

線状加熱における衝突噴流火炎場の燃焼解析法に関する研究

学生員 澤村 淳 司* 正員 富田 康 光*
 正員 大沢 直 樹* 正員 橋本 聖 史*
 正員 新海 信 隆**

Study on Combustion Analysis in the Impinging Jet Flame during Line Heating Process

by Junji Sawamura, *Student Member* Yasumitsu Tomita, *Member*
 Naoki Osawa, *Member* Kiyoshi Hashimoto, *Member*
 Nobutaka Shinkai, *Member*

Summary

In order to analyze heat flow in the impinging combustion flame which is generated during line heating process, a 3-dimensional computer program has been developed.

Reduced reaction mechanism model and Mixing combustion model are employed in this program.

It is found that the calculated gas temperature distribution in the flame is in agreement with the experimental one except the peak temperature of center part of the flame when Mixing combustion model is employed.

1. 緒 言

船体外板は複雑な3次元曲面で構成されている。その形状は線状加熱と呼ばれる造船業特有の工程によって、熟練技能者の経験と勘を頼りに作り出されている。近年、造船業の国際競争力を高めるため、線状加熱作業の自動化による高効率化の実現が強く求められている。そのためには、ガス加熱に伴う物理現象を理論的に解析し、加熱条件と板の変形量の関係を明らかにし、目標形状を得

るための最適加熱条件を決定する手法を確立する必要がある。

ガス加熱による物理現象のうち、鋼板内の熱伝導と熱弾塑性変形については、上田ら¹⁾、石山ら²⁾、野本ら³⁾⁴⁾により、解析方法が示され、目標形状に必要な入熱量分布の推定が可能になりつつある。一方、ガスの燃焼熱流動、ガスと鋼板との熱伝達に関しては未解明な点が多い。辻ら⁵⁾、寺崎ら⁶⁾が実験的にガスから鋼板への入熱量を推定する方法を示しているが、その成果は特定の加熱条件に限定したものであり、任意の加熱条件で入熱量を推定できない。自動化を見据えた解析には、任意の加熱条件で入熱量を推定する解析手法を確立する必要があるが、現在そのような解析手法は存在しない。それを可能にするには、ガスの燃焼および流動形態、ガスと鋼板との間の熱伝達現象の解明が必要である。

* 大阪大学大学院工学研究科

** ビューロベリタスジャパン

線状加熱でのガス流場は高速下で火炎が鋼板に衝突する衝突噴流火炎場となる。このような燃焼流場の燃焼解析法、熱伝達率推定法は著者らの知る限り未だ開発されていない。著者らは既報⁷⁾において、加熱ガスの燃焼流場を非燃焼の高温流場に近似して鋼板への入熱量分布を推定する方法を提案し、点加熱試験結果と比較しその妥当性を示した。

この提案した解析法は、加熱条件が大幅に変わると非燃焼ガスの噴出条件を実験結果又は、厳密な解析結果を用いて再検討する必要がある。衝突噴流火炎場の温度場計測には多大な実験費用を要し、多数回実験を繰り返すことは現実的ではない。そこで、高温ガスの火口境界条件設定方法を定式化することを目的に、既報⁸⁾⁹⁾において衝突噴流火炎場の解析を行った。これら燃焼解析により衝突噴流火炎場の定性的性質、火口境界条件の違いによる燃焼場の変化を知ることができた。

燃焼現象は非線形性の強い現象であり、化学反応と流体運動が並行して起こる複雑な現象であるため、その現象の解明と予測は困難であった。近年、実験計測装置の性能向上、解析方法の発達により火炎構造の細かな部分まで解明されつつある。しかし、複雑な燃焼場を精度良く推定するためには、解析に必要な構成式を短い時間ステップで、小さい計算格子で解く必要があるが、燃焼反応に現れる化学種数は極めて多く、すべての保存方程式を十分短い時間ステップと、空間分解能で解く事は実用計算では難しい。また、高速で衝突する噴流火炎場に関する研究例は実験、解析ともになく、その燃焼現象の詳細は不明であり、数値解析方法も確立されていない。

既報⁸⁾⁹⁾の解析では、上記のような理由から、燃焼モデルに乱流場での燃焼状態を表現するために考案された、総括一段の渦消散モデル¹²⁾を、乱流モデルに $k-\epsilon_2$ 方程式の標準モデル¹³⁾を用い、衝突噴流場の定性的性質を解析により推定することができた。しかし、この解析が定量的に温度場、速度場を推定できているかは不明であり、解析モデルの評価が必要であった。既報¹⁰⁾において、高性能LIF計測装置を用いることにより、衝突噴流火炎の温度分布の過渡変化の計測に成功し、鋼板表面直近までの温度場の詳細を知ることができ、ガス流場は鋼板の温度上昇に関わらず、極めて短い時間で定常になることがわかった。

本研究は、既報⁸⁾⁹⁾で用いた燃焼モデルの評価に加え、現在考案されている燃焼モデルのうち、比較的単純なモデルを用いた計算が、どの程度計算で実験の現象を予測できるかを調べるため、乱流予混合衝突噴流火炎の数値解析を行い、既報の実験¹⁰⁾と比較した。そして、燃焼モデルの違いによる温度場の変化を示し、衝突噴流火炎の燃焼状態に関しての考察を行う。

2. 計算理論

2.1 熱流動計算

対象とする火炎は、正方形ノズルから予混合ガス燃料を噴出し、その燃料の燃焼により形成される乱流予混合火炎である。支配方程式は、密度加重平均を施した連続の式、運動方程式、エネルギー方程式、乱流モデルのための方程式、化学種の保存式となる。これら方程式は従属変数を ϕ で代表させると、非圧縮流体、定常乱流場、3次元直交座標系を用いた場合、次式で表すことができる。

$$\frac{\partial}{\partial x}(\bar{\rho}\tilde{u}\phi) + \frac{\partial}{\partial y}(\bar{\rho}\tilde{v}\phi) + \frac{\partial}{\partial z}(\bar{\rho}\tilde{w}\phi) - \frac{\partial}{\partial x}(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial x}) - \frac{\partial}{\partial y}(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial y}) - \frac{\partial}{\partial z}(\Gamma\frac{\partial\phi}{\partial z}) = S_\phi \quad (1)$$

従属変数 ϕ として、具体的には x, y, z 方向速度成分 $\tilde{u}, \tilde{v}$ および $\tilde{w}$ 、エンタルピー $\tilde{h}$ 、乱れエネルギー $\tilde{k}$ とその消散率 $\tilde{\epsilon}$ 、反応に関係する化学種の質量分率 $\tilde{m}_i$ である。 $\sim$ はFavre平均、 $-$ は時間平均を表し、 ρ は密度、 Γ は拡散係数、 S_ϕ は生成項である。

乱流モデルには $k-\epsilon_2$ 方程式の標準モデル¹³⁾を採用している。密度 ρ は完全ガスの状態方程式から求めた。各成分および多成分系の粘性係数 μ 、比熱 C_p ¹⁵⁾¹⁴⁾は温度、成分濃度による変化を考えた。

2.2 燃焼計算

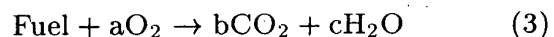
燃焼による発熱はエンタルピー h を次式のように感エンタルピー h_j と生成エンタルピー h_j^0 の和と表し、燃焼反応による化学種組成の変化に応じた比熱、生成エンタルピーを与えることにより表現される。

$$h = \sum_{j=1}^n m_j(h_j + h_j^0) = \int_{T_0}^T \sum_{j=1}^n m_j C_{p_j} dT + \sum_{j=1}^n m_j h_j^0 \quad (2)$$

燃焼による各化学種の生成、消滅は(1)式の化学種保存式の生成項により表される。これを表現するものが燃焼反応モデルと呼ばれるものである。

2.2.1 燃焼反応モデル

炭化水素系燃料が完全燃焼する時の反応式は次式で表せる。



これは反応のはじめの状態と終わりの状態を表現しているだけで、途中に起こる現象は全く表現されていない。この反応式を総括一段反応式という。

実際には火炎面と呼ばれる非常に薄い領域内で、極めて短い時間に、数十という多数の素反応が同時にあるいは順次おこり、最終的に(3)式で表せる反応が起こっているように見える。また、素反応は周囲の状態により順反応だけでなく逆反応も起こり反応式はさらに複雑になる。

実用計算では、燃焼反応に関係するすべての素反応を細かい時間ステップで、小さい計算格子を用いて解くことは難しく、その一部の反応を取り出し、ある仮定及び簡略化を用いた燃焼反応モデルを用い燃焼現象を表現する。現在考案されているモデルの中で、すべての燃焼現象を精度よく表現できるモデルはなく、解析対象に対して適切なモデルを選択するか新しい燃焼モデルを開発する必要がある。

解析対象である衝突噴流火炎場の反応機構の詳細は解明されておらず、中間生成物の発生等、燃焼に関与する化学種を考慮した多段の化学反応を考えても、どの化学種、どの反応が衝突燃焼場で生じているのかわからない。本研究の目的から見れば、詳細な化学反応を解き、中間生成物の発生等の詳細な火炎構造がわかるよりも、解析の容易な簡単なモデルで、解析領域の温度分布が得られればよい。

そこで、既報⁸⁾⁹⁾で用いた燃焼モデルの評価を含め、以下に示す比較的解析の容易な2つのモデルを用いて乱流予混合衝突噴流火炎の数値解析を行い、既報の実験¹⁰⁾で得られた火炎温度分布を用いて、どの程度計算で、実験の現象を予測できるかを調べる。

以下、解析で用いた燃焼モデルについて説明する。

2.2.2 化学反応速度支配のモデル

化学種 j の単位時間、単位体積当りの生成速度 R_j は一般的に次式で与えられる。

$$R_j = M_j \sum_{i=1}^m (\nu_{j,i} - \nu''_{j,i}) k_i \prod_{i=1}^s [C_j] \quad (4)$$

ただし、 $\nu_{j,i}$, $\nu''_{j,i}$ は反応 i における化学種 j の反応物、生成物の量論係数、 k_i は反応 i の反応速度定数である。反応は各素反応において、正逆反応をそれぞれ別の反応と考える。 $[C_j]$ は化学種 j のモル濃度、 M_j は化学種 j の分子量、 m は反応の数、 s は化学種の数である。

反応 i の正方向速度定数 k_i^f は次のアレニウスの表示式で与えられる。

$$k_i^f = AT^n \cdot \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (5)$$

ここで、 A, n, E は実験定数であり、 E は反応の活性化エネルギーである。逆反応の反応速度定数 k_i^r は、正方

Table 1 Forward rate constants of the global reaction scheme for methane (as $AT^b e^{(-E/RT)}$)

Reac tion	Rate con stant	A	b	E (cal/mol)
(a)	k_a^f	0.44×10^{12}	0	30000
(b)	k_b^f	0.30×10^9	0	30000
(c)	k_c^f	0.68×10^{16}	-1	40000
(d)	k_d^f	0.275×10^{10}	0	20000

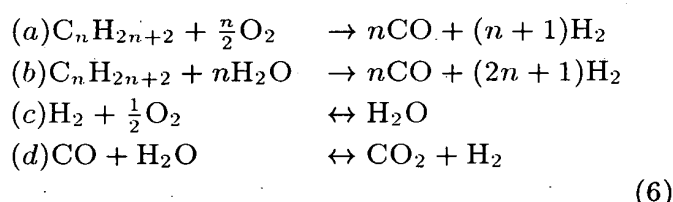
向の反応速度定数 k_i^f とその反応の平衡定数 K_i から求める。

火炎構造を厳密にシミュレートするには、燃焼過程で現れるすべての化学種に対して、(1)式の化学種保存式および上記(4),(5)式を解かなければならない。実用燃焼計算では、燃焼反応に関係するすべての素反応および反応式を扱うことは難しく、簡略化が必要になる。

(1) Reduced Reaction model

詳細反応の中から一部の反応を取り出したり、早い素反応の部分平衡を仮定しながら、いくつかの素反応を組み合わせて見かけの反応系を作り出すことにより燃焼反応を簡略化する。

Jones ら¹⁷⁾は6種類の化学種と4段の素反応を取り出し、燃焼反応をモデル化している。



この時、各反応の正方向(右向き)の反応速度は次式のように表される。

$$\begin{aligned} (a) \quad r_{(a)}^f &= k_a^f [\text{C}_n\text{H}_{2n+2}]^{\frac{1}{2}} [\text{O}_2]^{\frac{5}{4}} \\ (b) \quad r_{(b)}^f &= k_b^f [\text{C}_n\text{H}_{2n+2}] [\text{H}_2\text{O}]^{\frac{5}{4}} \\ (c) \quad r_{(c)}^f &= k_c^f [\text{H}_2]^{\frac{1}{4}} [\text{O}_2]^{\frac{3}{2}} \\ (d) \quad r_{(d)}^f &= k_d^f [\text{CO}] [\text{H}_2\text{O}] \end{aligned} \quad (7)$$

$n=1$, すなわちメタンガス (CH_4) の場合の(6)式で用いる定数を Table1に示す。反応(a), (b)は正方向のみの反応が考慮されるが、反応(c), (d)は平衡反応であり、正逆方向の反応が考慮される。逆反応速度定数は正方向の反応速度と平衡定数の比により求める。

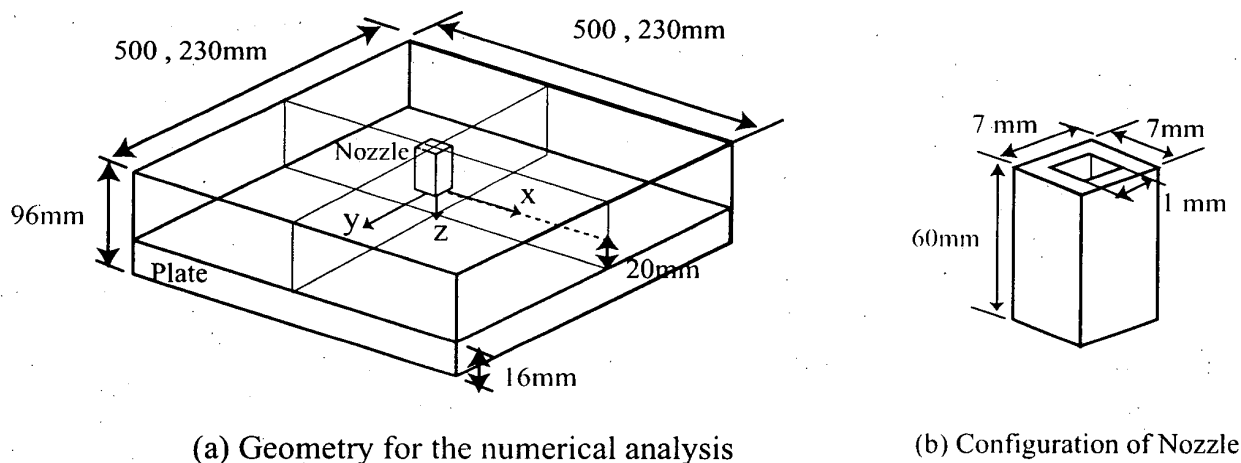


Fig. 1 Geometry for numerical analysis and configuration of nozzle

2.2.3 乱流混合速度支配のモデル

乱流場においては、化学反応速度が律速とならず、乱流場を対象とした燃焼モデルが考案されている。

(1) 渦消散モデル

燃料のガス塊と酸化剤、既燃ガス塊が崩壊して分子スケールの混合に達したときに燃焼反応が起こると考える。その反応速度は乱れの渦が微少な渦に崩壊し消散する速度、すなわち乱れエネルギーの減衰速度 ε/κ に比例する。乱流予混合火炎の場合、燃料、酸化剤、既燃ガス塊の消散速度に比例して反応が起こるとして、燃料の反応速度 ($\text{kmol}/\text{m}^3/\text{s}$) は次式で表せる。¹⁶⁾

$$\bar{R}_{fu} = A \left(\frac{\bar{\rho}\varepsilon}{\kappa} \right) \cdot \min \left(\tilde{m}_{fu}; \frac{\tilde{m}_{ox}}{i}; B \frac{\tilde{m}_{pr}}{1+i} \right) \quad (8)$$

ここで k , ε は乱れエネルギーとその消散率, i は量論酸素燃料比, $\tilde{m}_{fu}$, $\tilde{m}_{ox}$, $\tilde{m}_{pr}$ はそれぞれ燃料, 酸化剤, 既燃ガスの質量分率, A , B は $A=4$, $B=0.5$ なる経験定数である。

2.2.4 化学反応速度と乱流混合速度を組み合わせたモデル

化学反応速度支配のモデルは、乱流燃焼の特性を表現できない。一方、乱流混合支配モデルは化学反応支配の火炎構造を表現できない。このため、二つの特性をもつような燃焼器では両者の構造を考慮したモデルを用いて計算を行う必要がある。しかし、これら両方の特性を表現できる確立されたモデルは見当たらない。実用計算では両者の性質を表現した燃焼モデルを組み合わせる用いることが多く、本解析でも上記の化学反応律則モデルと乱流混合速度支配モデルを組み合わせたモデルを用いる。

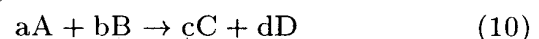
(1) 化学反応速度と渦消散モデル

乱流場では、燃料、酸化剤および既燃ガスが崩壊、分子レベルまで混合し、その後、化学反応で燃焼すると考えられる。そのため、乱流燃焼速度 R_c は化学反応速度

R_k と乱流混合速度 R_m のうち、小さいものに支配されると考え、次式のように与えられる。

$$R_c = \min(R_k, R_m) \quad (9)$$

本解析では、Jones ら¹⁷⁾ の4段階簡略化モデルと Magnussen ら¹²⁾ の渦消散モデルを組み合わせ、解析を行った。これら2つのモデルの組み合わせに際しは以下のような考えを取り入れた。¹¹⁾ 平衡反応を考える場合、化学種はその時の燃焼場の状況に応じて、燃料、酸化剤、既燃ガスのどれにもなりうることから、乱流混合速度は反応に関わる化学種を独立したガス塊と考え、その消散速度に比例すると考える。



なる反応式で表現される燃焼反応に対して、乱流混合速度は次のように表せる。

$$R_{mj} = 4.0 \left(\frac{\bar{\rho}\varepsilon}{\kappa} \right) \cdot \min \left(\frac{\tilde{m}_A}{a}; \frac{\tilde{m}_B}{b}; \frac{\tilde{m}_C}{c}; \frac{\tilde{m}_D}{d} \right) \quad (11)$$

また、反応の方向は化学反応によって決まり、乱流混合には支配されないとし、化学反応速度 R_{kj} (j は化学反応番号) を下式で与える。

$$R_{kj} = r_j^f - r_j^k \quad (12)$$

ここで、 r_j^f は正方向反応速度、 r_j^k 逆反応速度を表す。したがって、燃焼反応速度は下式であたえられる。

$$R_{cj} = \frac{R_{kj}}{|R_{kj}|} \min(|R_{kj}|, R_{mj}) \quad (13)$$

3. 数値計算

前述の基礎方程式及び燃焼モデルを用いて数値計算により、流速、温度、化学種濃度などを算出する。支配方程式の離散化にはコントロールボリュームに基づく有限体積法を用いる。また圧力場の解法は Simple 法を、対流項、拡散項の差分近似にはべき乗法を採用した¹⁸⁾¹⁹⁾。

乱流モデルは $k-\epsilon$ 方程式標準モデル¹³⁾ 用いる。燃焼モデルは乱流混合支配の渦消散モデル¹²⁾ と、多段の化学反応の影響を調べるため、Jones ら¹⁷⁾ の 4 段階簡略化モデルと渦消散モデル¹²⁾ を組み合わせたモデルの 2 種類を用いた。

3.1 計算対象

計算対象は、板厚 16mm の鋼板上方に一辺 1.0mm の正方形の出口形状をもつガスノズルを鉛直下向きに配置し、そのノズルからメタンガス (CH_4) と酸素 (O_2) の予混合燃料を空气中に噴出させ、 CH_4 ガスの燃焼により形成される火炎を鋼板に衝突させる衝突噴流火炎である。火炎温度は極めて短い時間で定常になることから¹⁰⁾、定常衝突火炎場として計算した。

燃焼モデルに渦消散モデルを用いた計算では、計算領域は、縦 500mm(x)、横 500mm(y)、高さ 96mm(z) の 3 次元空間領域を考えた。計算格子は、ノズル出口近辺と衝突面に近い領域では間隔を小さくした不等間隔格子とし、ノズル出口と衝突面に近い領域では小さい計算格子 (最小計算格子=0.5mm) を生成した。多段の化学反応速度支配モデルを用いた計算では、大気圧での反応帯の厚みは 1mm 以下で、この領域内での化学反応を表現するため、ノズル出口では極めて小さい計算格子を生成し (最小計算格子=0.05mm)、一方で、計算領域は縦、横方向を、縦 230mm(x)、横 230mm(y) と小さくした。計算モデルおよびノズル形状は Fig.1 に示す。

3.2 計算条件および境界条件

ノズル出口での計算条件は既報¹⁰⁾ の実験とほぼ同条件とし、燃料ガスの噴出速度は実験において測定した流量から換算した流速 41.4m/s を与えた。メタンガス (CH_4) と酸素 (O_2) の予混合燃料の組成、および計算領域内のガスの初期組成 (Air) は Table2 に示す組成を与えた。

火炎の温度場計測に、NO 分子を用いた LIF 法を使用したため燃料および、火炎中に NO 分子が存在する。本計算で取り扱う化学種は CH_4 , CO , H_2 , O_2 , CO_2 , H_2O , N_2 の 7 種であり、NO 分子を想定していない。このため、火炎中の NO 分子の生成、消滅は考えず、燃料の NO 分子に関しては N_2 に置き換え燃料に添加した。

ガス領域の周囲境界は z 軸に垂直な流体側断面 (最上

Table 2 Composition of fuel and air

Species	(Unit: %)	
	Fuel	Air
CH_4	30.4	0.0
CO	0.0	0.0
H_2	0.0	0.0
O_2	64.3	23.2
CO_2	0.0	0.0
H_2O	0.0	0.0
N_2	5.3	76.8

面) の格子では、エネルギーに対してのみ自然流出条件を与える仮想壁を配置し、そのほかの境界はすべて自然流出条件を与えた。また、計算において鋼板内の熱移動が燃焼流場に影響することから⁹⁾、ガスと鋼板との熱伝達面に関しては、ガス側において対数則を適応し鋼板の熱移動を考えた。

なお、実験条件および実験結果の詳細は既報¹⁰⁾ で報告している。

4. 計算結果と考察

Fig.2, Fig.3 は燃焼モデルに既報⁹⁾ で採用した、渦消散モデルを用いた解析結果と、既報¹⁰⁾ の実験値を比較したグラフである。Fig.2 は水平方向温度分布であり、z はノズルからの垂直方向距離を示し、(a) がノズル出口からの距離が 1.3mm の面の温度分布で、(b) ~ (c) と鋼板に近くなり、(d) が鋼板からの距離が 1.5mm の面の温度分布となる。Fig.3 はノズル出口をゼロとした垂直方向温度分布であり、x はノズル中心からの半径方向距離を表し、(a) がノズル中心軸での温度分布であり、(b), (c) とノズル中心からの距離が大きくなる。

Fig.2(a), (b), (c) でのノズル中心以外の火炎部分、及び、Fig.3(b), (c) では、計算値と実験値はよい一致を示しており、火炎の幅、火炎の大きさなどの全体の火炎形状は表現できている。しかし、計算値の最高温度はノズル中心位置で最高温度を示し、約 3500K となるが、実験値の最高温度は、ノズル中心位置ではなく、ノズルリム (ノズルの厚み部分) 付近で、最高温度を示し、約 2500K ~ 2800K となる。また、計算結果は実験値で見られる中心部が窪んだ形をした低温部分がうまく表現できておらず、Fig.2(a) の $z=1.5\text{mm}$ 以外の火炎中心部 ($x=0$ 付近の領域) において、温度の低い部分が見られない。このことは、Fig.3(a) でも見られ、計算値ではノズル出口から急激に温度が上がり、低温部分がほとんど見られないのに対し、実験ではノズル出口から 16 ~

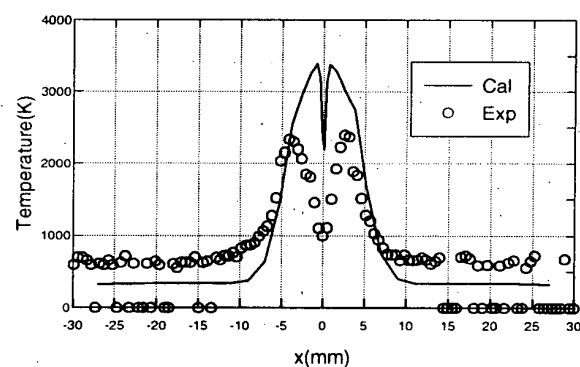
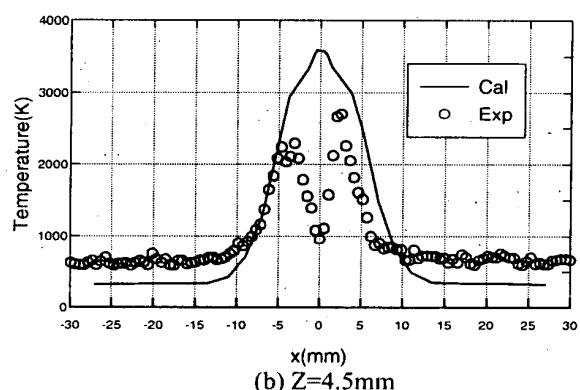
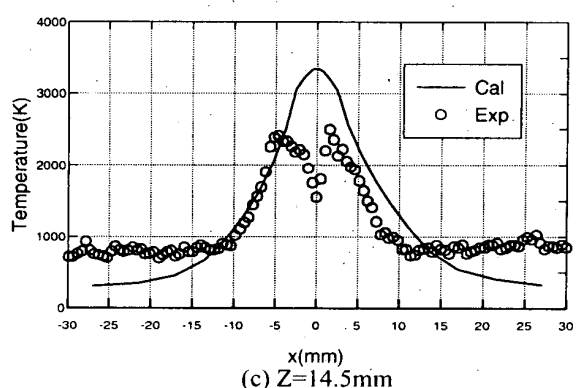
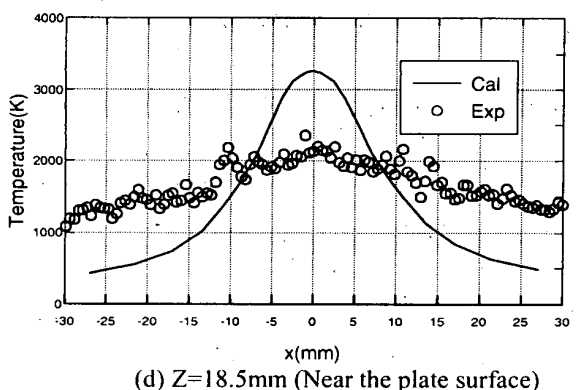
(a) $Z=1.3\text{mm}$ (Near the Nozzle exit)(b) $Z=4.5\text{mm}$ (c) $Z=14.5\text{mm}$ (d) $Z=18.5\text{mm}$ (Near the plate surface)

Fig. 2 Experimental temperature distribution of methane gas premixed flame compared with prediction by Eddy dissipation model (horizontal plane)

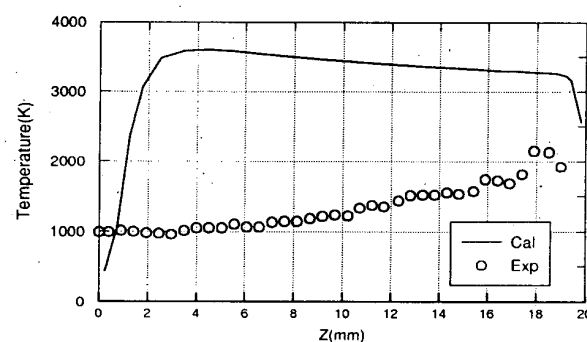
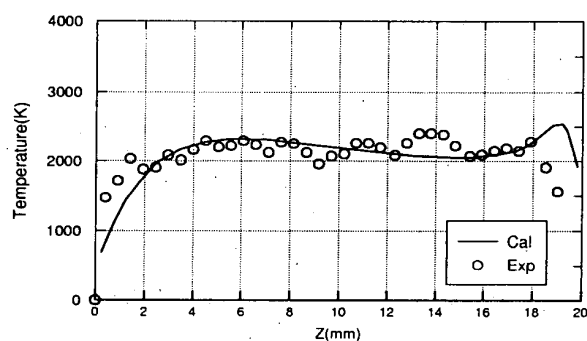
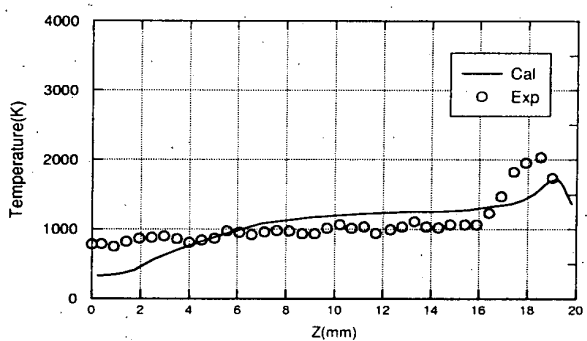
(a) $x=0\text{mm}$ (Nozzle center)(c) $x=-5\text{mm}$ (c) $x=-10\text{mm}$

Fig. 3 Experimental temperature distribution of methane gas premixed flame compared with prediction by Eddy dissipation model (vertical line)

17mm 付近まで見られる。全体として温度が高くなるのは、計算において輻射による放熱を無視したことも考えられるが、ノズル付近での燃焼場が異なる原因としては以下のことが考えられる。i) ノズル中心軸上での燃焼は化学反応速度に依存しており、乱流混合支配ではない。ii) 渦消散モデルは、総括一段反応が成り立つ燃焼場を対象としているが、バーナー燃焼では、総括一段反応が成り立たず、燃料過程で現れるその他の素反応、中間生成物、燃焼生成物の影響を考慮した多段の反応を考えなければならない。iii) 実験で用いたノズルは保炎機構をもつ

た複雑な形状をしており、このノズルが形成する噴流ガスの複雑な流れが燃焼現象に影響を与える。

Fig.4は化学反応速度支配モデルの4段階簡略化モデルと乱流混合速度支配モデルである渦消散モデルを組み合わせたモデルを用いた計算結果と実験結果を比較した水平方向温度分布図であり、Fig.2と同様、 z はノズルからの垂直方向距離を示し、(a),(b),(c)(d)と鋼板に近くなる。i),ii)の影響を調べるため、化学反応速度支配モデルと乱流混合速度支配モデルを組み合わせたモデルを用いた計算を行ったが、火炎最高温度は約4000Kと乱流混合支配モデルだけを用いた時よりも、大きな値を示し、温度分布形状も一致しない。化学反応を考慮したことにより、逆に温度分布が高くなったと思われる、多段階の化学反応と乱流混合を考慮したにも関わらず、乱流混合モデルだけを用いた時よりも燃焼場を予測できていない。ただ単に、化学反応速度支配モデルと乱流混合速度支配モデルを組み合わせただけでは、火炎場を予測することはできない。ノズル中心軸上での燃焼場は化学反応速度依存とは言い難く、さらに詳細な化学反応を考えたモデルを用いたとしても、その効果は期待できない。そこで、先に挙げたiii)による影響を考える必要がある。

また、いずれの燃焼モデルを用いても、計算結果実験結果で見られるような、なだらかな温度分布は見られず、衝突面近傍での温度は一致しない。衝突面近傍、特にノズル中心より離れた領域において、燃焼反応が起こっているとは考えられず、この付近での温度分布が一致しないのは、燃焼モデルが原因とは考えにくい。それよりも、衝突面近傍での流れが予測できていないのが原因だと思われる。一般に衝突噴流場では $k-\epsilon$ 2方程式および、壁法則は適応できないと言われているが、本解析では、これらを用いて解析を行っており、乱流モデル及び、壁法則の検討が必要である。

本解析においては、既報⁹⁾で採用した渦消散モデルを用いた計算結果が最も実験結果と良く一致し、火炎の温度分布の幅など、大まかな火炎形状は表現できている。衝突噴流場での燃焼は乱流混合速度が支配的であると考えられ、衝突噴流火炎場の温度場を予測するだけであるならば、解析の簡単な、乱流混合速度モデルが適する。しかし、現状の解析では、計算値の最高温度は実験値のそれよりもかなり高い値を示し、ノズル中心部および衝突面近傍での温度分布が実験結果と一致しないなど、衝突噴流火炎場の予測には不十分であり、何らかの改良が必要である。ここで、さらに詳細な化学反応を考えたモデルを用いたとしても、乱流混合が支配的な場においてその効果は期待できない。また、詳細な化学反応を表現するためには、細かい計算格子が必要となり、乱流場の実計算において、詳細に化学反応を考慮した計算は適さ

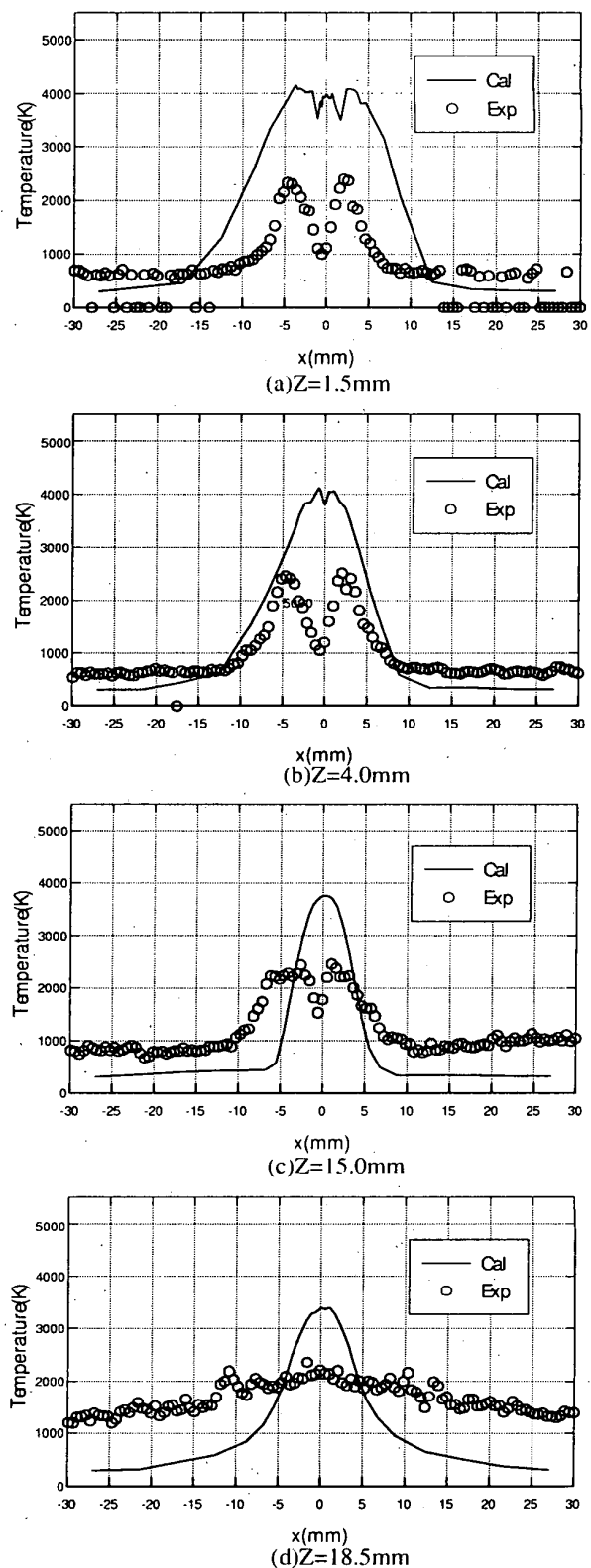


Fig. 4 Experimental temperature distribution of methane gas premixed flame compared with prediction by Eddy dissipation model and Reduced Reaction model

ない。燃焼モデル以外に計算結果と実験結果が一致しない原因として、ノズル周辺及び、衝突面近傍の衝突噴流場の予測が考えられ、 $k-\epsilon 2$ 方程式、壁法則の検討を含めた、衝突噴流場の予測をしたうえで、乱流混合速度支配モデルの検討を行う必要がある。

5. 結言

衝突噴流火炎場の燃焼現象は依然解明しておらず、現行の燃焼モデルで衝突噴流火炎場が推定できるもわかっていない。既報⁸⁾⁹⁾で用いた燃焼モデルの評価を含め、既存の燃焼モデルのうち、比較的解析の容易なモデルを用いた計算で、どの程度、複雑な衝突噴流燃焼場計算の現象を予測できるかを調べるため、既報の実験¹⁰⁾で測定したバーナーによる点加熱時の火炎温度分布と計算結果との比較を行った。そして、燃焼モデルの違いによる温度場の違いを示し、衝突噴流火炎の燃焼状態に関しての考察を行い、以下のような結論を得た。

1. 衝突噴流場では乱流混合が支配的であり、既報⁸⁾⁹⁾で用いた渦消散モデルによる計算はノズル中心以外での温度分布形状は計算値と実験値はよい一致を示す。衝突噴流火炎場の温度場を予測する場合の、本研究の目的に合った燃焼モデルは、詳細反応を考えた化学反応速度支配モデルではなく、解析の簡単な、乱流混合速度モデルが適する。
2. 現行の渦消散モデルでは、計算値の最高温度はノズル中心軸上、衝突面近傍での温度分布が実験結果と一致しない。計算結果と実験結果が一致しない原因の多くは、ノズル周辺及び、衝突面近傍の衝突噴流場を正しく予測できないためだと思われ、 $k-\epsilon 2$ 方程式、壁法則の検討を含めた、衝突噴流場の予測をしたうえで、乱流混合速度支配モデルの検討を行う必要がある。

謝 辞

本研究の一部は科学研究費補助金基盤研究(B)(2) 課題番号12450401(研究代表者 富田康光)の補助を受けたことを付記し、関係各位に御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 上田幸雄, 村川英一, Rashwan A.M.: “計算機支援板曲げ法案自動作成システムの開発 (第1-4報)” 日本造船学会論文集, 170-174 (1991-1993)
- 2) 石山隆庸, 丹後義彦, 中村祐介: “FEMを応用した線状加熱自動化の実用化研究” 日本造船学会論文集, 183 (1998) pp.335-342
- 3) 野本敏治, 大森拓也, 須藤拓, 榎沢誠, 青山和浩, 斎藤正雄: “線状加熱板曲げ加工シミュレータの開発” 日本造船学会論文集, 168 (1990) pp.529-537
- 4) 野本敏治, 武市祥司, 将基孝一朗, 青山和浩, 榎沢誠, 斎藤正雄: “面内縮みを考慮した撓鉄作業用シミュレータの開発” 日本造船学会論文集, 170 (1991) pp.599-607
- 5) 辻勇, 奥村耕之: “鋼材の線状加熱板曲げ加工に関する研究” 西部造船学会会報, 76 (1988) pp.149-160
- 6) 寺崎俊夫, 北村信男, 中井雅之: “線状加熱加工における熱サイクルの予測式” 西部造船学会会報, 99 (1999) pp.321-329.
- 7) 富田康光, 橋本聖史, 大沢直樹, 吉川光昭, 萬雅史, 新海信隆, 金田厚彦: “線状加熱における加熱時のガス流場の近似解法に関する研究” 日本造船学会論文集, 184 (1998) pp.469-476
- 8) 富田康光, 橋本聖史, 大沢直樹, 澤村淳司, 新海信隆: “線状加熱における燃焼流場の数値シミュレーション” 関西造船協会誌, 232 (1999) pp.155-161
- 9) 澤村淳司, 富田康光, 橋本聖史, 大沢直樹, 新海信隆: “線状加熱における燃焼流場から鋼板への熱移動に関する研究” 日本造船学会論文集, 187 (1999) pp.373-381.
- 10) 新海信隆, 富田康光, 大沢直樹, 橋本聖史, 澤村淳司: “線状加熱における熱源移動時の加熱ガス流場の解析方法に関する研究” 関西造船協会誌, 234 (2000) pp.229-235.
- 11) 安田俊彦: “流動, 伝熱, 燃焼数値解析の基礎から最新のシミュレーション技術まで” 日本機械学会第230回講習会教材, (1998) pp.19-24
- 12) Magnussen, B.E., Hjertager, B.H.: “On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion” Proc.16th Symp.(Inter) on Combustion, (1976) pp.719-729.
- 13) Launder, B.E., Spalding, D.B.: “The Numerical Computation of Turbulent Flows” Comp.Meth.Appl.Mech.Eng., 3 (1974) pp.269-289
- 14) Bird, R.B., Stewart, W.E., Lightfoot, E.N.: “Transport Phenomena” John Wiley & Sons. (1960)

- 15) Stull,D.R., Prophet,H.: "JANAF Thermo-Chemical Tables (2nded.)" U.S. Dept. of Commerce. Washington (1971)
 - 16) Westbrook,C.K.,Dryer,F.L.: "Simplified reaction mechanisms for the oxidation of hydrocarbon fuels in flames" Combust. Sci. Technol.,27 (1981) pp.31-43
 - 17) Jones,W.P.,Lindstedt,R.P.: "Global Reaction Schemes for Hydrocarbon Combustion" Combust. Flame,73 (1988) pp.233-249
 - 18) Patanker,S.V.: "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow" Hemisphere Publishing Corporation, (1980)
 - 19) D.G.Lilley,D.L Rhode: "A Computer Code for Swirling Turbulent Axisymmetric Recirculating Flow in Practical Isothermal Combustor Geometries" NASA Contractor Report3442 (1982)
-