

■原著論文/ORIGINAL PAPER■

LESによるガスタービン燃焼器用多孔同軸噴流バーナの燃焼解析

Large Eddy Simulation of Coaxial Jet Cluster Burner for Gas Turbine Combustor

柚木 啓太*・室田 知也・三浦 圭祐・岡崎 輝幸

YUNOKI, Keita*, MUROTA, Tomoya, MIURA, Keisuke, and OKAZAKI, Teruyuki

三菱日立パワーシステムズ 研究所 〒312-0034 茨城県ひたちなか市堀口 832 番地の 2
Mitsubishi Hitachi Power Systems, Ltd. Research & Development Center, 832-2 Horiguchi, Hitachinaka-shi, Ibaraki-ken, 312-0034, Japan

2014年1月7日受付; 2014年5月25日受理 / Received 7 January, 2014; Accepted 25 May, 2014

Abstract : We have developed a burner with high efficiency and low emission rate for the gas turbine combustor. The reductions of CO and NOx emissions are important because they influence the performance of the burner. We named this burner the “co-axial jet cluster burner” and, as the name indicates, it has multiple fuel nozzles and holes in a coaxial arrangement. To form lean premixed combustion, this burner mixes fuel and air in the multiple holes rapidly. For development of gas turbine burners, computational fluid dynamics (CFD) is a powerful tool to investigate the detailed distributions of various emissions and temperature. In recent years, the large eddy simulation (LES) model has been used for combustion analysis to analyze an unsteady combustion state in the combustor. Therefore, we have developed the hybrid turbulent combustion (HTC) model to calculate the form in which the non-premixed flame coexists with the premixed flame. Turbulent flow has been simulated using a LES with a dynamic sub-grid-scale (SGS) model. These two models were programmed to our simulation tool. However, there were unclear points about their applicability to an actual machine evaluation, especially prediction of CO concentration. In this study, we verified distributions of CO concentration by using the HTC model. In addition, we analyzed the CO generation mechanism for the lean premixed combustion in the burner. We found that CO is generated in the premixed flame zone and the flame quenching zone.

Key Words : LES, Lean premixed combustion, CO generation, Gas turbine combustor

1. 緒言

ガスタービン燃焼器の開発における課題は、燃焼安定性と環境負荷物質である CO・NOx 排出量の低減である。当社ではこれらを両立するために、図 1 で示す“多孔同軸噴流バーナ”(以下クラスタバーナ)を搭載した低 NOx 燃焼器 [1-2]を開発している。ここで、クラスタバーナとは、多数の空気孔を設けたプレートと、各空気孔と同軸に配置した燃料ノズルで構成されたバーナである。本バーナは、孔内の数十 mm 程度の短距離で燃料と酸化剤である空気を急速に混合し、希薄予混合燃焼場を形成することで NOx 排出量を低減している [2]。

ガスタービン燃焼器の開発においては、ガス組成や温度といった燃焼状態を評価できる CFD (Computational Fluid Dynamics) が有効である [3-7]。近年では、希薄予混合燃焼場を対象とした LES (Large Eddy Simulation) に Dynamic SGS (Sub Grid Scale) モデル [8-9]を組み合わせた乱流燃焼解

析を用いて、非定常な乱流挙動によって生じる燃焼状態の変化を分析した結果が報告されている [3-7]。著者らのグループでは、2006 年より乱流燃焼解析プログラムを開発し、ガス燃焼では拡散、予混合、部分予混合燃焼場 [7]における解析精度の検証を実施してきた。

ここで、CO の生成は燃焼効率の低下を意味するので、ガスタービン燃焼器において CO の排出量は常に少ないことが望まれている。しかしながら、希薄予混合燃焼場においてもガスタービン燃焼器の部分負荷時 [10]や、火炎と空気が接する場所で CO は生成することがある [11]。このような CO の発生量を正確に見積もるためには、火炎位置や火炎形態を予測し、CO の発生要因を分析する必要がある。

そこで、本研究の目的は、実規模クラスタバーナを対象とし、非定常乱流燃焼解析により、希薄予混合燃焼場の CO モル分率分布の予測精度を検証し、CO の発生メカニズムを分析することである。

* Corresponding author. E-mail: keita_yunoki@mhps.com

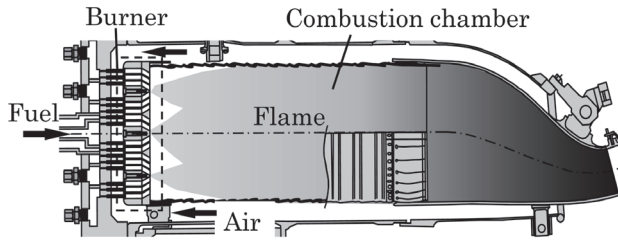


Fig.1 Schematic of combustor with cluster burner.

2. 研究内容

2.1. 解析モデルの概要

解析には、オープンソースの数値流体力学ツールキット OpenFOAM [12] をベースとする当所で開発した乱流燃焼解析プログラムを用いた。乱流モデルには LES と Dynamic SGS モデル (LISEA4) [8] を使用した。乱流燃焼モデルには拡散燃焼から予混合燃焼まで多様な火炎形態をシームレスに解析可能な HTC (Hybrid Turbulent Combustion) モデル[7] を適用した。HTC モデルは、乱流拡散燃焼モデルの FPV モデル[7,13-15] (Flamelet/Progress variable モデル) と、乱流予混合燃焼モデルの火炎伝播モデル[7]を組み合わせたモデルである。FPV モデルと火炎伝播モデルの特徴を併せ持つ本燃焼モデルを採用した理由は、次の 2 点である。(1) 本解析は希薄予混合燃焼場で生じる CO を対象とする。よって、FPV モデルだけでは予混合燃焼特有の火炎伝播現象を予測できず、予混合燃焼モデルだけでは中間生成物である CO の生成を精度よく計算できないためである。(2) クラスタバーナは、短い混合距離で燃料と酸化剤を急速に混合させる特性上、燃焼器内において、完全予混合燃焼場ではなく拡散燃焼場、予混合燃焼場、部分予混合燃焼場が混在するためである。

2.2. FPV (Flamelet/Progress variable) モデル

乱流拡散燃焼モデルである FPV モデル[7,13-15]の特徴は、消炎間際の反応状態の変化も安定に計算できる点である[15]。FPV モデルでは、一次元対向拡散火炎の素反応計算に基づく Flamelet データを参照するパラメータとして、スカラー散逸率 χ [1/s] の代わりに反応進行度 \tilde{C} [-] を導入する。反応進行度 \tilde{C} は反応の進み具合に関する指標であり、本研究ではメタン燃焼における主要生成物 (CO₂, H₂O, CO) の質量分率の和を反応進行度 \tilde{C} として用いた。また、乱れによる拡散の影響が物性値による拡散に比べて大きいと仮定する。さらに、ルイス数を 1 として考える。これらの仮定に基づき、混合分率 \tilde{Z} [-] の輸送方程式 (1) と反応進行度 \tilde{C} の輸送方程式 (2) が成立する。FPV モデルでは、式 (1) と式 (2) を解き、求められた \tilde{Z} と \tilde{C} を用いて Flamelet の存在確率を β 関数型の確率密度関数 $P(Z, \tilde{Z}, \tilde{Z}^{n^2})$ [16] で近似して、計算セル内の化学種 l の平均質量分率 \tilde{Y}_l [kg/kg]

を式 (3) により計算する。

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Z}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_i \tilde{Z}}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{Z}}{\partial x_j} \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{C}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{C}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{C}}{\partial x_j} + \bar{w}_d \quad (2)$$

$$\tilde{Y}_l = \int_0^1 Y_l(Z, \tilde{C}) P(Z, \tilde{Z}, \tilde{Z}^{n^2}) dZ \quad (3)$$

ここで、 $\bar{\phi}$, $\tilde{\phi}$ はそれぞれ変数 ϕ の空間フィルタ値、Fabre 空間フィルタ値を表す。 D [m²/s] は拡散係数、 D_{sgs} [m²/s] は SGS モデルの拡散係数、 $Y_l(Z, \tilde{C})$ は化学種の質量分率に関する Flamelet データ、 $P(Z, \tilde{Z}, \tilde{Z}^{n^2})$ は混合分率 \tilde{Z} の確率密度関数を表す。 \bar{w}_d [kg/m³/s] は反応進行度 \tilde{C} の生成速度であり、式 (4) により計算する。 $w_d(Z, \tilde{C})$ は生成速度に関する Flamelet データである。

$$\bar{w}_d = \int_0^1 w_d(Z, \tilde{C}) P(Z, \tilde{Z}, \tilde{Z}^{n^2}) dZ \quad (4)$$

2.3. 火炎伝播モデル

次に、乱流予混合燃焼モデルとして採用した火炎伝播モデルを説明する。式 (5) に規格化された反応進行度 \tilde{G} [-] の輸送方程式を示す。 \tilde{G} は、未燃側を 0、既燃側を 1 として考える。

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{G}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{u}_j \tilde{G}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{G}}{\partial x_j} + \bar{w}_G \quad (5)$$

\bar{w}_G [kg/m³/s] は \tilde{G} の生成速度であり、式 (6) で与えた。

$$\bar{w}_G = \rho_u I J \Xi \bar{\Sigma} S_L^0 \quad (6)$$

ここで、 S_L^0 [m/s] は非伸長層流予混合火炎の燃焼速度を表す。また、 J [-] は予熱領域での拡散促進効果[17]、 I [-] は火炎伸長効果[18]、 Ξ [-] は火炎面積増大率、 $\bar{\Sigma}$ [1/m] は見かけの火炎面積密度であり、それぞれ、以下の式 (7) から式 (10) のように表される。

$$J = \left(1 + \frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_i} \left(\frac{C_s c_\delta \delta_L^0}{\eta_i} \right)^{4/3} J^{4/3} \right)^{1/2} \quad (7)$$

$$I = \frac{1}{1 + Ma^* Ka^*} \quad (8)$$

$$\Xi = \left(\frac{\Delta}{l_{ic}} \right)^{D_p - 2} \quad (9)$$

$$\bar{\Sigma} = \frac{\bar{A}}{V} \quad (10)$$

ここで, $Pr[-]$ は Prandtl 数, $Pr_t[-]$ は乱流 Prandtl 数, $C_S[-]$ は Smagorinsky 定数, $c_8[-]$ は火炎厚さに関するモデル定数, $\delta_L^0[m]$ は非伸長層流予混合火炎の火炎厚さ, $\eta_i[m]$ は Kolmogorov スケール, $Ma^*[-]$ は Markstein 数, $Ka^*[-]$ は Karlovitz 数, $\Delta[m]$ は計算格子スケール, $l_{ic}[m]$ は火炎形状のフラクタル下限スケール, $D_F[-]$ は火炎のフラクタル次元, $\bar{A}[m^2]$ は計算セル内の見かけの火炎面積, $V[m^3]$ は計算セルの体積である.

2.4. HTC (Hybrid Turbulent Combustion) モデル

次に, 乱流拡散燃焼モデル (FPV モデル) と乱流予混合燃焼モデル (火炎伝播モデル) の反応進行度の生成項の結合方法を述べる. 規格化された反応進行度 \tilde{G} と既燃燃料成分の質量分率の和である反応進行度 \tilde{C} には式 (11) で示す関係が成立する.

$$\tilde{G} = \frac{\tilde{C} - \tilde{C}_u}{\tilde{C}_b - \tilde{C}_u} \quad (11)$$

下付添え字の u および b はそれぞれ, 未燃, 既燃を表す. この関係より反応進行度 \tilde{G} の輸送方程式である式 (5) を反応進行度 \tilde{C} の輸送方程式に変換し, 式 (12), 式 (13) を得る.

$$\frac{\partial \tilde{C}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{C} \tilde{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{C}}{\partial x_j} + \bar{w}_p \quad (12)$$

$$\bar{w}_p = (\tilde{C}_b - \tilde{C}_u) \bar{w}_G \quad (13)$$

$\bar{w}_p [kg/m^3/s]$ は式 (12) に変換後の反応速度である. 反応進行度 \tilde{C} の輸送方程式に関し, FPV モデルの式 (2) と火炎伝播モデルの式 (12) の違いは生成項のみである. FPV モデルの計算において式 (2) の代わりに式 (12) を用いることで, 乱流予混合燃焼場の解析が可能になる. 以上の式 (2), 式 (12) を火炎形態に依らずシームレスに計算するために反応進行度 \tilde{C} の輸送方程式を式 (14) とした. 式 (14) を成立させるため, 各生成項は式 (15) で示す火炎形態パラメータ f で結合する. 火炎形態パラメータ f は混合分率 Z の勾配と反応進行度 \tilde{G} の勾配の比によって火炎形態を判別する. 例えば, 乱流拡散火炎では混合分率 Z の勾配が大きいいため, $f=0$ となる. 乱流予混合火炎では反応進行度 \tilde{G} の勾配が大きいいため, $f=1$ となる. γ はモデルパラメータで, $\gamma=0.5$ とした. ε はゼロ割防止のために導入した微小値で, $\varepsilon=10^{-10}$ とした.

$$\frac{\partial \tilde{C}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{C} \tilde{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{C}}{\partial x_j} + [f \bar{w}_p + (1-f) \bar{w}_d] \quad (14)$$

$$f = \max \left(0, \min \left(1, \gamma \frac{|\nabla \tilde{G}|}{|\nabla \tilde{Z}| + \varepsilon} - 1 \right) \right) \quad 0 \leq f \leq 1 \quad (15)$$

2.5. CO 反応輸送モデル

本研究では式 (1) から式 (3) により Flamelet データから直接 CO 質量分率を求める手法をデータベースモデルと呼ぶ. 一方, 輸送方程式を用いて CO 質量分率を計算するモデルを反応輸送モデルと呼ぶ. 反応輸送モデルは, 個別に化学種組成を輸送計算するため, ガスタービン燃焼器のように微量成分 (CO, NO など) の反応がクエンチし, 輸送される体系に有効だと考える. 本研究では CO 質量分率の輸送方程式を解く手法[14]を採用した. 式 (16) に物質輸送方程式を示す. 式 (17) に CO 質量分率の輸送方程式の生成項を示す. なお, 常圧下で CO のルイス数を概算すればおよそ 1 (1.03;300K, 0.96;1800K) となるため, 反応輸送モデルでもルイス数を 1 と仮定して議論を進める.

$$\frac{\partial \tilde{Y}_i}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{Y}_i \tilde{u}_j}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \bar{\rho} (D + D_{sgs}) \frac{\partial \tilde{Y}_i}{\partial x_j} + \bar{\rho} \tilde{w}_i \quad (16)$$

$$\tilde{w}_i = \tilde{w}_i^+ + \frac{\tilde{Y}_i}{\tilde{Y}_i^{FPV}} \tilde{w}_i^- \quad (17)$$

下付きの添え字 i は化学種を示し, 本研究では CO を表す. $\tilde{Y}_i [kg/kg]$ は化学種 i の質量分率, $\tilde{w}_i [kg/m^3/s]$ は化学種 i の質量分率の生成項である. $\tilde{w}_i^+ [kg/m^3/s]$ は化学種 i の生成速度, $\tilde{w}_i^- [kg/m^3/s]$ は化学種 i の消滅速度, $\tilde{Y}_i^{FPV} [kg/kg]$ は FPV モデルを基に求めた化学種 i の質量分率である.

続いて, 反応輸送モデルによる CO 質量分率の計算手順を説明する. 層流拡散火炎の 1 次元元素反応計算により, 予め CO の生成速度と消滅速度を計算し, β 関数型の確率密度関数で近似された Flamelet データに追加する. 次に, 3 次元数値解析により, 混合分率 Z , 反応進行度 \tilde{C} を輸送計算する. 最後に輸送計算された混合分率 Z , 反応進行度 \tilde{C} を用いて, Flamelet データから CO の反応速度を参照し, 輸送方程式を式 (16), (17) を用いて, CO 質量分率を求めた. これは, データベースモデルで算出する CO 質量分率に反映されない.

2.6. 解析対象

本研究で対象としたクラスタバーナは, 燃料ノズルと空気孔を設けた空気孔プレートで構成されている. 図 2 に実機向けに開発された複数のクラスタバーナをもつマルチクラスタ燃焼器の空気孔プレートを示す. 本燃焼器は, 内周のパイロットバーナと外周のメインバーナをもつ. 各バーナは異なる機能を持ち, パイロットバーナは保炎に, メインバーナは NOx 排出量の低減に主として寄与する. 本研究では, このうちメインバーナ単体の性能を評価するため, メインバーナを模擬した空気孔プレートをを用いた燃焼試験装置[1]を対象とした. 図 3 にこの空気孔プレートを示す.

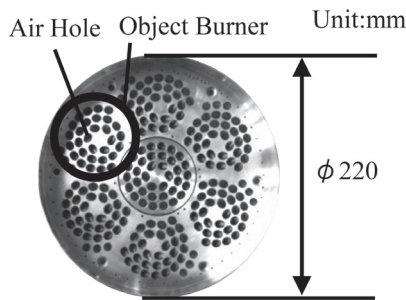


Fig.2 Schematic of perforated plate for multi cluster combustor.

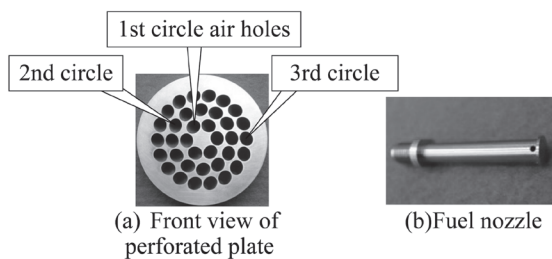


Fig.3 Schematic of a perforated plate and a fuel nozzle for the main burner.

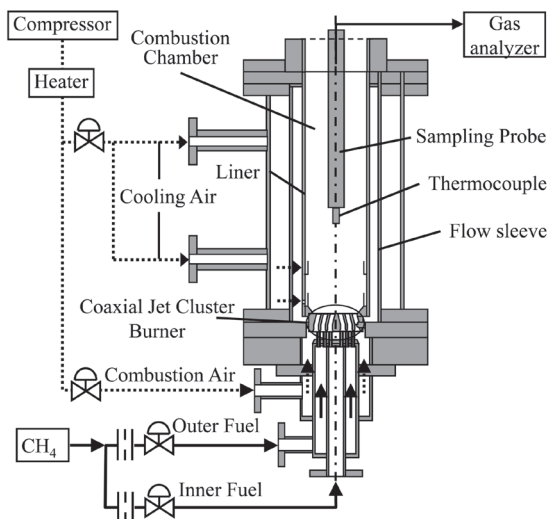


Fig.4 Schematic diagram of combustion test rig.

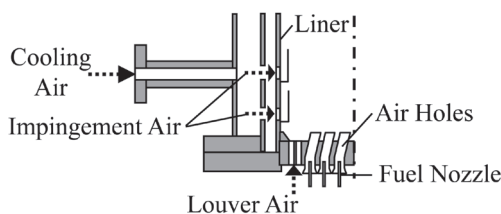


Fig.5 Schematic of burner cooling position assembly.

この空気孔プレートには, 1 列目に 6 個, 2 列目に 12 個, 3 列目に 18 個の合計 36 個の空気孔 (ϕ 8.5 mm) がある. 空気孔出口には空気孔中心線がバーナ軸方向線に対して傾斜するように旋回角度をつけている. 燃料ノズルは, 側方 4 噴孔 (ϕ 1 mm) であり, 空気孔と同軸になるよう 36 本配置

した. 図 4 に燃焼試験装置の概略を示す. 燃焼室は, ϕ 120 mm の円筒形状である. 燃料であるメタンは, 内周 (1 列目) と外周 (2, 3 列目) の 2 系統より供給した. これにより, 内周と外周の燃料比率を調整できる. 空気は圧縮機より供給し, ヒータによって温度を 623 K に調整した. バーナへ供給する空気は, 燃焼用空気と冷却空気の 2 系統より供給した. 本バーナでは, 燃料と燃焼用空気の混合気を, 空気孔の傾きによって旋回をかけて燃焼室に噴出する. 図 5 に燃焼室における冷却空気の投入位置を示す. 冷却空気は, ライナを衝突噴流で冷却後, インピジメント冷却孔及びクラスタバーナの外周に備えたルーバ冷却孔より燃焼室内へ供給される. ガス濃度 (CO_2 , O_2 , CO) の計測には, 2 次元にトラバース可能な水冷式の計測プローブ (ϕ 16 mm) を使用した. 温度の計測には, プローブ先端の熱電対 (ϕ 1.6 mm) を使用した.

2.7. 解析条件

計算格子の全体図を図 6 に示す. 全格子数は約 480 万である. 計算精度を確保するため, 格子サイズ 1 辺の最小サイズを燃料ノズル孔 (ϕ 1 mm) 付近では 0.1 mm 程度, 空気孔 (ϕ 8.5 mm) 内部では 0.2 mm 程度とし, 空気孔断面では, 200 程度の格子分解能で計算した. また, 連続構造ヘキサメッシュとした. 解析の対象時間は, 0.10 秒である. これは, 燃料が燃料ノズル噴孔から噴出し, 出口を通過するまでの時間 (0.03 秒) の約 3 倍である. この程度計算すれば, 初期値の影響はなくなり, 時間平均場を算出できる. 時間平均場の計算には, 燃料の滞留時間を考慮し, 0.07 秒後から, 0.03 秒間を用いた. 境界条件は表 1 に示す. 各流体は, 入口境界より一様な分布で流入すると仮定した. ここで, バーナ

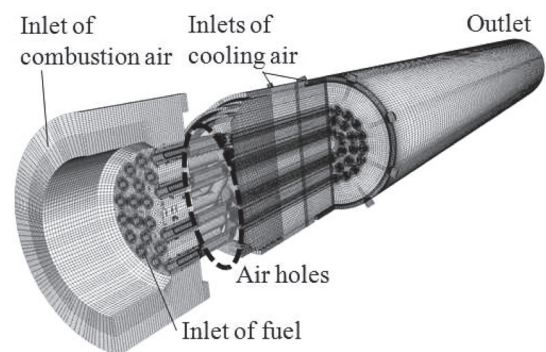


Fig.6 Schematic diagram of computational domain.

Table 1 Test conditions.

	Unit	Comb. air	Cooling air	Fuel(CH_4)
Temperature	[K]	623	623	298
Flow Rate	[kg/s]	0.0682	0.0212	0.00215
Outlet Pressure	[MPa]	0.101		
Burner F/A	[-]	0.0314		

F/A とは燃料と酸化剤となる燃焼用空気の質量流量の比率である。壁面は断熱，すべりなし条件とした。FPV モデル用の Flamelet データには，FlameMaster コード[19]による一次元対向拡散火炎の詳細素反応解析の結果を用いた。反応機構には GRI-Mech3.0 [20]を用いた。

3. 解析結果および考察

3.1. クラスタバーナの燃焼状態の分析

図7から図9に，燃焼室内の軸方向流速分布の瞬時値，温度分布の瞬時値と時間平均値，燃料モル分率の瞬時値を示す。また，図7中の線は，軸方向流速が0となる位置を示す。式(18)で示すように温度は，燃焼解析と燃焼試験の結果における燃焼室内の最高温度と最低温度でそれぞれ規格化した。図8中の線は，規格化温度 $T_{dimensionless} = 0.9$ となる位置である。以下，規格化温度 $T_{dimensionless} = 0.9$ 以上の範囲を高温場と呼ぶ。

$$T_{dimensionless} = \frac{T - T_{min}}{T_{max} - T_{min}} \quad (18)$$

図7a, bに示すように燃焼室中央では，軸方向に70mm程度，燃焼室外周では40mm程度の逆流域を形成した。図7aで示した逆流域は図8cで示す燃焼室中央の高温場に含まれる。時間平均した温度分布によれば，図8dで示すように燃焼室中央は一様な高温場を形成する。これは，一様な燃空比(F/A)で燃料と燃焼用空気が混合していることを表す。また，図8eのように燃焼室外周では，急な温度勾配が生じており，円錐状の高温場を形成する。燃料モル分率の分布によれば，図9fのように円錐状の高温場の外周でモル分率が高く，バーナ近傍に未燃分が存在する。この未燃予混合気は，図7aで示した逆流域によって，高温の既燃ガスとともに燃焼室中央へ供給されることで燃焼する。一部の未燃予混合気は燃焼室下流へ流出するが，燃焼室壁面の高温場で燃焼する。これにより，図9gで示す燃焼室下流ではモル分率が低下している。

以上のことから，本バーナは，燃焼室中央の逆流により未燃燃料と高温熱源をバーナ部へ戻し，保炎していることが分かった。

3.2. 温度，酸素，燃料分布の精度検証

本節では，解析結果の妥当性を検討するために，バーナ端面から60mmにおける半径方向の解析結果を燃焼試験結果と比較する。図10から図12に，温度，酸素体積分率，燃料モル分率の時間平均量を示す。温度は，水冷式の計測プローブを使用するため低く計測される。そこで，壁面への輻射損失，水冷による温度低下の影響を燃焼試験結果に加味し，規格化することで解析結果と比較した。また，計測器上限値が5000ppmであり，燃焼試験で半径位置30mmより外周では計測上限値を超過したため，図12の燃料モル分率分布では除外してある。

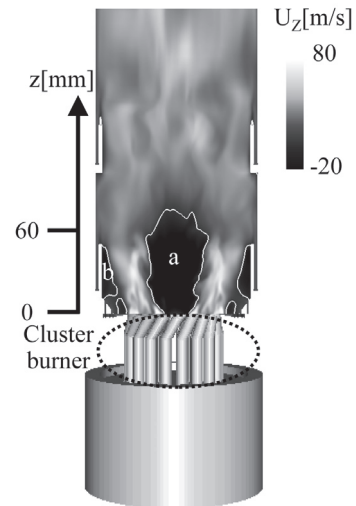


Fig.7 Calculation result for axial velocity (instantaneous).

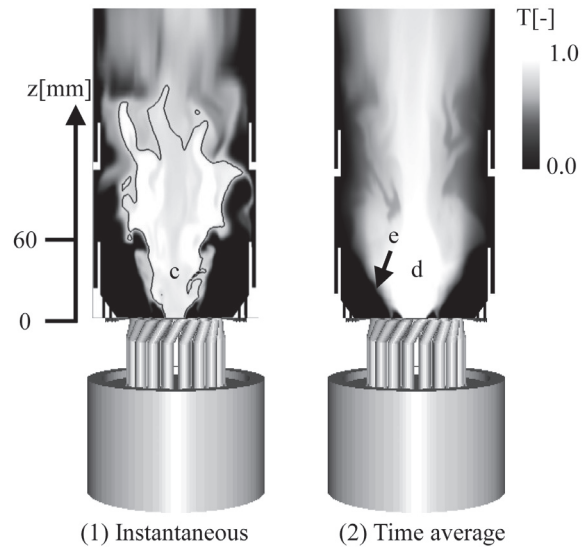


Fig.8 Calculation results for temperature distributions.

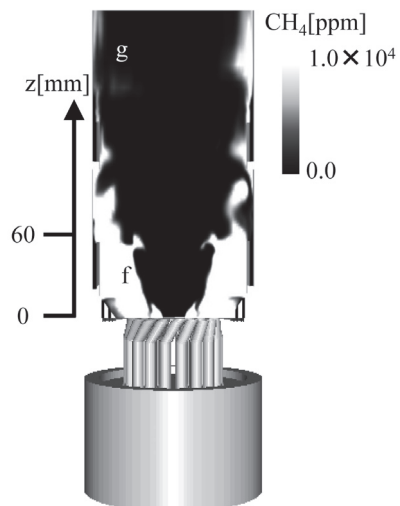


Fig.9 Calculation result for CH4 mole fraction (instantaneous).

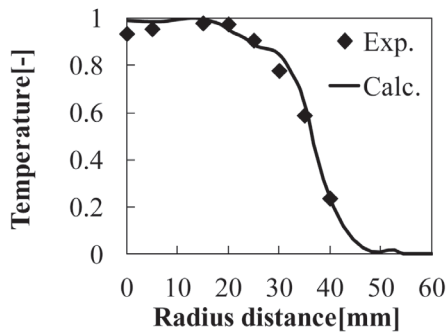


Fig.10 Validation results for temperature along $z = 60$ mm (time average).

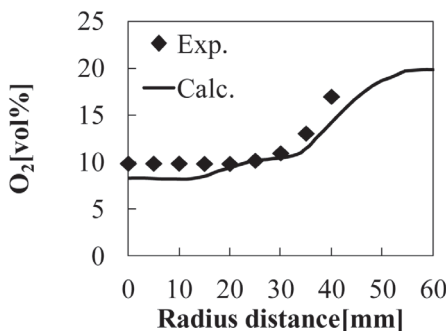


Fig.11 Validation results for O_2 volume fraction along $z = 60$ mm (time average).

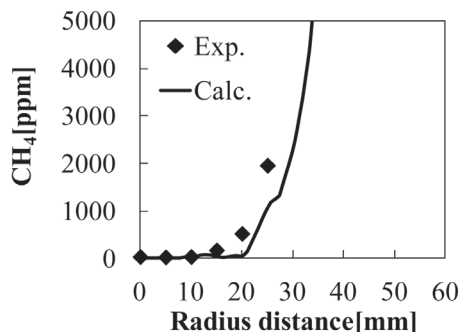


Fig.12 Validation results for CH_4 mole fraction along $z = 60$ mm (time average).

いずれの解析結果も、燃焼試験結果を良好に再現した。特に、図 10 に示すように半径位置 0~20 mm 付近まで温度が均一であること、半径位置 20~50 mm にかけて温度勾配が生じることを予測できた。同時に、図 11、図 12 に示すように温度勾配が生じる位置で燃料の酸化反応が活発化し、酸素と燃料であるメタンが消費される様子を予測できた。すなわち、本解析により、本バーナの火炎形状を再現できた。これらは、LES で燃焼室中央の循環流を、HTC モデルで燃料の酸化反応速度を精度良く予測したためである。

3.3. クラスタバーナの火炎形態の分析

本節では、HTC モデルで用いる拡散燃焼と予混合燃焼を判別する火炎形態パラメータ f により、クラスタバーナの火炎形態を分析する。

図 13 から図 15 に、反応進行度、予混合燃焼場 (火炎伝播モデル) の生成項 $f\overline{w_p}$ 、拡散燃焼場 (FPV モデル) の生成項 $(1 - f)\overline{w_d}$ の瞬時値を示す。これらの生成項は、燃焼室内の反応速度と同義である。つまり、燃焼器内において、 $f\overline{w_p}$ が値をもてば予混合燃焼であり、一方 $(1 - f)\overline{w_d}$ が値をもてば拡散燃焼であるとわかる。図 13h に示すように反応進行度の分布により、未燃と既燃の境界面が判別できる。図 14i によれば、この境界近傍で、予混合燃焼として反応が活発に生じている。一方で、図 15j で示すように拡散燃焼としての反応はほとんどこの位置でみられない。

以上のことから、数値解析により、本バーナは燃料と燃焼用空気を比較的短距離の空気孔で急速に混合するため、複雑な火炎形態となるが、燃焼室のほぼ全域で希薄予混合燃焼場を形成できることが分かった。

3.4. CO モル分率分布の解析精度の検証

本節では、バーナ端面から 60 mm、90 mm における半径方向の CO モル分率の分布について、解析結果と燃焼試験結果を比較する。本解析では、HTC モデルに組み込んだ FPV モデルで用いられる不安定解により、燃料の酸化反応の途中で CO が発生する現象を予測可能とした。図 16 にバーナ端面から 60 mm、図 17 に 90 mm における半径方向の CO 分布を示す。燃焼試験結果を点で、反応輸送モデルを用いた結果を実線で、Flamelet データから直接 CO を求めるデータベースモデルを用いた結果を点線で示す。図中の半径位置 $r = 0$ mm は燃焼室中心を表す。

バーナ端面から 60 mm において、データベースモデルは、半径位置 $r = 0$ mm から 15 mm において 1000 ppm 以上となり、反応輸送モデルによる計算値 (約 100 ppm) よりも高い。燃焼試験結果は約 24 ppm であり、データベースモデルより反応輸送モデルの方が予測精度は高い。燃焼室中央から向かって壁面への半径方向において、500 ppm 以上となる位置を比較する。燃焼試験結果では、 $r = 20$ mm で CO モル分率が上昇する。それに対して、反応輸送モデルでは $r = 18$ mm、データベースモデルでは $r = 32$ mm で CO モル分率が上昇した。反応輸送モデルは、燃焼試験結果を良好に再現した。バーナ端面から 90 mm において、 $r = 0$ から 30 mm までは両モデルともに実験値と差は見られない。しかし、燃焼室中心から向かって壁面への半径方向で 500 ppm 以上となる位置は、燃焼試験結果の $r = 20$ mm に対して、反応輸送モデルでは $r = 33$ mm、データベースモデルでは $r = 43$ mm であった。下流においても、反応輸送モデルを用いた解析結果は CO モル分率の分布を良好に再現した。これは、3.2 節で述べたように LES と HTC モデルで、火炎形状を正確に予測したことに加えて、反応輸送モデルで用いる CO の反応速度を Flamelet データから読み

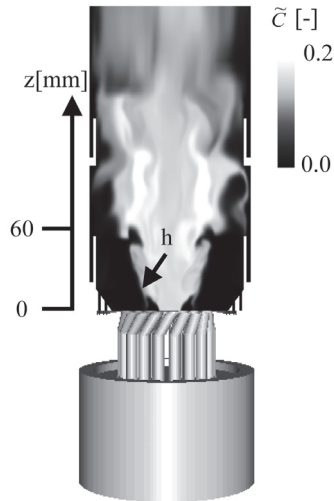


Fig. 13 Calculation result for the progress variable (instantaneous).

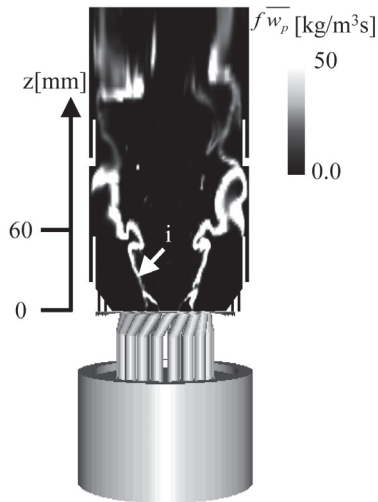


Fig. 14 Calculation result for the source term of premixed combustion (instantaneous).

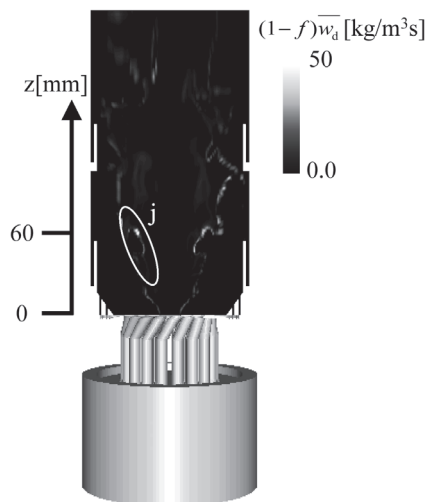
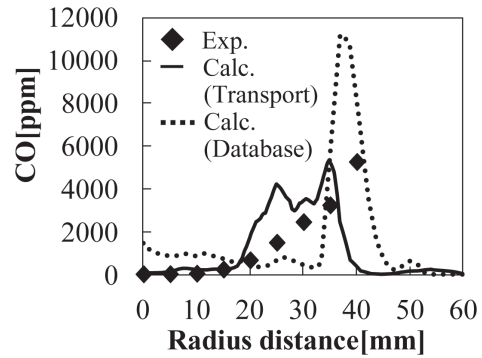
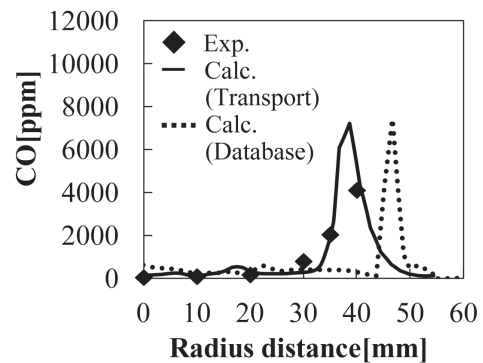


Fig. 15 Calculation result for the source term of diffusion combustion (instantaneous).

Fig. 16 Validation results for CO mole fraction along $z = 60$ mm (Time average).Fig. 17 Validation results for CO mole fraction along $z = 90$ mm (Time average).

取ること、精度良く予測できるためである。このように、拡散火炎に基づく Flamelet データの活用で希薄予混合燃焼場の CO 分布を予測できたのは、本モデルでレイ数 1 と仮定したためである。この仮定の上では、ある混合分率 Z と反応進行度 \tilde{c} においては、拡散燃焼と予混合燃焼との熱物質収支がほぼ等しくなると考えられるため、誤差が小さくなった。ただし、レイ数が 1 と大きく異なる燃料種の場合は、留意が必要である。

以上のことから、本解析モデルは CO モル分率の分布を予測可能である。

3.5. クラスタバーナにおける CO 発生要因の分析

図 18 に燃焼室内の CO モル分率分布の瞬時値を示す。図 18k で示す燃焼室中央では、CO が完全燃焼したため、CO は確認できない。図 18l, m, n で示すように CO は主として燃焼室外周に分布している。このうち、バーナ近傍の図 18l で示す燃焼室内周では、燃料の酸化反応が活発であるため、中間生成物である CO が発生し、高濃度となったと考える。これが、燃焼室上流における CO の発生要因である。これは、反応輸送モデルによって、上流側の火炎帯で発生する CO を再現したことで分析できた。バーナ近傍の図 18m で示す燃焼室外周では、図 7b で示した逆流域に存在する循環流によって燃焼室下流から CO が図 18m で

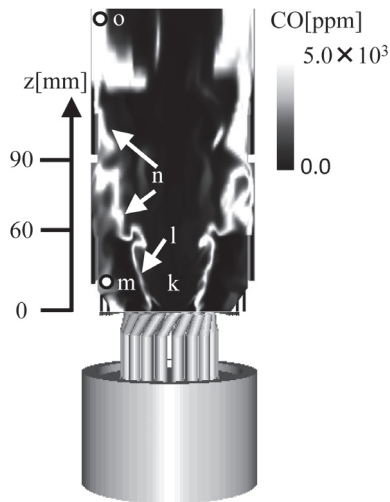


Fig.18 Calculation result for CO mole fraction (instantaneous).

示す位置へ流入するため, 5000 ppm 程度の高濃度場となった。さらに, 図 18n で示す燃焼室下流の壁面近傍でも, 5000 ppm 以上の高濃度場となった。本装置では, 安全面の都合上, 装置本体を保護する目的で, 実燃焼器に比べて大量の冷却空気を壁面近傍から投入している。この冷却空気の影響で低温 (993 K) となっている図 18o で示す燃焼室下流の 1 点に着目する。この点における CO の酸化反応速度の計算式[21]により算出した反応速度の時定数は, 0.0428 秒である。この時間は, 本研究が対象とするガスタービン燃焼器内での滞留時間 (約 0.03 秒) より長い。それゆえ, この位置の酸素体積分率が 20 % 以上と高いにも関わらず, CO は酸化されることなく, 燃焼室下流へ排出された。この冷却空気による温度低下が, 燃焼室下流における CO の発生要因である。このように分析できたのは, 反応輸送モデルを用いることで低温空気と反応途中の燃焼ガスが混合した場合に, CO の酸化反応がクエンチする現象を再現できたためである。

以上のことから, HTC モデルと反応輸送モデルを併用することで, 燃焼室上流と下流における CO の発生メカニズムを評価できた。

4. 結言

ガスタービン燃焼器用クラスタバーナの燃焼解析を実施し, CO モル分率分布の予測精度を検証し, CO 発生メカニズムを分析した。乱流モデルには LES を, 燃焼モデルには当所で開発した拡散燃焼から予混合燃焼までシームレスに解析可能な HTC モデルを採用した。結果を以下に示す。

- (1) HTC モデルは, 希薄予混合燃焼場における CO モル分率分布を予測できることを確認した。
- (2) CO の発生要因は, 燃焼室上流では燃料の酸化反応であること, 燃焼室下流では冷却空気の影響で生じた温度低下による CO 酸化反応のクエンチであることを解明

した。

- (3) 燃焼試験で得られた燃焼室中央部の均一な高温場と温度勾配の急な位置を数値解析で再現できた。
- (4) 燃料と燃焼用空気の混合距離が短いにも関わらず本バーナの混合性能は良好であり, クラスタバーナの火炎形態が希薄予混合燃焼であることを明らかとした。

Nomenclature

A	Calculated cell area [m ²]
C	Progress variable [-]
C_S	Smagorinsky model parameter [-]
D	Diffusion factor [m ² /s]
D_F	Fractal dimension [-]
f	Weighting factor parameter [-]
G	Normalized progress variable [-]
I	Flame stretch effect [-]
J	Diffusion enhancement effect [-]
Ka^*	Kalrovitz number [-]
Ma^*	Markstein number [-]
Pr	Prandtl number [-]
Pr_t	Turbulent Prandtl number [-]
S_L^0	Laminar burning velocity [m/s]
T	Temperature [K]
V	Volume of control volume [m ³]
Z	Mixture fraction [-]
c_δ	Model parameter of flame thickness [-]
l_{ic}	Inner cutoff scale [m]
w_d	Production rate of diffusion combustion [kg/m ³ /s]
w_G	Production rate of normalized progress variable [kg/m ³ /s]
w_i	Production rate [kg/m ³ /s]
w_p	Production rate of premixed combustion [kg/m ³ /s]
Y_i	Mass fraction [kg/kg]

Greek symbols

Δ	Grid scale [m]
Σ	Fractal parameter [1/m]
Ξ	Increasing rate of flame surface area [-]
δ_L^0	Flame thickness [m]
η	Kolmogorov scale [m]
μ	Viscosity [Pa · s]
ρ	Density [kg/m ³]

Subscripts

b	Burned
sgs	Subgrid scale
u	Unburned

References

1. Asai, T., Dodo, S., et al., *ASME*: GT2011-45295 (2011).
2. Miura, K., Dodo, S., et al., *GTSJA*18 (2009).
3. Murota, T., and Ohtsuka, M., *ASME* :GT-274 (1999).
4. Menon, S., and Jou, W.-H., *Combust. Sci. and Tech.*, 75: 53-72 (1991).
5. Menon, S., and Pannala, S., *ASME*: GT-227 (1998).
6. Rydén, R., Eriksson L.-E., and Olovsson, S., *ASME*: GT-157 (1993).
7. Murota, T., Yamamoto K., *47th Symposium on (in Japanese) Combustion* (2009).
8. Murota, T., *Third International Symposium on Turbulence and Shear Flow Phenomena* (2003).
9. Germano, M., Piomelli, U., Moin, P., and Cabot, W. H., *Fluids A* 3: 1760-1765 (1991).
10. Koganezawa, T., Miura, K., Saitou, T., Abe, K., and Inoue, H., *ASME*: GT2007-27737 (2007).
11. Cabot, G., Vauchelles, D., Taupin, B., and Boukhalfa, A., *Experimental Thermal and Fluid Science*, 28: 683-690 (2004).
12. OpenCFD Ltd., available at <http://www.opencfd.co.uk/openfoam/>
13. Pitsch, H., and Ihme, M., *AIAA Paper*: 557 (2004).
14. Ihme, M., and Pitsch, H., *PHYSICS OF FLUIDS* 20, 055110 (2008).
15. Pierce, C., and Moin, P., *J. Fluid Mech.*, 504: 73-97 (2004).
16. Paul, E. D., and Steven H. F., *Phys. Fluids* 10, 2298-2314 (1998).
17. Kim, W. W. and Menon, S., *AIAA Paper*: 2816 (1999).
18. Know S., Tseng L.-K., and Faeth G. M., *Combust. Flame*, 90: 230-246 (1992).
19. Pitsch, H., Seiser, R., Varatharajan, B., "A Guide to FlameMaster".
20. GRI-Mech Home Page: <http://www.me.berkeley.edu/gri-mech/>
21. Dryer, F.L., and Glassman, I., *Proc. Combustion Institute*, 14: 987-1003 (1973).