

G方程式を用いたガスタービン燃焼器内の乱流燃焼場の LES

冨永卓司¹、谷口伸行²

¹東京大学大学院工学系研究科機械工学専攻、²東京大学情報基盤センター

Large Eddy Simulation of a Turbulent Combustion Flow in a Gas Turbine Combustor using G-equation

by

Takuji TOMINAGA and Nobuyuki TANIGUCHI

ABSTRACT

In this study, the Large Eddy Simulation with the G-equation model is performed in the geometry of an axially staged annular combustor of a gas turbine engine. The propagation of flames in turbulent flow field depending on the equivalence ratios are represented by the extended G-equation model. The difference of the flame behaviors in the combustor is predicted for various equivalence ratios as observed in the experiment. While, the limit for the flame propagation toward the lean combustion region in the combustor is predicted to be leaner than the experimental data. The turbulent velocity field predicted by LES is also compared with the experimental data. Although the length of recirculation region generated by a swirling inlet flow is overestimated, the LES provided reasonable results in the averaged velocity field. The predicted results in the geometries of an experimental test piece and the modeled whole combustor are compared with each other. To investigate the affect of cut-out model of the annular combustor, the results for the turbulent flow field, the mixture fluctuation distribution and flame propagation did not greatly differ in the region where the experimental measurements conducted.

1. はじめに

近年の工業用燃焼器設計においては、環境問題からの厳しい要求を達成するため時々刻々の温度、濃度、火炎形状に対するより深い知見が必要となっている。また窒素酸化物 (NOx) 排出量を低減可能な希薄予蒸発予混合燃焼のように、排気に関する特性が良い反面、制御と安定化がより困難な燃焼形態の採用も進められており、燃焼器設計における高精度な燃焼流動現象予測の必要性がより高まっている。

通常、工業用の燃焼器内においては燃料、酸化剤及び排気の流動は乱流となる。燃焼反応を伴う乱流場の高精度な予測には、燃焼及び乱流の両現象の精度良い予測に加えて現象間の相互作用についても精度良く予測しなければならぬ。現象間相互作用のモデリングへの影響を考慮すると、各現象単独の予測については直接的な手法、もしくはできるだけ簡潔なモデリングによる手法を用いる事が望ましい。

このような観点から、乱流燃焼場の解析手法として注目される手法が、乱流場解析に Large Eddy Simulation (LES) を用い、燃焼反応場の解析に flamelet アプローチを用いる手法である。LES では、従来の RANS のように時間平均的な乱流モデリングは行わず空間平均操作のみを用いる。この特徴はより簡潔なモデリングであるというだけでなく、時間方向のモデリングを行わないことから強い非定常性を持つ場合が多い乱流燃焼現象の予測において非常に適した手法であるといえる。また、多くの工業用燃焼器内では乱流の微小渦スケールに比べ詳細な化学反応が起こる燃焼反応帯はさらに微小なスケールとなる。このため燃焼反応については、乱流場解析に適した空間解像度で詳細な解析をすることは困難であり、逆に詳細な化学反応解析に適した解像度では計算コストが莫大なものになってしまう。このため、実用問題への適用を考慮し、燃焼反応自体は代表的な火炎構造であると仮定して火炎位置に関する解析を行う flamelet アプローチを採用する。ミクروسケールをモデル化し、マクروسケールの現象を直接解析する考え方は、空間平均操作を行う LES の考え方とも非常に親和性が高い。

本研究では、実用予混合乱流燃焼場の解析手法として LES 及び flamelet アプローチに基づく G 方程式を用い、低 NOx 型航空機ガスタービンエンジンを想定した予混合ステージ燃焼器内の非定常乱流燃焼場の数値解析を行った。

2. 解析対象

2.1. 対象燃焼器 本研究における解析対象は環状 2 段のステージ燃焼器形状⁽¹⁾ (全周 16 セクタ) とした。概念図及び断面図を、それぞれ図 1、2 に示す。図 1 中に示すように、本燃焼器形状では内側に常時燃焼を行う Pilot 領域を配し、外側に高出力時のみ希薄燃焼を行う Main 領域を配している。出力上昇時には Pilot 領域で保炎されていた火炎が Main 領域へと伝播することにより、Main 領域に着火される設計となっている。また、各セクタは Pilot 領域と Main 領域に一对の予混合気流入ノズルを持つ。Pilot 領域に設置されたノズル (Pilot ノズル) は 2 段の旋回羽根を持つ従来型の旋回ノズルであり、Main 領域に設置されたノズル (Main ノズル) は 6 本の小ノズルによるジェットが旋回流を生成する複合ノズルである。両ノズルによって各領域内には旋回成分を持った予混合気が入る。燃焼器の実スケールと、本論文で用いる代表スケール及び燃焼器内座標系については、断面図 (図 2) 中に示す通りである。

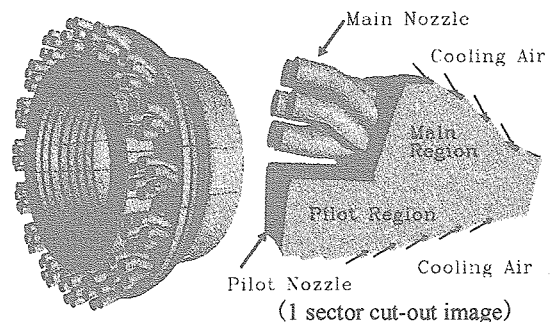


Figure 1 Schematic design of the model combustor

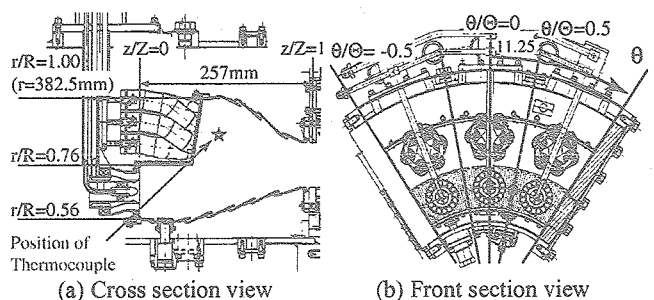


Figure 2 Section views of the model combustor (Test piece⁽¹⁾)

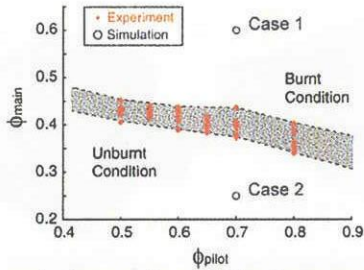


Figure 3 The equivalence ratio when the flame propagation was observed in experiments⁽¹⁾

2. 2. 参照実験 本燃焼器形状から3セクタを抽出した供試体を用いた実験⁽¹⁾が都留らにより行われており、本論文ではこれを参照実験とした。実験ではX型熱線流速計による速度場の計測と、熱電対による温度計測に基づいたMain領域への着火計測が行われている。両計測においては投入予混合気の余熱温度が異なり、燃焼計測時には予混合気が623[K]に余熱されているが、流入流量の調節によりReynolds数は $Re=59600$ で等しく設定されている。

Main領域への着火計測では、Pilotノズルからの投入予混合気当量比 ϕ_{pilot} を一定としてMainノズルからの予混合気当量比 ϕ_{main} を徐々に増加させてゆき、着火が計測された時点での ϕ_{pilot} 及び ϕ_{main} が記録されている(図3)。なお、1ケースの ϕ_{pilot} に対して数回の計測を行っているため、計測結果に幅があることを注記しておく。また、Main領域への着火はMainノズル下流の熱電対(設置位置は図2(a)中に図示)が温度の急変を計測した瞬間と定義されている。

3. 解析の基礎方程式

本研究の対象現象は音速に対して十分低速であり、流体の密度変化は燃焼反応に起因するものみの考慮で良いと考えられる。さらに本研究では簡単のため、燃焼反応による温度変化が流れ場へ与える影響は考慮しないものとした。これにより、温度上昇に伴う膨張が引き起こす流れの加速と膨張及び粘性の変化によるReynolds数の変化による影響は無視されることを注記しておく。このような仮定の元、乱流場と燃焼場の基礎方程式についてそれぞれ独立に示す。

3. 1. 乱流場の基礎方程式 乱流モデリングにLESを用いるため、乱流場の解析に用いる基礎方程式は非圧縮性空間Navier-Stokes方程式に空間フィルタを施した以下の2式となる。なお、空間フィルタを施した量を表す記号として、諸量を表す記号に上線()を付加する。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \tau_{ij}^{SGS} \right) \quad (2)$$

ここで、 u_i は*i*方向流速、 $P=p/\rho$ 、 ν は動粘性係数をそれぞれ表す。SGS乱流応力項 τ_{ij}^{SGS} の評価には、次式(3)のSmagorinskyの渦粘性モデル⁽²⁾を用いた。

$$\tau_{ij}^{SGS} = -2\nu^{SGS} \bar{S}_{ij}, \quad \nu^{SGS} = (C_s \Delta)^2 |\bar{S}| \quad (3)$$

ここで、Smagorinsky定数 C_s には、チャンネル内乱流において最適値とされる $C_s=0.1$ を採用した。

3. 2. 燃焼場の基礎方程式 次に火炎伝播解析ではLESに適合するよう空間フィルタを施したG方程式を基礎方程式とした。

$$\frac{\partial \bar{G}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{G}}{\partial x_j} = \overline{s_L |\nabla G|} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \bar{G} - \bar{u}_j \bar{G}) \quad (4)$$

ここで、スカラ G は $G=G_0$ の等値面が火炎面を表するIndexスカラであり、 s_L は層流中の予混合火炎伝播速度を表す層流火炎伝播速度である。上式(4)中の右辺項は物理量の積などにフィルタを施した値であり、速度やスカラ G にフィルタを施した値では直接評価できないため、方程式系を閉じるためにモデリングが必要となる。式(4)の右辺第一項は乱流燃焼速度 s_T を用いて、以下のように評価する。

$$\overline{s_L |\nabla G|} = \overline{s_T |\nabla G|} \quad (5)$$

乱流火炎伝播速度 s_T は、Yakhotによる近似式⁽⁴⁾

$$\overline{s_T} = \overline{s_L} \exp \left(\frac{u'_{SGS}}{s_T} \right) \quad (6)$$

を用いて、層流燃焼速度 s_L とSGS乱流変動強度 u'_{SGS} の値から求めた。SGS乱流変動強度は次元解析による関係式

$$u'_{SGS} = C_i \Delta |\bar{S}| \quad (7)$$

で評価した。ここで次元解析による無次元定数 C_i の値は $C_i=0.15$ とした。

式(4)右辺第二項については、スカラ G の勾配拡散を仮定し次式のようにモデリングした。

$$\frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{u}_j \bar{G} - \bar{u}_j \bar{G}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\nu^{SGS}}{\sigma_G} \frac{\partial \bar{G}}{\partial x_j} \right) \quad (8)$$

この項は物理的な意味を持たないが、スカラ G の時間発展を解析する際に尖点の発生を抑制する効果がある。モデル係数 σ_G については、経験値⁽⁵⁾として $\sigma_G=0.25$ を用いた。

前節で述べたとおり、本研究で解析対象とした燃焼器は2種のノズルを持ち、異なる当量比の予混合気が入流する。このため、それら予混合気間の混合を表す混合分率 ξ の支配方程式に空間フィルタを施した方程式

$$\frac{\partial \bar{\xi}}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{\xi}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left(\frac{\nu}{Sc} + \frac{\nu^{SGS}}{Sc^{SGS}} \right) \frac{\partial \bar{\xi}}{\partial x_j} \right\} \quad (9)$$

についても同時に解析を行った。これにより、局所の混合分率 $\bar{\xi}$ から局所の燃料当量比 $\bar{\phi}$ を決定し、局所の層流燃焼速度 s_L を得た。すなわち

$$\overline{s_L}(\mathbf{x}) = \overline{s_L}(\bar{\phi}(\bar{\xi}(\mathbf{x})), T_u, p) \quad (10)$$

という関数関係を仮定している。ここで、 T_u は未燃予混合気温、 p は予混合気圧力であり、これらの値は一定値として流入予混合気における値を用いた。具体的な関数としては、Göttingen *et al.*による理論解析と詳細化学反応計算に基づいた近似関数⁽⁶⁾

$$s_L = FY_{F,u}^m \exp(-G/T^0) \frac{T_u}{T^0} \left(\frac{T_b - T^0}{T_b - T_u} \right)^n \quad (11)$$

を採用した。ここで F, G, m, n は、詳細化学反応計算によるデータベースを元に決定された係数である。また T^0 は火炎の内部層温度、 T_b は断熱火炎温度である。ここで T^0 は近似関係式⁽⁶⁾により評価し、また T_b は、 T_u 及び $\bar{\phi}$ についての近似多項式⁽⁶⁾により評価した。

流れ場が燃焼反応場に与える影響のひとつに、流れ場のせん断が火炎を伸張し消炎に至る現象がある。本解析では稲毛らによる乱流燃焼速度モデル⁽⁷⁾に基づき、完全消炎が起こる条件

$$g \left(\frac{\delta}{s_L} \right) \geq Ka_e \quad (12)$$

が満たされる領域において層流火炎伝播速度を0とするモデルを用いて、火炎伸張による消炎効果を表現した。

Table 2 Boundary conditions

Inlet boundary	Map the averaged velocity distribution
Outlet boundary	Convective boundary condition
Inner and outer wall boundaries	Free-slip condition (Modeling for film cooling air)
Cumferential boundaries	Whole combustor model: Periodic boundary condition Test piece model: Free-slip boundary condition

Table 3 Conditions of computational grid systems

Number of grids	Whole combustor model: 587,369 grid points (61(z) x 40(r) x 61(θ)+91(z) x 79(r) x 61(θ)) Test piece model: 1,742,849 grid points (61(z) x 40(r) x 181(θ)+91(z) x 79(r) x 181(θ))
Grid resolution	$\Delta z = 0.5\sim 5.0$ [mm], $\Delta r = 2.2$ [mm] $\Delta\theta = 1.6\sim 2.5$ [mm]

Table 4 Numerical algorithms and schemes

Methods for Filtered N-S equation (Kogaki(1999)) ⁽⁸⁾	
Coupling algorithm	Fractional step method ($\Delta t = 2.0 \times 10^{-6}$ [sec])
Sub Grid Scale model	Smagorinsky model (Cs=0.1)
Time integral scheme	2nd-order Adams-Bashforth scheme
Spatial differential scheme	2nd-order central difference scheme
Stabilizing method	6th-order explicit spatial filter on velocity field
Method for Scalar transport equations (G and ξ)	
Time integral scheme	2nd-order Adams-Bashforth scheme
Spatial differential scheme for an advection term	QUICK scheme
Spatial differential scheme for a diffusion term	2nd-order central difference scheme

4. 解析手法

次に本研究で用いた数値解析手法について述べる。

4. 1. 解析モデル 解析領域には図4に示す1、3セクタの2種類を設定した。図4(a)の解析領域が1セクタの解析モデルでは円周方向に周期境界条件を適用して環状燃焼器全体を模擬した。本論文では、このモデルを”全周モデル”と呼ぶこととする。これに対して図4(b)の3セクタモデルでは側壁が存在した実験計測を再現するため円周方向の両側面をすべり境界とした。なお、このモデルについては”供試体モデル”と呼ぶこととする。

上記以外の境界条件、及び解析格子の空間解像度は、両モデルとも同じである。解の解像度依存性について、非燃焼平均速度場において3次元すべての解像度を1.5倍とした解析を行い検証した。その結果、流入ジェット周りにおける強せん断域での解像度不足が原因と考えられる差異が見られ、平均流速で最大50%程度の誤差が確認されている。流入境界条件は、流入ノズル形状の再現が困難であるため、平均速度分布を境界面に分布させる形で与えた。そのうち、Pilotノズルについてはノズル実物を用いたステレオ PIV 計測による実測平均速度分布を与えることとし、Mainノズルについてはノズル軸方向の速度をノズル開口部に一様分布で与えた。なお、両ノズルからの流入流れは共に乱流変動を含むと考えられるが、今回の解析では変動成分の再現は行っていない。その他の境界条件と用いた解析格子の条件については、それぞれ表2及び3にまとめて示す。

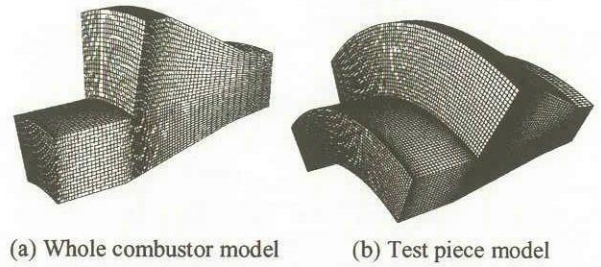


Figure 4 Computational grid systems (The halves of the grids are thinned out in each direction.)

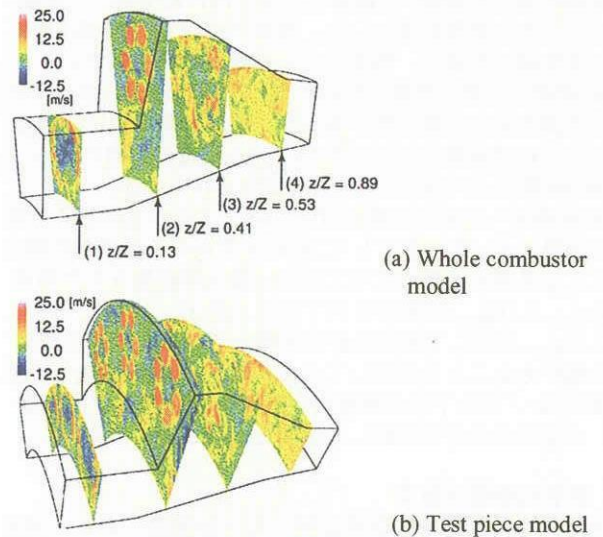


Figure 5 Contour plot of instantaneous axial velocity

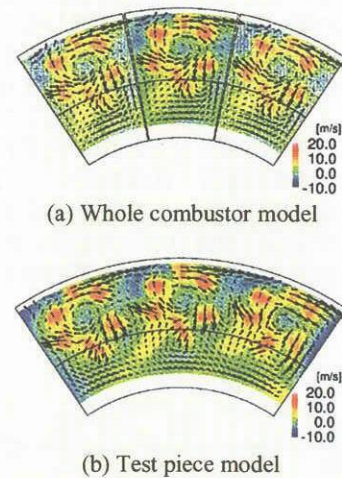


Figure 6 Averaged velocity distribution on the center of the plane at z/Z=0.65

4. 2. 数値解析アルゴリズム 前章で述べた基礎方程式を境界適合格子系において離散化し、数値的に時間発展解析を行った。この際、小垣らの提案した諸物理量の保存性に留意した離散化⁽⁸⁾を行っている。空間及び時間の離散化におけるスキームと時間進行に関するアルゴリズムをまとめたものを、表4に示す。

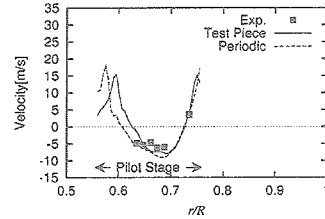
5. 結果と考察

5. 1. 乱流場解析 はじめに、非圧縮 LES 解析を行って得られた瞬時速度分布を図5に示す。Pilot領域、Main領域ともにノズルからの旋回流によって逆流域が形成されてお

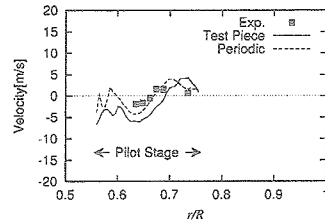
り、また出口付近では流入ノズルの形状などに起因する流れの構造はほぼ失われ、均一な乱流場となっている。全周モデルと供試体モデルによる解析間では2次流れにおいて差異が見られる。全周モデルにおける解析では環状燃焼器全周にわたる周方向の流れが発生しているが、これに対して供試体モデルでは側壁がその流れを妨げることで供試体内の内周、外周及び側壁に沿って周回する流れとなっている。このことが良く示された例として、位置 $z/Z=0.65$ における断面内速度と軸方向速度をそれぞれベクトル、コンタ表示したものを図6に示す。両モデルの結果間で内周壁面（図では下側境界）近傍の周方向速度が逆転しており、供試体モデルの結果では右側壁近傍では内周から外周への流れが、左側壁近傍では逆に外周から内周への流れが生じている。これらより、供試体モデルでは供試体内を周回する流れが発生している事がわかる。

次に、図5中の断面(1)及び(2)の中心線 ($\theta/\theta=0.0$) 上における軸方向及び周方向の平均速度プロファイルを図7,8に示す。グラフでは両モデルでの解析結果に加え、都留らによる供試体を用いた参照実験結果⁽¹⁾についても示した。まず Pilot 領域内の流れ場に注目すると、図7-(a)に示した断面(1) ($z/Z=0.13$ 、図5-(a)中に図示)における軸方向速度プロファイルではその中心部に速度が負の領域、すなわち逆流域がみられる。これは、図7-(b)に示した同位置での周方向速度プロファイルにプロファイルの傾きとして現れている Pilot ノズルからの旋回流に起因するものと考えられる。両モデルによる軸方向速度プロファイルは実験値と良い一致を示している。また、全周モデルによる結果と供試体モデルによる結果も内周側のピーク位置 ($r/R=0.57-0.6$) のずれを除いてよい一致を示している。周方向速度においても両モデルによる解析結果は共に同じ傾向を持ったプロファイルとなっているが、その絶対値においては全周モデルでの結果が供試体モデルの結果に対して全体的に高い値を持っている。これは供試体モデルでは側壁に妨げられて生じることのない環状燃焼器全体にわたる周方向流れの影響と考えられるが、供試体を用いた実験値との比較ではむしろ全周モデルによる解析結果のプロファイルが良い一致を示しており、本解析における供試体側壁の影響は過大評価されているといえる。側壁が全周にわたる周方向流れを妨げる際に周方向の圧力勾配が生じ、それによって内周及び外周壁からの冷却空気の流入量が周方向に分布することによって、供試体壁面近傍を周回する流れではなく環状燃焼器全周にわたる周方向流れと同様な流れが供試体内にも生ずる事が考えられる。しかし、本解析では冷却空気の流量については考慮していないためその効果は評価されておらず、供試体側壁の影響を過大評価したと考えられる。

図8に示した断面(2) ($z/Z=0.41$) における軸方向速度プロファイルにおいても、両解析モデルでの解析において Pilot 領域内で値が負になる逆流域が予測されている。しかし、実験計測では既に値が正となり逆流域は閉じており、本解析では旋回流の流入による逆流域の長さが過大評価されていることがわかる。これは、流入条件として与えた速度分布に変動成分を加えなかったために流入流によるせん断層における不安定の発達が遅れ、その結果乱流運動量輸送が活発になる領域の位置が下流側へとずれたためと考えられる。両モデル間の比較では、内周壁近傍 ($r/R=0.58-0.67$) において周方向速度に大きな差異が見られる。これは供試体モデルでの解析結果において、先の断面(1)の中心線上での比較においても見られた供試体内を周回する流れが発生しているためであり、同様に外周壁近傍また、同断面上において、Main 領域内に注目すると、基本

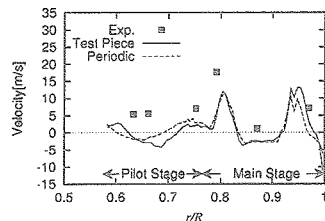


(a) Axial velocity

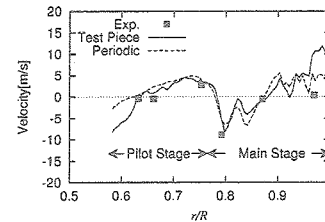


(b) Circumferential velocity

Figure 7 Comparison of the velocities at the center of plane (1)



(a) Axial velocity



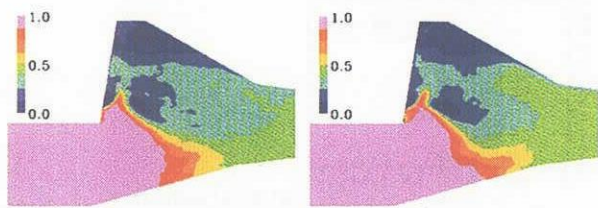
(b) Circumferential velocity

Figure 8 Comparison of the velocities at the center of plane (2)

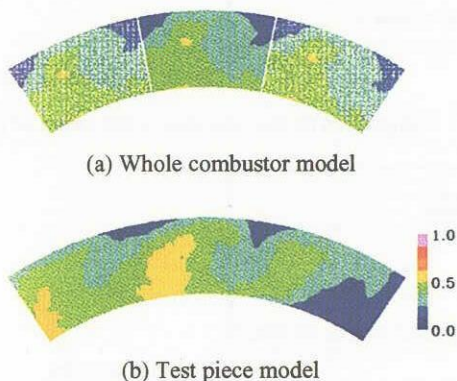
($r/R=0.96-1.0$)においても両モデル間の周方向速度の差異が見られている。

的な流れの構造に伴うプロファイルは両モデルによる解析間で一致しており、側壁の影響は外周壁近傍でしか見られない。 $r/R=0.79$ 及び 0.97 における実験値は Main ノズルを構成する6本の小ノズルの内、上下の2本から流入するジェットに相当し、 $r/R=0.87$ における実験値は6本のジェットに相当すると考えられるが、計測点が少ないため速度プロファイルの評価は困難である。また本解析結果についてはプロファイルを取得した線上を6本のジェットが横切っておらず、プロファイルにはジェットの縁が捉えられているのみであるため、両モデルとも実験計測値に比べ軸方向速度を過小評価した形になっている。これは流入条件として与えた Main ノズルからのジェットの流入方向に大きく依存する問題であり、その方向の誤差によるものと考えられる。Main ノズルからのジェット群が旋回流となつてその中心に形成される逆流域は Pilot 領域内の逆流域と同様、本解析において過大評価されている。 $r/R=0.84-0.92$ において軸方向速度が負となると予測した両解析モデルの結果に対し、実験値はほぼ軸方向速度が0となっており明確な逆流域は観測されていない。この原因としても、Pilot 領域と同様に流入速度分布に時間的な変動を付加していないことによる影響が考えられる。

5. 2. 火炎伝播解析 本研究では、火炎伝播解析の対象としてステージ燃焼器のステージ間火炎伝播を選択した。具体的には、解析燃焼器中の Pilot 領域に保炎されて



(a) Whole combustor model (b) Test piece model

Figure 9 Time-averaged distribution of mixture fraction $\bar{\xi}$ on plane $\theta/\Theta = 0$ 

(a) Whole combustor model

(b) Test piece model

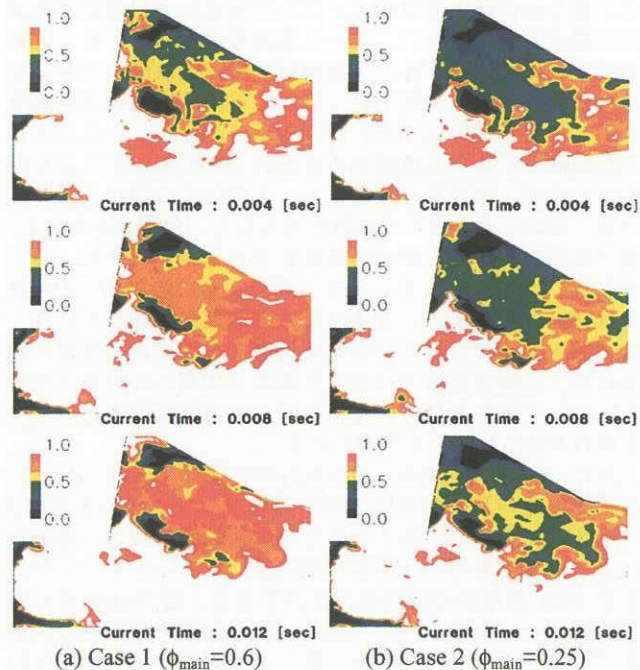
Figure 10 Time-averaged distribution of mixture fraction $\bar{\xi}$ on plane $z/Z = 0.89$

いる火炎から Main 領域へ着火を行う際の火炎伝播を解析対象とした。

5. 2. 1. 混合分率分布 基礎方程式でも述べたとおり、本解析では Pilot ノズルから流入する混合気（以降“Pilot ガス”と記すこととする。また、Main ノズルから流入する混合気は“Main ガス”と記す。）の混合分率について解析を行い、燃焼器中の燃料当量比分布を得ている。混合分率の解析は先述の乱流場解析で得られた発達した乱流場を初期条件とした乱流場解析と同時に解析を行った。

本解析で得られたセクタ中心断面 ($\theta/\Theta = 0$) における混合分率分布を図 9 に示す。両モデルの結果において、Pilot 領域内はほぼ $\bar{\xi}=1$ となっており Pilot ノズルから流入する予混合気によって満たされている。両モデルによる結果を比較すると、出口近くの内外壁近傍において供試体モデルの結果における $\bar{\xi}$ の値が高くなっている領域が見られる。これは、燃焼器出口近くの流れ場において見られた両モデル間の二次流れの差異が原因であると考えられる。このことは、図 10 に示した出口近傍断面（図 5-(a)中断面(4), $z/Z=0.89$) における $\bar{\xi}$ の時間平均分布でより明確に伺える。本断面分布では供試体モデルの結果において供試体壁面に沿った流れが内壁側から流入する Pilot ガスを左側へ、外周壁側から流入する Main ガスを右側へと移流し、 $\bar{\xi}$ の分布に影響を与えている。しかし、側壁に接した両側のセクタ内における $\bar{\xi}$ の分布の全周モデルとの大きな差異に対して、供試体モデルの中心セクタにおける分布は全周モデルのものと同傾向は一致しており、中心セクタにおける火炎伝播の経路に関しては大きな影響はないと考えられる。

5. 2. 2. 火炎伝播解析 Pilot 領域から Main 領域への火炎伝播解析に際して、あらかじめ初期条件設定のための解析を行った。この事前解析では Pilot ガスの当量比 ϕ_{pilot} を 0.7、Main ガスの当量比 ϕ_{main} を 0.0 として、Pilot 領域のみに燃料を投入している条件とした。解析時間短縮のため、前項までに述べた解析で得られた瞬時の速度場及び混合

Figure 11 Time evolution of flame (contour of scalar G) in whole combustor model

分率場を用いてスカラー G に関する解析を行うことにより定常的な解を得た後、0.012 秒 (6000time step) 間、流れ場および混合分率場と同時に非定常解析を行うことによって初期条件となる瞬時のスカラー G の分布を得ている。

このようにして得られたスカラー G の初期条件を元に、Pilot ガスの当量比を $\phi_{pilot}=0.7$ に固定し、Main ガスの当量比を $\phi_{main}=0.6$ 及び $\phi_{main}=0.25$ とした火炎伝播解析を行った。これらの条件は、図 3 中の“Simulation”のプロットに相当し、Case1 は供試体実験において Main 領域への火炎伝播が観測された条件、Case2 は火炎伝播が観測されなかった条件に相当する。

はじめに、全周モデルを用いた解析で得られたセクタ中心 ($\theta/\Theta = 0$) におけるスカラー G の分布を図 11 に示す。示した分布は解析開始 0.04 秒後、0.08 秒後及び 0.012 秒後の Case 1, 2 の両結果である。両ケースにおいて火炎は 2 種類の経路で Pilot 領域から Main 領域へと伝播している。一方は Pilot 領域内の火炎が一度燃焼器出口近傍へ伝播し、その後 Main 領域内を予混合気の流れに逆行して伝播する経路であり、もう一方は Main ノズルから流入する 6 本のジェットの間を通過して Main 領域内の逆流域内へ伝播する経路である。これらの経路を経た火炎は Case1 の結果においては両者が Main 領域内で結合している。その後火炎はさらに Main 領域内全体へと伝播して Main 領域内が既燃ガスに満たされており、Main 領域への着火が確認できる。これに対して Case2 の結果では、2 つの経路から伝播した火炎は Main 領域内で結合するものの安定ではなく、供試体試験において火炎伝播検出を行った熱伝対設置位置（図 2-(a)に図示）においても、火炎の伝播と移流が繰り返されて既燃ガスと未燃ガスが交互に存在するような状態となっている。これは、図 3 の実験結果において、着火当量比にある程度の幅があり火炎伝播が一部の計測でのみ検出された状態に相当すると予想される。すなわち本解析では、Main 領域への着火限界が希薄側にずれた、より火炎伝播の起こりやすい評価となっている。この原因として、Case2 において Main ノズルから流入する 6 本のジェット群の中心部で

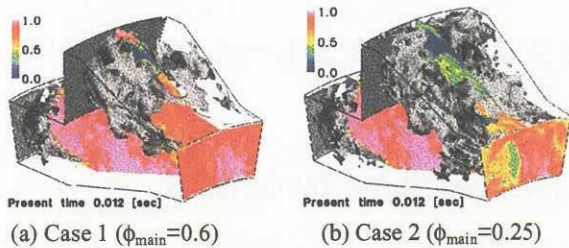


Figure 12 Predicted flame surface (gray surface) and contour of scalar G using test piece model

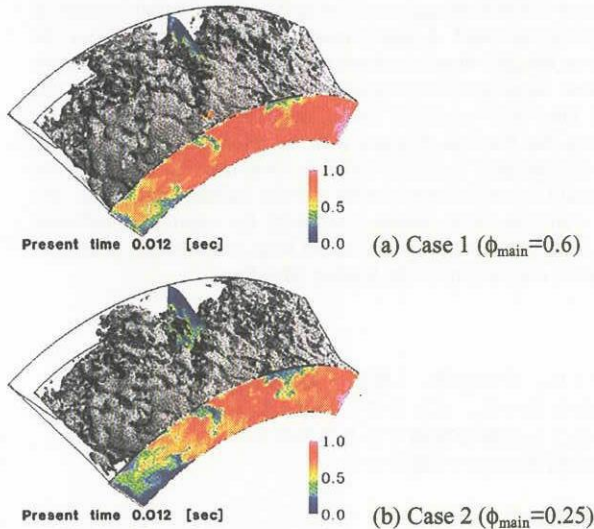


Figure 13 Predicted flame surface (gray surface) and contour of scalar G using test piece model

スカラ G がなだらかな分布を持ってしまっていることが挙げられる。この領域では燃料が非常に希薄で、かつ乱流強度が強く、 G 方程式における火炎伝播速度による生成項に対し乱流拡散項の効果が大きくなっており、スカラ G の分布が火炎面の伝播よりもむしろ既燃ガスと未燃ガスの混合を表していると考えられる。より高精度な着火限界予測の実現のためには、このような超希薄領域での火炎の伝播もしくは燃焼反応の進行を表現可能にする G 方程式モデルの拡張が必要である。

次に全周モデルと供試体モデルとの解析結果の比較として、解析開始後 0.012 秒後の火炎面 (スカラ G の等値面) 及びセクタ中心断面、出口断面でのスカラ G の分布を図 12,13 に示す。先に述べた基本的な火炎伝播経路は両モデル間で大きな差異は見られなかったが、前項までに述べてきた流れ場及び混合分率場の違いによって火炎伝播の様子が異なる領域がある。特に Main 領域の外周壁近傍では、供試体モデルにおいて火炎伝播がみられていない。これは供試体壁面に沿った 2 次流れによる混合分率場の違いで、該当領域周辺で燃料当量比が全周モデルよりも低くなり、消炎モデルの効果によって外周部への火炎伝播経路上で消炎が発生したためである。また、上記の混合分率場の違いの影響は供試体モデルの出口断面における既燃ガス分布にも現れており、Pilot ガス濃度が高くなっている図中向かって右側の既燃ガスの割合が高くなっている様子が見られる。しかし、特に Main 領域への着火に関する火炎伝播経路上において、供試体モデルの中心セクタと全周モデル間では火炎の振る舞いに関しても同様な傾向を示している。実験計測において熱電対を設置した点近傍における火炎伝播の様子についても、乱流場解析を伴う解析のため同一の瞬時場を用いた解析でないことを考慮すれば同様な結果が得ら

れた。これより、本環状燃焼器形状においては切り出しモデルを用いる影響は小さいことが示された。

6. 結論

LES 及び G 方程式を用いた予混合ステージング燃焼器内における乱流場及び火炎伝播の解析を行った。これにより、次のような燃焼器内の重要な現象が予測できた：

1. 流入ノズルからの旋回流の流入によって、保炎に機能する逆流域の形成が示された。ただし逆流域の長さについては、流入条件を平均流のみで与えたため過大評価がみられた。
2. Pilot ノズルからの流入予混合気が Pilot 領域を満たし、希薄燃焼が行われる Main 領域の予混合気濃度は Pilot 領域内の燃焼状態には影響を与えない。
3. 定量的には過小評価であったが、Main 領域への投入燃料当量比の違いによる火炎の振る舞いの変化が表現され、Main 領域への着火限界予測において実験計測と同様な傾向が示された。

今後、より精度の良い火炎伝播解析を行うためには、特に Main ノズル下流のように火炎の伝播に比べて乱流拡散の効果が非常に強くなる燃料希薄領域での flamelet モデルの改良が必要である。また乱流場の解析においては、流入条件への変動成分の導入など、より適切な境界条件の適用が必要となる。

さらに、2 種の解析モデルにおける解析結果の比較を行い、以下のような知見を得て、環状燃焼器の切り出しモデルを用いる影響について調査した：

1. 乱流場の解析において、供試体モデルでの解析により内外周及び側壁の近傍では供試体における側壁の存在の影響が示されたが、実験値との比較からその影響が過大評価されていることも示された。これは、内外周壁面の膜冷却を行っている冷却空気の流入をモデル化した境界条件が原因であると考えられる。
2. 供試体モデルの中心セクタと周期境界条件を用いた全周モデルの比較では、Main 領域出口近傍を除いて、混合分率分布及び火炎伝播解析結果について大きな差異は見られなかった。

7. 謝辞

本研究は文部科学省 IT プログラム「戦略的基盤ソフトウェアの開発」の一環として行われた。数値解析には東京大学情報基盤センターのスーパーコンピュータ SR8000/128 及び SR8000/MPP を使用した。ここに謝意を表す。

参考文献

- 1) Tsuru, T. *et al.*, Proceedings of ASME Turbo Expo 2002, June 3-6, 2002, Amsterdam, The Netherlands
- 2) Smagorinsky, J., Monthly Weather Rex. 91-3, pp.99-164, 1963.
- 3) Williams, F. A., Combustion Theory (2nd ed.), Addison-Wesley, 1985.
- 4) Yakhot, V., Combustion Science and Technology, Vol. 60, 1988.
- 5) Smith, T.M. and Menon, S, 25th AIAA Fluid Dynamics Conference, 1994.
- 6) Göttgens, J. *et al.*, 24th Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute, pp.129-135, 1992.
- 7) 稲毛ら, 機論 63-609, B(1997), pp. 1806-1813
- 8) Kogaki, T. *et al.*, Proceedings of Turbulence and Shear Flow Phenomena 1, 1999.
- 9) Tominaga, T. *et al.*, 4th International Symposium on Computational Technologies for Fluid/Thermal/ Chemical Systems with Industrial Applications (ASME PVP-Vol.448-1), No.1, pp. 205-213, 2002.