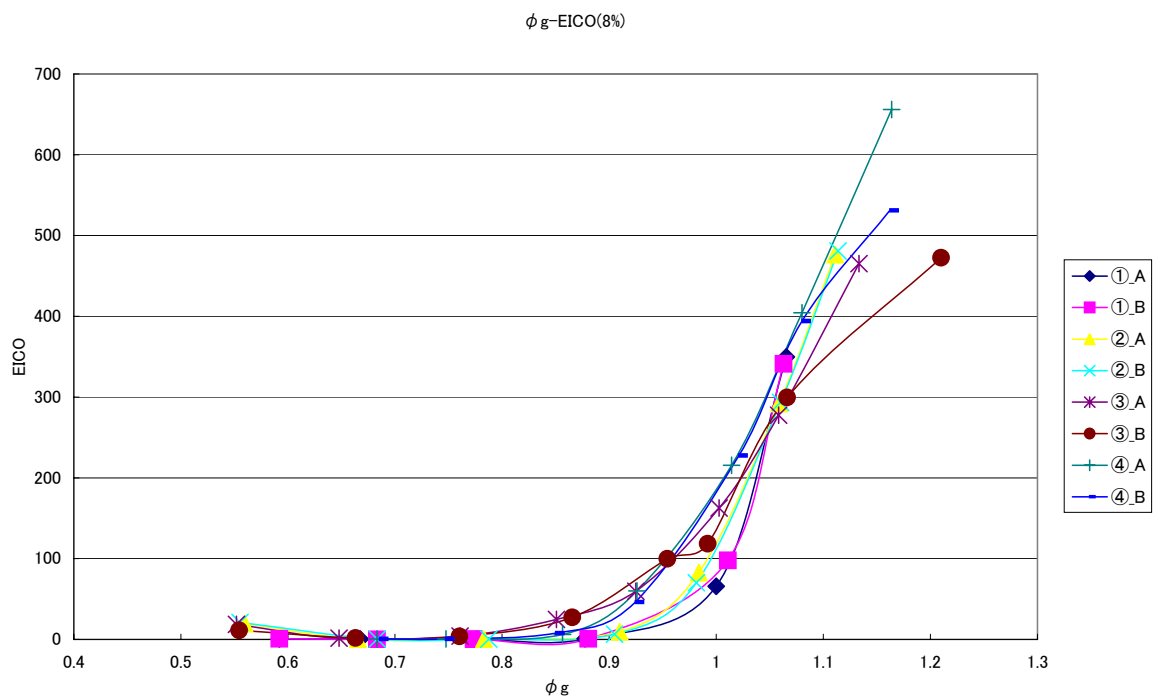


図 8.14 各燃料流路における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p = 8\%$

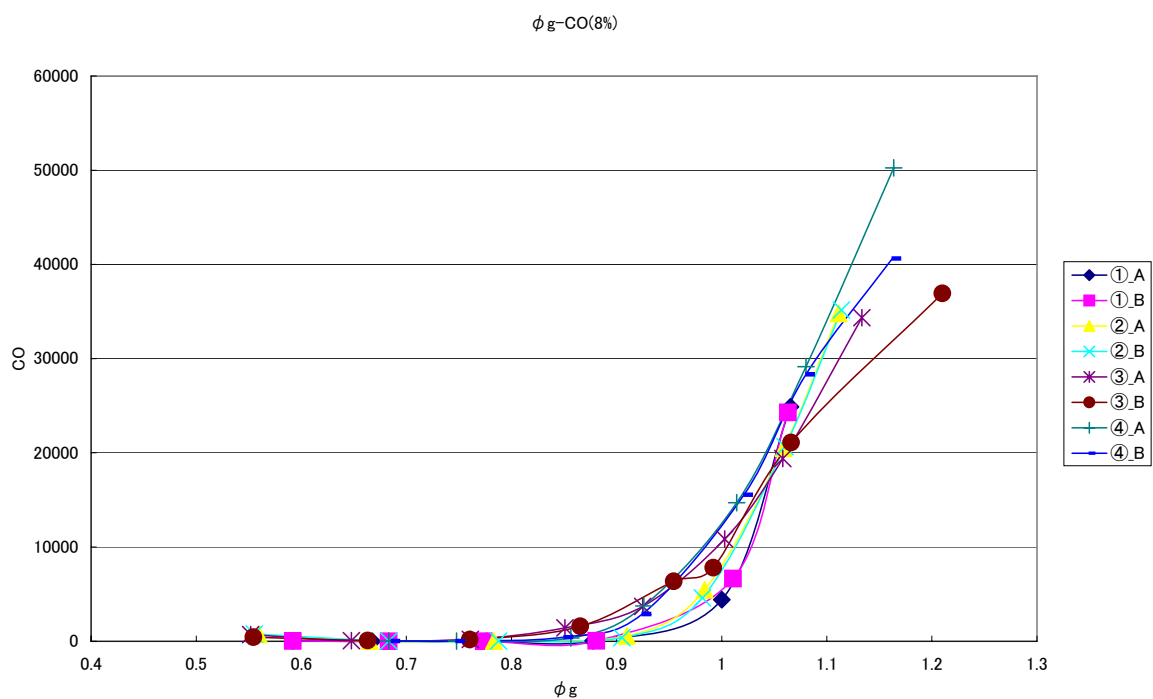


図 8.15 各燃料流路における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p = 8\%$

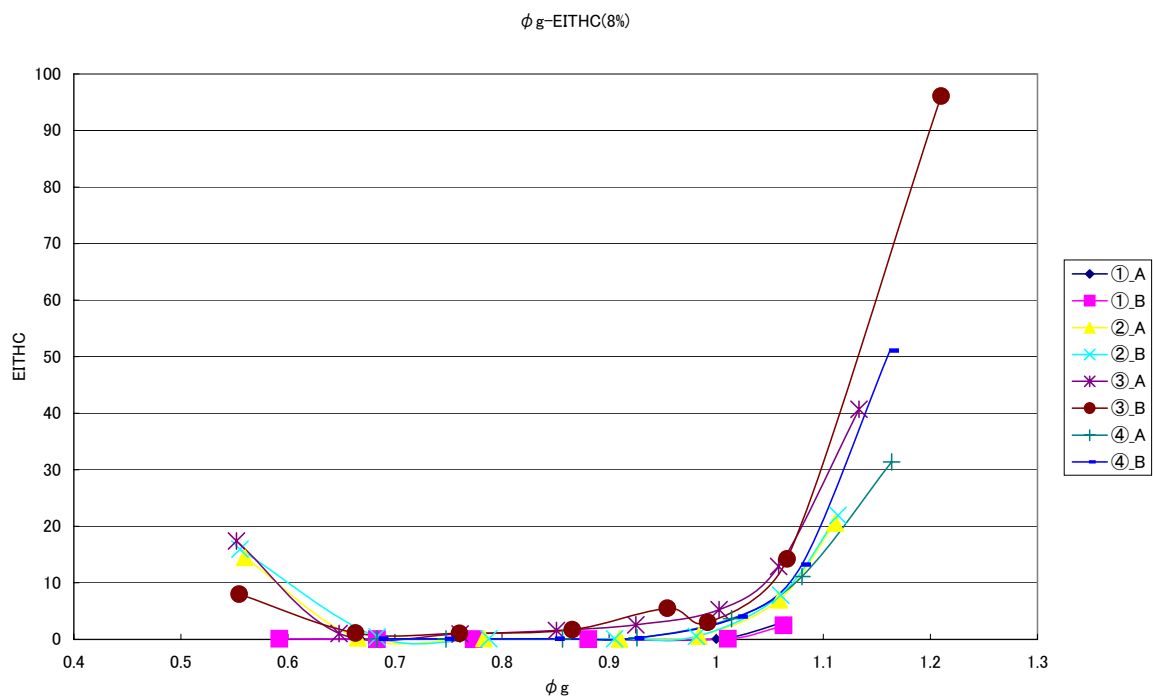


図 8.16 各燃料流路における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=8\%$

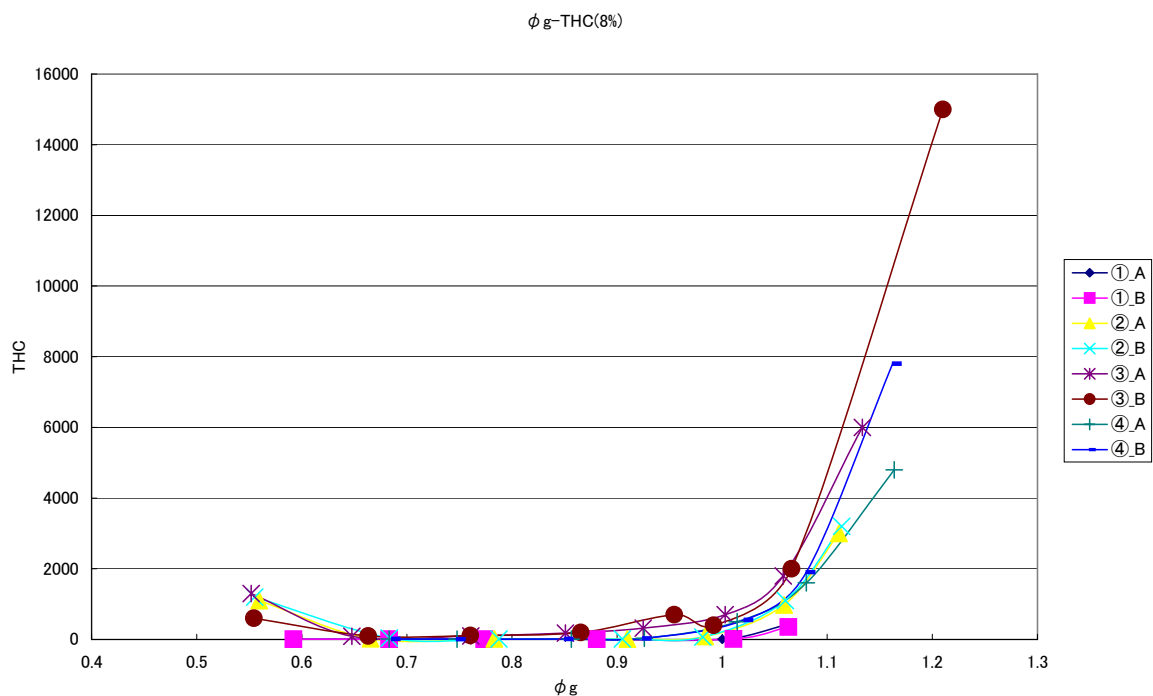


図 8.17 各燃料流路における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=8\%$

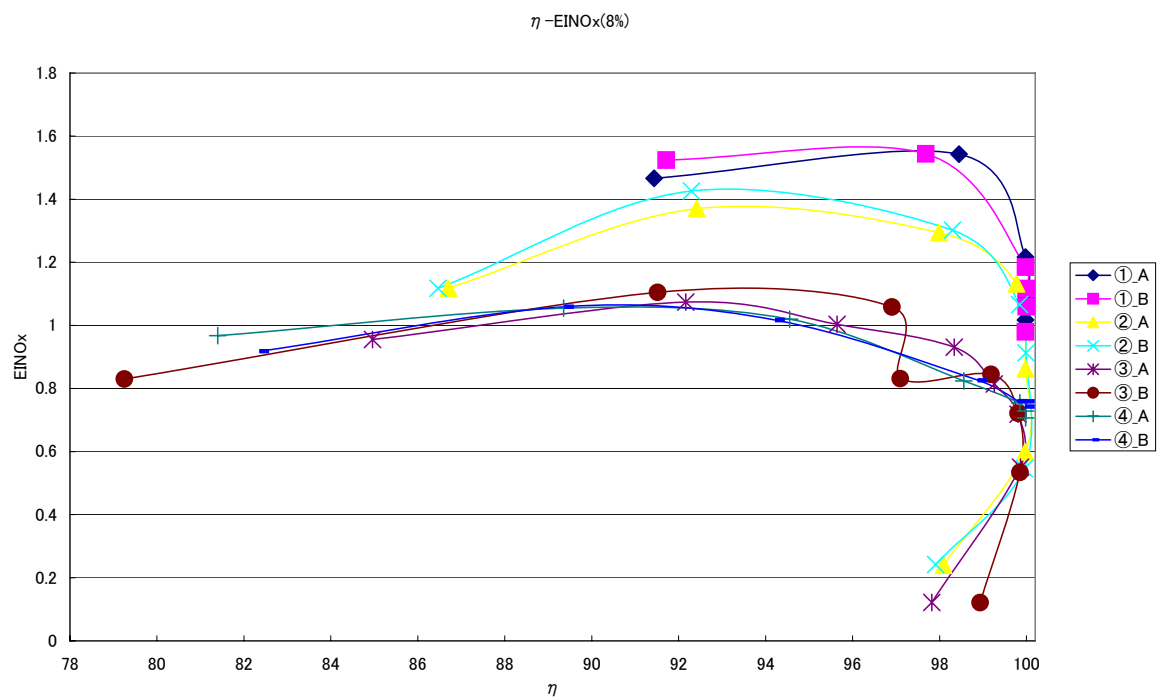


図 8.18 各燃料流路における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

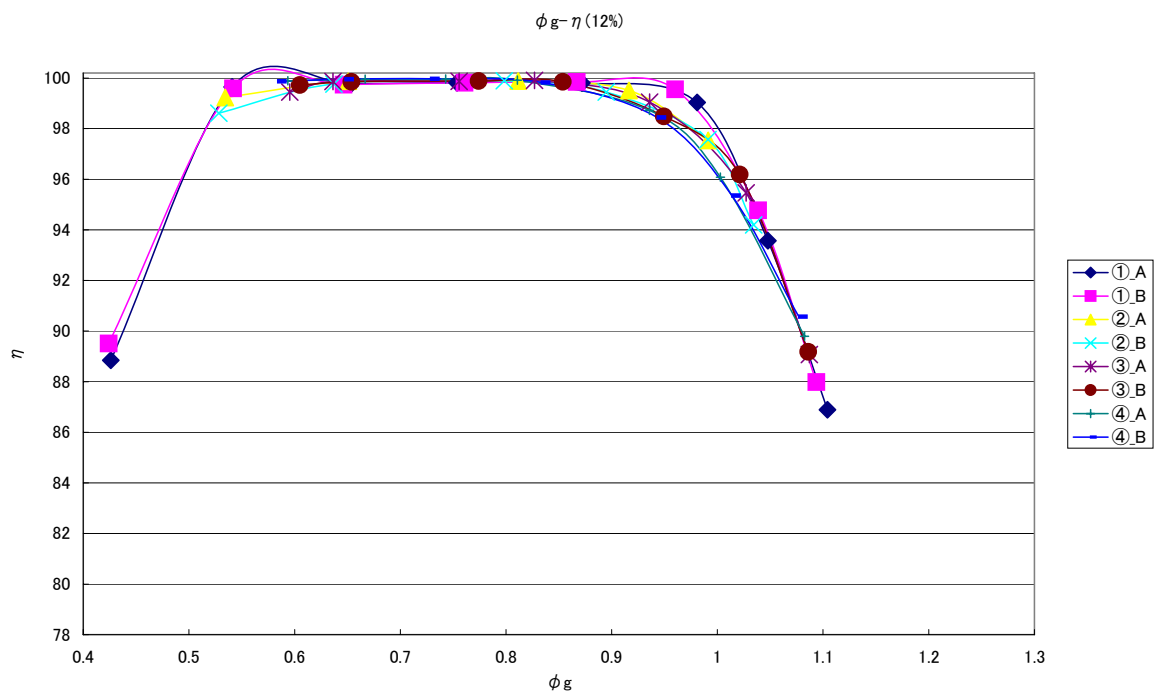


図 8.19 各燃料流路における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p = 12\%$

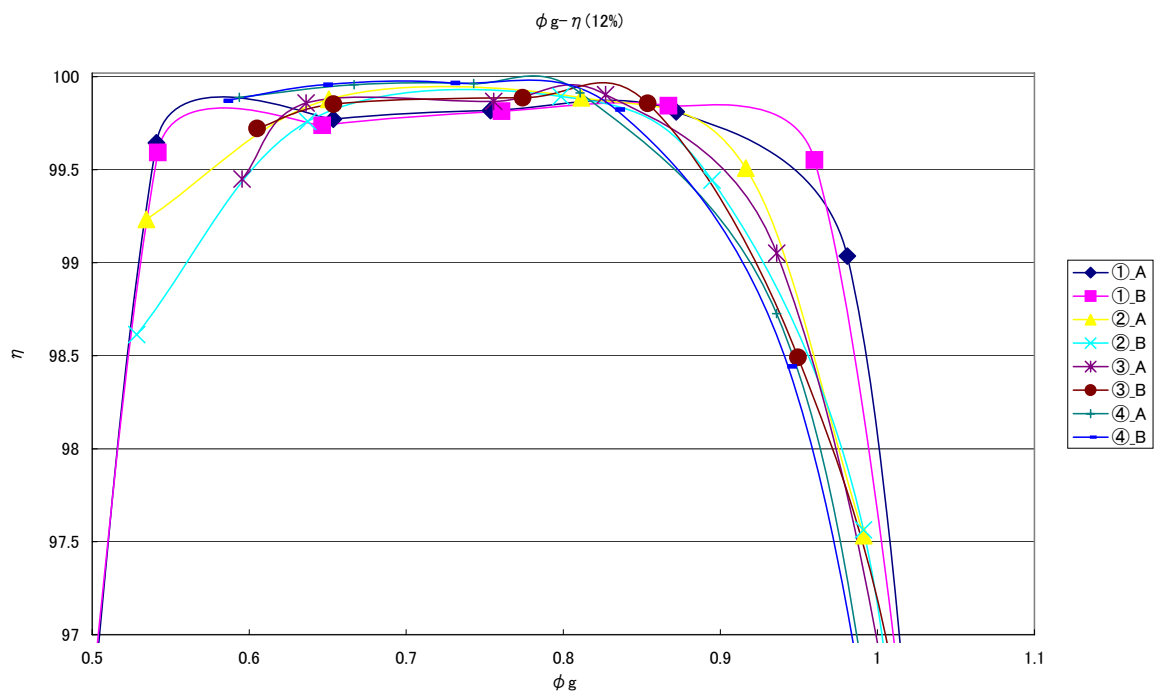


図 8.20 各燃料流路における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p = 12\%$

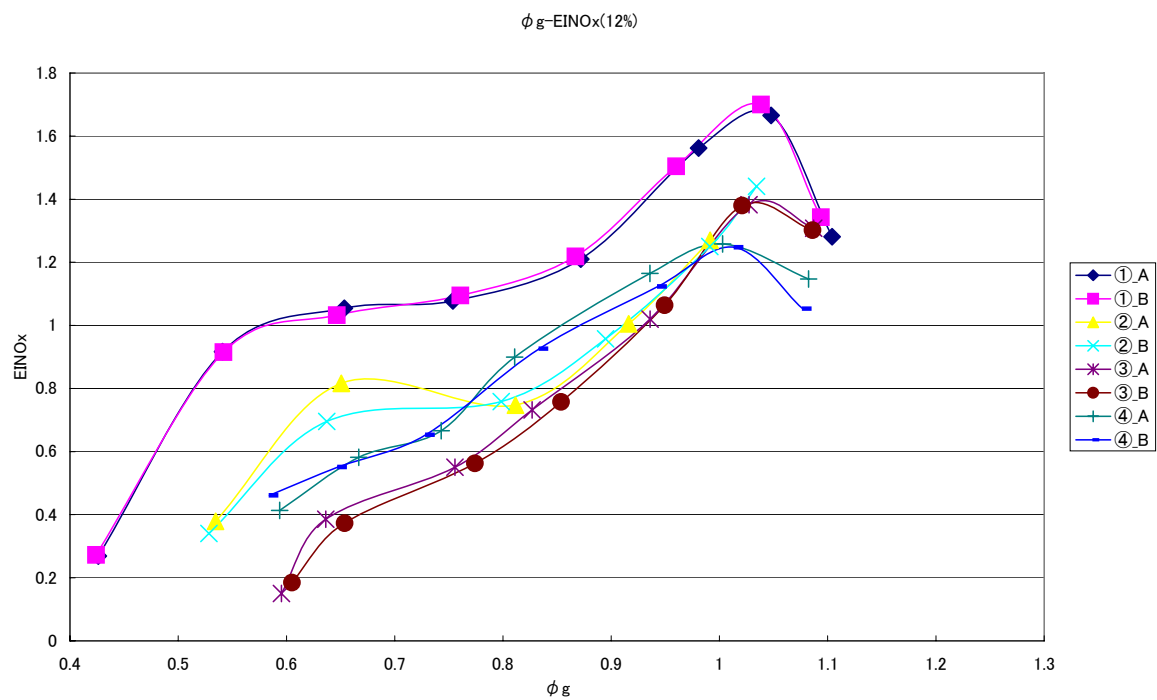


図 8.21 各燃料流路における ϕ_g と EINO_x の関係 $\Delta p/p=12\%$

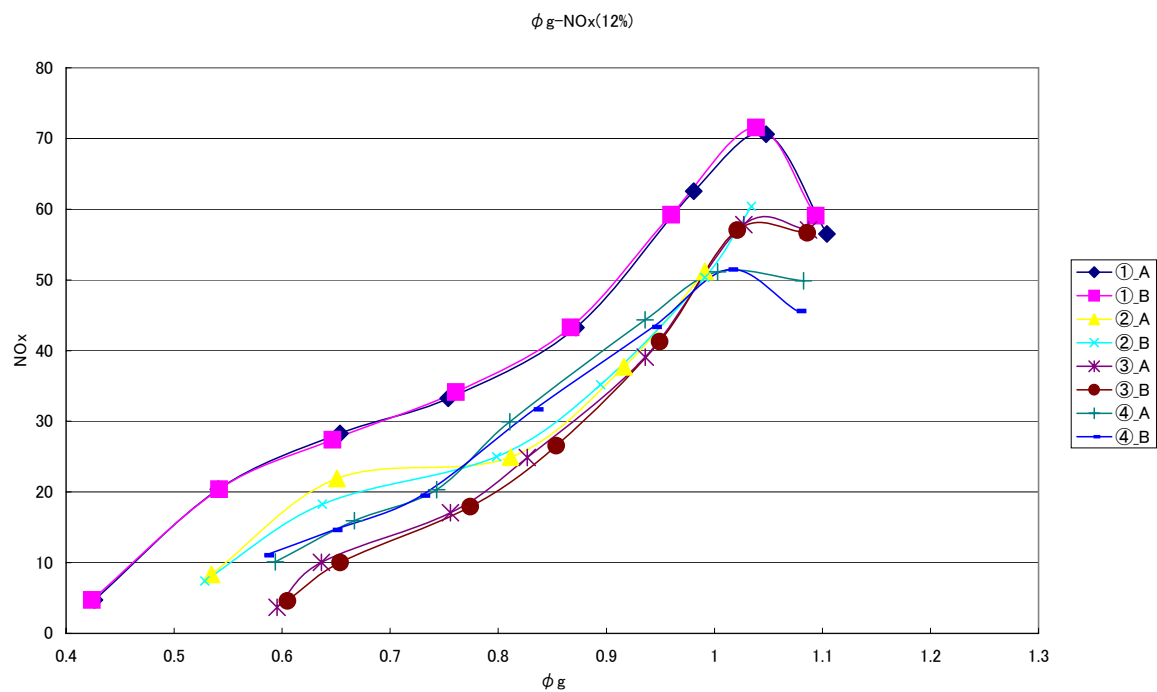


図 8.22 各燃料流路における ϕ_g と NO_x の関係 $\Delta p/p=12\%$

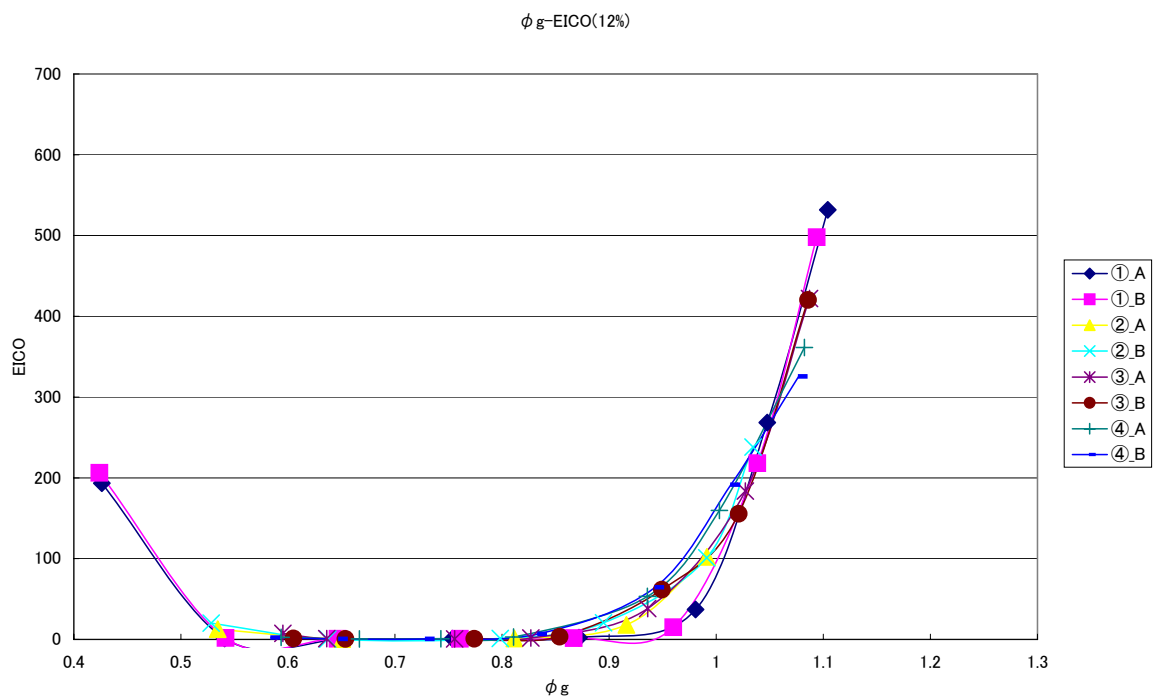


図 8.23 各燃料流路における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p=12\%$

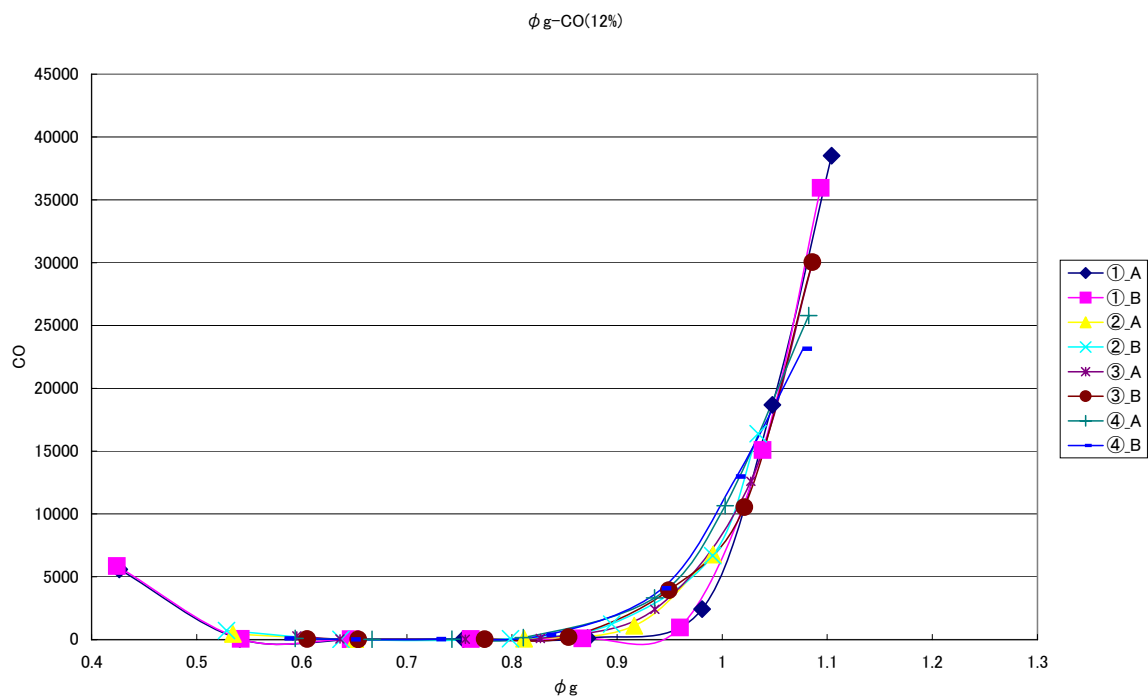


図 8.24 各燃料流路における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p=12\%$

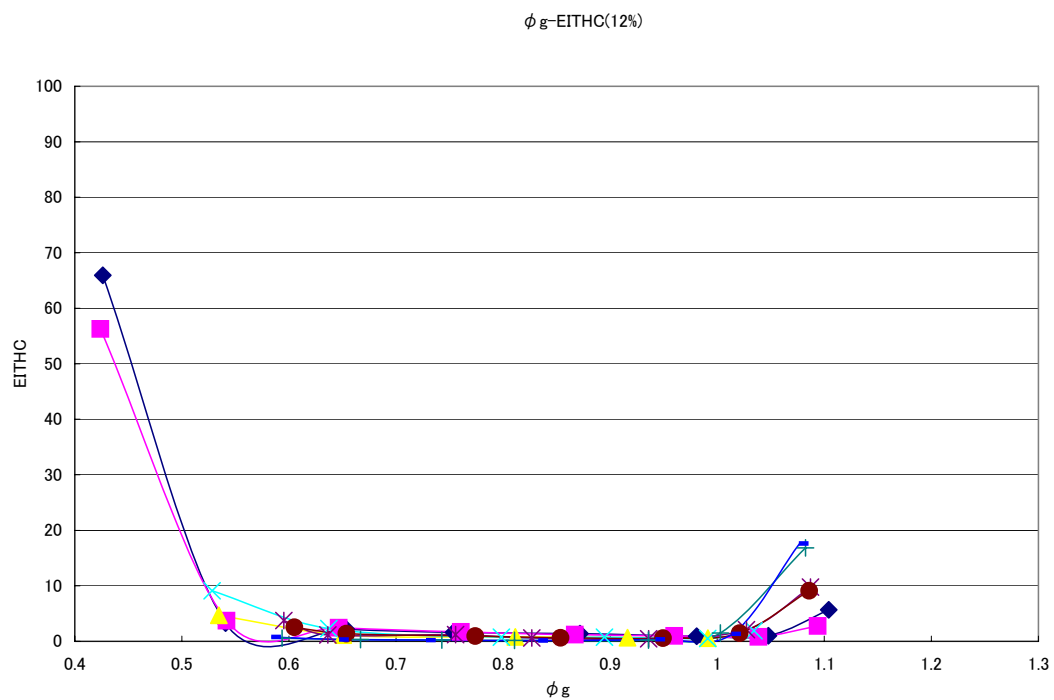


図 8.25 各燃料流路における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=12\%$

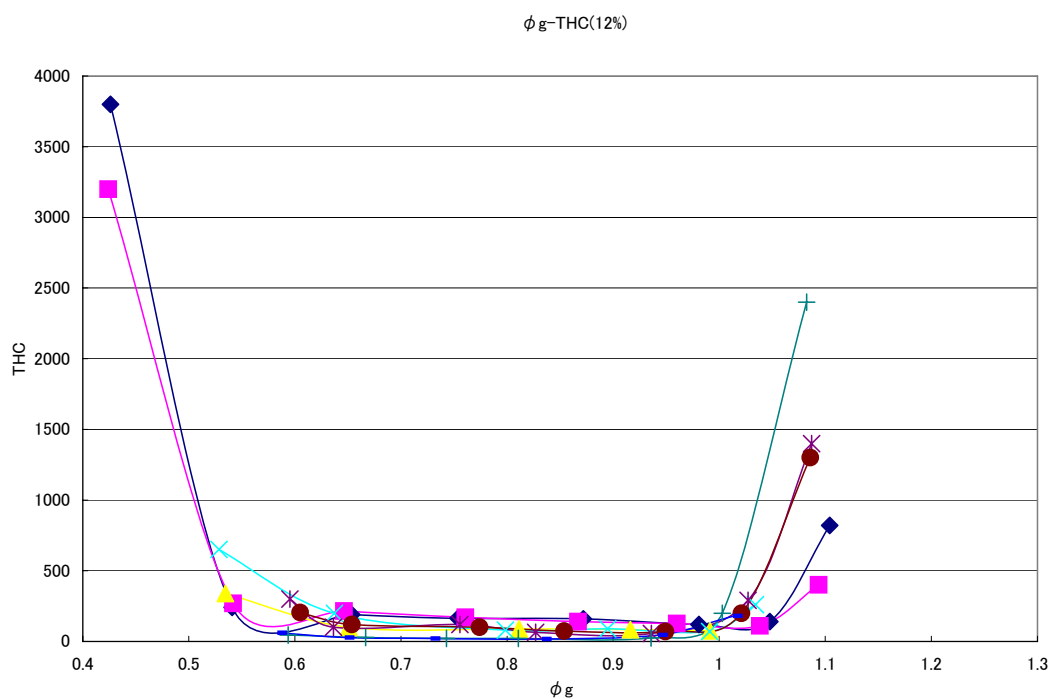


図 8.26 各燃料流路における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=12\%$

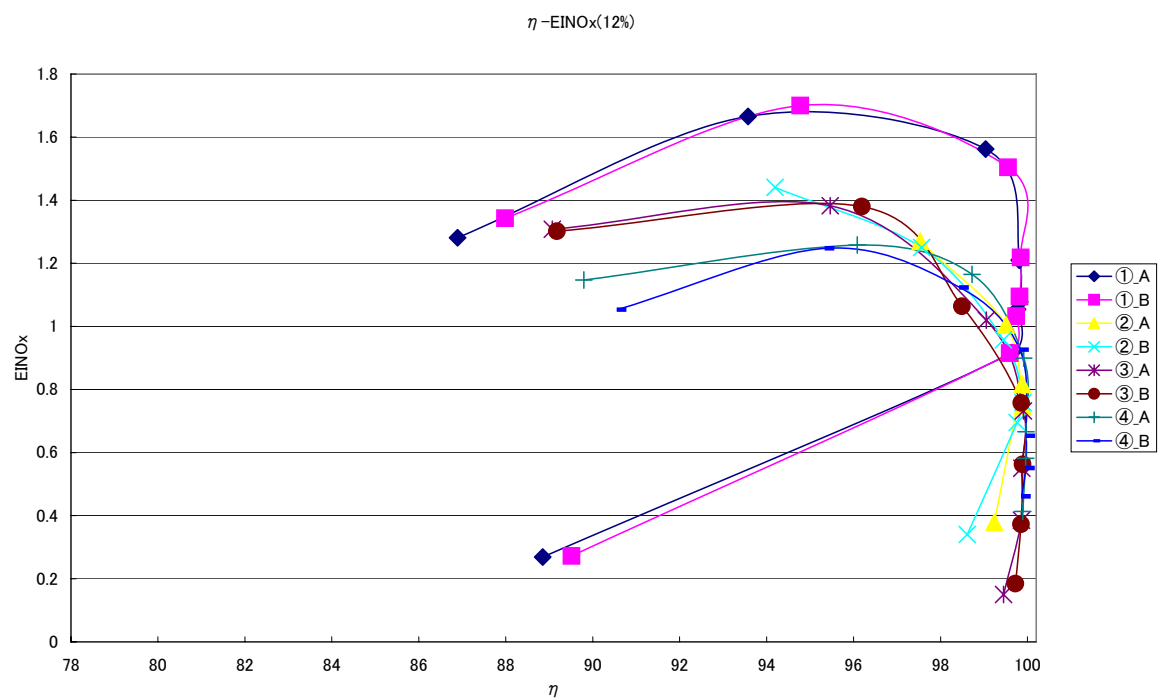


図 8.27 各燃料流路における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p = 12\%$

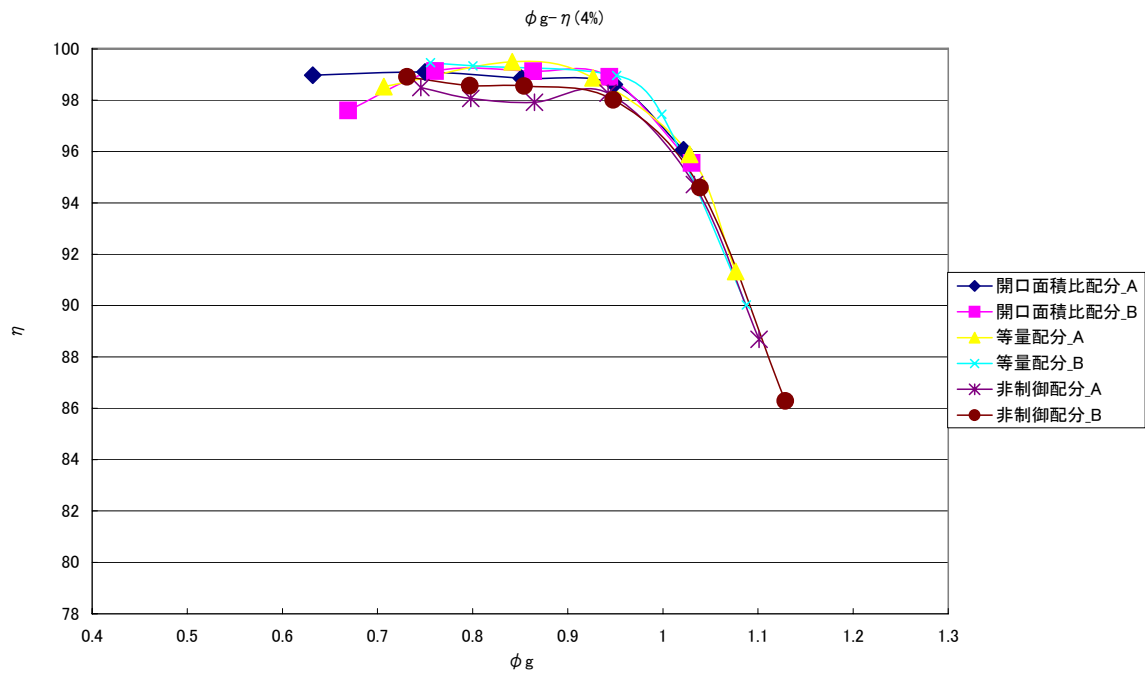


図 8.28 各燃料配分方法における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p=4\%$

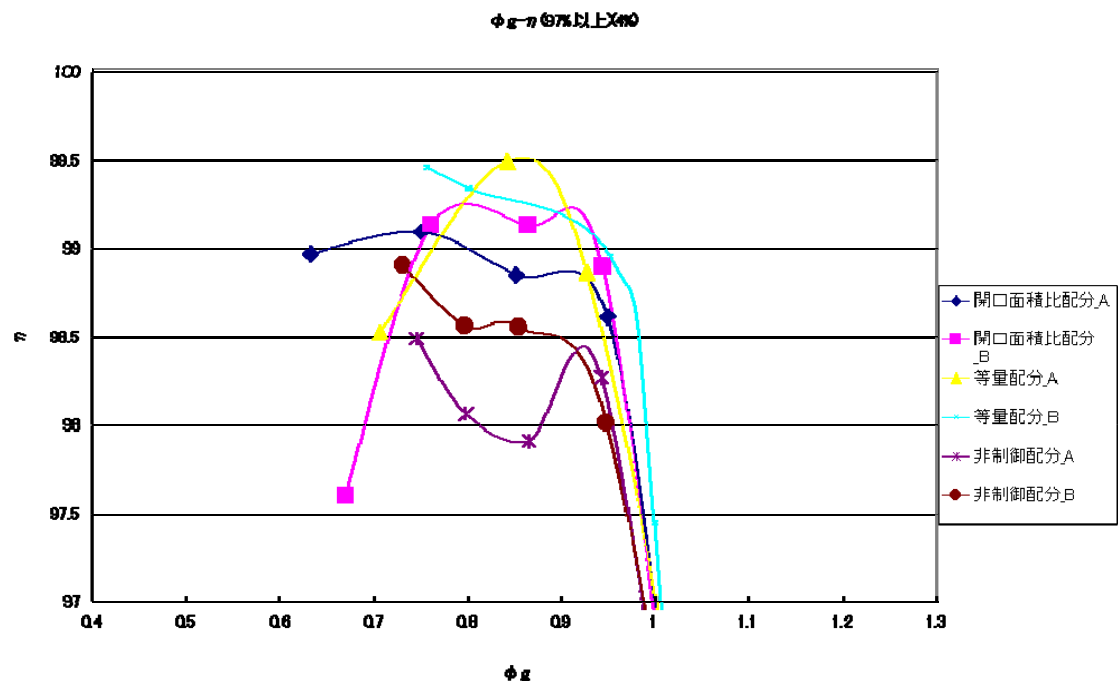


図 8.29 各燃料配分方法における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p=4\%$

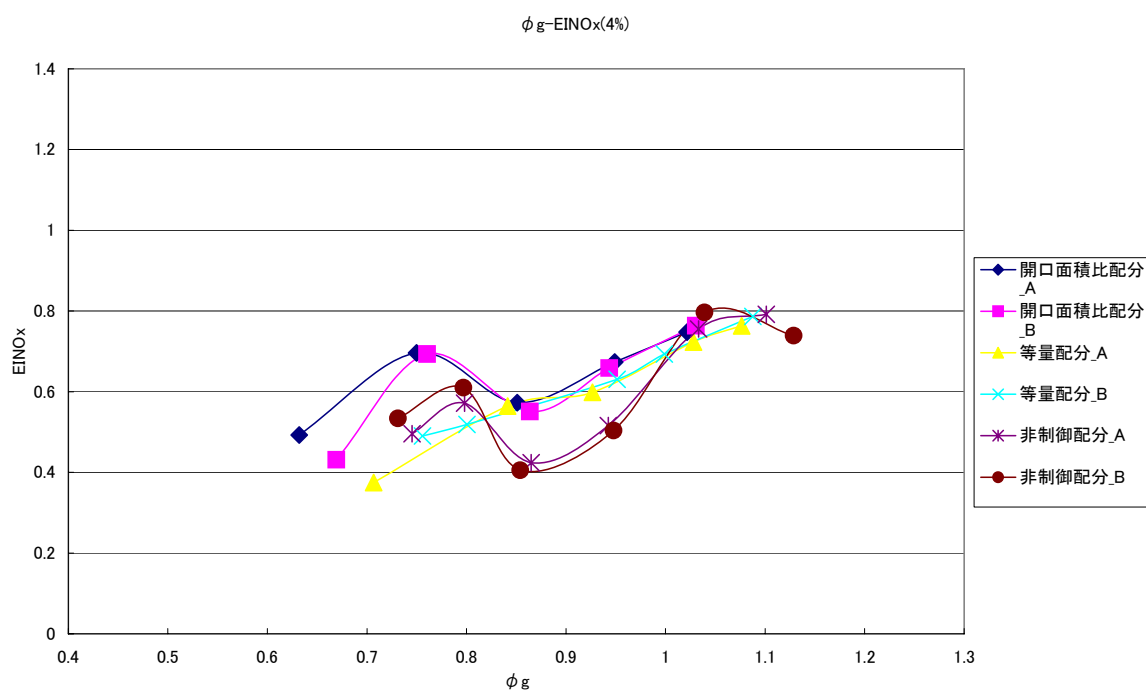


図 8.30 各燃料配分方法における ϕ_g と EINOx の関係 $\Delta p/p=4\%$

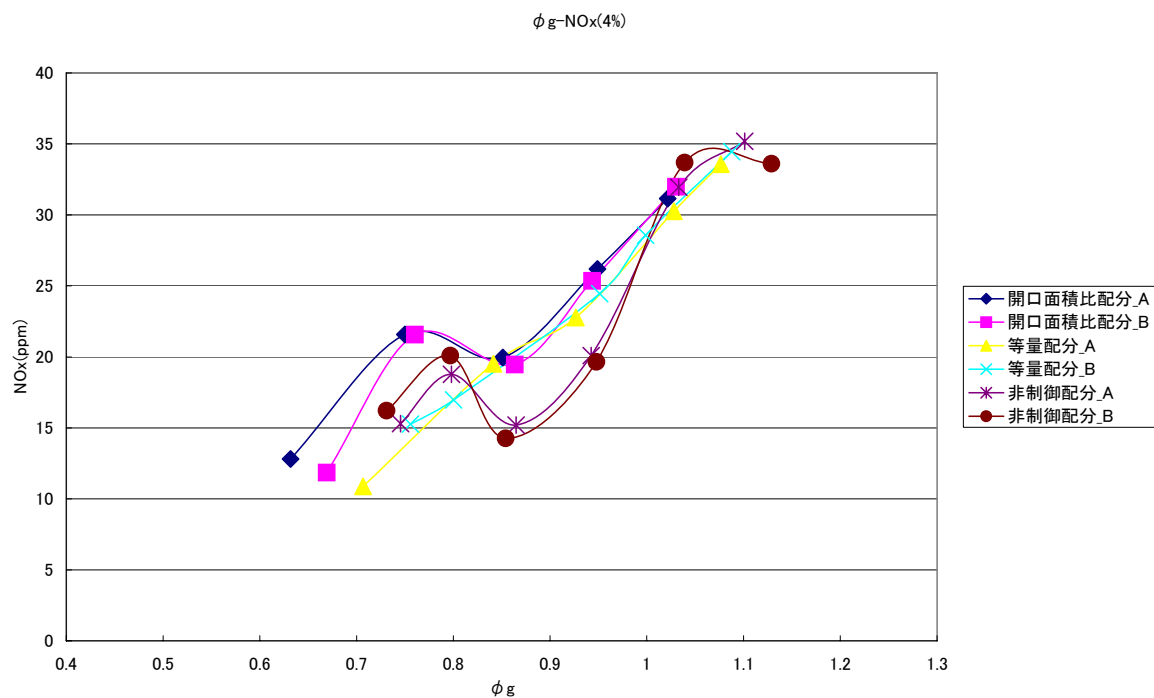


図 8.31 各燃料配分方法における ϕ_g と NOx の関係 $\Delta p/p=4\%$

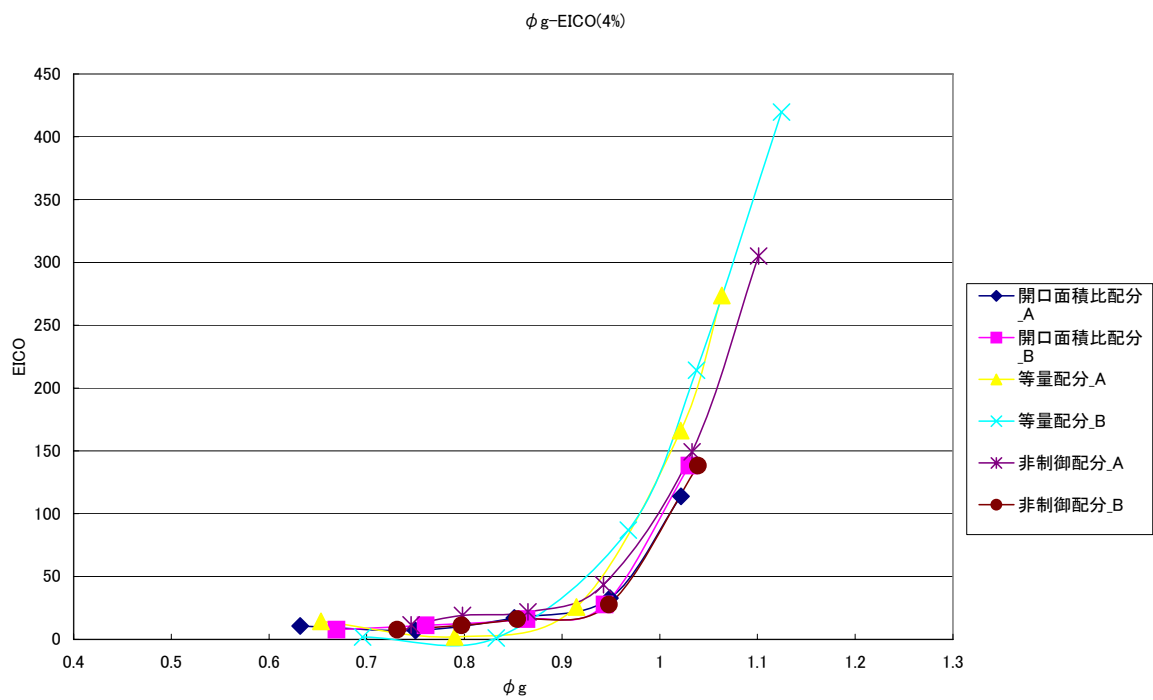


図 8.32 各燃料配分方法における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p = 4\%$

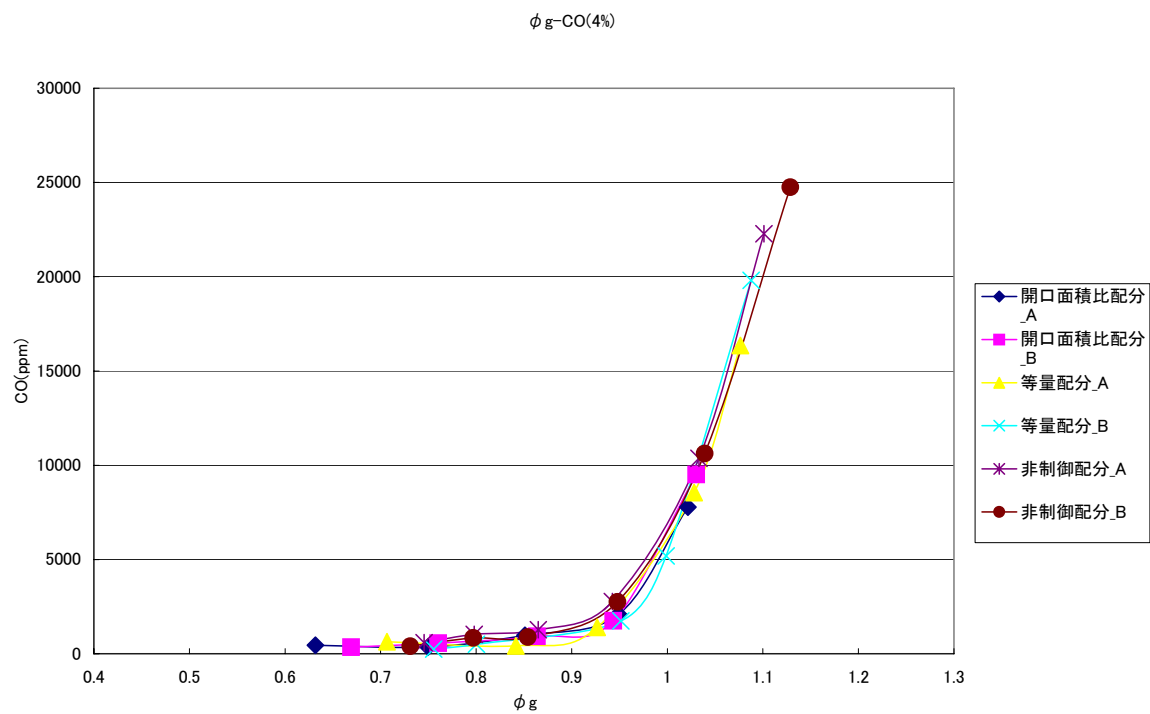


図 8.33 各燃料配分方法における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p = 4\%$

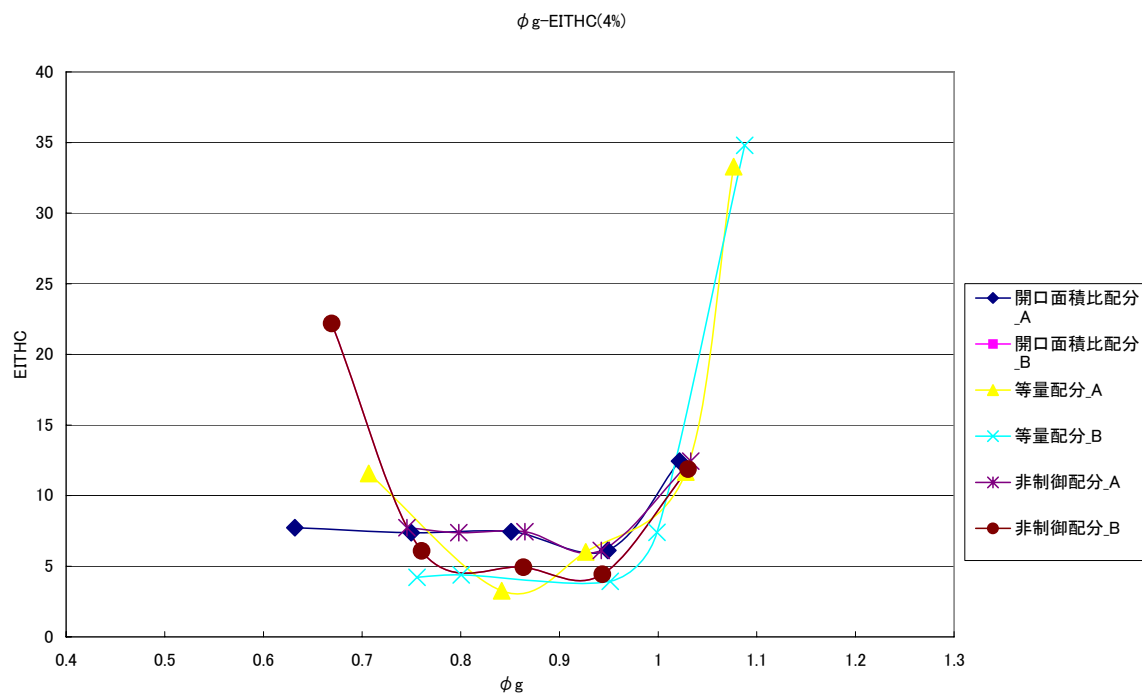


図 8.34 各燃料配分方法における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=4\%$

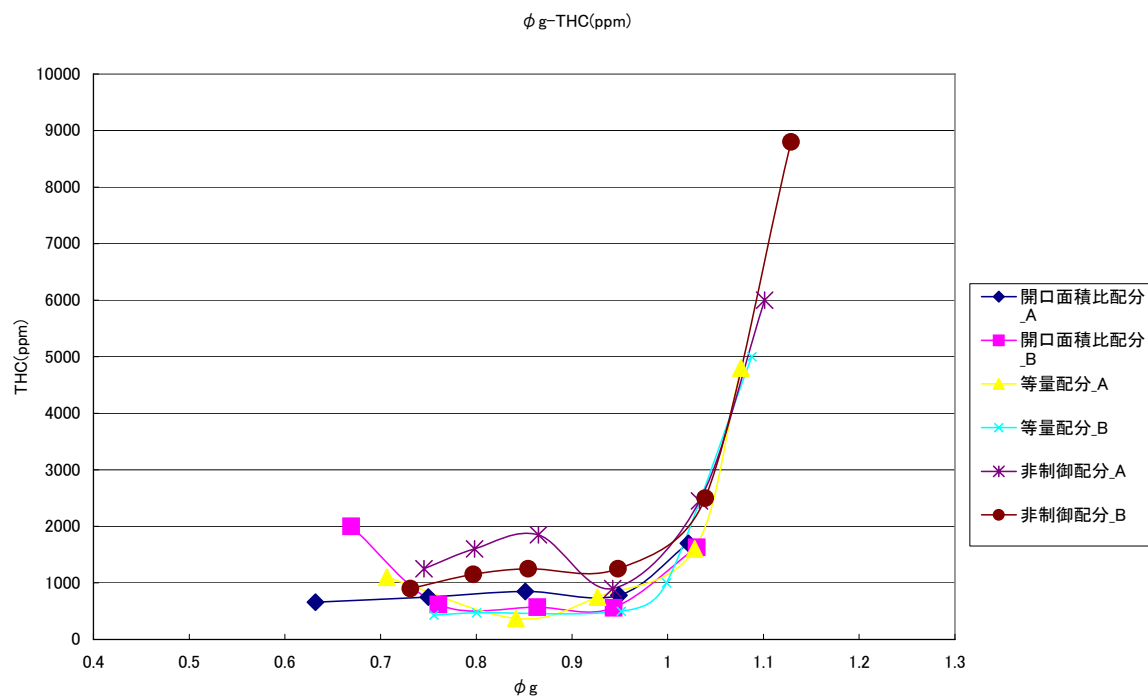


図 8.35 各燃料配分方法における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=4\%$

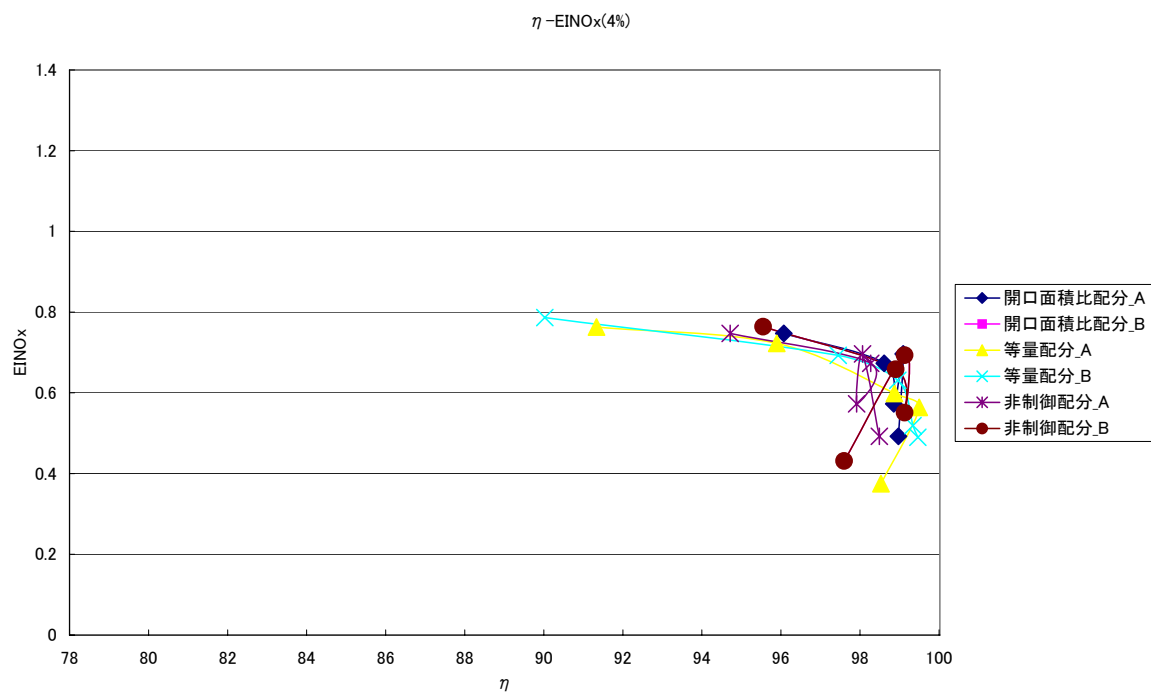


図 8.36 各燃料配分方法における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p = 4\%$

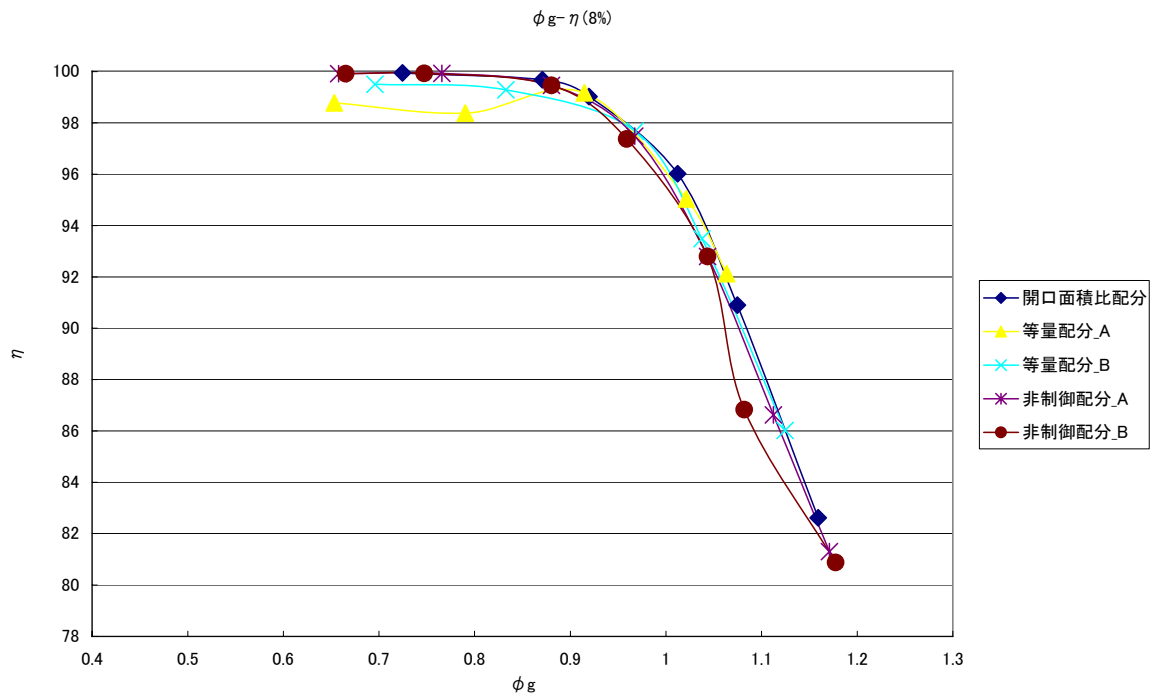


図 8.37 各燃料配分方法における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p = 8\%$

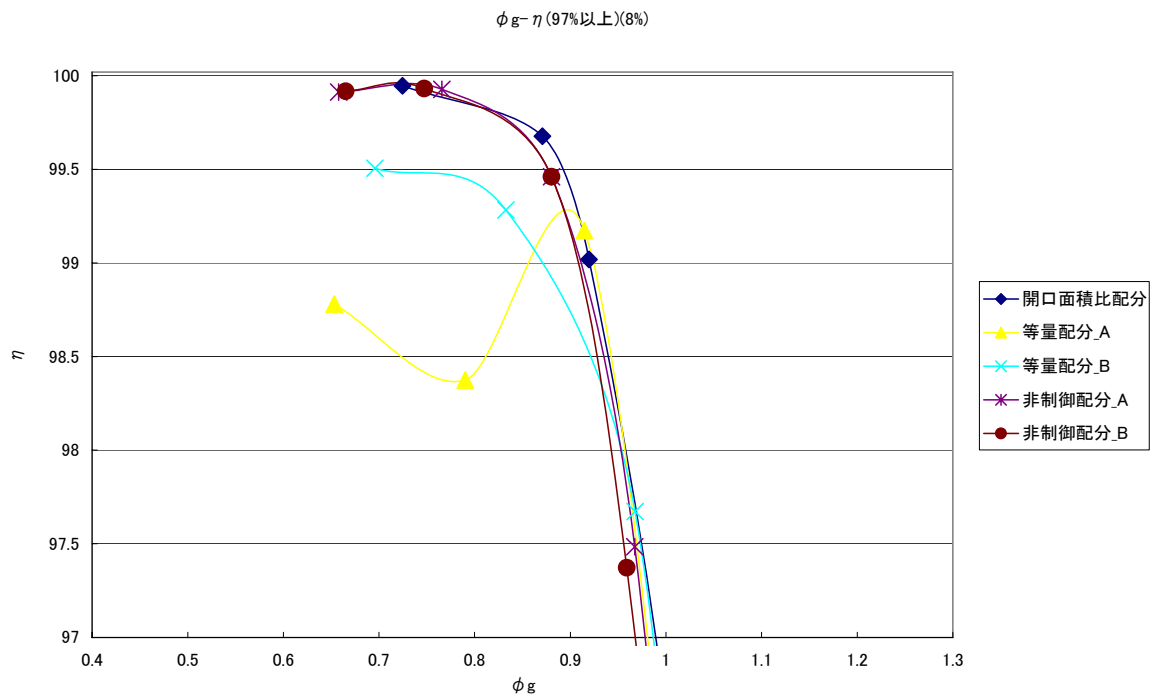


図 8.38 各燃料配分方法における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p = 8\%$

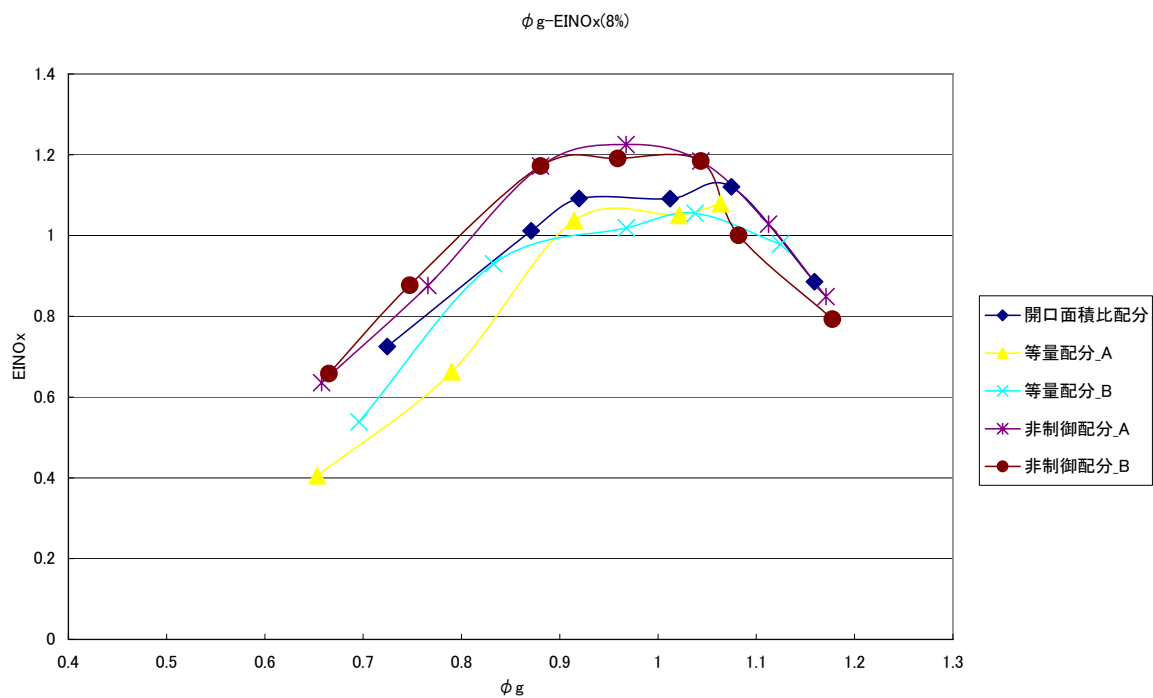


図 8.39 各燃料配分方法における ϕ_g と EINO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

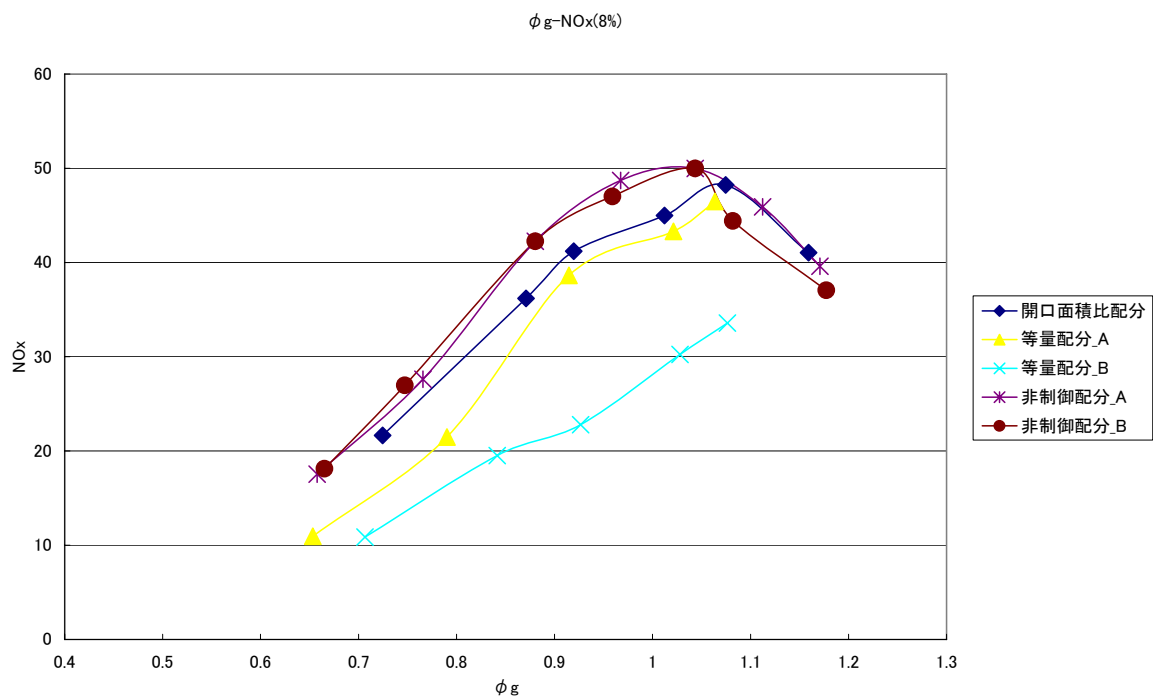


図 8.40 各燃料配分方法における ϕ_g と NO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

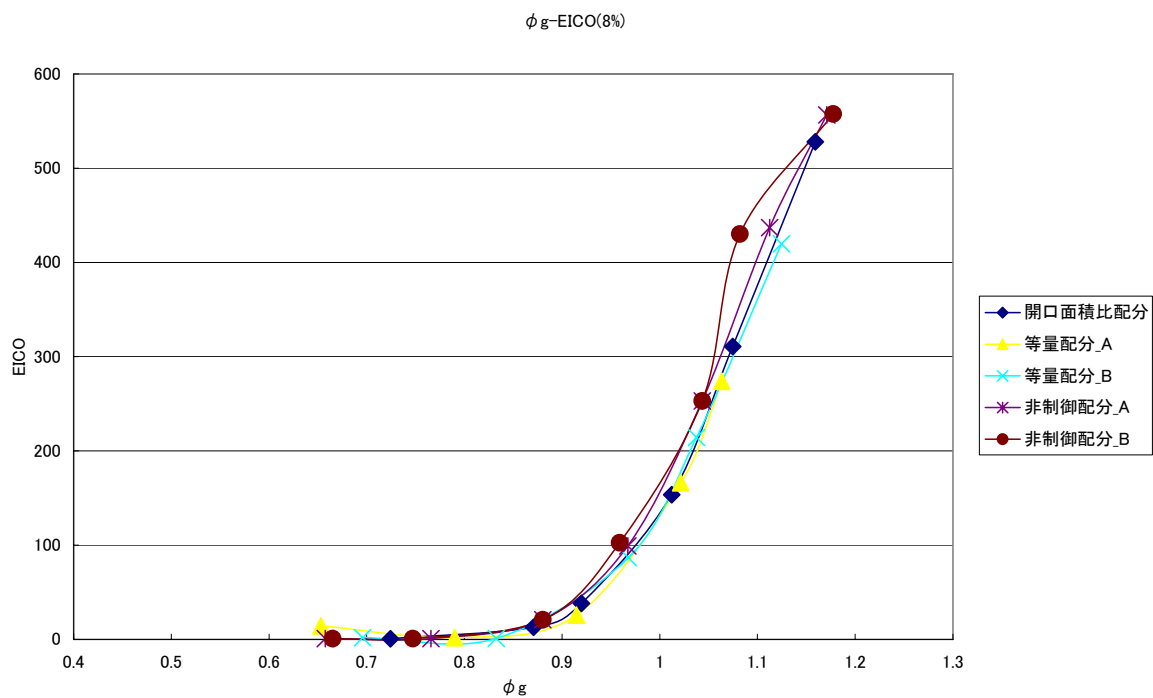


図 8.41 各燃料配分方法における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p = 8\%$

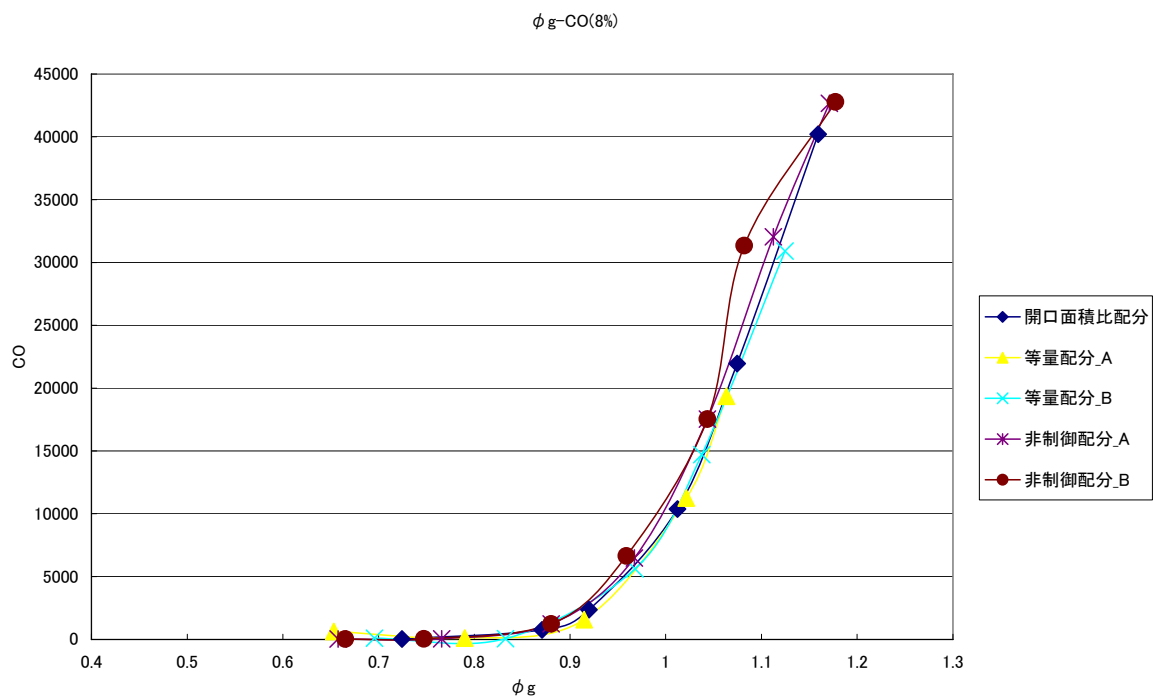


図 8.42 各燃料配分方法における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p = 8\%$

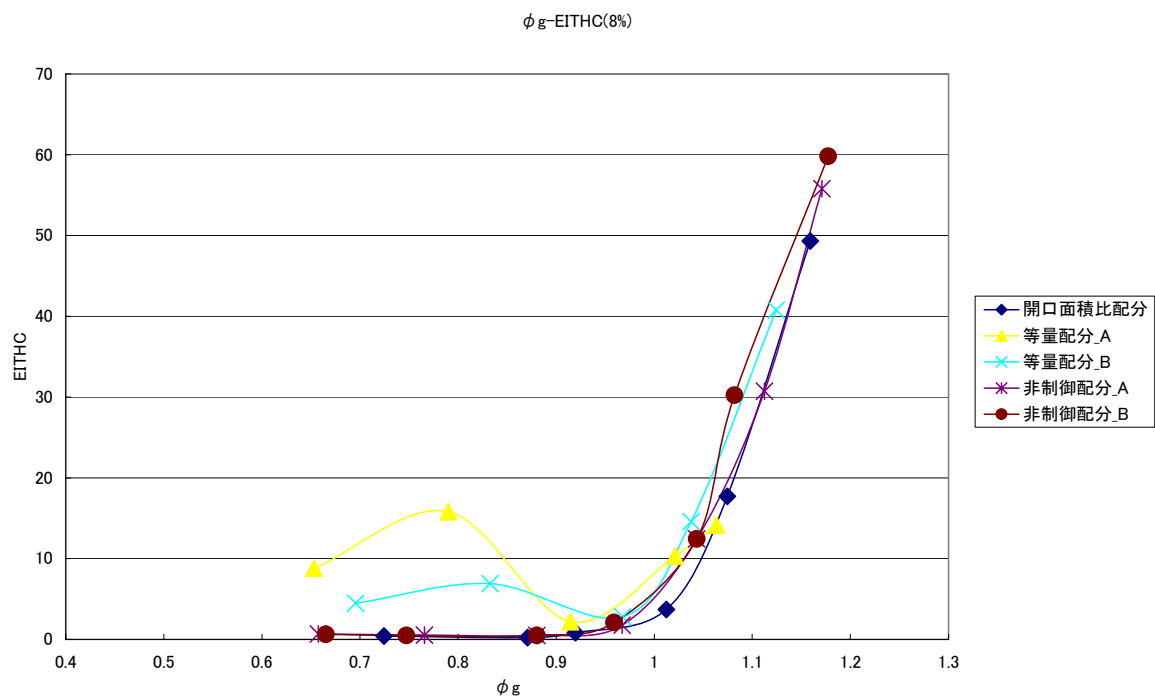


図 8.43 各燃料配分方法における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=8\%$

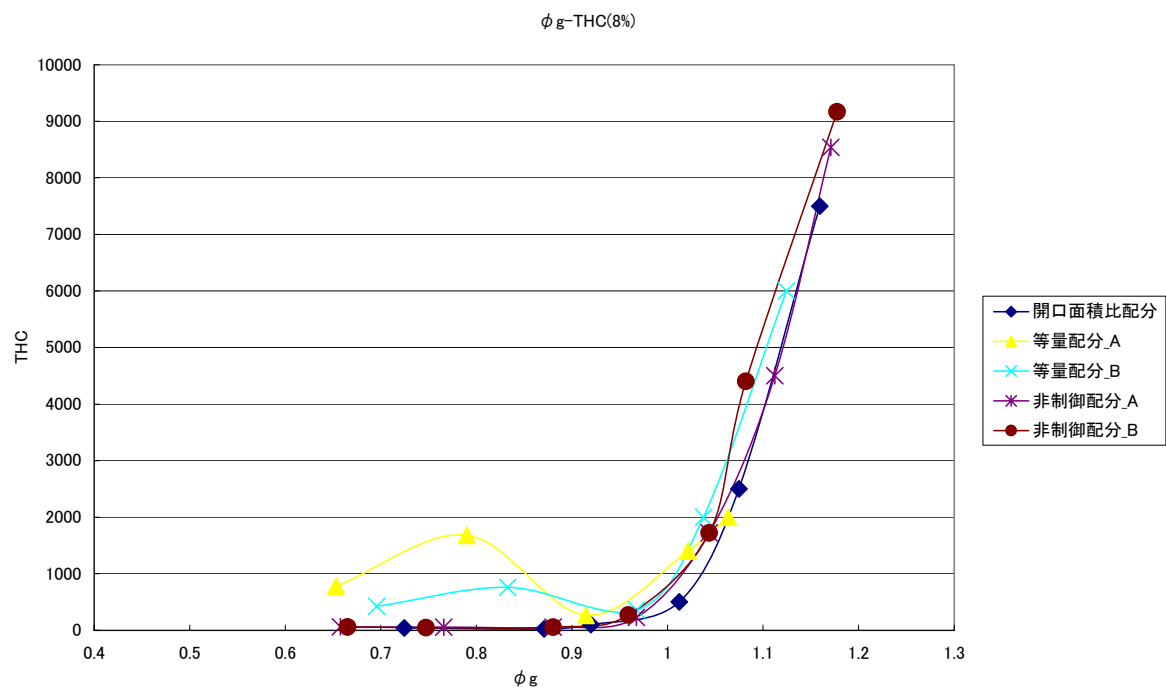


図 8.44 各燃料配分方法における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=8\%$

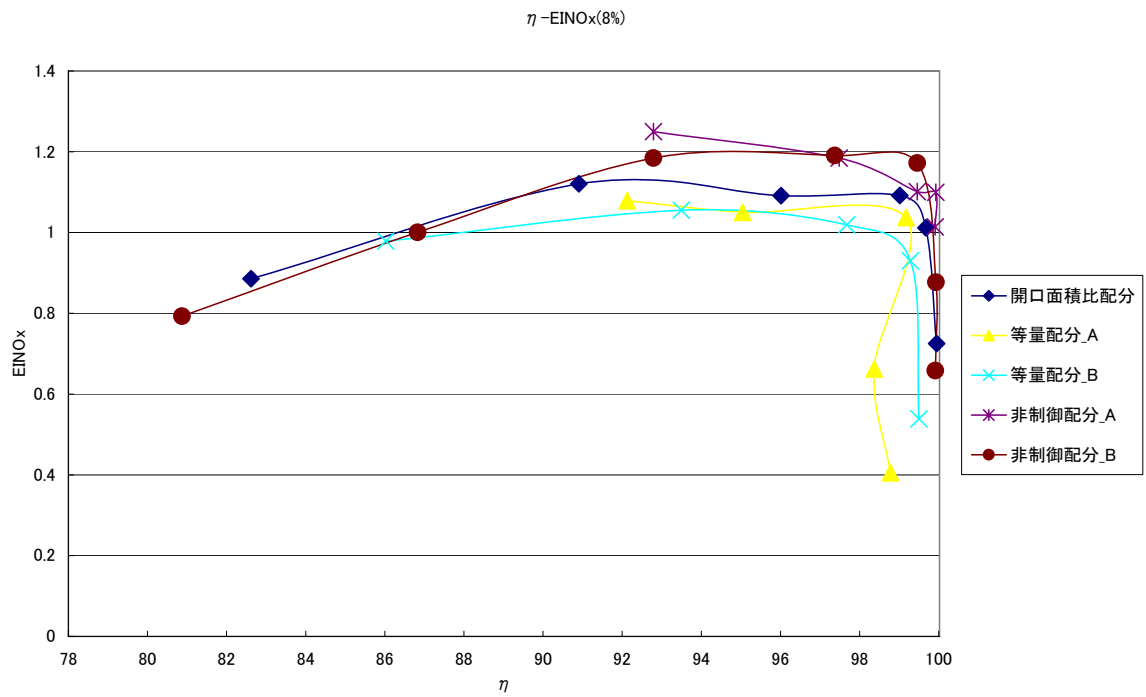


図 8.45 各燃料配分方法における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p=8\%$

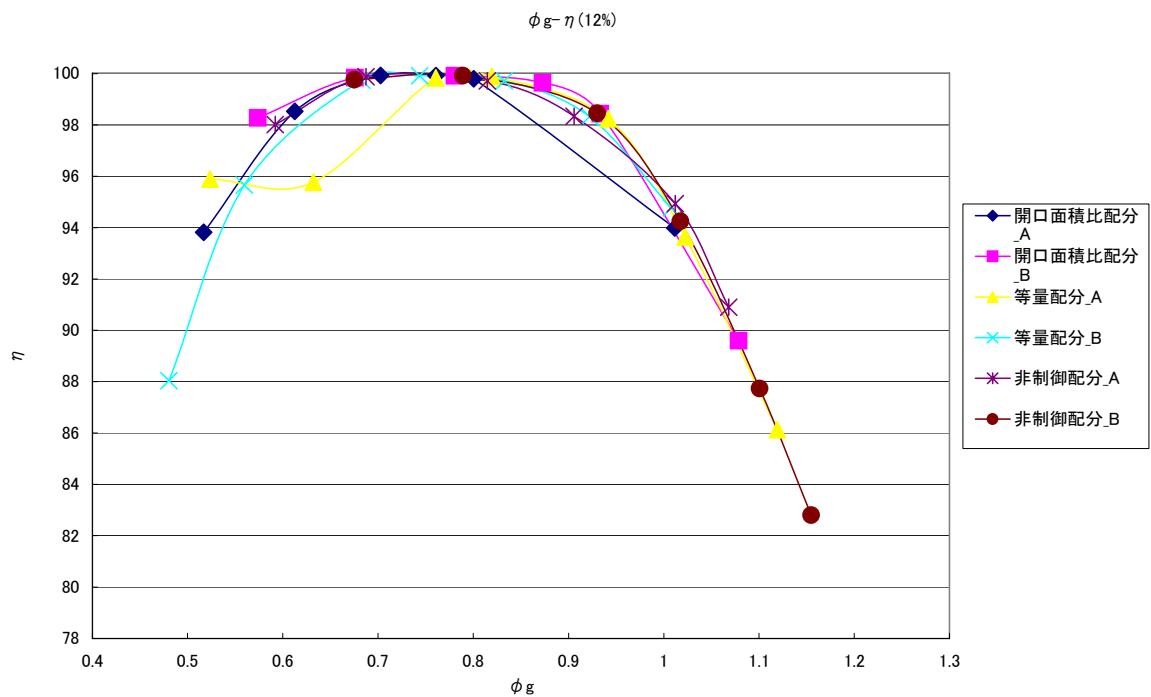


図 8.46 各燃料配分方法における ϕ_g と η の関係 $\Delta p/p = 12\%$

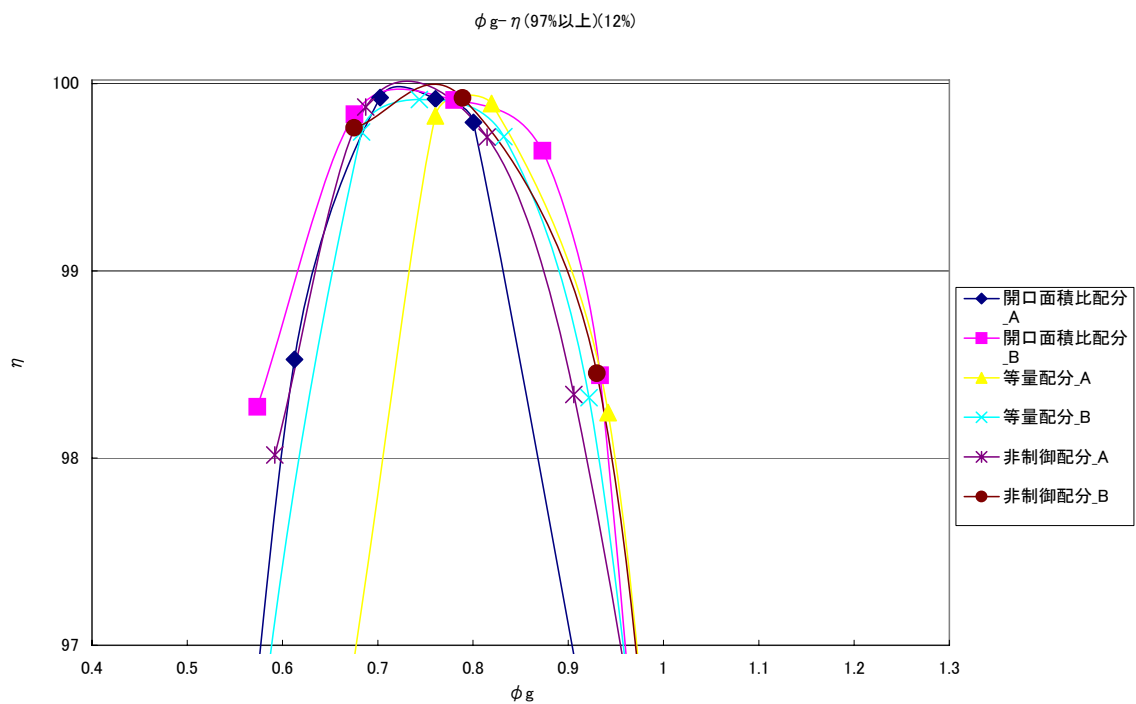


図 8.47 各燃料配分方法における ϕ_g と η (97%以上) の関係 $\Delta p/p = 12\%$

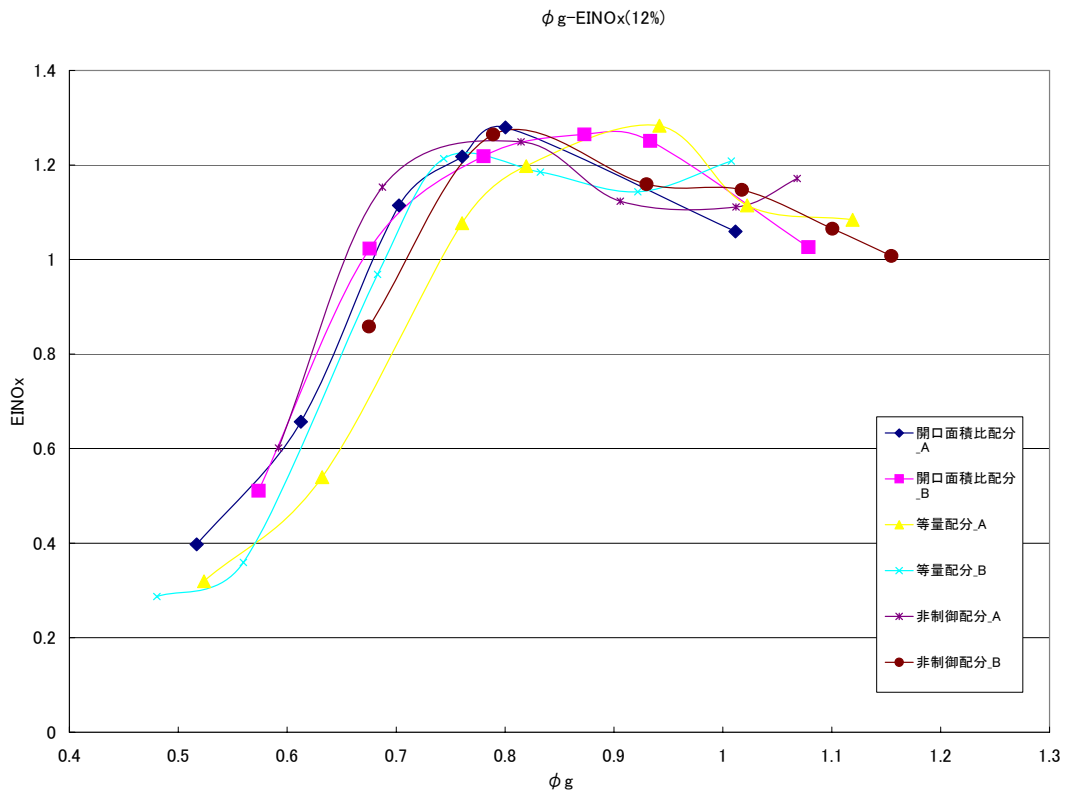


図 8.48 各燃料配分方法における ϕ_g と EINO_x の関係 $\Delta p/p=12\%$

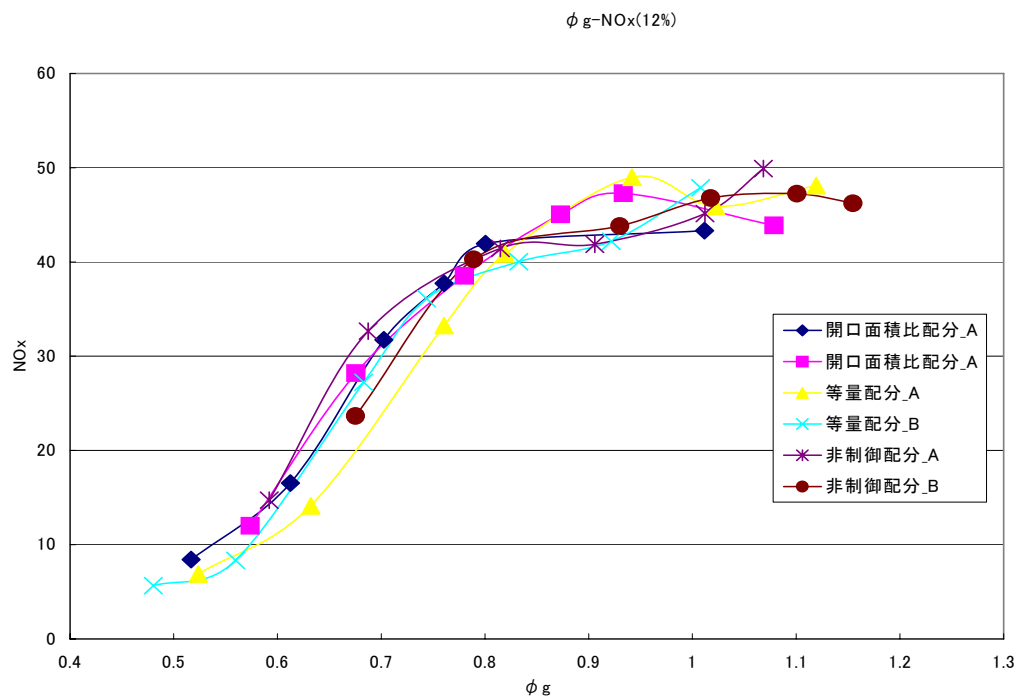


図 8.49 各燃料配分方法における ϕ_g と NO_x の関係 $\Delta p/p = 12\%$

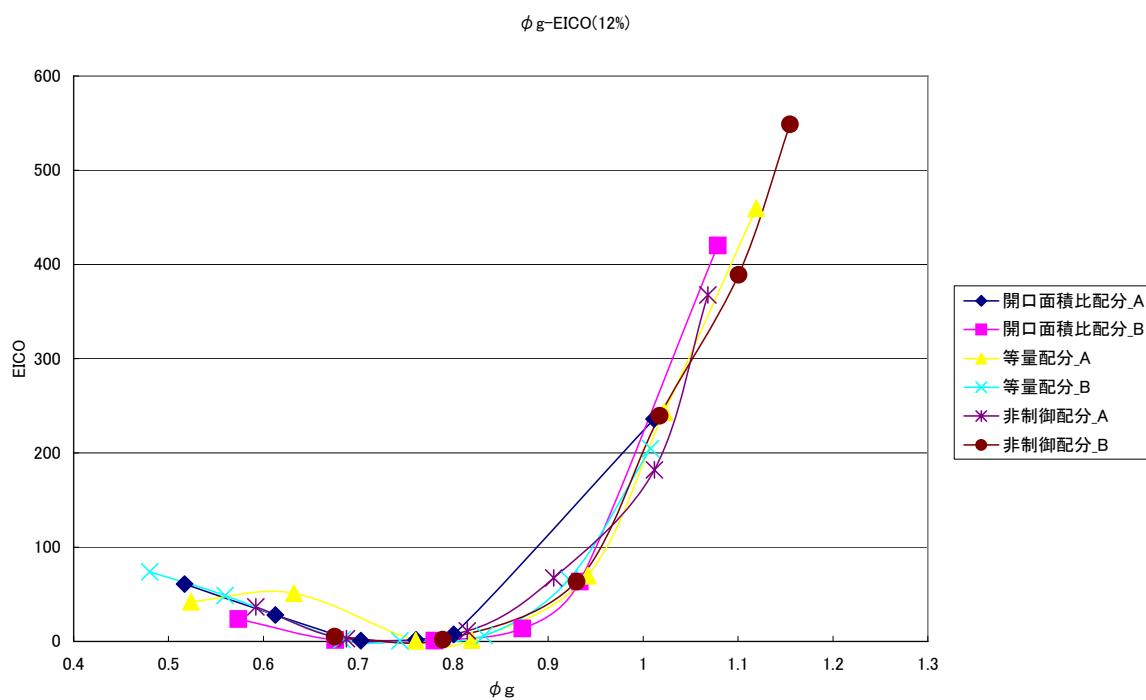


図 8.50 各燃料配分方法における ϕ_g と EICO の関係 $\Delta p/p = 12\%$

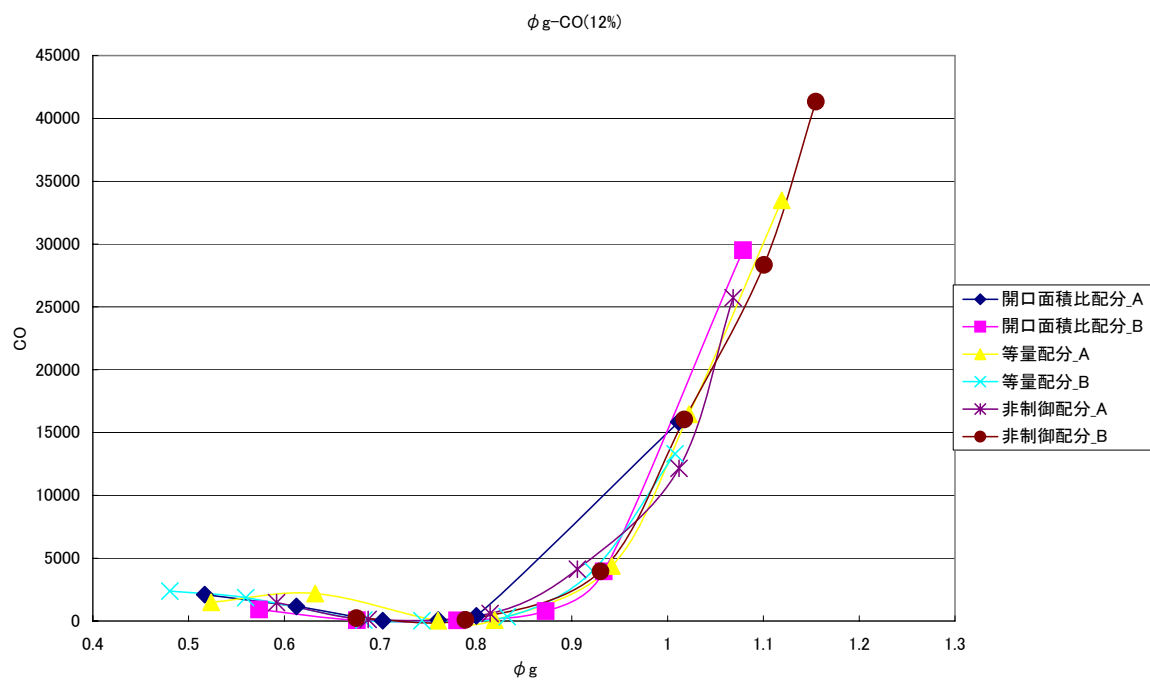


図 8.51 各燃料配分方法における ϕ_g と CO の関係 $\Delta p/p=12\%$

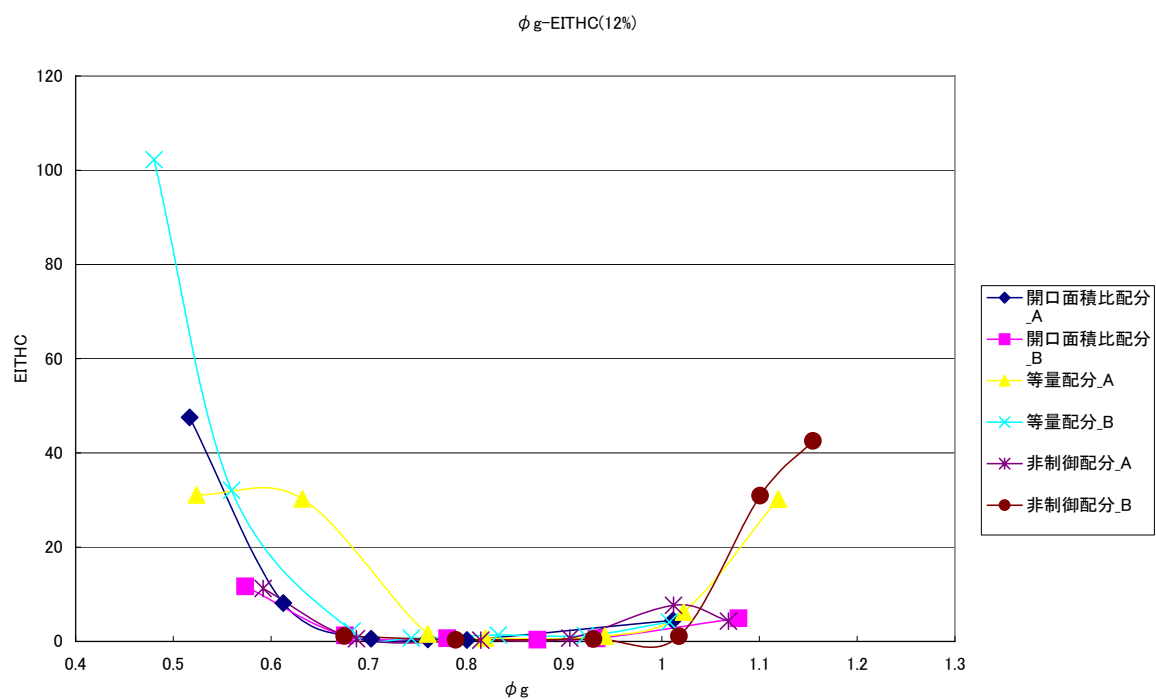


図 8.52 各燃料配分方法における ϕ_g と EITHC の関係 $\Delta p/p=12\%$

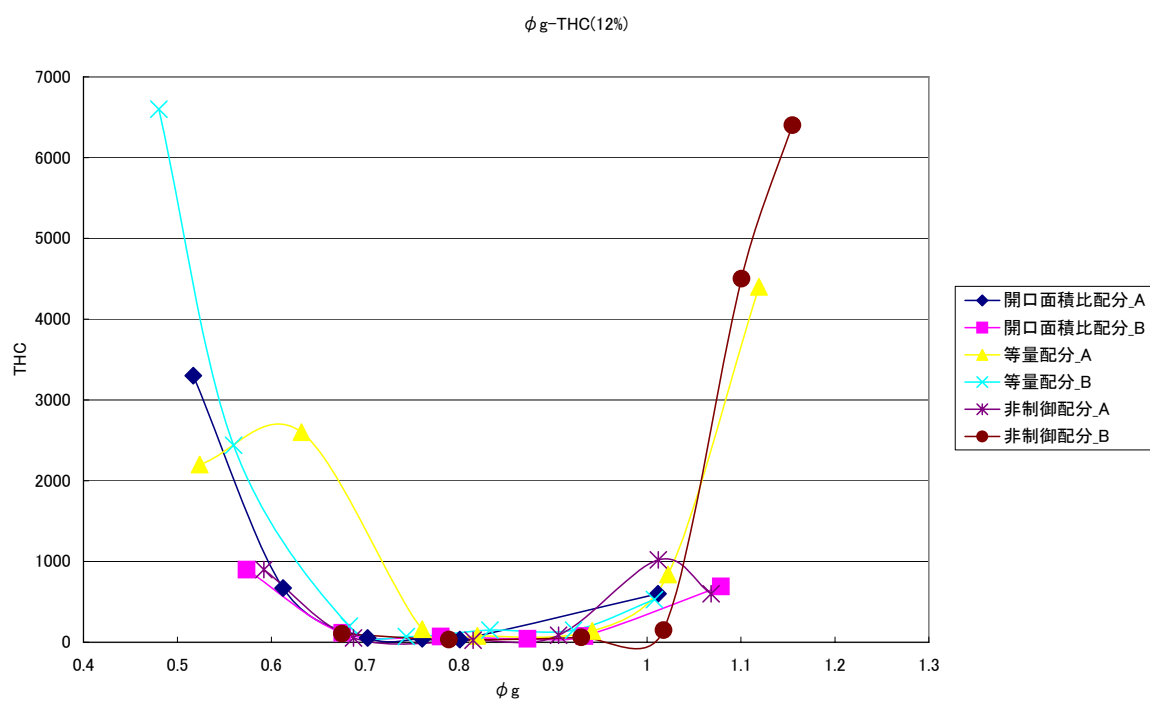


図 8.53 各燃料配分方法における ϕ_g と THC の関係 $\Delta p/p=12\%$

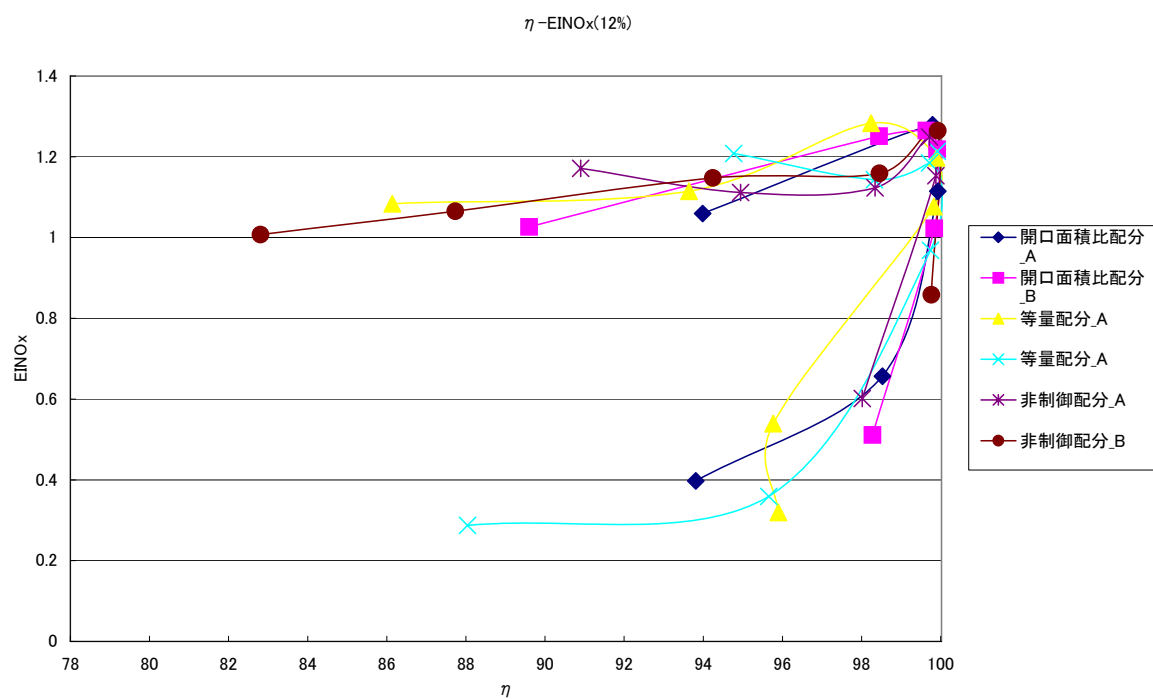


図 8.54 各燃料配分方法における η と EINO_x の関係 $\Delta p/p = 12\%$

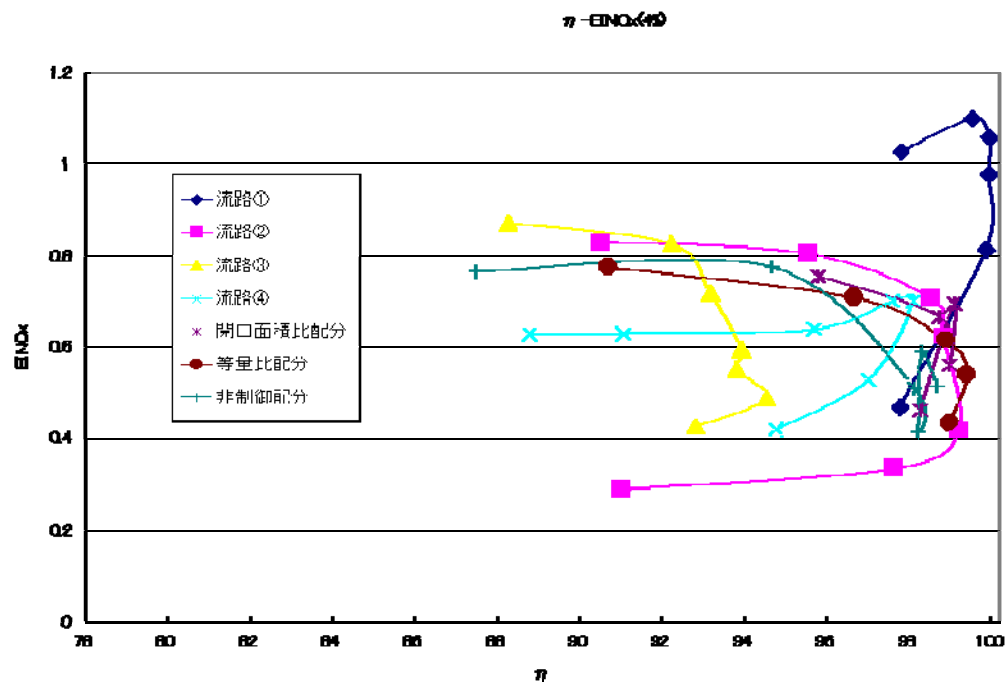


図 8.55 η と $EINO_x$ の関係における流路による比較 $\Delta p/p=4\%$

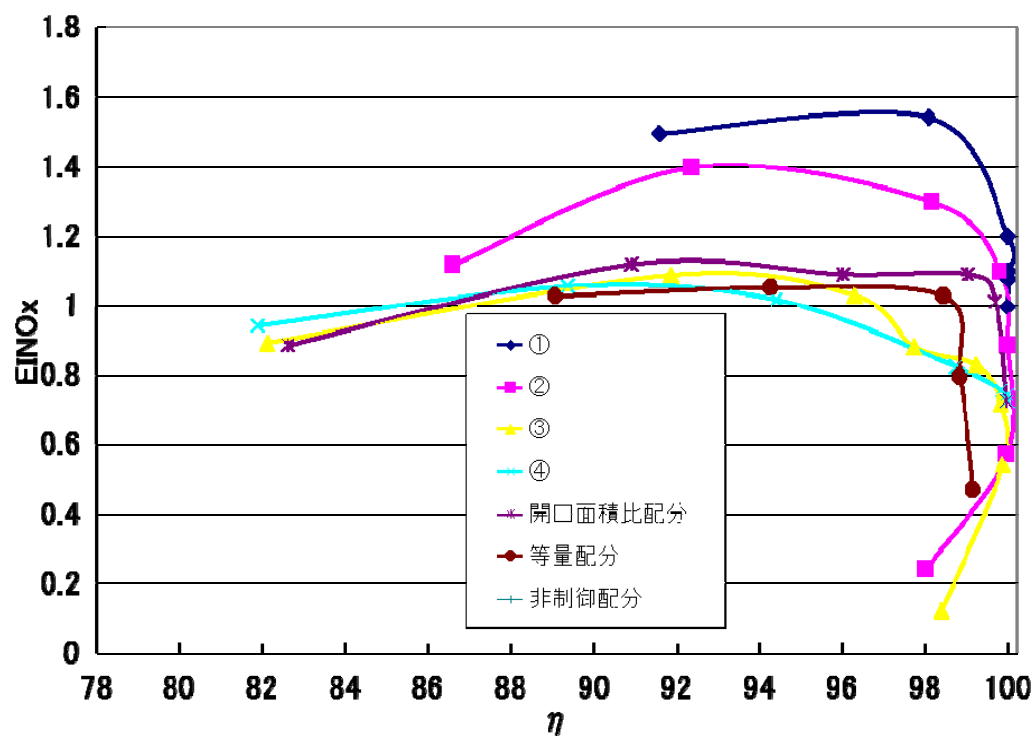


図 8.56 η と $EINO_x$ の関係における流路による比較 $\Delta p/p=8\%$

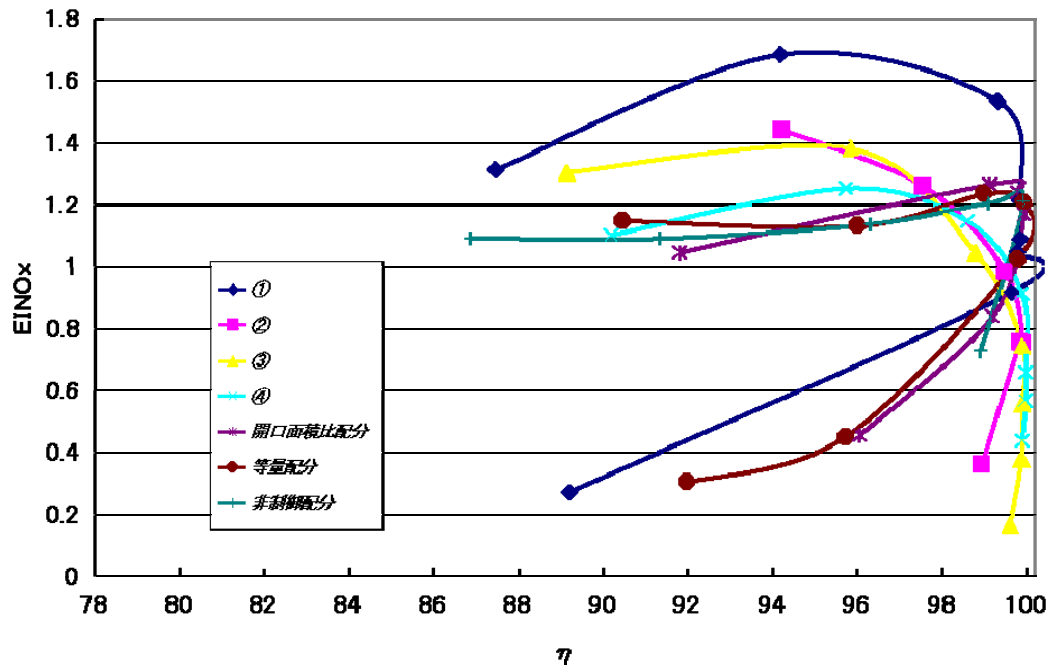


図 8.57 η と $EINO_x$ の関係における流路による比較 $\Delta p/p=12\%$