

# 燃焼を伴う熱流体研究の新しい展開

佐藤 博之\*

Evolution of Novel Studies on Thermofluid Dynamics with Combustion

Hiroyuki SATO\*

This paper mentions the recent development of combustion control technology and describes some results on the active combustion control system for suppressing flame instabilities. As for the combustion control technology, there are three typical elements including their coupling effects; thermoacoustic, heat release and fluid dynamics. In this research, development of the active combustion control system is carried out experimentally, which is based on a thermoacoustic control and a flame structure control. As the thermoacoustic approach, a feedback control system using a loudspeaker is developed, and furthermore a flame structure control system is also investigated using a secondary injection method. Both results of the thermoacoustic and the flame structure control show a good performance of suppressing the pressure oscillation.

**Key words:** Active Combustion Control, Oscillatory Combustion, Noise, Pressure Oscillation

## 1. はじめに

産業用・航空機用ガスタービン燃焼器の開発においては、低 NO<sub>x</sub> 燃焼を実現するための有力な技術として、希薄予混合気を用いた燃焼方法が注目されている。希薄予混合燃焼では、運転条件によっては燃焼器の音響学的な共鳴周波数と火炎の圧力変動の周波数が位相的に一致し熱音響的に共振する振動燃焼が生じる。また、低 NO<sub>x</sub> 排出が期待できる超希薄燃焼領域では吹き消えなどの不安定性が生じるなど技術的な課題が存在する。これらを克服する技術として期待されているのが、能動的燃焼制御の燃焼方式を確立するための研究分野である<sup>1)~7)</sup>。本稿では 2000 年度から始まった 5 カ年計画の文部科学省新興調整費開放的融合研究制度による「乱流制御による新機能熱流体システムの創出」研究プロジェクトの成果について、熱流体工学と制御工学の学際領域に分類される「燃焼制御」をキーワードに今後の展望も含めて以下に述べる。

## 2. 燃焼制御技術の考え方

振動燃焼の制御に関して特筆すると、音響、燃焼によ

る発熱、流体挙動としての渦による基本三要素の影響について調べることが重要であり、複数の要素におけるカップリングにより振動燃焼が生じると考えられる<sup>8)</sup>。燃焼制御における基本ファクターの関係を Fig. 1 に示す。まず、音響と発熱（燃焼）の関係では相互作用があり、音響が発熱に影響を与える場合は速度変動として、発熱が音響に影響を与える場合は発熱速度変動の形でそれぞれ作用する。また、音響が流体に作用する場合は速度変動が要因である。流体が発熱に作用する場合は、渦運動の起因が考えられる。このように燃焼制御の問題を考えると、各要素の作用を見極める必要がある。

これら要因の関係を把握したうえで、燃焼制御のため

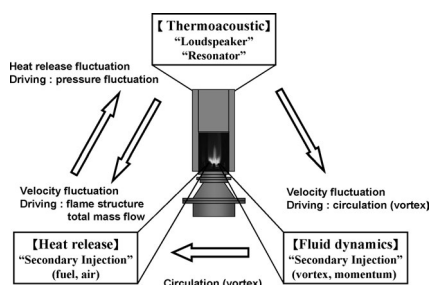


Fig. 1. A schematic diagram showing the elements for combustion control.

\* 機械デザイン工学科 講師  
平成 19 年 11 月 5 日受付

## 湘南工科大学紀要 第42巻 第1号

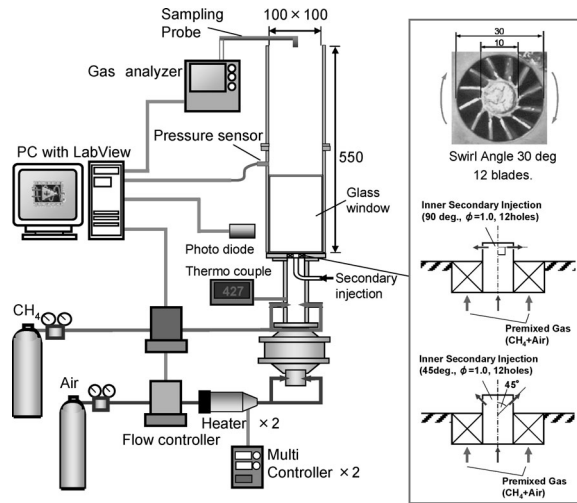


Fig. 2. Schematic diagram of experimental apparatus.

には大きく分けて熱音響制御と火炎構造制御の二つが考えられる。熱音響制御では、火炎の自励振動に伴う燃焼器あるいは供給系統も含めた形で生じる音響モード特性を圧力センサーなどでセンシングし、現象とは逆位相の音波を制御入力することにより燃焼騒音を抑える技術が考えられる。これは、能動的騒音制御 (Active Noise Control; ANC) の技術を応用したものである。これにはスピーカ、共鳴器などのアクチュエータが適すると考えられる。一方、火炎構造の制御は、主燃焼の流量に対して微量の二次噴射により発熱変動、すなわち火炎構造の変動を抑え、火炎を安定化させる技術である。この方法では、最適化された二次噴射条件により、発熱変動および渦挙動に基づく燃焼の不安定性を同時に解決できる可能性がある。

ガスタービン燃焼器の不安定性、とくに振動燃焼には、燃焼器個々の特性が存在し、不安定モードも単純ではないため、現象の理解に基づくロバスト性の優れた燃焼制御技術を確立することが重要と考えられる。

### 3. 燃焼制御技術に関する研究事例

振動燃焼そのものに関する研究の歴史は短くなく、現在では応用研究のフェーズにあるものも多く報告されている。我が国でも先に説明した研究プロジェクトにおいて、乱流燃焼制御技術の高度化が進められている。以下にその成果の一例について紹介する。

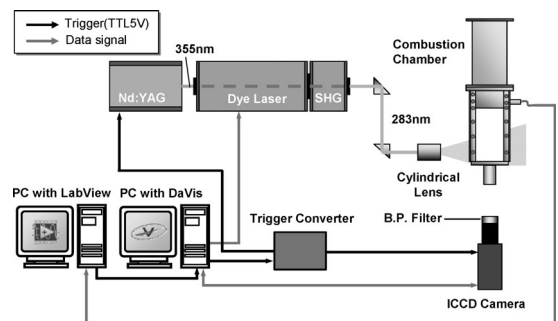


Fig. 3. PLIF measurement system.

#### 3.1 実験装置および計測システム

本研究で用いた予混合燃焼器は  $125 \times 125 \times 600$  mm のサイズであり、その性能は約  $30 \sim 60$  kW 程度 (トータル流量ベース) である (Fig. 2 参照)。燃料にはメタンを用い、空気を混合させた予混合ガスを最終的な供給気体として使用した。独立したラインのメタンおよび空気の供給系は、ミキサーを介して統一され、混合ガスは燃焼器の整流部を通り主燃焼室へ導かれる。噴出部にはスワラー (保炎器) を装着し、予混合ガスの流れを旋回させたメタン/空気予混合スワール火炎を形成した。

火炎診断の方法として、二次元 OH 分布の PLIF (Planar Laser Induced Fluorescence) を行った。計測システムの概略を Fig. 3 に示す。OH\* (OH ラジカル) 計測の励起波長として、 $A^2 \Sigma^+ \leftarrow X^2 \Pi$  電子エネルギー遷移における

## 燃焼を伴う熱流体研究の新しい展開（佐藤博之）

(1, 0) バンド吸収線の  $Q_1(7) \lambda=283.222 \text{ nm}$  を選択した。励起光源は Double Pulse ND: YAG レーザー（Spectra-Physics 社製、PIV400-10）の第三高調波（ $\lambda=355 \text{ nm}$ ）で、パルス励起された波長可変色素レーザー（Dye Laser; Lamda Physics 社製、Scanmate UV）を用い、波長  $567 \text{ nm}$  に変換し、SHG により第二高調波（ $\lambda=283 \text{ nm}$ ）に変換した後、光学系を用いてシート光を形成した。PLIF 計測及び OH\* 自発光撮影には ICCD カメラ（LaVision 社製、Nanostar）を用い、レーザーを照射した際に見られる OH 成分の発光および火炎の OH\* 自発光だけをとらえるために、レーザーと ICCD カメラの nsec. オーダーの同期システムを用いた。

### 3.2 熱音響制御システムの設計

振動燃焼制御技術の一つとして、燃焼特有の非線形性があるものの、その影響を含んだ形において、系の音響振動はそれとは別の位相シフトされた音響振動を人工的に形成することによって制御できる可能性がある。つまり、燃焼騒音のエネルギーをゲインおよび位相が適宜に調整された別のエネルギーでもって相殺するという考えである（アクティブ・ノイズ・コントロール法；ANC）。そこで本研究では、音響場に着眼した振動燃焼制御のシステム開発を試みた。

制御システムの構築にあたり、次の思想・手順でコントローラの設計を行った。制御器を設計するにあたり、フィードバック制御のためのアルゴリズムとして、本研究では現代制御理論の一つである  $H^2$  および  $H^\infty$  制御理論を採用した。梶原らはダクトなどの騒音制御に関する研究分野において、実験モード解析による系のモデリングおよび制御理論を適用したシステム設計の有効性を報告している<sup>9,10</sup>。ここで、実験モード解析とは系のモデリング（伝達関数の形成）を計測から求める手法であり、加振力と応答の実験データからその中に混ざり込んでいる動的特性（固有振動数、固有モード、減衰の大きさなど）を明らかにするものである。また、 $H^2$  制御理論とは振動（騒音）のエネルギー全体（設定された周波数帯域において）を最適コントローラによって低減させようとするものである。その概念を Fig. 4 に示す。本研究では梶原らの方法<sup>9,10</sup>を参考に、振動燃焼抑制（燃焼騒音低減）のための能動的フィードバック制御システムの構築を行った。

設計仕様とした制御システムのブロック線図を Fig. 5 示す。特徴としては、系の出力（センサー） $y$  に外乱として燃焼騒音  $w$  が加わる形式になっており、卓越周波数

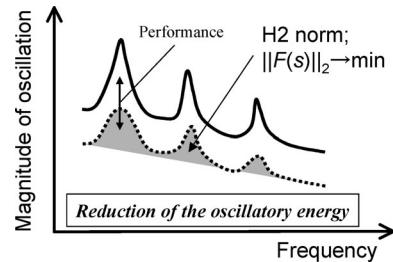


Fig. 4. Schematics of  $H^2$  control theory.

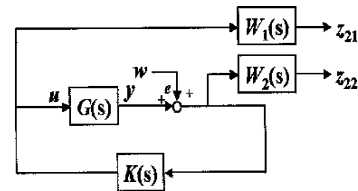


Fig. 5. Block diagram of  $H^2$  control system.

の低減以外に多少の周波数変動（卓越周波数のシフト）に対して対応できることをコンセプトとした。 $Z_{21}$  および  $Z_{22}$  は、それぞれ入力の評価量、外乱  $w$  を含む系の出力の評価量である。また、これらの評価量には周波数重み関数  $W_i(i=1, 2)$  を考慮した。

システム設計にあたり、はじめに Fig. 5 に示す系の伝達関数  $G(s)$  を決定する。系の伝達関数を決定する方法として実験モード解析を採用し、マイクロフォン（センサ：制御入力）とスピーカ（アクチュエータ：制御出力）の取り付け位置に起因する時間遅れ（位相遅れ）を考慮した。

実験モード解析から系の伝達関数を求める際、システム同定の理論を用いた<sup>11</sup>。システム同定 (System Identification; S. I.) とは対象とする系の入出力データから、ある目的のもと（伝達関数に考慮した事項）で対象と同一であることを証明するような数学モデルを作成することを行う。具体的には、アクチュエータのスピーカから系に対してホワイトノイズを入力し、入力信号のパワースペクトルおよび入力信号とセンサーのマイクロフォン出力とのクロススペクトルを解析することによって系の伝達関数  $G_m$  を計測した。このとき、伝達関数の推定値  $H(f)$  の一般形は次式で与えられる<sup>12</sup>。

$$H(f) = \frac{\overline{P_{xy}(f)}}{\overline{P_{xx}(f)}} \quad (1)$$

ここで、 $\overline{P_{xy}(f)}$  は入出力信号のクロススペクトル、 $\overline{P_{xx}(f)}$  は入力信号のパワースペクトルに関する時間平均を表す。コントローラ設計の際、本研究の場合は系のモデル構築にシステム同定を採用しているため、考慮する振動モードの次数、位相遅れの評価などが制御性能に影響することが考えられる。そこで、位相遅れについては次式で評価した。

$$G_p(j\omega) = e^{-T(j\omega)}, \quad T = L/a \quad (2)$$

ここで、 $T$  は遅れ時間、 $L$  はスピーカからマイクロフォンまでの距離、 $a$  は音速である。位相遅れおよび減衰効果を考慮する際、位相遅れを考慮（補正）した伝達関数  $G_0$  と考慮しない伝達関数  $G_m$  に分離して、計測された系の伝達関数  $G_m$  を次式で考える。

$$G_m(j\omega) = G_p(j\omega) \cdot G_0(j\omega) \quad (3)$$

式(3)において  $G_m$  は実測値（式(1)に相当）、 $G_p$  は式(2)より求めることができ、これらの値を基に  $G_0$  を求める際は、真の固有振動数に近い値を得るためにカーブフィット（最小自乗法）を施し、位相遅れを補正した伝達関数  $G_0$  を同定する。

次に系の伝達関数の最終形に対して、振動の粘性減衰効果を考慮する。一点加振・一点応答の場合、一般粘性減衰系における伝達関数は次式で定式化される<sup>12)</sup>。ここで、伝達関数の一般形  $G$  と実験モード解析の結果から得られる近似された伝達関数  $G_m$  を区別する。

$$G(\omega) = \sum_{r=1}^n \left( \frac{U_r + jV_r}{j(\omega - \omega_r) + \sigma_r} + \frac{U_r - jV_r}{j(\omega + \omega_r) + \sigma_r} \right) \quad (4)$$

ここで、 $\omega_r$  は減衰固有角振動数、 $\sigma_r$  はモード減衰率、 $U_r$  および  $V_r$  はモード定数を表す。式(4)に対して変分反復法によりカーブフィットを施し、各パラメータの値を求める<sup>12)</sup>。

式(3)で考慮した位相遅れおよび式(4)で考慮した粘性減衰それぞれの効果を含んだ形での系の伝達関数を改めて  $G_m$ （同定結果）とし、系の伝達関数の最終形を式(3)と同様に次式で表す。

$$G_m(j\omega) = G_0(j\omega) \cdot G(j\omega) \quad (5)$$

$H^2$  制御理論の場合、コントローラ設計の指標として二次形式評価関数を考え、制御エネルギーを最小限にする観点から、式(6)を最小にする制御入力  $u(t)$  を求める。

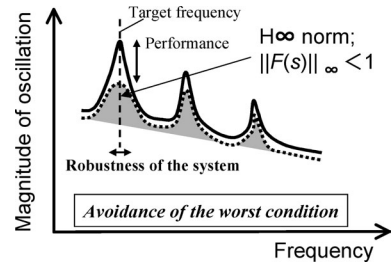


Fig. 6. Schematics of  $H^\infty$  control theory.

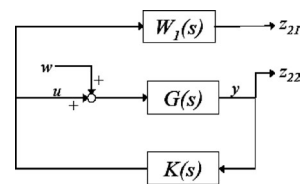


Fig. 7. Block diagram of  $H^2/H^\infty$  control system.

$$J = \int_0^\infty (u^T W_1 u + x^T W_2 x) dt \quad (6)$$

ここで、 $u$  は制御入力、 $x$  は状態量、 $W_i$  は設計仕様で与えられる重み行列、 $T$  は行列の転置である。また、被積分関数は制御エネルギー ( $u^T W_1 u$ ) と振動エネルギー ( $x^T W_2 x$ ) の合成で表現されている。コントローラ  $K(s)$  に関しては MATLAB/Simulink ソフトウェアの制御設計ツールを用い、Fig. 5 における  $G(s)$ 、 $W_1(s)$ 、 $W_2(s)$  をまとめた拡大系状態方程式に対して、 $w$  から  $z_{22}$  までの  $H^2$  ノルム（式(6)参照）を最小にするシミュレーションを行い  $K(s)$  を最適化した。

$H^\infty$  制御理論の場合、Fig. 6 に示すようにシステムの不確かさをシステム同定時に含めた形で評価できるため、振動を抑制したいターゲットモードの多少の変動に対してシステムが発散しない、すなわちロバスト性の補償あり、最悪ケースの振動モード抑制が可能である。しかし、ターゲットモードの効果的な低減に対する高い性能は望むことはできない。そこで、混合  $H^2/H^\infty$  制御理論の適用を考え、ロバスト性を確保しながらターゲットモードの効果的な低減を試みた。Fig. 7 は混合  $H^2/H^\infty$  制御システムのブロック線図を表す。この場合、 $W_1(s)$  は周波数重み関数を表し、具体的にはバンドストップフィルタ (10–200 Hz, 4th order Butterworth) とした。伝達関数  $G(s)$  に基づく状態方程式および出力方程式の状態空間表示に対し



### 燃焼を伴う熱流体研究の新しい展開 (佐藤博之)

て,  $w$  から  $Z_{21}$  までの  $H^\infty$  ノルムについての制約条件のもとで,  $w$  から  $Z_{22}$  までの  $H^2$  ノルムを最小化するように制御系を設計することにより混合制御化を行った。

#### 3.3 音響の制御

前項にて説明した燃焼制御へのアプローチにおいて, 熱音響制御システムの構築を行った。本制御方法は基本的には能動的騒音制御 (逆位相の音波によって騒音を制御する) の原理に基づくものである。構築したシステムは, 燃焼騒音をマイク (センサー) にて系に対する外乱として捕らえ, 火炎の不安定性で生じた圧力変動と燃焼器内の音響場との共鳴をスピーカ (アクチュエータ) からの逆位相の音波投入により相殺する仕組みとなっている。スピーカは燃焼器側面に取り付けられた (スワラー出口より 30mm 下流)。制御システムの理論には, 現代制御理論の一種である  $H^2$  アルゴリズムに基づくものを採用した。これは周波数領域で振動エネルギーを評価した際, ターゲット周波数の低減に対して強い制御性を望むことができ, 振動エネルギー全体を低減させることが可能である。すなわち, 振動火炎が主に熱音響の影響であるということであれば, 本手法により音響共鳴を抑制できる可能性がある。

Fig. 8 および Fig. 9 は制御結果の一例である。Fig. 8 はシステム同定の結果, Fig. 9 は設計した制御システムの性能評価の結果である。振動燃焼を示す主火炎は, 流体および発熱の影響が比較的少ないと思われる圧力変動の小さい燃料流量  $Q_f=2.5$  l/min, 当量比 0.95 の条件であり, 制御入力として音圧レベル 35 dB 程度の feedback 信号を加えた結果である。構築した制御システムでは, マイクからの燃焼騒音を周波数解析した際の卓越周波数である約 180 Hz にて, 逆位相の音圧変動をスピーカで与える仕組みとなっている。システムの評価に関しては, 制御によって燃焼騒音が約 15 dB 程度低減していることがわかる。以上の結果から, 本研究において開発した  $H^2$  アルゴリズムに基づくコントローラは, 振動燃焼の騒音 (圧力変動) 改善に対して非常に有効であり, 熱流体 (燃焼流) を対象とした ANC システムの一例として有用であることが証明された。

#### 3.4 火炎構造の制御

振動燃焼を安定に抑制する方法として, 二次噴射による火炎構造の制御が考案された。二次噴射ノズルの配置に関しては, スワラーハブ部 (羽の中心軸; Fig. 2 参照), 予混合管の側面, 予混合管と燃焼器の接続部である拡大断面部 (スワラーの外周; Fig. 2 参照) などが考

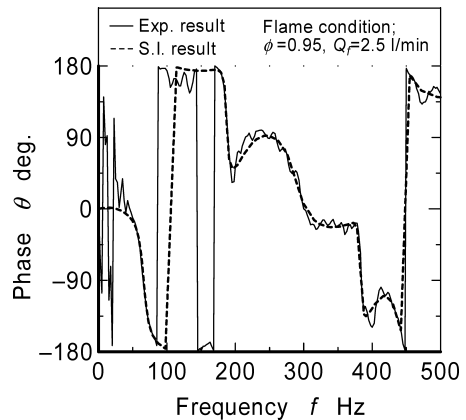


Fig. 8. System identification for  $H^2$  controller.

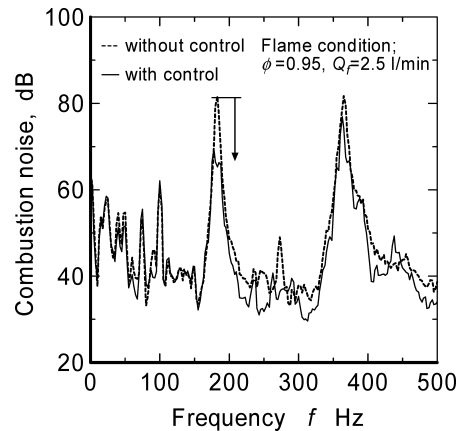
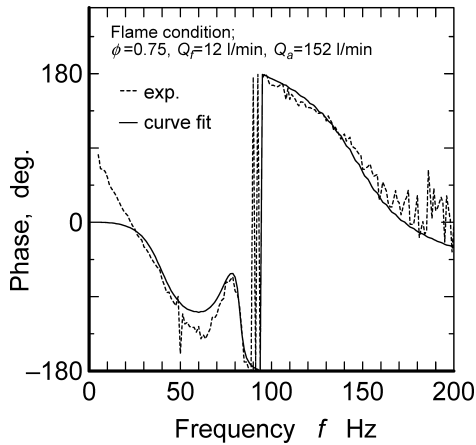
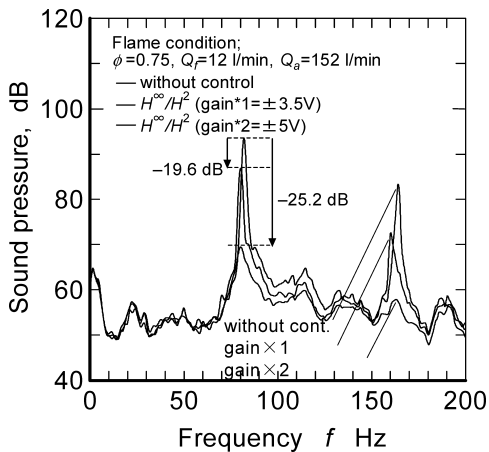
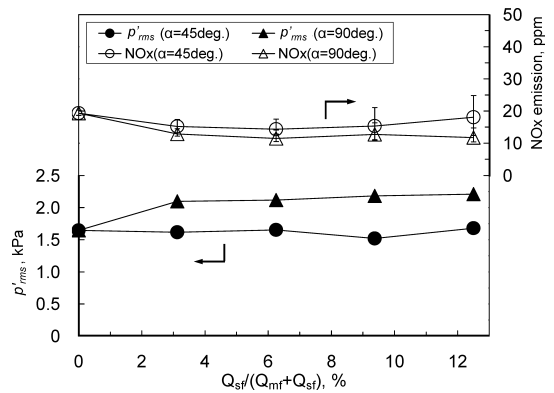


Fig. 9. Performance of developed  $H^2$  control system.

えられるが, 本研究においては二次噴射ノズルをスワラー外周に配置したタイプについてその効果を検討した。二次噴射ノズルは鉛直方向に対して 60 deg. の傾きを有しており, 主火炎の下流部に二次噴射する形である。これは拡大部における再循環流発生のため主火炎に対して流体力学的な作用を及ぼし, 火炎の発熱変動を誘引させている可能性が考えられるためである。この発熱変動に対して jet の運動量効果による外乱を与える目的において, 本研究では空気二次噴射による燃焼制御を試みた。Fig. 10 および Fig. 11 に混合  $H^2/H^\infty$  制御理論に基づく feedback 制御システムの性能評価の結果を示す。Fig. 10 はシステム同定の結果, Fig. 11 は設計した制御システムの性能評価の結果をそれぞれ示す。構築したシステムは, 圧

Fig. 10. System identification for  $H^2/H^\infty$  controller.Fig. 11. Performance of developed  $H^2/H^\infty$  control system.

力センサーの信号を基にサーボバルブ（アクチュエータ）に対して  $\sin$  波脈動供給の制御入力決定され、 $H^\infty$  制御によってシステムのモデル化誤差（ロバスト性）を考慮し、 $H^2$  制御によってターゲット周波数（約 80 Hz）低減に対する性能強化を図っている。二次空気流量は  $Q_s = 3.0$  l/min、片振幅 3.5 V および 5 V にて feedback 制御を行った。振動燃焼を示す初期条件の火炎においては約  $\Delta p = 3$  Pa 程度の圧力変動が観察されていたが、制御時にはその圧力変動が約  $\Delta p = 0.19$  Pa に低減した。音圧換算においては、ゲイン  $\times 1$  で 19.6 dB、ゲイン  $\times 2$  で 25.2 dB の圧力変動の低減が確認された。

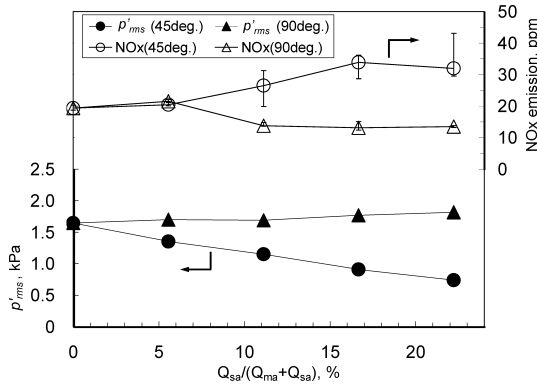
Fig. 12. Effect of SFI on  $p'_{rms}$  and NOx emissions.

### 3.5 圧力変動と NOx の制御

振動燃焼時に見られる強い圧力変動は燃焼器の損壊につながるためその制御（火炎の安定化）が必要であり、また、環境負荷低減を考えると NOx（窒素酸化物）排出量の制御も重要な課題である。そこで、本項では二次流体噴射による開ループ制御による圧力変動と NOx 特性の関係を調べた結果を示す。燃焼制御のためのアクチュエータとして二次噴射流体を用い、スワールノズルのハブ部に二次流体噴射用のラインを接続し、ハブ部に取り付ける二次噴射ノズルにより噴射角度を変更した。二次流体噴射は鉛直方向に対して 45 deg. と 90 deg. の二つの角度で行い、作動流体としてメタン（燃料）と空気（酸化剤）を用いた。

発熱変動に変化を与えることで、発熱変動と圧力変動の相互作用を弱めることができる可能性がある。そこで、発熱変動の空間分布に変化を与えるために、二次燃料噴射 (Secondary Fuel Injection; SFI) を行った。主流燃料の一部を分岐し二次的に付加することで全体当量比一定の条件で実験を行った。 $Q_{mf}$  を主流燃料流量、 $Q_{sf}$  を二次燃料流量とし、二次燃料割合を  $Q_{sf}/(Q_{mf}+Q_{sf})$  と定義した。二次燃料割合と噴射角度をパラメータとし圧力変動と NOx 排出量の変化を Fig. 12 に示す。二次噴射角度が 45 deg. の場合、圧力変動は大きな変化はない。一方、90 deg. の場合、二次燃料割合 3% で圧力変動が約 0.5 kPa 増加していることがわかる。それに対し NOx 排出量は、約 20% 減少している。本研究とは別の方法で Whitelaw らのグループ<sup>13)</sup>は、圧力変動と NOx 排出量の関係を調べており、圧力変動が増加すると NOx 排出量が減少するという同様の結果を示している。これは圧力変動の増

## 燃焼を伴う熱流体研究の新しい展開 (佐藤博之)

Fig. 13. Effect of SAI on  $p'_{rms}$  and NOx emissions.

加により火炎変動も大きくなり、周流との影響で火炎温度の上昇が抑制されサーマルNOが減少したと考えられる。サーマルNOは温度に依存するため、逆に圧力変動が減少すると火炎が安定し、火炎温度が上昇しNOx排出量が増加すると考えられる。

次に、二次空気噴射 (Secondary Air Injection; SAI) により火炎の形状および流れ場 (渦) に外乱を与えることで間接的に発熱変動と圧力変動の相互作用を弱めることを試みた。 $Q_{ma}$  は主流空気流量、 $Q_{sa}$  は二次空気流量とし、二次空気割合を  $Q_{sa}/(Q_{ma}+Q_{sa})$  と定義した。前項と同様に全体当量比を固定し、二次噴射割合、噴射角度をパラメータとし、圧力変動とNOx排出量の変化を Fig. 13 に示す。90 deg. の二次空気噴射の場合、二次空気割合が増えても圧力変動に大きな変化はないが、45 deg. の場合は二次噴射流量の増加に伴い圧力変動が減少し、二次空気割合が 22.2% の条件において、音圧レベルで 7 dB 減少している。NOx 排出量の変化をしてみると、45 deg. の場合は最大 15 ppm 増加し、一方 90 deg. の場合では、二次空気割合 12.2% の条件で約 30% の NOx 排出量低減効果が認められた。これらの結果は前項で議論したことと同様のことが考えられ、圧力変動とNOx排出量はトレードオフの関係にある。圧力変動の低減を優先させる場合は、流れ方向に対し 45 deg. の二次空気噴射が有効であり、NOx 低減を優先させる場合は、90 deg. の二次空気噴射が有効であった。

## 3.6 レーザー計測による火炎診断

当量比条件  $\phi=0.85$  (燃料流量:  $Q_f=16l/min$ , 空気流量:  $Q_a=180l/min$ ) において強い圧力変動を示す火炎を対象として、PLIF 計測による二次流体噴射の効果につい

$Q_f=16$ ,  $Q_a=180$ ,  $\phi=0.85$ ,  $T_a=700K$

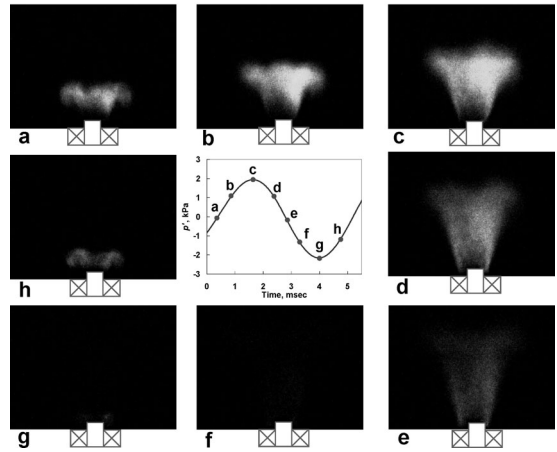


Fig. 14. Phase-locked OH\* chemiluminescence images of the self-excited oscillation.

て検討した。Fig. 14 は上記の条件における振動燃焼火炎の OH\* 自発光の結果である。ここで、OH\* 自発光はその反応の過程を考えると、発熱の指標となり得る物理量と考えてよい。振動燃焼の特徴として、火炎形状は圧力変動のサイクルに沿って a~h と周期的に変動し、流体学的な渦の発生が圧力変動と同周期で振動していることがわかる。

振動燃焼の安定化に対して前項の結果より二次空気噴射の有効性が示されたが、Fig. 15 は全体当量比一定の条件において二次空気噴射を 6.25% (対トータル空気流量)、噴射角 90 deg. (外側噴射) にした場合の OH-PLIF の結果である。OH は燃焼中間生成物であり、その分布 (intensity は mol 濃度に比例) から反応の様子を議論することができる。Fig. 13 からわかるように、この条件においては未だ火炎が安定化されたとは言えず、圧力変動のレベルも高いことがわかる。圧力変動とほぼ同期するように、スワール流れのせん断領域辺りに存在する火炎面において、化学反応による発熱変動が激しいことがわかる。

Fig. 16 は全体当量比一定の条件において二次空気噴射を 22.2% (対トータル空気流量)、噴射角 45 deg. (内側噴射) にした場合の OH-PLIF の結果である。Fig. 13 の結果も参照すると、化学反応 (発熱) の局所的な変動も程見られず、火炎全体として穏やかな燃焼であると言える。すなわち、振動燃焼火炎は安定化されたと考えられる。

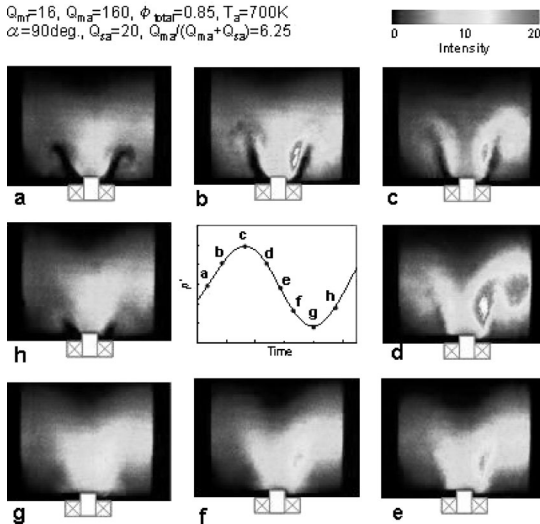


Fig. 15. OH-PLIF images for non-effective case ( $\alpha=90\text{ deg.}, Q_{sa}/Q_{ma}+Q_{sa}=6.25\%$ ).

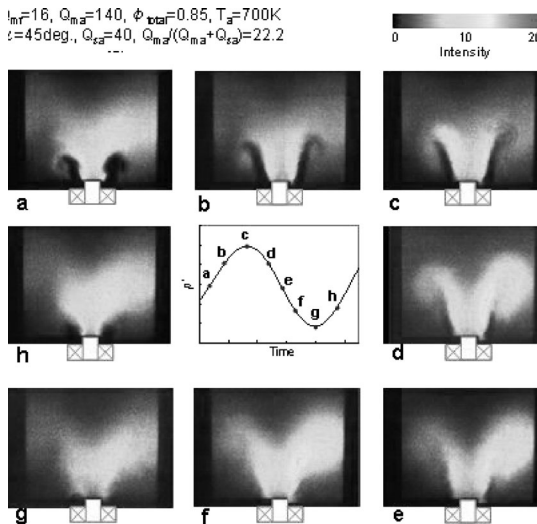


Fig. 16. OH-PLIF images for effective case ( $\alpha=45\text{ deg.}, Q_{sa}/Q_{ma}+Q_{sa}=22.2\%$ ).

次に振動燃焼の駆動源を二次元的に捉えることを目的に、Rayleigh Index (R.I.) を画像処理により求めた。R.I. は式 (7) で定義される<sup>14)</sup>。燃焼器内の圧力変動が長手方向 1/4 波長モードの定在波と考えると、空間 (位置座標) における圧力変動は時間のみ関数として表現できる。また、発熱変動分布は発熱の指標となる OH を PLIF に

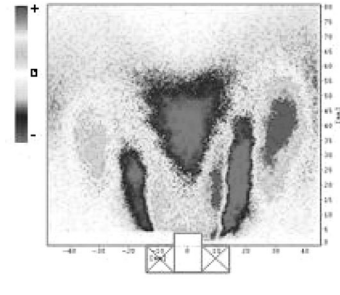


Fig. 17. Rayleigh index of the self-excited oscillation ( $\phi=0.85$ ).

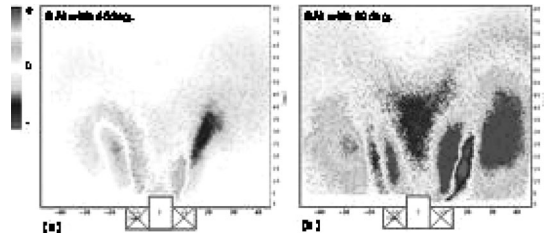


Fig. 18. Results of Rayleigh index; (left side) effective case ( $\alpha=45\text{ deg.}, Q_{sa}/Q_{ma}+Q_{sa}=22.2\%$ ), (right side) non-effective case ( $\alpha=90\text{ deg.}, Q_{sa}/Q_{ma}+Q_{sa}=12.2\%$ ).

より計測した。位相固定で撮影した OH-PLIF の各画像 (150 枚平均) から時間平均画像を減算することで発熱変動となる。この発熱変動画像に各位相での圧力変動値を乗算し、各位相の画像を加算することで R.I. が求まる。各位相の  $p'$  は二次元データではなく燃焼器壁面での計測による一次元データ (グローバルな値) を用いた。

$$R(x, y) = \frac{1}{T} \int_T p'(t) \cdot q_{OH}'(t, x, y) dt \quad (7)$$

一般に Rayleigh の条件<sup>15)</sup>において、圧力変動と発熱変動が時間遅れを  $\tau$  として  $-\pi/2 < \tau < \pi/2$  の範囲内であるとき、自励振動の条件が満足される。

Fig. 17 は当量比条件  $\phi=0.85$  (燃料流量:  $Q_f=16\text{ l/min}$ , 空気流量:  $Q_a=180\text{ l/min}$ ) における R.I. の結果である。正の領域はレイリーの条件を満たしており、振動燃焼の駆動源となる。スワール流れと内側および外側再循環流れのせん断領域と思われるところで R.I. の強い領域が見られ、この部分が振動燃焼の発生源となっていることがわかる。

Fig. 18 は二次噴射角度  $45\text{ deg.}$  の場合と  $90\text{ deg.}$  の場合



### 燃焼を伴う熱流体研究の新しい展開 (佐藤博之)

のR.Iを示す。90deg.の場合、非制御時(Fig. 17)と比べて正の領域が拡大しているが、それに対し45deg.の場合は縮小している。このことから、圧力変動の制御効果がある場合、局所的な分布においても圧力変動と発熱変動との相互作用が弱められていることがわかる。

#### 4. ま と め

本稿では最近の熱流体研究の動向、とくに燃焼工学分野における燃焼制御技術に関する学際的研究の紹介をした。燃焼工学(熱流体)と制御工学を融合させた研究例として、振動燃焼の能動的制御(安定化)を対象を絞った形において、熱音響制御および火炎構造の制御に関するアプローチを示した。制御工学の分野ではロボットに代表されるように研究対象は運動の制御がメインであるが、熱流体システムの制御は新しいターゲットとして発展する可能性が十分にある。燃焼制御に関する研究の今後の展望としては、第一に広い作動範囲でロバストな制御技術が実証されなければならない。現段階では、そのような技術は確立されておらず、高速応答性、高振幅な動作性、高い耐久性を備えたアクチュエータの開発や作動条件によって変化する複数の音響モードへの対応など、克服すべき技術課題が多数存在する。また、基礎的な観点から剥離渦 火炎間、壁面 火炎間の干渉問題のような燃焼器内部における非定常現象の解明やそのモデル化、流入速度擾乱に対する乱流火炎の応答性の研究など解明すべき課題が複数挙げられる。

#### 参 考 文 献

- 1) S. Candel, *Proc. Combust. Inst.*: 29, pp. 1–28, 2002.
- 2) S. S. Evesque et al., *Proc. R. Soc. Lond., A*: 459, pp. 1709–1749, 2003.
- 3) A. Coker et al., *AIAA-2003-1009*, 2003.
- 4) I. Emiris et al., *Combust. Sci. Tech.*, vol. 175, pp. 157–184, 2003.
- 5) W. p. Shih, et al., *Proc. Combust. Inst.*: 26, pp. 2771–2778, 1996.
- 6) A. F. Ghoniem, et al., *Proc. Combust. Inst.*: 30, 2004 (in press).
- 7) J. H. Uhm et al., *Combust. Flame*, vol. 139, pp. 106–125, 2004.
- 8) 佐藤博之, 他 2 名, *日本燃焼学会誌*, vol. 46, no. 138, pp. 251–259, 2004.
- 9) I. Kajiwara, M. Fukuda, H. Shimojima, *JSME Trans. C* (in Japanese), vol. 64, no. 621, pp. 192–199, 1998.
- 10) H. Shimijima, Y. Matsunaga, S. Koike, I. Kajiwara, *JSME Trans. C* (in Japanese), vol. 65, no. 633, pp. 115–122, 1999.
- 11) S. Adachi, “*System Identification for Control* (in Japanese)”, Tokyo Denki University Press, pp. 1–14, 2002.
- 12) Editorial board of Modal Analysis, “*Handbook on Modal Analysis* (in Japanese)”, CORONA Publishing Co., Ltd., pp. 68–132, 2000.
- 13) S. R. N. D, Zilwa, et al., *Experiments in Fluid* vol. 32, pp. 453–457, 2002.
- 14) J. G. Lee, et al., *Proc. Combust. Inst.* 28, pp. 739–746, 2000.
- 15) L. Rayleigh, “*The Theory of Sound*”, vol. 2, pp. 226, 1945.